

POLITECNICO DI TORINO

Collegio di Ingegneria Chimica e dei Materiali

**Corso di Laurea Magistrale
in Ingegneria dei Materiali per l'Industria 4.0**

Tesi di Laurea Magistrale

Progettazione di provini tubolari in materiale composito per fatica ad altissimo numero di cicli (VHCF)



**Politecnico
di Torino**

Relatore

prof. Tridello Andrea

Correlatori

ing. Boursier Niutta Carlo

prof. Paolino Davide Salvatore

Candidato

Marco Settembrini

s319672

Luglio 2025

“There is a crack in everything, that’s how the light gets in.”
— Leonard Cohen

Indice

1. Introduzione	1
1.1. Materiali compositi	2
1.1.1. Aspetti teorici	2
1.1.2. Terminologia	4
1.1.3. Meccanismi di danneggiamento	6
1.2. Fatica dei materiali compositi: contesto storico e stato dell'arte	7
1.3. Fatica ad altissimo numero di cicli dei materiali compositi	9
1.4. Finalità e strategia del lavoro di tesi	13
2. Manifattura provini	15
2.1. Materiale	15
2.2. Ciclo di cura termica	17
2.3. Metodo produttivo	19
2.3.1. Produzione di un provino laminare	20
2.3.2. Produzione di un provino tubolare	23
3. Metodi sperimentali	29
3.1. <i>Impulse Excitation Technique</i> (IET)	29
3.2. <i>Setup</i> di prova per la caratterizzazione a fatica ad altissimo numero di cicli	32
3.3. Calibrazione estensimetrica	35
3.3.1. Principio di funzionamento e installazione	35
3.3.2. Configurazione sperimentale	37
3.3.3. Calcolo delle deformazioni e della tensione alterna	38
4. Progettazione numerica del provino	41
4.1. Modellazione FEM del provino tubolare originale	41
4.2. Studio del fenomeno di <i>buckling</i> con metodo FEM	47
5. Risultati sperimentali	49
5.1. Validazione estensimetrica del modello FEM	49
5.2. Prove di fatica ad altissimo numero di cicli	51
6. Progettazione di un provino con tensione alterna amplificata	55
6.1. Progettazione di un provino con dischi metallici agli estremi	56
6.2. Validazione sperimentale del provino con dischi metallici agli estremi	59

6.3. Progettazione di un provino innovativo per massimizzare la tensione alterna	61
6.3.1. Provino con diametro interno da 20 mm	65
6.3.2. Provino con diametro interno da 15 mm	67
6.3.3. Considerazioni finali	70
7. Conclusioni e sviluppi futuri	73
8. Bibliografia	75
9. Sitografia	77

1. Introduzione

Nell'attuale ricerca ingegneristica, i **materiali compositi** si sono attestati come una delle scelte più promettenti, modificando numerosi settori grazie alla loro unione di leggerezza, elevate proprietà meccaniche e versatilità progettuale. L'aerospaziale, l'*automotive*, il trasporto ferroviario e il settore energetico sono i principali campi ad elevata tecnologia in cui sono impiegati, in cui l'esigenza di rigidità, resistenza specifica e affidabilità a lungo termine devono soddisfare requisiti particolarmente elevati. L'evoluzione verso l'**Industria 4.0** ha ulteriormente incentivato l'interesse del mondo scientifico nello sviluppare materiali ingegnerizzati e sistemi strutturali intelligenti, aprendo di conseguenza nuove opportunità e sfide nel campo della progettazione avanzata e della caratterizzazione meccanica. In questo contesto, questi materiali si distinguono in modo sostanziale nella realizzazione di componenti strutturali leggeri, personalizzabili e ad alte prestazioni, ponendo contemporaneamente anche sfide nei settori della modellazione del comportamento a lungo termine [1].

Tra tutte le proprietà strutturali, la **resistenza a fatica** è considerata una delle più critiche [2]. La sua complessità riguarda sia i diversi meccanismi coinvolti sia i tempi e i costi associati alle campagne sperimentali. Rispetto ai metalli, i compositi presentano una risposta a fatica fortemente anisotropa e si comportano in modo diverso a causa di una diversità di fattori microstrutturali, come l'orientamento delle fibre, la qualità dell'interfaccia matrice – rinforzo, la presenza di difetti interni e la sequenza di stratificazione dei laminati.

Lo studio della presente tesi è limitato all'analisi della **fatica ad altissimo numero di cicli (*Very High Cycle Fatigue, VHCF*)**, ovvero con un numero di cicli superiore a 10^7 (dieci milioni), applicata a provini tubolari in materiale composito. I problemi legati alla resistenza a fatica si intensificano a causa della durata di ogni test, spesso protratta per diversi mesi o anni a bassa frequenza, e della natura estremamente variabile dei risultati sperimentali: infatti, anche la minima variazione nei parametri di prova (forma, dimensioni del campione, numero di strati, orientamento delle fibre, tipo di carico applicato, etc) può provocare risultati significativamente differenti [2].

In particolare, il *focus* di questo elaborato riguarda **provini tubolari in composito sottoposti a sollecitazioni assiali in compressione**. Questo aspetto è di particolare interesse in ambito industriale per via della sua capacità di garantire una sollecitazione uniforme lungo il corpo del provino, replicando quindi le condizioni reali di carico. Tuttavia, rispetto ai laminati piani, sopraggiungono ulteriori sfide causate dalla geometria tubolare, come una distribuzione complessa delle tensioni e una maggiore difficoltà nel controllo e nel monitoraggio delle condizioni di prova.

In letteratura, l'investigazione del regime VHCF con provini tubolari in composito è finora del tutto limitata. La progettazione di provini risonanti, la gestione del riscaldamento locale durante le prove ad alta frequenza e soprattutto la difficoltà di amplificare efficacemente la tensione alterna nella zona centrale del provino sono tra le principali problematiche che coinvolgono questo tipo di geometria. In dettaglio, studi precedenti presenti in letteratura si sono frequentemente concentrati su configurazioni a flessione che, però, coinvolgono porzioni limitate del materiale.

Alla luce di queste considerazioni, la caratterizzazione dei meccanismi di danneggiamento derivanti dai test VHCF non è l'obiettivo del presente lavoro, ma lo è la progettazione di una **geometria innovativa** del provino tubolare in composito, il quale deve essere in grado di amplificare la tensione alterna nel proprio centro, pur mantenendo sempre la stessa tensione media. Per raggiungere tale

scopo, sono stati impiegati strumenti di simulazione numerica agli elementi finiti (FEM), i quali sono stati utili nell'ottimizzare la risposta dinamica del sistema e nel guidare la progettazione di una soluzione ancora più efficace e funzionale per le future campagne sperimentali.

1.1 Materiali compositi

Per comprendere a fondo le criticità associate alla fatica ad altissimo numero di cicli nei provini tubolari, è innanzitutto fondamentale esaminare i concetti teorici di base relativi a questi materiali, alla loro classificazione e i loro principali meccanismi di danneggiamento.

1.1.1. Aspetti teorici

Nel contesto dell'ingegneria moderna, un paradigma centrale è dato dalla progettazione di strutture leggere in materiale composito (DLCS), il quale è in grado di rispondere alle esigenze di efficienza e prestazioni [3]. Questa pone le sue fondamenta su un approccio integrato che considera contemporaneamente le proprietà dei materiali, le geometrie strutturali e i processi produttivi, con l'obiettivo di ottimizzare il rapporto tra prestazioni e peso. Come introdotto precedentemente, i materiali compositi rappresentano una categoria altamente innovativa di soluzioni ingegneristiche, con applicazioni sempre più diffuse nei settori dell'ingegneria meccanica, aerospaziale, navale e automobilistica. Essi sono composti da due o più fasi distinte, le quali si combinano per conferire proprietà meccaniche e funzionali superiori a quelle delle singole componenti [4]. Come illustrato in figura 1.1, i due elementi fondamentali di un materiale composito sono:

- la **matrice**, che rappresenta la fase continua;
- il **rinforzo**, che costituisce la fase dispersa.

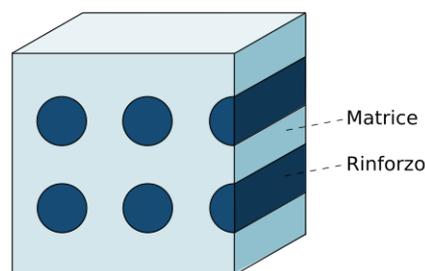


Figura 1.1: schema semplificato di un materiale composito ⁽¹⁾

L'azione combinata tra matrice e rinforzo consente di sviluppare materiali ad alte prestazioni, caratterizzati da elevata resistenza e rigidità specifica, peso ridotto, buona resistenza alla corrosione e ottima durabilità anche in condizioni operative molto severe.

Nello specifico, la **matrice** svolge molteplici funzioni [4]: ingloba il rinforzo, lo mantiene in posizione, trasferisce gli sforzi alle fibre, le protegge dagli agenti esterni e contribuisce alla stabilità geometrica e dimensionale del componente. Essa può essere polimerica, metallica o ceramica; tuttavia, nelle

applicazioni strutturali che richiedono basso peso e alta produttività, come nel caso DLCS, si prediligono matrici polimeriche per via della loro facilità di lavorazione, leggerezza e buone proprietà meccaniche a temperatura ambiente. Nell'ambito della progettazione DLCS [3], la compatibilità con il processo produttivo è uno dei criteri fondamentali nella scelta della matrice stessa. Invece, in ambienti ad alta temperatura vengono preferite matrici metalliche o ceramiche grazie alla loro superiore stabilità termica, nonostante i costi più elevati.

Passando al secondo componente di un materiale composito, il **rinforzo** (o fase dispersa) è l'elemento strutturalmente più resistente e può assumere diverse forme, tra cui fibre, particelle o lamelle (figura 1.2).

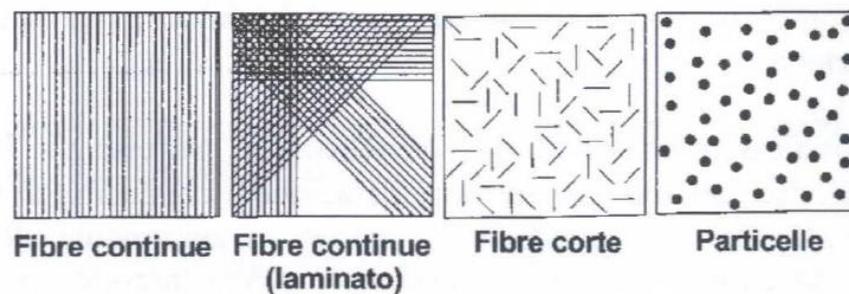


Figura 1.2: morfologia della fase dispersa nella matrice di compositi ⁽²⁾

La scelta del tipo di rinforzo ha un impatto notevole sulle proprietà finali del composito, riguardo principalmente la rigidità, la resistenza meccanica, il comportamento termico e la durabilità. Come mostrato nella figura precedente, si hanno tre principali tipologie di fase dispersa:

- **rinforzi particellari:** costituiti da particelle di dimensioni micro/nanometriche, impiegati principalmente per il miglioramento di proprietà specifiche della matrice, quali la resistenza all'abrasione o la conducibilità termica;
- **rinforzi lamellari:** esempi concreti sono i fogli metallici o di grafene, i quali trovano applicazione in strutture ibride o multifunzionali;
- **rinforzi fibrosi:** sono i più comuni nelle applicazioni strutturali, grazie al loro eccellente rapporto resistenza/peso. Questi possono essere costituiti da fibre continue o discontinue di materiali ad alta resistenza e rigidità, come vetro, carbonio o ceramica. La disposizione delle fibre, sia in configurazione unidirezionale sia intrecciata in tessuti bidirezionali, determina una marcata anisotropia del comportamento del materiale composito.

Sono numerosi i fattori che influenzano l'efficacia del rinforzo nei compositi, tra cui la natura del materiale, l'orientamento delle fibre rispetto alla direzione del carico, il volume relativo rispetto alla matrice e la qualità dell'interfaccia fibra-matrice. Inoltre, deve essere garantita un'adesione efficace tra fibra e matrice in modo da ottimizzare il trasferimento degli sforzi e prevenire fenomeni di delaminazione o *debonding*. A tal fine, le fibre possono essere sottoposte a trattamenti superficiali o rivestimenti, volti a migliorare l'interazione chimico – fisica con la matrice [4]. I compositi contenenti fibre come fase dispersa sono solitamente anisotropi, ovvero presentano ottime proprietà meccaniche lungo la direzione delle fibre stesse ma, contemporaneamente, una minore resistenza lungo le direzioni ortogonali. Questa caratteristica può essere sfruttata efficacemente in fase progettuale,

orientando le fibre secondo le direzioni principali di applicazione degli sforzi [4]. All'interno del paradigma DLCS, questa proprietà è fondamentale per adattare le prestazioni del materiale alla reale condizione di carico, massimizzando così l'efficienza strutturale [3]. Per questo motivo, per sfruttare appieno le potenzialità della progettazione DLCS, è fondamentale padroneggiare la terminologia specialistica e comprendere le logiche costruttive dei materiali compositi, come verrà approfondito nella sottosezione successiva.

1.1.2. Terminologia

Per descrivere in modo accurato il comportamento meccanico e le modalità costruttive di un elemento in composito, è indispensabile comprendere la terminologia adatta relativa a questi materiali. In figura 1.3 sono riportate varie **lamine**, le quali non sono altro che dei sottili strati di materiale composito in cui le fibre sono orientate secondo una direzione specifica.

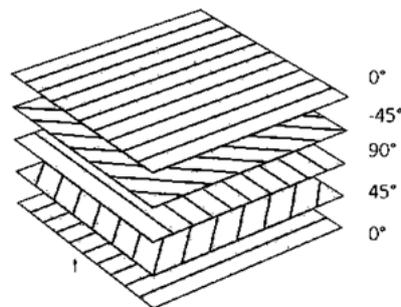


Figura 1.3: sequenza di impilamento (0/45/90/-45/0) di un laminato ⁽³⁾

Una serie ordinata di tali strati, ciascuno con orientamento differente, costituisce un **laminato**, ovvero una struttura multistrato tipicamente impiegata nelle applicazioni ingegneristiche. La disposizione e l'orientamento degli strati nel laminato sono definiti con il termine "**stacking sequence**" (figura 1.4) e influenzano notevolmente le proprietà del prodotto finale [4].

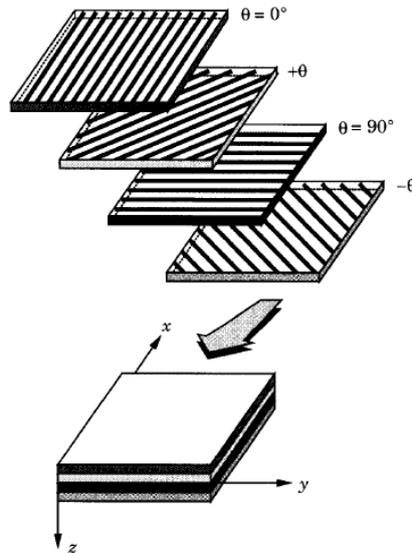


Figura 1.4: esempio di *stacking sequence* in un laminato composito ⁽⁴⁾

Oltre a queste configurazioni, vi sono i **tessuti**, ovvero intrecci regolari di fibre nelle due direzioni principali, ovvero **trama** e **ordito**, i quali possono essere ulteriormente classificati in base alla loro configurazione geometrica (figura 1.5):

- *plain weave* (intreccio semplice);
- *twill weave* (intreccio diagonale);
- *n-satin weave* (intreccio a salti regolari).

Ciascuna di queste architetture presenta vantaggi specifici in termini di **drappabilità**, **impregnabilità** e **comportamento meccanico** ^[4].

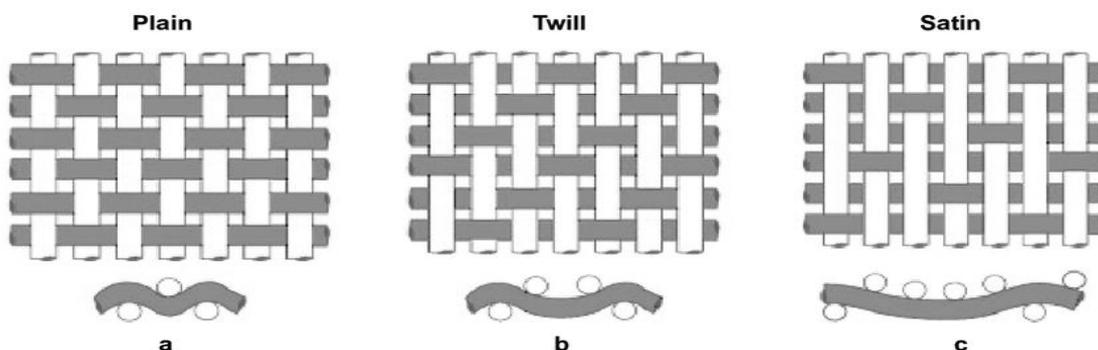


Figura 1.5: schematizzazione di tessuti con struttura (a) *plain weave*, (b) *twill weave*, (c) *n-satin weave* ⁽⁵⁾

I materiali *prepreg* ^[4] si caratterizzano per la presenza di fibre già **impregnate** con una resina parzialmente reticolata, caratteristica che li rende pronti all'uso dopo le fasi di formatura e cura.

Grazie a questa configurazione, si hanno notevoli vantaggi in termini di uniformità e ripetibilità del processo di produzione. Il concetto di **DLCS** enfatizza la natura **multiscala** dell'analisi dei compositi: dalla **micromeccanica** dei costituenti alla **risposta globale del laminato**, passando per i modelli teorici come la **Classical Laminate Theory**, strumenti fondamentali nella progettazione ingegneristica [3]. Oltre all'uso di *prepreg*, i compositi possono essere realizzati mediante numerose tecnologie, come l'infusione, il *Resin Transfer Molding* (RTM) o lo stampaggio a compressione, ciascuna con specifici vantaggi in termini di costi e performance [4].

Successivamente all'introduzione dei concetti base e delle strutture tipiche dei compositi, è possibile rivolgere l'attenzione su un aspetto fondamentale della progettazione DLCS: i **meccanismi di danneggiamento**. La comprensione di questi fenomeni è essenziale per garantire sicurezza, durabilità e prestazioni nel lungo termine, argomenti che verranno approfonditi nella prossima sottosezione.

1.1.3. Meccanismi di danneggiamento

Nonostante i notevoli vantaggi offerti dai materiali compositi, come detto precedentemente questi sono comunque soggetti a meccanismi di danneggiamento complessi, i quali tendenzialmente interagiscono tra loro. A differenza dei materiali tradizionali, nei quali la frattura si manifesta in modo localizzato, nei compositi il danno può essere diffuso e può presentarsi contemporaneamente in diverse forme [5].

I principali meccanismi responsabili del danneggiamento sono:

- **debonding** (figura 1.6 – a), ovvero la perdita di adesione all'interfaccia fibra-matrice, che compromette il trasferimento dei carichi;
- **formazione di cricche nella matrice** (figura 1.6 – b), che si sviluppano sotto carichi trasversali rispetto alla direzione delle fibre;
- **rottura delle fibre** (figura 1.6 – c), che si verifica principalmente in presenza di sovraccarichi o di carichi ciclici prolungati;
- **delaminazione** (figura 1.6 – d), cioè la separazione tra strati adiacenti del laminato, causata generalmente da carichi fuori piano o da impatti.

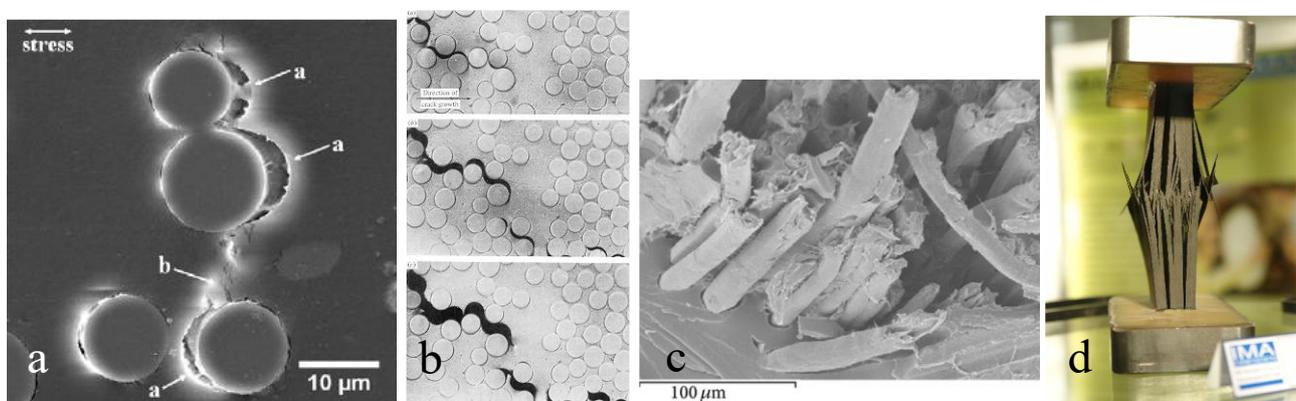


Figura 1.6: schematizzazione differenti meccanismi di danneggiamento: (a) *debonding*, (b) formazione di cricche nella matrice, (c) rottura delle fibre, (d) delaminazione ⁽⁶⁾

Il **debonding** è particolarmente critico perché riduce drasticamente la capacità della matrice di trasferire i carichi alle fibre, anche quando queste risultano ancora integre. Invece, il **danneggiamento della matrice** implica un progressivo decremento della rigidità del laminato, con una conseguente trasformazione in forme di danno più gravi. Ancora più critica è la **frattura delle fibre**, la quale determina una perdita immediata di capacità strutturale nel composito. Infine, la **delaminazione**, benché difficilmente individuabile senza strumenti specifici, può ugualmente innescare un cedimento repentino della struttura, poiché altera la continuità tra i laminati e riduce l'efficacia dell'orientamento delle fibre.

Nella progettazione DLCS, un ruolo centrale è dato dall'analisi dei meccanismi di danneggiamento, i quali devono garantire **sicurezza e durabilità strutturale nel lungo termine** [3].

Tali meccanismi si distinguono in due categorie:

- **danneggiamento intra-laminare**, se si manifesta all'interno di una singola lamina;
- **danneggiamento inter-laminare**, se riguarda la separazione tra lamine diverse.

La complessità di questi fenomeni richiede un approccio integrato, il quale deve combinare analisi teoriche (modellazione del danno), indagini sperimentali (monitoraggio e test distruttivi/non distruttivi) e strumenti di simulazione in grado di prevedere l'evoluzione del danno e stimare la vita residua del componente. Quindi, solo attraverso un'analisi approfondita e multidisciplinare è possibile progettare **strutture in materiale composito che siano affidabili, sicure e durevoli**, in grado di soddisfare le esigenze delle moderne applicazioni ingegneristiche.

1.2 Fatica dei materiali compositi: contesto storico e stato dell'arte

Per comprendere del tutto le sfide legate alla fatica nei compositi, è utile fare un breve richiamo riguardante l'evoluzione storica dello studio della fatica nei materiali tradizionali, in particolare nei metalli, i quali hanno rappresentato il riferimento teorico e sperimentale per decenni.

I **metalli** sono da sempre il materiale di riferimento nello studio della **fatica**; infatti, il termine "fatica" è stato introdotto per la prima volta dal francese **Poncelet**, autore del primo libro riguardante questo argomento (1841). Una base teorica molto solida è stata posta successivamente da studiosi come **Wöhler** e **Basquin**, i quali hanno introdotto strumenti fondamentali come le **curve S – N** (*stress* – numero di cicli), oltre a criteri di rottura e approcci statistici consolidati che descrivono la vita a fatica dei metalli. In questi, il meccanismo di danneggiamento da fatica si distingue in quanto è caratterizzato da un inizio e, successivamente, da una lenta propagazione di una singola cricca macroscopica, fino ad arrivare al cedimento finale. La risposta meccanica è di norma elastica lineare fino al limite di snervamento e, storicamente, si è ritenuto che esistesse un "**limite di fatica**", ovvero un valore soglia al di sotto del quale il materiale potesse teoricamente sopportare un numero infinito di cicli. Tuttavia, studi recenti condotti con macchine a vibrazione ultrasonica (ambito VHCF) hanno dimostrato che anche le leghe metalliche ad alte prestazioni possono fratturarsi nel regime dei **gigacicli** (oltre 10^9 cicli), smentendo così l'ipotesi di una vita a fatica infinita [6].

Spostando ora l'attenzione sui **compositi** a matrice polimerica, si ha una situazione molto differente sia per la natura del materiale che per il comportamento meccanico sotto carichi ciclici. A differenza dei metalli, i materiali compositi sono **eterogenei, anisotropi e multicomponenti** e, inoltre, presentano una **combinazione di meccanismi di danneggiamento concorrenti**, come accennato in precedenza [7]. Questi fenomeni di danno non si verificano in modo isolato o discreto, ma si

sovrappongono e interagiscono durante l'intera vita utile del componente, rendendo quindi più complessa la descrizione e la previsione del comportamento a fatica. Oltre a questi aspetti, si ha che un comportamento differente nei compositi, in quanto la riduzione delle proprietà meccaniche (rigidezza e resistenza residua) può iniziare già nelle prime fasi del ciclo di vita, anche in assenza di segni macroscopici o visibili di danneggiamento [7]. Tutti i fattori menzionati hanno incentivato lo sviluppo di **modelli predittivi più avanzati**, i quali vanno ben oltre l'uso semplificato delle curve S – N, ovvero adottano approcci in grado di descrivere l'evoluzione progressiva del danno interno. Inoltre, le proprietà dei materiali compositi presentano un'elevata variabilità (tipo di fibre e matrice, frazione volumetrica, sequenza di laminazione, processi di fabbricazione), fattore che influenza significativamente la loro risposta a fatica e che impone l'adozione di strategie di modellazione e sperimentazione mirate e innovative.

Come già accennato, la fatica rappresenta un vero e proprio “tallone d'Achille” per i materiali compositi; tuttavia, la sua analisi risulta fondamentale per garantire una progettazione sicura e affidabile di strutture e componenti che impiegano tali materiali. Come riportato da **Vassilopoulos** [8], l'evoluzione dello studio della fatica nei materiali compositi può essere articolata in tre periodi principali:

- **1950 – 1975:** in questi anni, lo studio della fatica nei materiali compositi è iniziato in concomitanza con le prime applicazioni strutturali in ambito aeronautico e militare; durante questa prima fase, gli studi sull'argomento erano prevalentemente **descrittivi** e miravano a testare empiricamente le caratteristiche di resistenza a fatica dei **laminati compositi**, attraverso prove di lunga durata, condotte su un numero estremamente elevato di campioni, al fine di ottenere risultati statisticamente significativi. Fin da subito fu evidente che, sotto carichi ciclici, i compositi mostravano prestazioni superiori rispetto ai metalli; tuttavia, l'anisotropia intrinseca e la complessità del trasferimento del carico tra fibra e matrice rendevano le prove sperimentali più complesse. Come nei metalli, anche nei compositi la rottura a fatica si verifica a carichi inferiori rispetto a quelli statici; tuttavia, in quella fase, non era ancora possibile quantificare con precisione l'effetto del danneggiamento progressivo.
- **1975 – 2000:** con la crescente diffusione dei compositi in un numero sempre più ampio di applicazioni ingegneristiche, l'approccio allo studio della fatica ha subito un'importante evoluzione. Nonostante ciò, le analisi sono rimaste prevalentemente descrittive, senza ancora una piena transizione verso modelli predittivi. In questo periodo, è emerso che anche configurazioni di carico apparentemente semplici (come quelle uniassiali) possono dare origine a distribuzioni di tensione complesse e tridimensionali, aumentando la difficoltà di interpretazione del comportamento a fatica. Parallelamente, l'attività di ricerca si è intensificata nell'esplorazione delle interazioni tra fatica, *creep* e frattura, facendo emergere l'importanza degli effetti congiunti tra questi fenomeni. Un ulteriore filone di ricerca si è concentrato sull'effetto della **frequenza ciclica** sulla vita a fatica del materiale, evidenziando dubbi e considerazioni sull'influenza termo – meccanica legata ai fenomeni di isteresi. È stato inoltre riconosciuto che **fattori geometrici**, come la forma e le dimensioni del campione, giocano un ruolo cruciale nella risposta a fatica, sottolineando la necessità di considerare anche aspetti legati alla scala e alla configurazione del provino nelle valutazioni sperimentali.
- **2000 – attualmente:** l'ultima fase, in continua evoluzione, è dovuta in gran parte al notevole progresso tecnologico che ha trasformato l'approccio allo studio e alla previsione del comportamento a fatica nei materiali compositi. Tecniche avanzate come la tomografia a raggi

X, la correlazione digitale delle immagini (DIC), la termografia a infrarossi, l'emissione acustica e i sensori in fibra ottica hanno reso possibile un monitoraggio **non distruttivo** e ad alta risoluzione dell'evoluzione del danno, facilitando la calibrazione e la validazione dei modelli predittivi. Parallelamente, l'incremento della potenza computazionale ha reso possibile lo sviluppo di **modelli numerici multiscala**, capaci di simulare il comportamento del materiale a differenti livelli: micro, meso e macro. Più recentemente, sono stati introdotti approcci basati sull'**intelligenza artificiale**, come reti neurali e algoritmi genetici, per la simulazione delle curve S – N, la stima della vita residua e la costruzione di modelli predittivi in grado di adattarsi a diverse configurazioni e condizioni di carico.

Tra gli aspetti approfonditi in questa fase, particolare attenzione è stata rivolta al comportamento a fatica dei giunti adesivi, all'influenza del **rapporto di sollecitazione R** e alla frequenza ciclica: è stato osservato che, se da un lato l'aumento della frequenza può accorciare sensibilmente i tempi di prova, dall'altro può generare fenomeni di surriscaldamento per isteresi; di conseguenza, in condizioni non controllate, il materiale tende a raggiungere la **temperatura di transizione vetrosa (T_g)**, ovvero diventa più vulnerabile al creep [2].

Nonostante i rilevanti progressi compiuti, **non** esiste ancora un **modello predittivo universalmente** accettato e validato, in grado di coprire l'intera gamma di materiali compositi e condizioni di carico. Inoltre, il concetto di "limite di fatica" nei materiali compositi rimane tuttora poco definito, in quanto la loro vita utile può degradarsi progressivamente anche a basse sollecitazioni, senza mai stabilizzarsi su un plateau netto. Pertanto, lo studio della fatica nei materiali compositi rappresenta oggi un **ambito avanzato della ricerca**, in continua e dinamica evoluzione.

1.3 Fatica ad altissimo numero di cicli dei materiali compositi

Il regime di fatica ad altissimo numero di cicli è caratterizzato da sollecitazioni cicliche superiori a 10^7 cicli. Questo ambito rappresenta un'estensione della meccanica della frattura, focalizzandosi sul comportamento dei materiali sottoposti a condizioni estreme di carico ciclico prolungato. Il fenomeno assume particolare rilevanza nei materiali compositi rinforzati con fibre, ampiamente utilizzati in settori ad alta intensità tecnologica come l'aerospaziale, l'energia eolica, l'*automotive* e il ferroviario. In tali ambiti, i componenti strutturali sono soggetti a carichi ciclici estesi nel tempo, talvolta fino a un miliardo di cicli, e devono garantire elevate prestazioni in termini di resistenza, rigidità e integrità strutturale.

Nel contesto di *Very High Cycle Fatigue*, non vi è una regola universale che definisca una soglia di fatica per i materiali compositi. Infatti, alcuni studi propongono un approccio probabilistico alla previsione della vita a fatica, il quale è basato sulla distribuzione statistica dei difetti interni e sulle proprietà locali dell'interfaccia fibra – matrice.

In questi materiali, l'analisi del comportamento a fatica in regime VHCF si presenta più complessa rispetto a quella dei metalli, a causa delle loro caratteristiche intrinseche (anisotropia e eterogeneità della microstruttura). La natura anisotropa della loro struttura, le proprietà dell'interfaccia fibra – matrice e la variabilità microstrutturale ostacolano infatti l'individuazione di una soglia di fatica ben definita. Nei compositi si manifestano diversi meccanismi di danneggiamento, descritti nella sottosezione 1.1.3, i quali evolvono in modo sinergico e progressivo, rendendo complessa la previsione della vita residua del materiale.

Dagli studi condotti finora emerge che, in regime VHCF, i compositi non evidenziano un chiaro "fatigue limit". Anche in presenza di carichi molto bassi, può verificarsi la frattura dopo un numero elevatissimo di cicli. Difetti interni come porosità e inclusioni rappresentano i principali siti di innesco della frattura, la quale avanza silenziosamente fino al collasso strutturale.

Facendo un breve cenno ai materiali metallici testati in regime VHCF, si ha che l'osservazione delle superfici di frattura tramite microscopia elettronica a scansione (SEM) ha messo in evidenza la presenza di aree granulari fini (*Fine Granular Areas*, FGA), localizzate in prossimità del punto di nucleazione della cricca, caratteristica distintiva delle fratture in regime VHCF, come mostrato in figura 1.7 [2][9].

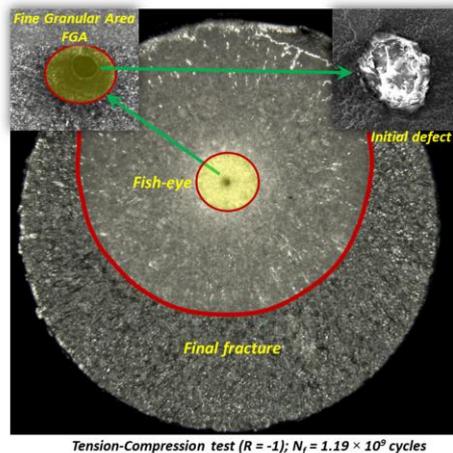


Figura 1.7: superficie di frattura di un provino analizzata tramite SEM ⁽⁷⁾

L'osservazione di FGA è particolarmente rilevante poiché suggerisce un meccanismo di nucleazione della cricca innescato da difetti sub – superficiali, influenzato da fenomeni come l'invecchiamento termico locale e la concentrazione di stress microscopici [9].

Un limite rilevante nello studio sperimentale del comportamento VHCF nei materiali compositi è rappresentato dal tempo richiesto per completare le prove. Le macchine di prova convenzionali, operanti a bassa frequenza (5 – 10 Hz), impiegherebbero diversi anni per raggiungere 10^9 cicli. Per ovviare a questa limitazione, sono stati sviluppati sistemi di prova ad alta frequenza, in particolare le **prove di fatica ad ultrasuoni** (*Ultrasonic Fatigue Testing*, UFT), le quali operano a circa 20 kHz e consentono di raggiungere un miliardo di cicli in circa ventiquattro ore [2]. In figura 1.8 è riportato un esempio di macchina utilizzata per questo tipo di test.



Figura 1.8: macchina per prove di fatica ad alta frequenza utilizzata nei test VHCF ⁽⁸⁾

Nonostante i vantaggi offerti dalle alte frequenze, l'applicazione della UFT ai materiali compositi presenta alcune criticità specifiche, tra cui ^[2]:

- **surriscaldamento del provino:** le alte frequenze possono generare un incremento termico significativo che può alterare il comportamento del materiale e compromettere l'affidabilità dei risultati;
- **monitoraggio delle tensioni e dei danni:** la rapidità dei test rende complessa l'acquisizione di dati accurati, richiedendo sistemi di misura avanzati;
- **influenza della frequenza sulle proprietà del materiale:** le caratteristiche meccaniche possono variare in funzione della frequenza di sollecitazione, rendendo l'interpretazione dei risultati più complessa;
- **limitazioni degli estensimetri tradizionali:** le vibrazioni ad alta frequenza possono danneggiare i sensori a contatto, rendendo preferibili metodi di misura ottici o non invasivi;
- **gestione del test fino a 10^9 cicli:** sebbene i tempi siano ridotti, è necessario garantire la stabilità e la ripetibilità della prova su tutta la durata;
- **sensibilità alle condizioni ambientali:** le basse ampiezze di carico tipiche dei test VHCF aumentano la suscettibilità del provino a variazioni di temperatura e umidità, rendendo indispensabile un ambiente di prova controllato.

Oltre alle prove assiali, è crescente l'interesse verso le configurazioni multiasse, le quali riproducono in modo più realistico le condizioni operative dei componenti strutturali, soprattutto nei materiali compositi. Tuttavia, l'esecuzione di prove multiassiali nel regime VHCF è ancora limitata per motivi sia tecnici che economici. Le macchine servo-idrauliche multiasse operano a frequenze relativamente basse, comportando tempi di prova estremamente lunghi. Per affrontare questa sfida, la letteratura recente ^[10] propone un'integrazione tra test multiassiali e prove ad alta frequenza, con l'obiettivo di coniugare la rappresentatività dei carichi reali con la rapidità dei test ultrasonici. Questo ha portato

allo sviluppo di **nuovi tipi di provini** specificatamente progettati per test multiassiali ad alta frequenza. Tra questi si annoverano:

- **provini cilindrici per prove tensione – torsione**, che permettono di ottenere uno stato di sforzo torsionale uniforme nella zona utile;
- **provini cruciformi per prove biassiali in piano**, con geometria ottimizzata per concentrare le tensioni nella zona centrale e minimizzare gli effetti di bordo.

Entrambe le geometrie sono progettate per lavorare in risonanza a 20 kHz tramite simulazioni riguardanti l'analisi modale e anche tramite l'ottimizzazione geometrica. I risultati mostrano che, se ben progettati, i provini multiassiali possono resistere a carichi gigaclici senza distorsioni modali significative, garantendo l'affidabilità del test [10].

Un caso di particolare interesse è rappresentato dalla macchina di prova sviluppata presso la **Technische Universität Braunschweig**, descritta da Horst et al. [11] e mostrata in figura 1.9. L'impianto è stato progettato per eseguire test VHCF su materiali compositi in **configurazione di flessione a quattro punti**, selezionata per la sua capacità di generare un momento flettente costante nella zona centrale del provino. Il sistema impiega un attuatore elettromagnetico in grado di operare a frequenze comprese tra 50 e 100 Hz, applicando un carico sinusoidale completamente alternato ($R = -1$). Per evitare l'incremento termico del provino, è previsto un sistema di raffreddamento ad aria con ventole localizzate. Il monitoraggio in tempo reale della deflessione centrale è affidato a un laser triangolare, mentre l'intero apparato è racchiuso in una struttura fonoassorbente per ridurre le interferenze acustiche. Inoltre, il sistema integra strumenti di monitoraggio ottico e termografico per l'individuazione precoce di microcricche e delaminazioni [11].

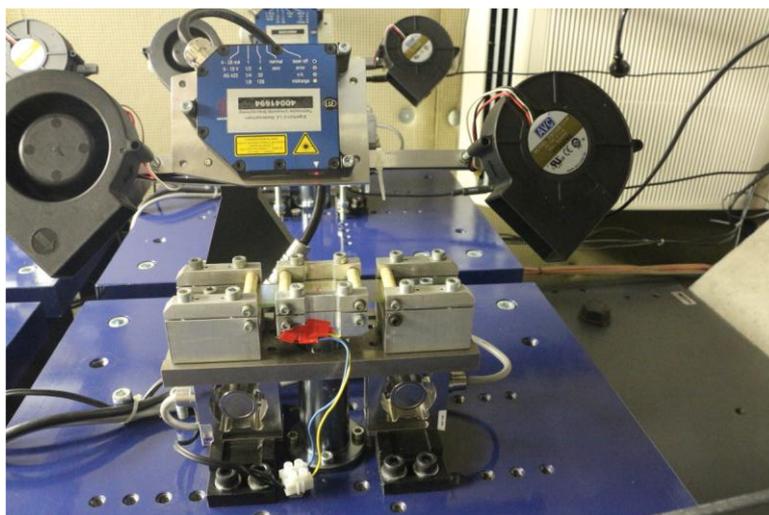


Figura 1.9: configurazione proposta dalla *Technische Universität Braunschweig* ⁽⁹⁾

Nel complesso, le prove VHCF sui materiali compositi possono essere suddivise in due categorie principali: **prove assiali** e **prove di flessione**. Le prove assiali includono carichi di trazione e compressione; tuttavia, le prove di nostro interesse (in compressione) sono più critiche in quanto

sopraggiungono ulteriori complessità, come la possibilità di instabilità del provino (*buckling*), la difficoltà nell'ottenimento di superfici perfettamente piane del provino e, inoltre, l'eccessivo riscaldamento locale nelle zone più sollecitate durante le prove. Dato che i test VHCF richiedono di raggiungere 10^9 cicli, le macchine a bassa frequenza si dimostrano inadeguate in termini di durata del test e, di conseguenza, si è affermato l'uso di questi sistemi ad alta frequenza, in particolare quelli ultrasonici, in modo da ottenere risultati in tempo compatibili con la pratica sperimentale.

Per concludere, è possibile dire che la fatica VHCF nei materiali compositi rappresenta una sfida di frontiera, sia dal punto di vista teorico che sperimentale. Come detto in precedenza, l'elevata complessità microstrutturale e le interazioni tra molteplici meccanismi di danneggiamento richiedono un approccio integrato, il quale combina prove sperimentali ad alta frequenza, strumenti diagnostici avanzati e modelli predittivi affidabili. Per garantire l'affidabilità dei materiali compositi in applicazioni critiche, sarà essenziale investire nello sviluppo di prove avanzate e strumenti di diagnosi non distruttiva capaci di valutare la risposta a fatica gigaciclica.

Nonostante l'interesse crescente verso la caratterizzazione a fatica dei materiali compositi in regime VHCF, la letteratura si concentra quasi esclusivamente su sollecitazioni di trazione o flessione, tralasciando quasi del tutto i casi di carico compressivo puro. Tuttavia, a differenza dei metalli, i materiali compositi possono danneggiarsi anche sotto carichi di sola compressione, a causa della loro microstruttura anisotropa e della presenza di difetti interlaminari o instabilità locali. Questa peculiarità rende particolarmente interessante lo studio della fatica a compressione su materiali compositi, sebbene comporti sfide sperimentali e progettuali significative. Alla luce di queste considerazioni, emerge chiaramente la necessità di un'indagine approfondita sul comportamento a fatica dei materiali compositi soggetti a compressione ciclica. Tale indagine rappresenta il nucleo centrale del presente lavoro, come descritto nella sezione seguente.

1.4 Finalità e strategia del lavoro di tesi

L'obiettivo principale del presente lavoro di tesi è quello di **valutare la fattibilità di test VHCF in configurazione assiale compressiva su provini in materiale** composito, utilizzando una macchina di prova in frequenza a 20 kHz. Questo approccio è innovativo poiché, pur essendo molto rilevante per l'impiego strutturale dei compositi, la fatica in compressione è ancora poco esplorata in letteratura. Il superamento di tale limite implica l'affrontare una serie di sfide tecniche, tra cui:

- la **realizzazione di provini tubolari** con adeguata qualità meccanica e geometria controllata;
- la **progettazione per la risonanza** alla frequenza operativa del sistema sperimentale (20 kHz);
- il **controllo del *buckling*** e delle instabilità locali sotto carico compressivo ciclico;
- la **verifica della ripetibilità e stabilità modale** della configurazione di prova.

Lo studio prevede, inoltre, lo sviluppo di **modelli numerici FEM tridimensionali** per la progettazione e l'ottimizzazione delle geometrie, validati sperimentalmente attraverso tecniche non distruttive e prove dinamiche.

La tesi è articolata come segue:

- capitolo 2: panoramica sui materiali utilizzati e sulla realizzazione dei provini;
- capitolo 3: descrizione delle tecniche di caratterizzazione e misurazione;
- capitolo 4: analisi FEM e studio del comportamento modale dei provini;
- capitolo 5: risultati delle prove sperimentali condotte;
- capitolo 6: ottimizzazione geometrica del provino e proposta di configurazioni migliorative;
- capitolo 7: conclusioni e possibili sviluppi futuri.

I cenni teorici esposti fino a questo punto, definiscono una base che consente di comprendere il comportamento a fatica di questi materiali. Tuttavia, per trasformare questi concetti in dati utili alla progettazione, bisogna condurre una campagna sperimentale sistematica, come descritto nel capitolo seguente.

2. Manifattura provini

Uno dei fulcri principali del presente studio sperimentale riguardante la fatica ad altissimo numero di cicli di provini tubolari in materiale composito è dato da una definizione rigorosa della metodologia applicata, la quale deve rispettare diversi requisiti, tra cui garanzia di riproducibilità, significatività e validità dei risultati. Essendo che le prove VHCF sono particolarmente impegnative in quanto devono portare il sistema a miliardi di cicli di fatica in modo da simulare le condizioni operative realistiche, la scelta del materiale composito che bisogna utilizzare è di vitale importanza, come anche la definizione del processo produttivo ideale alla realizzazione dei provini. Questo deve essere visto sia sotto un'ottica sperimentale che anche economica.

Di conseguenza, la metodologia sperimentale proposta si articola in due macro – fasi: la prima riguarda la selezione e la caratterizzazione del materiale *prepreg* da impiegare nella fabbricazione dei provini; mentre la seconda comprende l'intero processo produttivo: dalla preparazione del materiale fino alla realizzazione fisica dei provini tubolari, seguendo un processo che consiste in tecniche avanzate di laminazione e consolidamento termico.

Ne consegue che nel presente capitolo vengono fornite descrizioni dettagliate delle caratteristiche tecniche del materiale utilizzato e delle motivazioni alla base della sua selezione, insieme a una descrizione puntuale di ogni fase del processo produttivo utilizzato.

2.1. *Materiale*

Il materiale utilizzato per la produzione dei provini tubolari è un *prepreg* in fibra di carbonio ad alte prestazioni, commercialmente denominato “XC110-416g 2x2 Twill 6k Prepreg”, fornito dall'azienda **Easy Composites Ltd** ^[12]. In figura 2.1 è riportato il materiale nella sua forma commerciale, il quale appartiene alla categoria dei *prepreg* strutturali: in questi, la fase dispersa (fibre di rinforzo) è impregnata in una resina epossidica già durante la fase di produzione, tramite dei processi industriali appositi. Infatti, a differenza dei metodi tradizionali come la laminazione manuale (*hand layup*), questa metodologia produttiva consente un controllo migliore riguardo la distribuzione della resina, l'orientamento delle fibre e anche lo spessore del laminato. Questo garantisce una maggiore ripetibilità del processo e una qualità superiore del composito finale, caratteristiche di vitale importanza nel presente studio.



Figura 2.1: *prepreg* XPREG® XC110 in fibra di carbonio 6k con trama *twill 2x2* ⁽¹⁰⁾

Le fibre del materiale scelto appartengono alla tipologia 6k, ossia ciascun filo è formato da un *bundle* che raccoglie approssimativamente 6000 filamenti elementari di carbonio. Questo tipo di fibra rappresenta un buon compromesso tra lavorabilità e prestazioni meccaniche: infatti, rispetto alle fibre da 12k o superiori, queste consentono di ottenere una migliore impregnazione e adesione alla matrice, mantenendo contemporaneamente elevate proprietà in termini di rigidità e resistenza a trazione. Inoltre, la tessitura scelta è una *twill 2x2*, la quale è particolarmente adatta a geometrie complesse come quelle tubolari: questo è dovuto al fatto che garantisce una buona drappeggiabilità e un ottimo adattamento al supporto, offrendo al contempo proprietà meccaniche migliori rispetto alla classica tessitura *plain* (mostrata in precedenza in figura 1.5).

Per concludere la descrizione del materiale utilizzato, si ha che il sistema resinoso impiegato è una resina epossidica termoidurente, la quale è in grado di offrire prestazioni elevate sia a temperatura ambiente che in condizioni termiche superiori, fino a circa 120 °C dopo il processo di cura. In particolare, la resina epossidica XC110 presenta due caratteristiche fondamentali, ovvero un'elevata tenacità e una resistenza alla propagazione della cricca sensibilmente maggiore rispetto a quella delle resine epossidiche *standard*; questo la rende idonea per applicazioni in settori ad alto contenuto tecnico, come l'aerospaziale, il *motorsport* e, in generale, per componenti soggetti a carichi ciclici ripetuti.

Uno degli aspetti più rilevanti di questo sistema *prepreg* è il contenuto di resina controllato, pari a circa 42 wt%, il quale consente di ottenere laminati con un rapporto fibra/matrice ottimale; inoltre, tende a ridurre la formazione di vuoti e di difetti interni, condizioni essenziali per garantire l'affidabilità nelle prove a fatica.

Le principali caratteristiche tecniche del materiale impiegato sono riportate in tabella 2.1, la quale contiene i dati relativi alla composizione, struttura e compatibilità di processo del *prepreg* utilizzato [12].

Tabella 2.1: specifiche tecniche di *XC110 - 416 g 2x2 Twill 6k Prepreg* ^[12]

Caratteristica	Valore
Tipologia materiale	<i>Prepreg</i>
Colore	Nero carbonio
Tipo di rinforzo	Fibra di carbonio <i>6k</i>
Trama	<i>Twill 2x2</i>
Orientazione delle fibre	0°, 90°
Spessore nominale singolo strato	0.47 mm
Peso areale	416 g/m ²
Sistema resinoso	Epossidico <i>XC110</i>
Contenuto in resina	42 wt%
Compatibilità processi	Autoclave, forno, <i>vacuum bagging</i> (sacco a vuoto)
Densità ρ	1.40 g/cm ³
Modulo di Young E_x	56.6 GPa
Modulo di taglio G_{ab}	3.4 GPa

Le caratteristiche appena riassunte garantiscono l'utilizzo del materiale scelto sia per la realizzazione di strutture leggere sia per impieghi in cui la ciclicità del carico è particolarmente elevata e in cui il criterio di dimensionamento prevalente è determinato dalla durata a fatica.

La selezione del *prepreg XC110* è stata guidata da una combinazione di esigenze tecniche e operative: come primo requisito, si è reso necessario disporre di un materiale stabile e omogeneo, in grado di garantire la ripetibilità tra i diversi provini. Di conseguenza, l'impiego di un *prepreg* ha permesso di evitare le variazioni tipiche dei processi di impregnazione manuale, assicurando contemporaneamente un controllo preciso del contenuto di resina, dell'orientazione delle fibre e dello spessore finale del laminato. In secondo luogo, si è reso necessario selezionare un materiale compatibile con le tecnologie di consolidamento in forno presenti in laboratorio, quindi in grado di garantire la realizzazione di laminati a elevata densità e bassa porosità; queste due caratteristiche sono indispensabili per assicurare l'affidabilità dei campioni destinati alle prove VHCF, in cui anche la più piccola discontinuità interna può compromettere la validità dei risultati.

Infine, la fabbricazione di strutture tubolari è stata agevolata dalla scelta della tessitura (*twill 2x2*), la quale presenta una buona drappeggiabilità del tessuto e un'elevata capacità di adattamento al profilo del mandrino utilizzato durante la fase di avvolgimento; questo ha consentito, inoltre, la riduzione del rischio di ottenere difetti localizzati o anche disallineamenti del rinforzo.

2.2. Ciclo di cura termica

Una fase cruciale nella fabbricazione di campioni in materiale composito *prepreg* è rappresentata dal **processo di cura**, che consente la reticolazione della matrice polimerica e porta al consolidamento definitivo del laminato. Nel caso specifico del materiale *XPREG® XC110*, sono stati utilizzati due diversi cicli termici di polimerizzazione, entrambi indicati dal fornitore e scelti in base alle diverse esigenze operative: il **ciclo standard** e il **ciclo a bassa temperatura (Low-Temperature Cure Cycle)** ^[12].

Il **ciclo standard** è stato utilizzato come riferimento durante le normali attività diurne in laboratorio, in quanto permette di ottenere un laminato a elevata qualità superficiale, basso contenuto di vuoti e ottime proprietà meccaniche, mantenendo tempi di processo relativamente contenuti. Il processo prevede un primo riscaldamento graduale da temperatura ambiente (circa 20 °C) fino a 70 °C, con velocità controllata di 1 °C/min (durata totale di circa 50 minuti), seguito da mantenimento in temperatura a 70 °C per 4 ore, periodo in cui la resina fluisce correttamente e impregna in modo uniforme le fibre.

Segue una seconda fase di riscaldamento fino a 120 °C, con una rampa termica di 2 °C/min (durata totale di 25 minuti), e una successiva sosta isoterma (a 120 °C) di 1 ora, durante la quale si completa la reticolazione della matrice epossidica. Infine, il raffreddamento finale avviene in modo naturale fino al ritorno a temperatura ambiente, mantenendo il prodotto all'interno del forno, il quale è ormai spento. La durata complessiva del ciclo è di circa **7 ore e 15 minuti** e il relativo profilo termico è riportato in figura 2.2 [12].

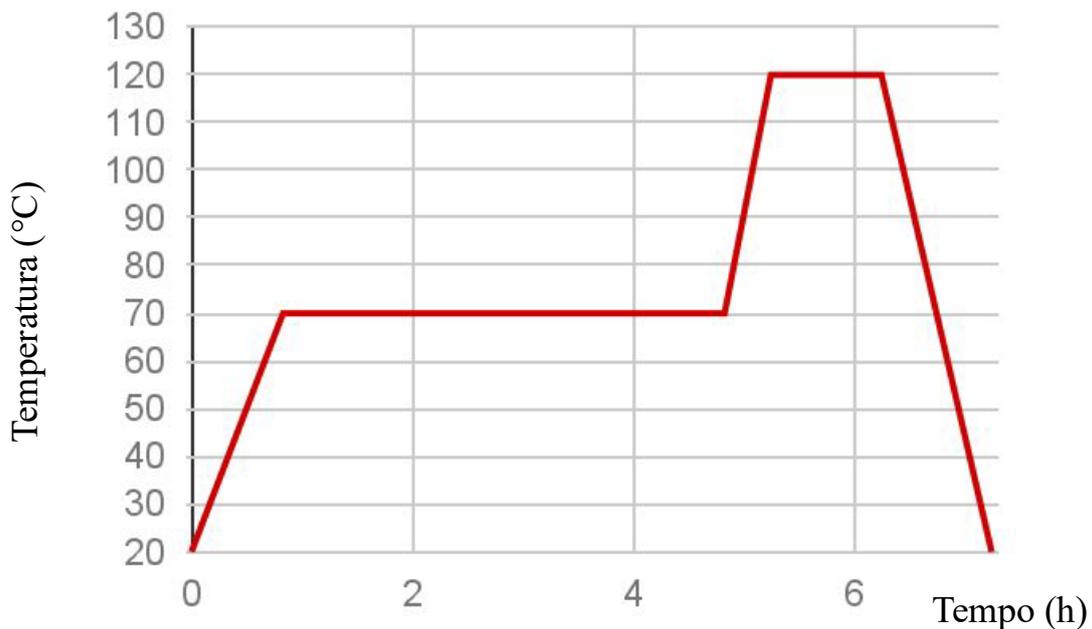


Figura 2.2: profilo del ciclo di cura *standard* per XPREG® XC110 ⁽¹⁰⁾

Parallelamente, al fine di ottimizzare l'utilizzo delle attrezzature e sfruttare al meglio le fasce orarie notturne, è stato adottato il **ciclo di cura a bassa temperatura** per le lavorazioni eseguite durante la notte. Sebbene questo processo richieda tempistiche superiori rispetto al primo, presenta il vantaggio nell'utilizzo di temperature inferiori, quindi non richiede l'utilizzo di impianti in grado di generare alte temperature, risultando particolarmente indicato per forni con capacità termica limitata.

Il ciclo prevede un iniziale riscaldamento iniziale da temperatura ambiente a 70 °C, con una rampa termica di 1 °C/min (durata di 50 minuti), seguito da un mantenimento in temperatura (70 °C) di 4 ore, situazione analoga a quella prevista nel ciclo *standard*. Si prosegue con un aumento di temperatura fino a 85 °C tramite una rampa di 2 °C/min; tale temperatura viene mantenuta costante

per circa 10 ore, in modo da garantire una cura efficace anche in condizioni termiche ridotte. Il raffreddamento conclusivo avviene naturalmente.

Come detto precedentemente, la durata dell'intero processo è maggiore (circa **15 ore**) e ciò rende questo ciclo particolarmente adatto per una programmazione automatica notturna, senza necessità di supervisione continua. Il suo profilo è riportato in figura 2.3 [12].

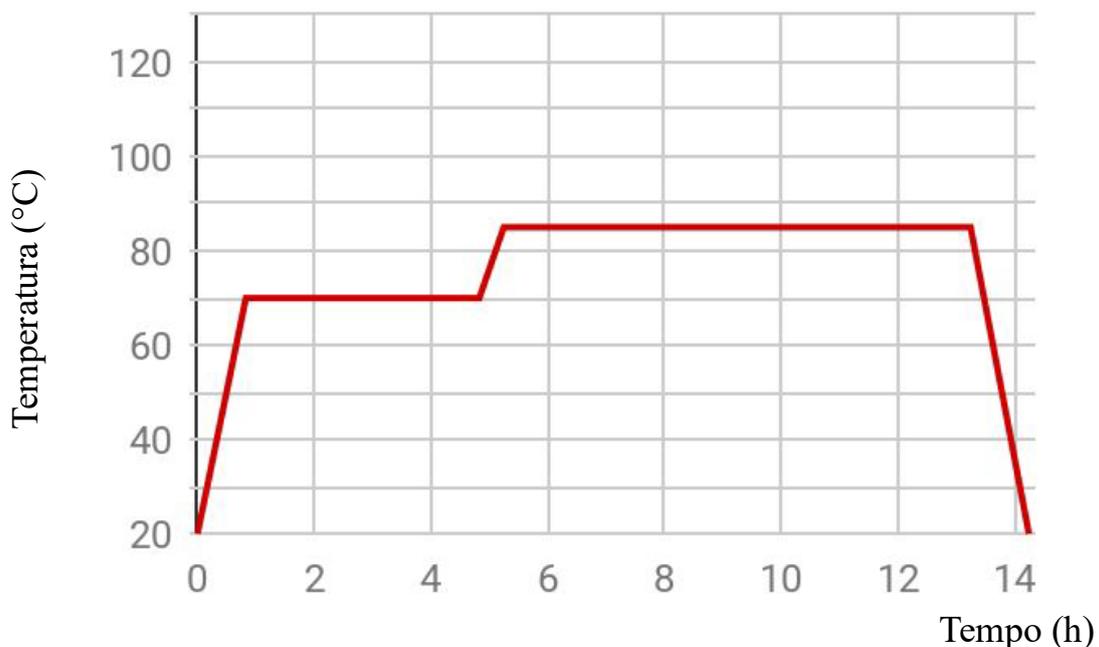


Figura 2.3: profilo del ciclo di cura a bassa temperatura per *XPREG® XC110* ⁽¹⁰⁾

Questa procedura è una valida alternativa se si è in contesti produttivi con vincoli tecnologici o logistici e, inoltre, risulta particolarmente utile per ottimizzare la disponibilità delle attrezzature su base giornaliera; ovviamente, comporta due piccole imperfezioni: un grado di riflusso inferiore della resina e una finitura superficiale leggermente peggiore rispetto al processo *standard*. Questa caratteristica non è motivo di trattamento discriminatorio.

In conclusione, l'impiego combinato dei due cicli di cura ha consentito di massimizzare l'efficienza operativa in laboratorio, mantenendo inalterati gli *standard* qualitativi dei provini prodotti.

2.3. Metodo produttivo

A completamento della descrizione relativa alla caratterizzazione del materiale, la presente sezione fornisce una definizione dettagliata del metodo produttivo adottato per la preparazione dei provini. Vengono illustrate, in particolare, le fasi di laminazione, consolidamento e cura, evidenziando come la qualità del processo influenzi direttamente le prestazioni a fatica dei compositi *prepreg*. Risulta quindi fondamentale esplicitare le condizioni operative impiegate, sia nella realizzazione della piastra per la caratterizzazione meccanica, sia nella fabbricazione dei provini tubolari destinati alle prove VHCF.

A tal fine, la trattazione è articolata in due sottosezioni: la prima (2.3.1) descrive la realizzazione della piastra *prepreg*, impiegata per determinare le proprietà meccaniche del materiale tramite tecnica IET; la seconda (2.3.2) illustra invece il processo di fabbricazione dei provini tubolari, dalla preparazione dei materiali fino alla rifinitura finale.

2.3.1. Produzione di un provino laminare

In aggiunta alla realizzazione dei provini tubolari, è stata prodotta una piastra in materiale composito *prepreg*, destinata alla valutazione sperimentale delle proprietà meccaniche del laminato attraverso l'impiego della tecnica IET. La procedura seguita si ispira al *vacuum bagging* su superficie piana, utilizzando il medesimo materiale *prepreg XC110 – 416 g 2x2 Twill 6k* precedentemente trattato, ma in configurazione planare.

La lavorazione inizia con il prelievo di quattro fogli rettangolari di *prepreg* dal rotolo conservato in congelatore a circa $-18\text{ }^{\circ}\text{C}$. I fogli vengono lasciati acclimatare a temperatura ambiente prima della manipolazione. Parallelamente, si procede alla preparazione dello stampo, costituito da una lastra di vetro accuratamente pulita con acetone, dopo la rimozione di eventuali residui tramite l'uso di una lametta.

L'area di lavoro viene delimitata con quattro strisce di *sealant tape*, in modo da definire una zona leggermente più ampia rispetto ai fogli *prepreg*, lasciando spazio per l'alloggiamento della valvola per l'aspirazione dell'aria. Una volta tracciato il perimetro, viene applicata uniformemente della cera distaccante con una spugnetta, al fine di agevolare il distacco della piastra al termine della polimerizzazione. La fase di asciugatura della cera richiede un tempo approssimativo di 20 minuti.

Durante questa fase di attesa, vengono preparati tre ulteriori materiali ausiliari, tagliati secondo le dimensioni della zona di lavoro (figura 2.4):

- due fogli di *breather*, ovvero un tessuto in feltro di poliestere che facilita la fuoriuscita dell'aria e assorbe l'eccesso di resina, impregnandosi;
- due fogli di *peel-ply*, ovvero un tessuto poroso in Nylon 66 che agevola il distacco dal *breather* e conferisce una superficie rugosa alla piastra;
- un foglio di *bag*, ovvero una pellicola impiegata per la creazione del sacco sottovuoto.



Figura 2.4: fogli di *breather* (sinistra)⁽¹¹⁾, *peel-ply* (centro)⁽¹²⁾, *bag* (destra)⁽¹³⁾

Una volta asciutta la cera, si procede alla composizione del *lay-up* all'interno dell'area delimitata dal *sealant tape*. Viene posizionato uno strato di *breather*, seguito da uno di *peel-ply*, il quale deve trovarsi a contatto diretto con il *prepreg*. Vengono quindi depositati i quattro strati di materiale *prepreg*, esercitando ogni volta una leggera pressione normale alla superficie per eliminare eventuali bolle d'aria. Al completamento del *lay-up*, si sovrappone un ulteriore strato di *peel-ply*, seguito da uno di *breather*, entrambi posizionati in modo da ricoprire completamente il laminato. Si esercita una nuova pressione uniforme per compattare il *lay-up*, e i quattro angoli vengono fissati con nastro carta per stabilizzare la configurazione.

Nella zona libera lasciata in precedenza, sopra lo strato di *breather*, viene collocata una valvola per l'aspirazione dell'aria. In seguito, si procede con la stesura del *bag*, prestando attenzione a mantenerlo ben disteso e in perfetta aderenza al *sealant tape*. Viene poi praticato un foro allineato alla valvola, alla quale si collega un tubo di gomma che conduce alla pompa del vuoto. Mediante l'impiego di una spatola, si rimuove l'aria intrappolata; al raggiungimento della stabilità della pressione interna, viene attivato il sistema di aspirazione.

Il sistema completo viene quindi inserito nel forno (figura 2.5), dove viene avviato il ciclo di cura *standard*, secondo quanto illustrato nella sezione precedente.



Figura 2.5: complesso posto all'interno del forno pronto ad effettuare il ciclo di cura

Al termine del ciclo e dopo il raffreddamento a temperatura ambiente (figura 2.6), si procede alla rimozione degli strati ausiliari: bag, peel-ply e breather. La piastra composita così ottenuta risulta pronta per la fase di taglio.

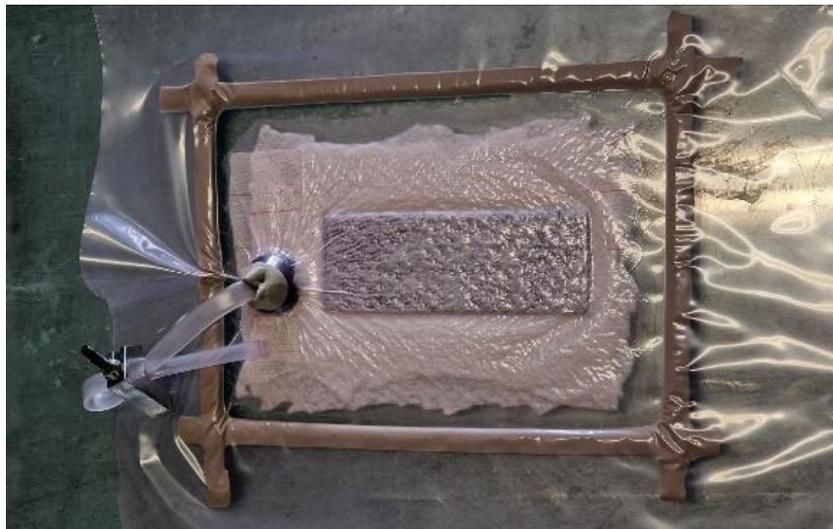


Figura 2.6: complesso *post-curing*

Il ritaglio dei provini rettangolari viene effettuato mediante macchina da taglio *Wazer Water Jet*, dotata di un ugello che impiega un getto d'acqua ad alta pressione miscelato con granuli abrasivi. La piastra viene posizionata su un supporto in polipropilene (*bed*) e fissata meccanicamente tramite viti

per evitare vibrazioni. Le geometrie di taglio, realizzate in precedenza su *SolidWorks*, vengono caricate nella macchina tramite scheda SD, utilizzando un software dedicato fornito dal produttore.

Nel caso specifico, la piastra ottenuta ha dimensioni pari a 140×30 mm, visibile in figura 2.7. Una volta completato il taglio, i provini vengono rimossi, lavati e asciugati, risultando così pronti per la caratterizzazione meccanica.

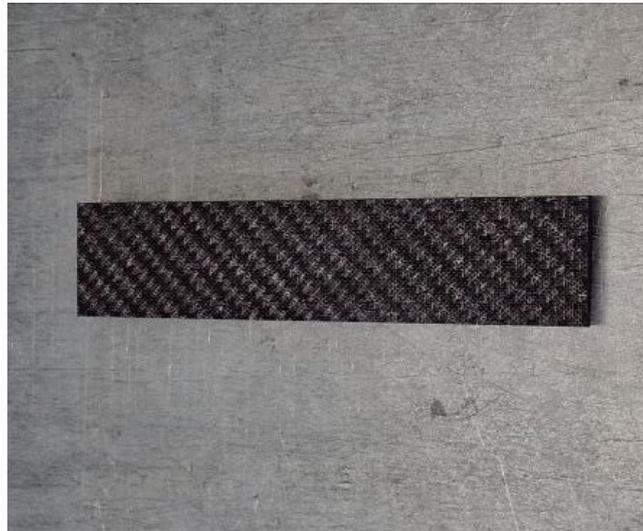


Figura 2.7: piastra finale in *prepreg XC110 – 416 g 2x2 Twill 6k*

Questa piastra è stata appositamente realizzata per consentire l'estrazione delle proprietà meccaniche del materiale, riportate in tabella 2.2, e successivamente confrontate con quelle ricavate dai provini tubolari tramite la stessa tecnica IET. Le proprietà specifiche ottenute dal provino tagliato dalla piastra sono presentate in tabella 2.2.

Tabella 2.2: specifiche meccaniche della piastra in *XC110 - 416 g 2x2 Twill 6k Prepreg*

Proprietà	Valore
Lunghezza	140 mm
Larghezza	30.0 mm
Spessore totale	1.81 mm
Spessore singolo strato	0.453 mm
Massa	10.66 g
Densità ρ	1.40 g/cm ³
Modulo di Young E_x	56.6 GPa
Modulo di taglio G_{ab}	3.4 GPa

2.3.2. Produzione di un provino tubolare

Uniformità geometrica, integrità strutturale e qualità del laminato sono state condizioni da garantire durante la definizione del processo di fabbricazione dei provini tubolari, il quale presenta anche una

procedura strutturata e ripetibile. L'intero processo si compone di numerose fasi operative, partendo dalla preparazione delle superfici di appoggio fino ad arrivare alla rifinitura del campione, ciascuna delle quali contribuisce in modo significativo al risultato finale del prodotto.

Il tutto inizia con la pulizia della superficie di lavoro (generalmente una lastra di vetro o un tavolo in metallo) e del mandrino cilindrico. Questa fase prevede l'impiego di carta imbevuta con acetone, utilizzata per rimuovere eventuali residui o impurità presenti su questi componenti. Il mandrino (figura 2.8) è realizzato in lega di alluminio 6063, scelto per l'elevata qualità superficiale, la precisione dimensionale e per un coefficiente di dilatazione termica particolarmente elevato, aspetto che è stato sfruttato in una delle fasi successive. Il mandrino presenta un diametro esterno di 20 mm, un diametro interno di 16 mm e una lunghezza di 300 mm.



Figura 2.8: mandrino in alluminio 6063 (20 × 16 × 300 mm) ⁽¹⁴⁾

Una volta terminata la fase di preparazione del mandrino, si procede con l'applicazione della cera distaccante su tutta la sua superficie: questa deve essere distribuita in modo uniforme tramite l'utilizzo di una spugnetta e, poi, deve essere lasciata asciugare per circa 20 minuti (figura 2.9 – a, figura 2.9 – b). Contemporaneamente a quest'ultima fase, si estrae il *prepreg* dal *freezer*, dove era conservato a -18 °C, e lo si lascia acclimatare fino a temperatura ambiente (figura 2.9 – c). Successivamente, viene tagliato in un rettangolo di circa 160 mm × 210 mm, dimensione scelta per consentire tre avvolgimenti completi ed uniformi attorno al mandrino, in modo da creare un provino con tre strati.

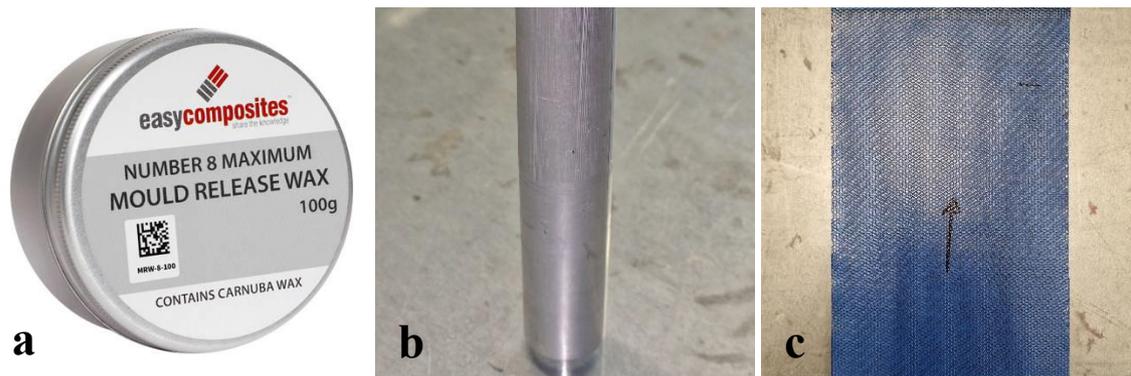


Figura 2.9: (a) cera distaccante utilizzata per l'attività ⁽¹⁵⁾, (b) cera applicata sul mandrino, (c) preparazione del *prepreg*

Una volta che la cera è asciutta, un'estremità del *prepreg* viene fissata sulla base in vetro o in metallo mediante nastro per mascheratura e, per essere certi di non avere movimenti improvvisi del tessuto, si applicano dei pesi in modo da mantenere il materiale in trazione durante l'intero processo di avvolgimento (figura 2.10 – a, figura 2.10 – b); questa accortezza è utile per evitare la formazione di pieghe o creste, le quali potrebbero compromettere la qualità del laminato. Infine, si procede con l'avvolgimento del *prepreg* attorno al mandrino (figura 2.10 – c, figura 2.10 – d), assicurandosi di mantenere l'allineamento del tessuto e la costanza nella sovrapposizione delle fibre.



Figura 2.10: (a) incollaggio di un'estremità del tessuto tramite nastro carta, (b) applicazione dei pesi sulla medesima estremità, (c) inizio fase di avvolgimento del *prepreg*, (d) fine fase di avvolgimento

Al termine di questa fase, il campione avvolto viene rivestito con una pellicola termoretraibile, fissando l'estremità iniziale con del nastro carta. La pellicola viene avvolta lungo tutta la lunghezza del provino con un passo costante di circa 3 mm tra ciascuna spirale e sigillata all'estremità opposta (figura 2.11 – a, figura 2.11 – b). Questo rivestimento ha lo scopo di migliorare la compattazione del laminato durante la successiva fase di polimerizzazione.

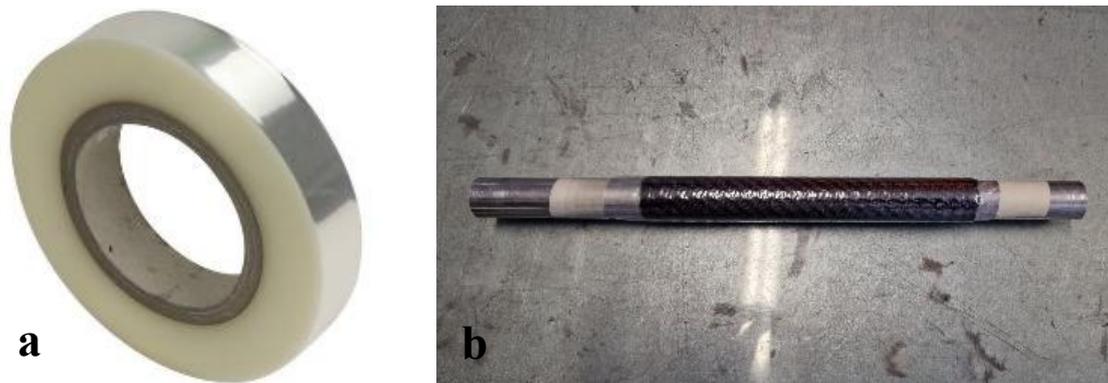


Figura 2.11: (a) pellicola termoretraibile utilizzata per l'attività ⁽¹⁶⁾, (b) *prepreg* avvolto completamente dal nastro termoretraibile

Per consentire l'applicazione del vuoto, su una delle due estremità del mandrino viene installata una valvola realizzata mediante stampa 3D (figura 2.12 – a). Viene quindi applicato del *sealant tape* lungo il bordo, e l'intero provino viene avvolto con una pellicola per sacco a vuoto, sigillando accuratamente la busta con ulteriore nastro sigillante (figura 2.12 – b). Il tubo collegato alla pompa per il vuoto viene quindi inserito nella valvola, e l'intero assemblaggio viene posizionato nel forno, dove viene mantenuto il vuoto per tutta la durata del ciclo di cura (figura 2.12 - c).



Figura 2.12: (a) installazione della valvola per effettuare il vuoto, (b) applicazione del *sealant tape* e della *bag*, (c) posizionamento del provino nel forno

La polimerizzazione del laminato viene eseguita secondo uno dei due profili termici descritti nella sezione 2.2. È stato osservato che la presenza del vuoto migliora sensibilmente la compattazione del laminato, in quanto si ha la certezza nell'applicazione di una pressione costante su tutto il provino, per tutta la durata del ciclo termico. Questo consente l'ottenimento di uno spessore costante lungo tutta la lunghezza del campione e anche una riduzione dei difetti interni.

Quindi, terminato il ciclo di cura, il provino torna a temperatura ambiente all'interno del forno spento; successivamente, si procede con la rimozione del sacco a vuoto e della valvola, lasciando in posizione la pellicola termoretraibile. Sfruttando la differenza tra i coefficienti di dilatazione termica dell'alluminio e del composito, si facilita l'estrazione del tubolare dal mandrino: per fare ciò, si pone il complesso in un congelatore da laboratorio a $-18\text{ }^{\circ}\text{C}$, per circa 20 minuti.

Una volta arrivato a questa temperatura, si rimuove la pellicola termoretraibile e il provino viene estratto manualmente con un movimento di torsione controllato, ovviamente utilizzando gli appositi

DPI (guanti antitaglio) in modo da evitare infortuni (figura 2.13 – a). Poiché il campione così ottenuto presenta estremità irregolari, si procede alla rifinitura mediante lucidatura con una macchina da banco (figura 2.13 – b). L'operazione ha lo scopo di ottenere superfici perfettamente planari, perpendicolari all'asse del provino, e una lunghezza adeguata ai successivi test dinamici.

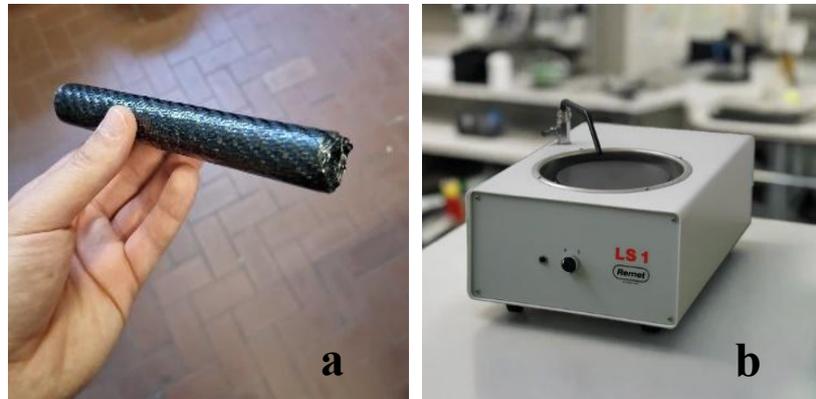


Figura 2.13: (a) provino tubolare con superfici grezze, (b) lucidatrice impiegata per la finitura superficiale delle estremità del provino ⁽¹⁷⁾

Il provino viene quindi preparato in modo tale da rientrare nella finestra di frequenza richiesta (compresa tra 19500 e 20500 Hz), condizione necessaria per l'esecuzione corretta della tecnica IET.

Il prodotto finale ottenuto tramite il processo produttivo appena descritto è rappresentato dal **provino tubolare definitivo**, il quale è pronto per essere sottoposto alla successiva fase sperimentale. In figura 2.14 vi è una vista del campione definitivo ed è possibile notare sia una geometria regolare che delle superfici rifinite.



Figura 2.14: provino tubolare rifinito pronto per effettuare i test VHCF

I provini così ottenuti, una volta caratterizzati meccanicamente, sono stati successivamente impiegati nelle prove sperimentali VHCF, descritte nel capitolo successivo.

3. Metodi sperimentali

Lo studio del comportamento a fatica dei materiali compositi, soprattutto nel campo VHCF, richiede un'approfondita definizione delle tecniche sperimentali sia in funzione della caratterizzazione del materiale sia per la progettazione e il monitoraggio dei test dinamici eseguiti. Di conseguenza, la qualità del *setup* di prova e la precisione con cui vengono eseguite le misure delle sollecitazioni agenti sul provino sono fattori indispensabili per l'affidabilità dei dati sperimentali.

Le sfide legate alla fatica ad altissimo numero di cicli nei compositi riguardano non solo l'elevato numero di cicli da raggiungere, ma anche l'intrinseca complessità del materiale, la presenza di disomogeneità locali e la necessità di eseguire prove su provini dalla geometria non *standard*. Quindi, diversi livelli hanno contraddistinto l'approccio metodologico utilizzato: partendo dalla determinazione dei parametri elastici del materiale tramite tecniche non distruttive, passando per la calibrazione estensimetrica delle deformazioni dinamiche, giungendo fino alla costruzione del *setup* di prova in risonanza ad alta frequenza (20 kHz).

In particolare, la caratterizzazione dinamico – elastica è stata effettuata tramite la tecnica **IET** (**Impulse Excitation Technique**), mentre la calibrazione della tensione alterna nei provini tubolari è stata condotta mediante l'uso di **estensimetri** incollati nella posizione di massimo *stress* subito dal provino stesso. Le **prove VHCF** sono state eseguite con una macchina di prova ultrasonica sviluppata ad hoc, operante a circa 20 kHz. La struttura di questo capitolo rispecchia la sequenza logica di queste attività sperimentali.

3.1. *Impulse Excitation Technique* (IET)

Per lo studio delle proprietà elastiche del materiale, è stata utilizzata la *Impulse Excitation Technique* (IET), sebbene inizialmente si siano riscontrate alcune difficoltà dovute al sottile spessore del provino tubolare. La tecnica, adottata secondo quanto prescritto dalla norma ASTM E1876-22 ^[13], consente di determinare i moduli elastici mediante l'analisi della risposta vibratoria del campione sottoposto a un'eccitazione meccanica.

Durante il test, il campione viene posizionato su supporti in schiuma poliuretana, in modo da garantire condizioni al contorno libere (*free-free*), e colpito da un impattatore per generare la vibrazione. Quindi, dopo aver posizionato il microfono in prossimità del provino, più precisamente vicino al suo punto di massima ampiezza vibrazionale, questo acquisisce il segnale acustico che restituisce in *output* tramite un sistema NI USB-6210. Il software Buzz-o-sonic® elabora il segnale attraverso una trasformata di Fourier (FFT), convertendolo nel dominio della frequenza per identificare le modalità di vibrazione.

La forma cava dei provini analizzati ha restituito diverse criticità riguardo l'applicazione della tecnica IET, in quanto ha reso la prova più complessa rispetto a quella su provini prismatici o "a clessidra". Infatti, si hanno problematiche nell'isolamento del primo modo longitudinale (che consente l'ottenimento del modulo di Young del materiale) proprio a causa della distribuzione non uniforme della massa e delle interazioni tra modi torsionali e flessionali che sopraggiungono. Come illustrato in figura 3.1, per rilevare in modo ottimale la vibrazione longitudinale, è stato necessario posizionare il microfono vicino all'estremità opposta rispetto al punto di impatto del "martelletto".



Figura 3.1: modo di vibrazione eseguito dal software Buzz-o-sonic®

Nonostante le difficoltà iniziali, dallo spettro in frequenza è stato possibile identificare, per uno dei provini (in particolare il provino n.1), un picco netto a 20107 Hz, attribuibile al modo longitudinale (figura 3.2).

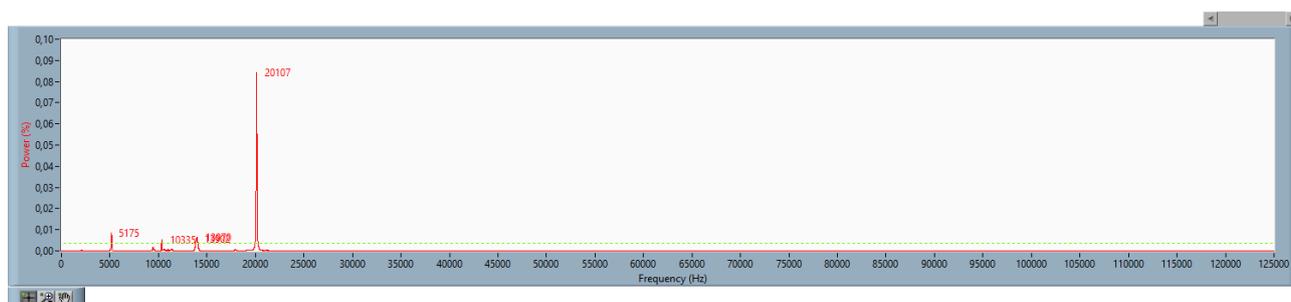


Figura 3.2: spettro di frequenza ottenuto tramite FFT

Il segnale nel dominio temporale, mostrato in figura 3.3, evidenzia un'oscillazione libera con decadimento esponenziale regolare, confermando la bontà del set-up sperimentale. Inserendo nel software i parametri geometrici del campione (lunghezza, diametro interno, diametro esterno, massa), è stato stimato un modulo di Young pari a 52.5 GPa, una densità di 1.3636 g/cm³ e una velocità del suono pari a 6204 m/s, in linea con i valori attesi per materiali di analoga struttura (figura 3.4).

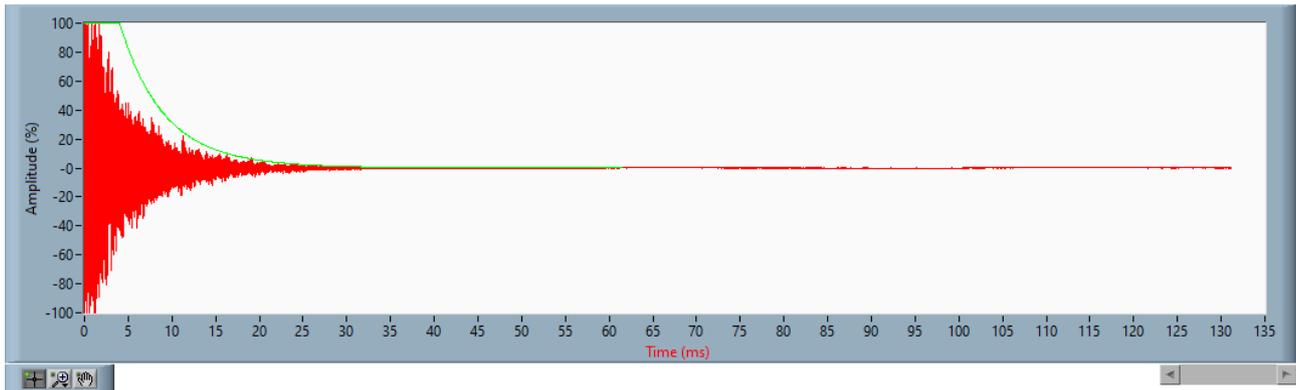


Figura 3.3: segnale nel dominio del tempo: oscillazione libera del provino con smorzamento progressivo



Figura 3.4: interfaccia del software Buzz-o-sonic® con i dati geometrici e i risultati

Il *software* adotta un modello basato su sezioni tubolari (“*Tube*”), la quale è stata utilizzata per identificare le specifiche di interesse su un set di cinque provini quasi identici.

Il valore iniziale di modulo elastico pari a 52.5 GPa è stato ottenuto su un provino preliminare utilizzato nella fase di messa a punto del *setup* sperimentale, al fine di testare l’applicabilità della tecnica IET su geometrie tubolari e verificare la compatibilità in frequenza con il sistema di prova VHCF. Sebbene non facente parte del campione finale, tale misura ha fornito un primo riferimento utile per la calibrazione dei sistemi di acquisizione e per l’impostazione dei parametri numerici iniziali nel modello FEM.

Per migliorare l’affidabilità della caratterizzazione meccanica e ridurre l’influenza di eventuali variabilità locali, è stata successivamente condotta una campagna sistematica su cinque provini tubolari identici, realizzati secondo lo stesso processo produttivo e sottoposti a caratterizzazione dinamico – elastica tramite tecnica IET. Tutti i provini selezionati hanno evidenziato una frequenza propria compresa tra 19.5 e 20.5 kHz, requisito necessario per la successiva validazione in condizioni risonanti.

La tecnica IET ha permesso di rilevare in modo non distruttivo il modulo di Young e la densità di ciascun campione, a partire dall’analisi dei modi di vibrazione longitudinali. I dati raccolti sono stati quindi utilizzati per il calcolo delle proprietà elastiche medie del materiale, che costituiscono il riferimento per tutte le fasi successive della tesi, inclusa la simulazione agli elementi finiti e la calibrazione delle tensioni nelle prove VHCF.

In tabella 3.1 sono evidenziati i risultati sperimentali ottenuti su cinque campioni e anche una media di essi.

Tabella 3.1: proprietà elastiche dei cinque provini e valori medi

Provino	Densità, g/cm ³	Modulo di Young, GPa
1	1.4982	58.60
2	1.5181	58.20
3	1.3965	53.20
4	1.4434	55.30
5	1.4462	55.90
Media	1.4605	56.24

3.2. Setup di prova per la caratterizzazione a fatica ad altissimo numero di cicli

Per la realizzazione dei test in regime di *Very High Cycle Fatigue* è stata impiegata una macchina di prova a ultrasuoni, la quale opera in condizioni di risonanza meccanica a una frequenza nominale di 20 kHz. Questo tipo di sistema (figura 3.5) consente di raggiungere il traguardo dei 10⁹ cicli in tempi compatibili con la pratica sperimentale, senza ricorrere a lunghi test convenzionali.



Figura 3.5: macchina per prove VHCF in configurazione assiale

L'assetto è stato configurato in modo da analizzare uno studio approfondito riguardo la **pura compressione assiale**, evitando ogni tipo di componente di trazione.

La macchina (figura 3.6) si compone di:

- generatore ultrasonico piezoelettrico, il quale è fondamentale nel convertire l'energia elettrica data in *input* in vibrazioni meccaniche ad alta frequenza;
- sistema di amplificazione meccanica (*booster* e sonotrodi), il quale trasmette e amplifica l'onda meccanica lungo l'asse longitudinale del provino;
- supporto per il campione, in cui il provino tubolare è incollato all'estremità del sonotrodo mediante un adesivo strutturale bicomponente.

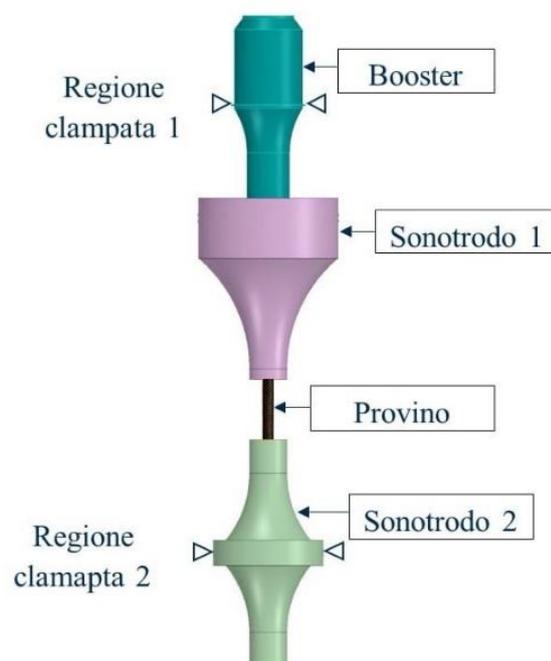


Figura 3.6: schema riassuntivo della macchina: *booster*, sonotrodi e provino tubolare

In particolare, l'incollaggio tra il provino e il sonotrodo è stato realizzato mediante l'adesivo ibrido cianoacrilato – epossidico in figura 3.7 (Loctite HY 4070), il quale presenta una **densità pari a 1.1 g/cm³** e un **modulo elastico di 960 MPa**. Grazie a queste proprietà, il materiale consente un ottimo trasferimento dell'energia meccanica e, contemporaneamente, una resistenza adeguata alle sollecitazioni dinamiche, ovviamente senza interferire nella risposta vibrazionale del complesso in esame ^[14].



Figura 3.7: adesivo strutturale Loctite HY 4070 ⁽¹⁸⁾

Una condizione preliminare e obbligatoria riguarda il dimensionamento di ogni provino in modo che sia in grado di lavorare nel range di frequenza di interesse (19.5 – 20.5 kHz), garantendo allo stesso tempo stabilità in risonanza. Per verificare il requisito appena discusso, per ogni campione si è effettuata una prova IET, descritta in dettaglio nel paragrafo 3.1.

Un altro problema da ovviare riguarda i possibili surriscaldamenti localizzati sia nella zona di massimo *stress* sia nelle zone in cui viene applicato l'adesivo. L'inserimento di un sistema di raffreddamento attivo tramite ventole ad aria forzata nella configurazione dello strumento si è rivelato un'ottima soluzione. Inoltre, è stato implementato anche un sensore IR in prossimità della superficie del provino (sempre nella sua zona centrale), il quale ha consentito il monitoraggio in tempo reale della temperatura durante i test (figura 3.8). Grazie all'utilizzo di queste tecnologie, è stato possibile rilevare in modo accurato e in tempo reale le variazioni termiche che subiva il campione, prevenendo così l'ottenimento di una temperatura superiore a quella di transizione vetrosa della matrice polimerica del composito.



Figura 3.8: dettaglio del sistema di raffreddamento e sensore IR in zona provino

Il sistema è progettato per lavorare in modo da evitare l'influenza di vibrazioni ambientali o gravi interferenze termiche e anche in modo da garantire la stabilità necessaria durante la prova gigaciclica.

3.3. Calibrazione estensimetrica

Al fine di determinare con precisione il valore di tensione alterna nel centro del provino durante i test VHCF, è stata eseguita una campagna di misurazioni mediante estensimetria. Il fulcro di questa attività è stato quello di definire una relazione quantitativa tra la tensione (parametro elettrico) applicata in *input* allo strumento (espressa in *Volt*) e la deformazione meccanica (parametro sperimentale di interesse) indotta nel composito. Questa relazione è stata di fondamentale importanza in quanto è stata utilizzata come riferimento nelle simulazioni numeriche FEM, in modo da calibrare correttamente le condizioni di prova successive.

3.3.1. Principio di funzionamento e installazione

Gli estensimetri elettrici a resistenza (*strain gauge*) sono sensori in grado di rilevare la deformazione di un corpo sollecitato, attraverso la variazione della propria resistenza elettrica. Il principio si basa sulla relazione 3.1:

$$\varepsilon = \frac{\Delta R}{R \cdot K} \quad (3.1)$$

Dove:

- ε è la deformazione meccanica;
- $\Delta R/R$ è la variazione relativa di resistenza;
- K è il ***gage factor*** (o *k-factor*), ovvero un parametro costruttivo fornito dal produttore.

Nel caso specifico, gli estensimetri utilizzati presentano le seguenti caratteristiche:

- fattore di taratura: $K = 2.10 \pm 1.0\%$;
- resistenza nominale: $R = 350 \Omega \pm 0.3\%$.

Questi valori garantiscono una buona sensibilità e precisione per l'applicazione in ambiente dinamico ad alta frequenza. Inoltre, si è usufruito di un circuito di misura a **quarto di ponte** in quanto è in grado di migliorare la qualità del segnale: questo tende ad annullare la deformazione apparente, migliorando la stabilità di lettura del parametro di interesse.

L'installazione degli estensimetri è avvenuta seguendo una procedura rigorosa (figura 3.9), la quale ha previsto:

- la preparazione della superficie mediante carteggiatura e pulizia con solvente adatto;
- centraggio visivo e successivo incollaggio dell'estensimetro sul provino tubolare, tramite adesivo cianoacrilico;
- applicazione della basetta porta – contatti e saldatura dei terminali;
- verifica dell'integrità elettrica tramite multimetro.

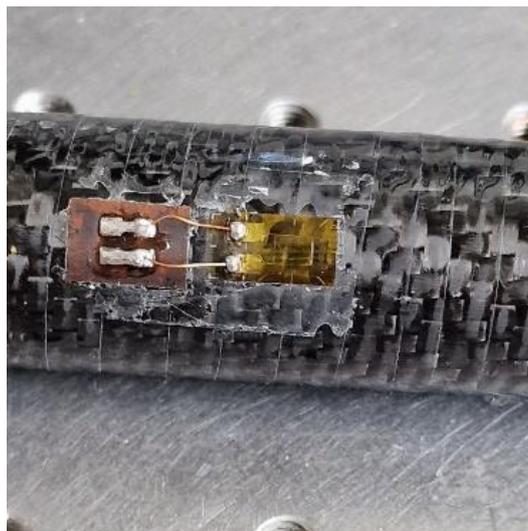


Figura 3.9: estensimetro incollato sul provino in materiale composito

3.3.2. Configurazione sperimentale

La misura della deformazione è stata effettuata durante una prova VHCF in condizioni operative reali. L'estensimetro è stato applicato al centro del provino tubolare, in corrispondenza del nodo di massima tensione alterna prevista.

Il segnale in uscita è stato amplificato con un sistema Elsys SGA-2 MKII, visibile in figura 3.10, e successivamente acquisito tramite interfaccia PC. Il sistema consente l'alimentazione e la regolazione del ponte di Wheatstone, nonché la lettura in tempo reale della tensione in uscita.



Figura 3.10: amplificatore di segnale Elsys SGA-2 MKII utilizzato per l'estensimetria

La macchina di prova utilizzata per i test è rappresentata nella figura 3.11. Si tratta di un banco di fatica ad alta frequenza, appositamente progettato per sollecitare i provini in regime risonante (20 kHz), in configurazione assiale.



Figura 3.11: configurazione sperimentale per prove VHCF con estensimetria

3.3.3. Calcolo delle deformazioni e della tensione alterna

Durante la prova VHCF, l'estensimetro ha rilevato il valore della deformazione ciclica al centro del provino. A partire da questo dato, è possibile stimare la **tensione alterna** associata, utilizzando l'equazione 3.2 costitutiva del materiale:

$$\sigma_{alt} = E \cdot \varepsilon_{alt} \quad (3.2)$$

dove:

- σ_{alt} rappresenta la tensione alterna;
- ε_{alt} rappresenta la deformazione misurata;
- il modulo elastico longitudinale E , precedentemente determinato tramite tecnica IET, fornisce il parametro necessario per la conversione.

Tramite questo procedimento, è possibile ottenere una stima abbastanza realistica di quello che è il livello di sollecitazione ciclica imposta al campione durante la prova VHCF. Di conseguenza, è stato possibile calibrare con accurata precisione il sistema di eccitazione e confrontare i risultati sperimentali con le previsioni del modello numerico.

Questa fase di calibrazione ha quindi permesso di stabilire una corrispondenza quantitativa tra l'*input* della macchina di prova e la sollecitazione ciclica effettivamente indotta nel provino, rendendo possibile una stima affidabile della tensione alterna applicata. I valori così ottenuti rappresentano una base sperimentale fondamentale per la validazione del modello numerico agli elementi finiti.

La coerenza dei risultati ottenuti e anche l'efficienza del metodo sono oggetto di analisi nel capitolo 5, in cui si analizza il confronto tra l'andamento della retta sperimentale e quello della retta FEM. Prima di arrivare a ciò, però, bisogna descrivere l'ambiente di simulazione utilizzato e il suo scopo, argomento del prossimo capitolo.

4. Progettazione numerica del provino

In questo capitolo viene presentata l'attività di modellazione numerica svolta a supporto della realizzazione fisica del provino tubolare in materiale composito. L'obiettivo principale è stato quello di verificare la compatibilità geometrico-strutturale del provino con le condizioni operative richieste dai test VHCF, mediante simulazioni agli elementi finiti (FEM).

Una stima preliminare fondamentale ottenuta tramite le analisi numeriche è quella della frequenza propria fondamentale, poi validata con l'analisi sperimentale IET; successivamente, queste hanno consentito di valutare il comportamento instabile per *buckling* sotto carico di compressione. Tali informazioni hanno permesso l'ottimizzazione anticipata della configurazione del provino, riducendo il numero di iterazioni sperimentali e migliorando la qualità complessiva del design.

Per l'analisi dinamiche di materiali anisotropi e strutture laminate, il *software* adatto è proprio Ansys LS – Dyna, strumento di utilizzo nelle simulazioni condotte per questo lavoro. È stato costruito un modello tridimensionale dettagliato del provino, caratterizzato da una stratificazione ortotropa coerente con il *lay-up* reale, e sottoposto a carico di compressione pura, rappresentativo delle condizioni di esercizio del test VHCF.

4.1. Modellazione FEM del provino tubolare originale

La modellazione numerica del provino tubolare è stata eseguita utilizzando LS-Dyna con l'obiettivo di analizzare la risposta strutturale del componente in condizioni analoghe a quelle a cui sarebbe sottoposto durante i test in regime di *Very High Cycle Fatigue*. Per permettere di effettuare una valutazione meccanica in pura compressione assiale ciclica, è stato necessario configurare in modo accurato l'ambiente virtuale del *software*: nello specifico, è stato necessario replicare fedelmente sia la geometria reale del provino che le sue caratteristiche strutturali. Il modello è stato creato riprendendo tutte le caratteristiche dei provini reali: cilindro cavo con diametro interno da 20 mm e lunghezza compresa tra 148 e 155 mm. Inoltre, è stato riprodotto fedelmente anche lo spessore complessivo della parete, il quale risulta di circa 1.4 mm, dato dalla sovrapposizione di tre strati di 0.4675 mm ciascuno (che devono essere raddoppiati in funzione del fatto che bisogna considerare il diametro esterno totale); ciò è in coerenza con il *lay – up* del laminato *prepreg* utilizzato nella fase di produzione.

La *card* “*cylinder shell*” è stata di fondamentale impiego per la generazione della *mesh*: questa ha permesso di creare una superficie cilindrica costituita da elementi *shell* di spessore definito. Avendo un diametro interno di 20 mm, il raggio considerato è la sua metà (10 mm); inoltre, sono stati inseriti numerosi elementi di geometria quadrata con lato da 0.5, calcolati diversamente lungo la circonferenza e lungo la lunghezza del provino:

- il numero di elementi lungo la circonferenza è stato ricavato rapportando la circonferenza stessa (in mm) e la dimensione desiderata degli elementi (quindi 0.5 mm);
- il numero di elementi lungo la lunghezza del provino è stato ricavato moltiplicando la lunghezza stessa (in mm) e la dimensione del singolo elemento (0.5 mm).

Una volta completata la *meshatura*, sono stati inseriti due nodi ausiliari, localizzati esattamente al centro delle sezioni circolari poste alle estremità del tubo. Questi nodi hanno permesso di definire sia i carichi assiali da applicare che i vincoli per le analisi successive. In figura 4.1 è mostrata la rappresentazione tridimensionale del modello numerico del provino.

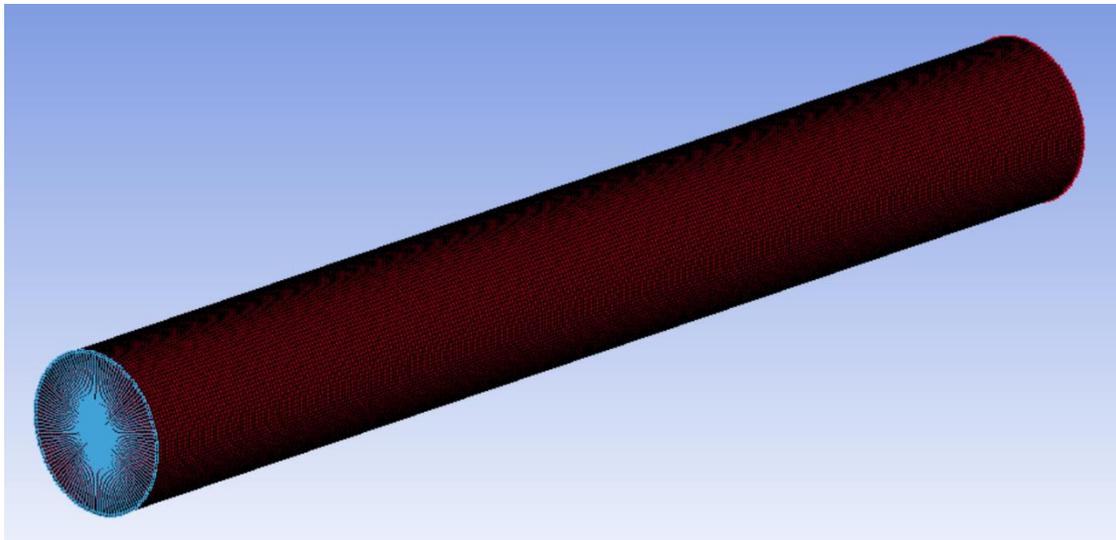


Figura 4.1: provino tubolare visualizzato sul software LS-Dyna

Successivamente, varie caratteristiche del provino sono state inserite tramite specifiche *card*, in modo da completare accuratamente il modello, come le proprietà del materiale, le condizioni di carico e la stratificazione della parete del tubo. In particolare:

- nella *card* **DATABASE_EXTENT_BINARY**, è stato impostato il parametro *maxint = 1* per costruire i *layer* a partire dalla superficie esterna del tubo, ovvero dalla quota di 20 mm;
- nella *card* **BOUNDARY_SPC_NODE**, sono stati vincolati i gradi di libertà trasversali e torsionali dei due nodi centrali alle estremità, lasciando libera unicamente la direzione assiale, così da permettere l'applicazione del carico in modo analogo a quanto avviene nelle condizioni sperimentali;
- nella *card* **LOAD_NODE_POINT**, sono stati specificati i valori di carico da applicare agli stessi nodi centrali, al fine di simulare una compressione assiale uniforme;
- nella *card* **MAT_ORTHOTROPIC_ELASTIC**, è stato descritto il comportamento meccanico del composito ortotropo, utilizzando i parametri sperimentali derivati dalle prove IET: modulo di Young pari a 56.24 GPa, modulo di taglio di 3.34 GPa e densità di 1.4605 g/cm³. L'orientamento delle fibre è stato mantenuto a 0°, ossia senza inclinazione, per riflettere fedelmente la disposizione reale del tessuto twill lungo la direzione longitudinale del tubo;
- infine, nella *card* **PART_COMPOSITE**, sono stati definiti tre strati da 0.4675 mm, corrispondenti alla natura stratificata del provino.

Questa configurazione ha consentito la realizzazione di un modello tridimensionale fedele dal punto di vista geometrico, strutturale e materiale, adatto anche per le successive analisi del comportamento dinamico e di stabilità.

Quindi, dopo aver definito il modello, l'attività di simulazione si è concentrata su un duplice obiettivo progettuale. In primo luogo, è stato necessario verificare che la frequenza naturale del primo modo di vibrazione longitudinale del provino, nella configurazione deformata sotto il carico medio di compressione, ricadesse all'interno dell'intervallo compreso tra 19500 Hz e 20500 Hz, corrispondente alla finestra operativa richiesta per l'esecuzione delle prove VHCF in regime di risonanza. In secondo luogo, si è voluto accertare che tale modo rimanesse sufficientemente distante da altre frequenze modali, così da evitare accoppiamenti indesiderati con modi torsionali, flessionali o combinati, che potrebbero compromettere l'efficacia e l'affidabilità del test.

Per il raggiungimento di tali obiettivi, sono state condotte specifiche analisi modali tramite LS-Dyna, i cui risultati sono stati estratti e visualizzati attraverso i file "*d3eigv*" (relativi alle forme modali e ai valori propri) e "*d3plot*" (contenente le informazioni di deformata e campo tensionale associati alla compressione media applicata).

L'analisi del file *d3plot* consente di visualizzare, oltre alla deformata, anche l'andamento delle tensioni nel dominio delle tre direzioni cartesiane (figura 4.2), fornite di *default* dal software LS-Dyna. Questa rappresentazione iniziale, pur essendo utile per un controllo generale dei risultati, non è pienamente adatta a descrivere la distribuzione delle tensioni in un provino di geometria cilindrica, come quello in esame. Il passaggio da dati tensoriali in sistema cartesiano a dati tensoriali in sistema cilindrico è stato utile per effettuare una lettura più coerente con la struttura del campione e anche con i meccanismi di sollecitazione attesi: di conseguenza, è stata ottenuta una descrizione più intuitiva e fisicamente significativa delle componenti radiale, assiale e circonferenziale.

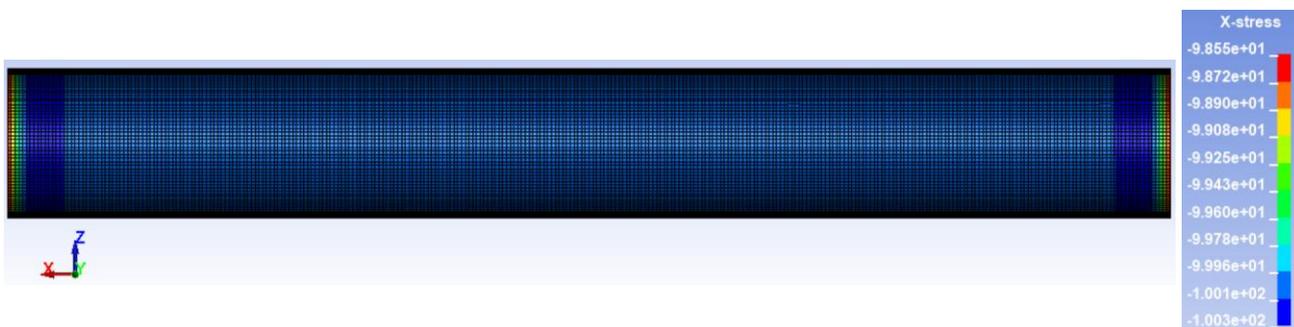


Figura 4.2: analisi dello *stress* lungo l'asse *x* con relativa legenda

Per eseguire un'analisi più coerente con la geometria del provino, i dati di *output* relativi alle tensioni (originariamente forniti da LS-Dyna nel sistema cartesiano) sono stati esportati in formato .txt per ciascuna delle tre direzioni principali e successivamente rielaborati tramite un codice MATLAB sviluppato appositamente per la conversione da coordinate cartesiane a cilindriche. Tale operazione è risultata fondamentale per interpretare correttamente la distribuzione degli sforzi all'interno di una struttura assialmente simmetrica come il campione in esame. Quindi, sono state applicate le trasformazioni necessarie per ottenere le componenti di sforzo secondo il sistema cilindrico, con particolare attenzione alla componente assiale, direttamente confrontabile con i valori *target* imposti nella simulazione. I risultati ottenuti sono stati quindi rappresentati graficamente (figura 4.3),

mostrando la distribuzione spaziale delle tensioni medie in coordinate cilindriche e permettendo di verificare l'uniformità dello stato tensionale lungo il corpo del provino.

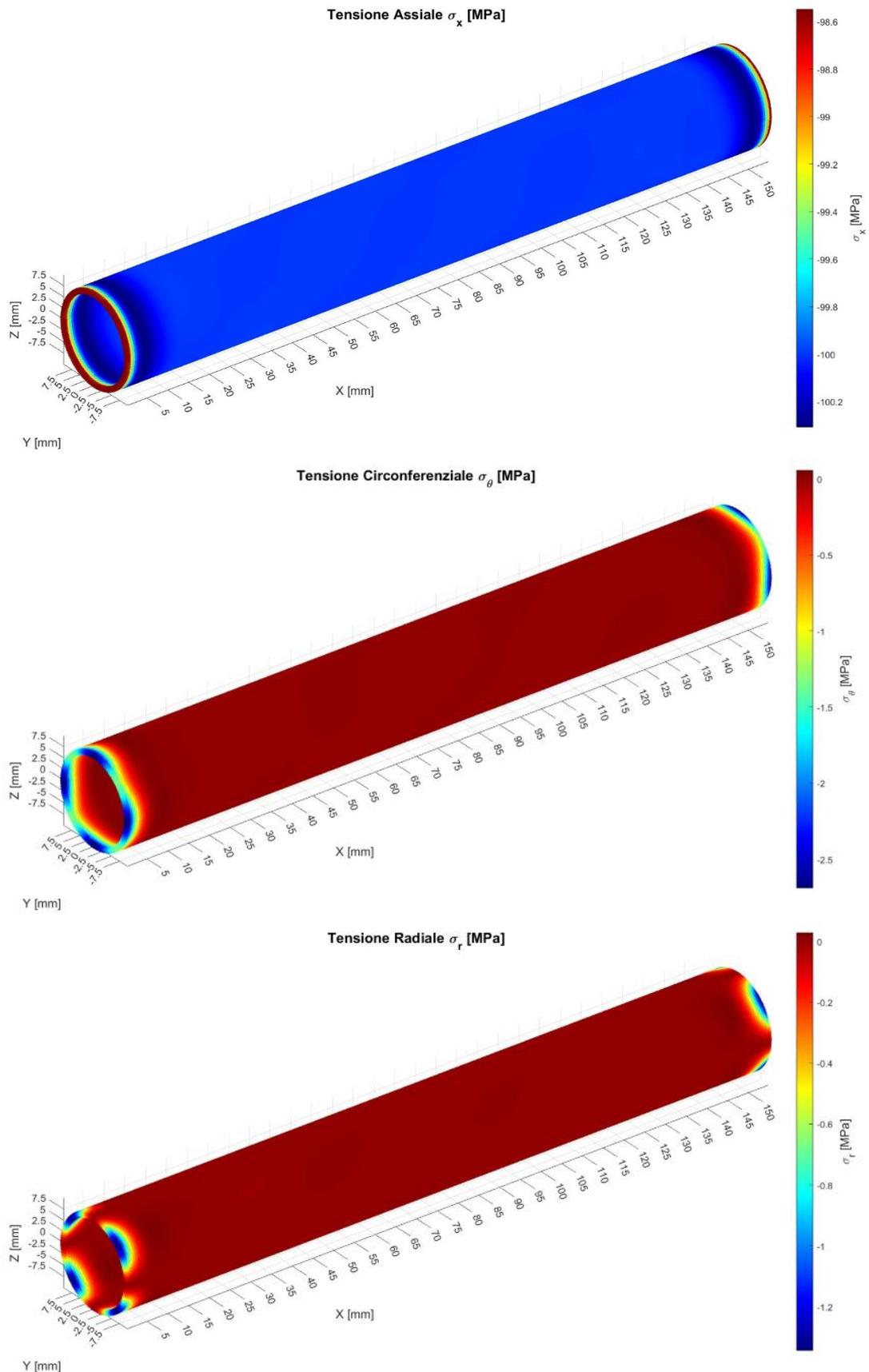


Figura 4.3: analisi dello *stress* lungo le tre direzioni in coordinate cilindriche

Nel caso simulato, con una tensione media di compressione pari a -100 MPa, si osserva che la componente assiale σ_x rappresenta il contributo dominante, risultando pressoché uniforme lungo l'intera lunghezza del provino, come evidenziato nella mappa di figura 4.3. In particolare, nel centro del provino, essa corrisponde a una perfetta corrispondenza con il valore imposto in ingresso (proprio -100 MPa), confermando così l'efficacia della modellazione FEM e la corretta trasmissione del carico. Le altre componenti di tensione, ovvero quella radiale σ_r e quella circonferenziale σ_θ , risultano trascurabili in confronto e, soprattutto, nulle nella zona centrale del provino. Questa condizione è fondamentale per garantire che nella zona utile si sviluppi solo una sollecitazione di compressione assiale. I valori residui di σ_r e di σ_θ si concentrano infatti in prossimità delle estremità, dove vi sono dei vincoli imposti dalla configurazione. Il comportamento complessivo conferma che il campo di sforzo simulato è coerente con l'ipotesi di carico assiale puro, condizione ideale per la validazione del primo modo di vibrazione longitudinale.

Questa fase di *post-processing*, oltre a fornire una visione più chiara del campo di sforzo, costituisce un passaggio fondamentale per la validazione del primo modo di vibrazione longitudinale. A valle di questa verifica, si è proceduto con lo studio dei modi vibrazionali adiacenti, presenti nel file *d3eigv2*, al fine di garantire che non vi siano modi flessionali, torsionali o combinati con frequenze troppo vicine a quella desiderata. Nello specifico, il software fornisce in *output* i modi vibrazionali più vicini a quello longitudinale di nostro interesse (figura 4.4). Infatti, una distanza modale insufficiente potrebbe causare fenomeni di accoppiamento indesiderato, interferenze dinamiche o innesco di vibrazioni spurie, con potenziali effetti negativi sulla stabilità e sulla ripetibilità del test in regime VHCF.

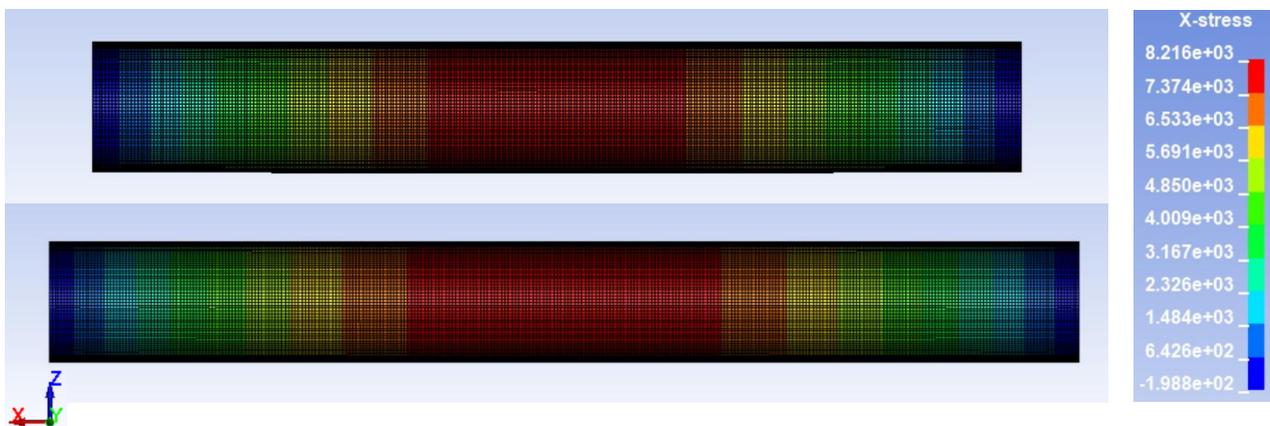


Figura 4.4: modo vibrazionale longitudinale in fase di compressione (sopra) e di rilassamento (sotto)

L'analisi delle forme modali ha permesso di confermare l'idoneità geometrica e strutturale del provino e di individuare eventuali configurazioni critiche da evitare nella fase sperimentale.

Oltre all'analisi qualitativa delle forme modali e alla verifica della loro separazione in frequenza, il file *d3eigv2* ha fornito anche informazioni quantitative fondamentali per la progettazione sperimentale. In particolare, sono stati estratti i valori della massima tensione indotta e dello spostamento massimo lungo l'asse del provino, relativi al primo modo di vibrazione longitudinale.

Queste grandezze sono state utilizzate per stimare la massima tensione alterna applicabile in regime risonante.

Dal momento che i risultati dell'analisi modale forniscono valori definiti a meno di una costante e sono tipicamente associati a un'unità arbitraria di spostamento, è stato necessario introdurre un fattore di scala per riportare i risultati a scala fisica. In particolare, si è assunto uno spostamento massimo pari a 0.1 mm, corrispondente all'ampiezza di vibrazione effettiva stimata all'estremità del sonotrodo in corrispondenza di un voltaggio in ingresso pari a 10 V. Tale valore deriva dalla catena di amplificazione meccanica del sistema sperimentale, composta da un *booster* (fattore ~ 2) e un sonotrodo (fattore ~ 5). Questo dato è stato utilizzato come riferimento per scalare i risultati modali e stimare la tensione alterna massima effettivamente applicabile al provino in condizioni operative realistiche.

Per ottenere questa stima, sono stati analizzati i risultati relativi al primo modo di vibrazione longitudinale, estraendo due parametri chiave: lo spostamento massimo modale lungo l'asse x (u_x) e la corrispondente tensione modale massima lungo la stessa direzione (σ_x). A partire da questi, è stato calcolato il coefficiente di amplificazione tensionale K (in MPa/mm), definito dalla relazione 4.1:

$$K = \frac{\sigma_x}{u_x} \quad (4.1)$$

Il valore di K consente quindi di stimare la tensione alterna effettiva (σ_{alt}) indotta nel provino, per una data ampiezza di vibrazione sperimentale, attraverso l'equazione 4.2:

$$\sigma_{alt} = K \cdot 0.1 \quad (4.2)$$

A completamento di questa fase di modellazione, sono state condotte simulazioni su provini tubolari con diametro interno di 20 mm, tre strati sovrapposti da 0.4675 mm ciascuno, *mesh* da 0.5 mm e condizioni geometriche costanti. Sono stati simulati tre livelli di tensione media assiale imposta nel centro del provino: -100 MPa, -200 MPa e -300 MPa, modificando il carico applicato sui nodi alle estremità. Per ogni configurazione è stato analizzato il comportamento modale con l'obiettivo di identificare la configurazione più stabile e rappresentativa, verificando l'assenza di accoppiamenti con modi flessionali o torsionali vicini in frequenza. I risultati ottenuti, riportati in tabella 4.1, includono lo spostamento massimo, la tensione modale, il coefficiente K e la stima della tensione alterna applicabile.

Tabella 4.1: parametri FEM e tensione alterna stimata per la geometria tubolare

Lunghezza provino, mm	Frequenza, Hz	σ_x , MPa	u_x , mm	K , MPa/mm	$\sigma_{alterna}$, MPa
155	19564.6	8215.88	7.81425	1051.39	105.14
148	20486.2	8222.00	7.46726	1101.76	110.18

Applicando tale metodologia ai tre casi simulati, si ottiene un intervallo di tensione alterna compreso tra 105 MPa e 110 MPa, in funzione della geometria e delle condizioni di vincolo. Sebbene questo valore rappresenti una prima stima utile per confrontare diverse configurazioni, non è detto che risulti sufficiente per attivare i meccanismi di danneggiamento a fatica nei materiali compositi considerati, soprattutto in assenza di difetti o inneschi locali.

Tale osservazione ha suggerito l'opportunità di intervenire direttamente sulla geometria del provino, con l'obiettivo di amplificare la tensione alterna massima nella zona centrale, pur mantenendo l'integrità modale e la stabilità strutturale. L'ottimizzazione proposta ha seguito due direttrici principali: la modifica del profilo esterno del tubo e l'integrazione di elementi terminali per migliorare il confinamento dinamico. Le strategie progettuali adottate sono presenti nei paragrafi seguenti.

4.2. Studio del fenomeno di buckling con metodo FEM

Il rischio di instabilità strutturale per *buckling* è stato un elemento fondamentale da analizzare per consentire un proseguo ottimale della progettazione dei provini compositi soggetti a pura compressione assiale. Questo fenomeno, tipico delle strutture snelle e sottili, si manifesta con un collasso improvviso della forma geometrica originaria anche in presenza di carichi inferiori a quelli necessari per causare la rottura per sforzo. Nei provini tubolari in materiale composito, il rischio di instabilità è particolarmente critico a causa della combinazione tra geometria cilindrica, ridotto spessore e anisotropia del materiale. Per questo motivo, è indispensabile verificare che il carico applicato durante i test VHCF non porti il componente a condizioni di instabilità elastica.

Utilizzando un modello numerico del provino, identico a quello sviluppato nella sezione precedente, quindi mantenendo inalterate tutte le sue caratteristiche geometriche e costruttive (diametro interno, spessore della parete, numero di strati e dimensione della *mesh*), è stato possibile effettuare l'analisi di *buckling*. In questo modello, similmente a quello precedente, i due estremi del campione sono stati vincolati: più nello specifico, uno dei due è stato completamente fissato, mentre sull'altro è stato applicato un carico assiale di compressione, il quale doveva riprodurre in modo accurato la configurazione sperimentale dei test VHCF. La tensione media applicata in questo caso è la medesima di quella applicata nelle precedenti simulazioni modali, ovvero si è iniziato da -100 MPa, passando per -200 MPa e finendo con -300 MPa.

I risultati contenuti nel file *d3eigv2* hanno restituito un parametro indicativo del rischio di instabilità, definito "coefficiente di sicurezza al *buckling*" oppure "*load factor*", il quale esprime il rapporto tra il carico teorico (cioè il minimo valore in grado di innescare l'instabilità elastica) e il carico effettivamente applicato nella simulazione. Se si ottiene un valore del coefficiente superiore a 1, si ha che il provino è strutturalmente stabile e, inoltre, è in grado di resistere al carico imposto senza collassare per instabilità. Considerando il modello numerico del provino con lunghezza 155 mm a cui è applicata una tensione media pari a -100 MPa, si ha in *output* un valore di coefficiente di sicurezza pari a 7.4: ciò significa che per far sì che si verifichi *buckling*, bisogna applicare un carico che deve essere 7.4 volte rispetto a quello simulato. Di conseguenza, questo valore garantisce un ampio margine di sicurezza al provino, confermandone la sua solidità anche durante le prove VHCF.

Una volta ottenuti i risultati numerici, è stato fondamentale verificarne la coerenza con il comportamento reale dei provini. Il capitolo seguente riporta la validazione sperimentale del modello FEM e discute i risultati ottenuti durante i test VHCF.

5. Risultati sperimentali

I risultati ottenuti durante la sperimentazione della tesi sono discussi nel presente capitolo, con lo scopo di valutare la coerenza tra le simulazioni agli elementi finiti condotte in precedenza e il comportamento reale dei provini tubolari sottoposti ai test VHCF.

La suddivisione si articola in due parti: una prima parte in cui viene discussa la validazione sperimentale del modello FEM tramite confronto diretto tra le deformazioni cicliche stimate sia numericamente sia tramite estensimetria, passaggio di fondamentale importanza per verificare l'affidabilità delle simulazioni condotte e per procedere con l'obiettivo finale del lavoro.

Nella seconda sezione, invece, si ha l'analisi delle prove di *Very High Cycle Fatigue* condotte su una serie di provini tubolari reali. Vengono illustrate la configurazione sperimentale adottata, le criticità riscontrate durante i test, i criteri di accettazione dei campioni e i principali comportamenti osservati. I risultati ottenuti rappresentano una base essenziale per la fase successiva di ottimizzazione geometrica, finalizzata all'incremento della tensione alterna nella zona utile del provino, oggetto dei prossimi capitoli.

5.1. Validazione estensimetrica del modello FEM

Il confronto tra i valori di deformazione ciclica ricavati dalle simulazioni agli elementi finiti e quelli ottenuti per via sperimentale tramite l'estensimetria, ha consentito la valutazione della coerenza tra modellazione numerica e comportamento reale del sistema provino – sonotrodo.

Il calcolo della deformazione ciclica subita dal campione è stato, quindi, effettuato tramite l'apporto di estensimetri elettrici a resistenza, i quali sono stati incollati nel punto di massima sollecitazione longitudinale. Nella sottosezione 3.3.1 è possibile riscontrare la procedura di installazione, configurazione e acquisizione del segnale. Il segnale raccolto è stato amplificato tramite sistema Elsys SGA-2 MKII e successivamente convertito in tensione alterna utilizzando il modulo elastico longitudinale determinato tramite tecnica IET.

I risultati delle misurazioni sperimentali sono stati confrontati con quelli forniti dal modello FEM. Il confronto, riportato in figura 5.1, mostra l'andamento della deformazione al variare del voltaggio applicato per entrambe le modalità di stima: simulazione numerica (retta arancione) e misura sperimentale (retta blu).

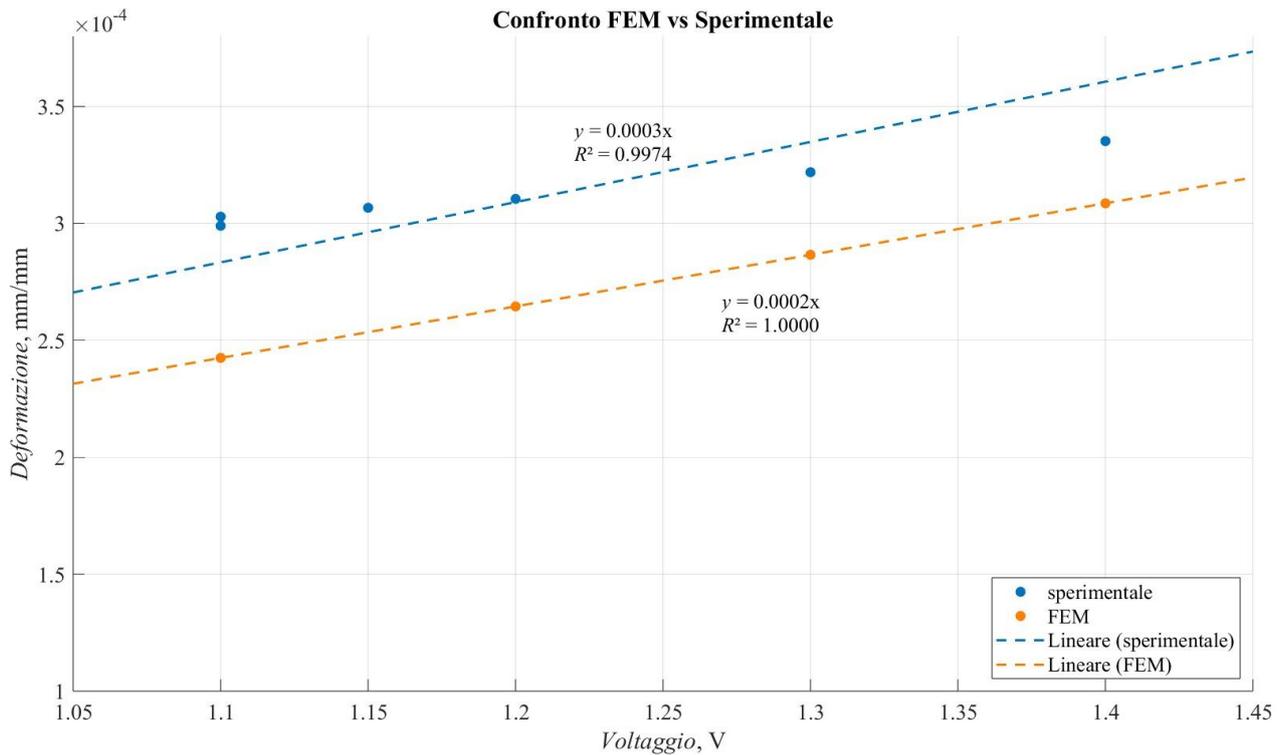


Figura 5.1: confronto tra deformazione ciclica stimata da FEM (arancione) e sperimentalmente (blu)

Entrambe le serie di dati seguono un andamento lineare, ma presentano differenze significative nella pendenza delle rispettive regressioni. L'interpolazione dei dati FEM restituisce la relazione $y = 0.0002x$, mentre quella relativa ai dati sperimentali è descritta dalla retta $y = 0.0003x$, con $R^2 = 0.9974$, entrambe con intercetta nulla.

Un aspetto significativo che è subito evidente riguarda il diverso *trend* delle due rette: infatti, si evidenzia una sottostima nella risposta della deformazione da parte del modello numerico rispetto a quanto misurato nel sistema reale. Nello specifico, applicando lo stesso valore di voltaggio in *input*, si ha una maggiore deformazione nel provino sperimentale a differenza di quanto risulta nella simulazione FEM.

Questa discrepanza è riconducibile a diversi fattori che riguardano sia limitazioni del modello numerico sia fenomeni reali difficilmente rappresentabili in modo ideale.

Partendo dalle cause riguardanti le simulazioni, si ha un modello che mostra un comportamento meccanico ideale del materiale composito: questo presenta proprietà elastiche omogenee lungo tutto il suo volume, isotropia trasversale e, inoltre, una perfetta adesione tra il provino e i due sonotrodi. Questo è ovviamente in disaccordo con le condizioni reali, dove il materiale esibisce inoltre qualche eterogeneità microstrutturale, che può portare a incrementi localizzati della deformazione rilevata dall'estensimetro.

Passando agli aspetti reali, un altro fattore che sicuramente può prendere parte alla discrepanza risultata, è l'interfaccia adesiva tra provino e sonotrodi. Eventuale presenza di rigidità locale nello strato di colla oppure un possibile disallineamento del provino nella fase di incollaggio possono

modificare la trasmissione delle vibrazioni, influenzando così sull'ampiezza della deformazione ciclica che si calcola: questo genera una risposta sperimentale più ampia di quella prevista.

Infine, anche il processo di acquisizione sperimentale è soggetto a incertezze. Fattori come l'errore umano nel processo di installazione degli estensimetri o interferenze ambientali o, ancora, imperfezioni nei circuiti di misura, tendono ad introdurre del rumore nell'acquisizione dei dati.

Dopo aver fatto una panoramica delle possibili cause riguardanti la discrepanza FEM/estensimetria, dalla curva sperimentale di deformazione è stata possibile stimare la tensione alterna applicata nel sistema, usufruendo della relazione 3.2, in cui compare il modulo elastico ricavato tramite tecnica non distruttiva IET. In funzione di questa considerazione, è stata calcolata una tensione alterna sperimentale massima pari a circa 20 MPa. Nonostante tutto, bisogna precisare che questo valore non è funzione solo del voltaggio applicato (pari a 2 V): infatti, questo limite nel voltaggio è dovuto a motivazioni di natura tecnico – sperimentale. Nello specifico, la soglia dei 2 V è data dal fatto che, aumentando ulteriormente questo parametro, si è riscontrata una perdita della condizione di risonanza, con annesso decremento del carico medio imposto (pari a -250 MPa per ogni prova) e, talvolta, anche danneggiamento prematuro dello strato adesivo.

In conclusione, questo vincolo sperimentale e la discrepanza osservata dal grafico precedente hanno fornito un importante stimolo alla riprogettazione del provino, con l'obiettivo di aumentare ulteriormente la sollecitazione nella zona utile. Tale proposta sarà discussa nel capitolo 6.

5.2. Prove di fatica ad altissimo numero di cicli

La campagna sperimentale in regime di fatica ad altissimo numero di cicli è stata condotta utilizzando una macchina di prova a ultrasuoni operante in risonanza meccanica a una frequenza nominale di 20 kHz. Questo sistema, già descritto nel dettaglio nel paragrafo 3.2, consente di sollecitare i provini tubolari in composito in tempi estremamente ridotti, riproducendo condizioni di carico ciclico compatibili con applicazioni strutturali reali.

Il principio di funzionamento si basa sulla generazione e trasmissione di onde elastiche longitudinali ad alta frequenza, veicolate attraverso un *booster* e un sonotrodo accoppiati meccanicamente al provino. Il fissaggio del campione è stato eseguito con adesivo strutturale Loctite HY 4070, che garantisce la continuità meccanica nella trasmissione delle vibrazioni senza introdurre distorsioni significative nella risposta dinamica del sistema.

Prima di ogni prova, è stata effettuata una verifica della risonanza del sistema provino – sonotrodo, utilizzando l'analisi denominata **Horn Signature**. Come illustrato nella figura 5.2, tale procedura consente di acquisire la risposta in frequenza dell'insieme e di validare la corrispondenza tra la frequenza naturale del provino e la frequenza operativa della macchina.

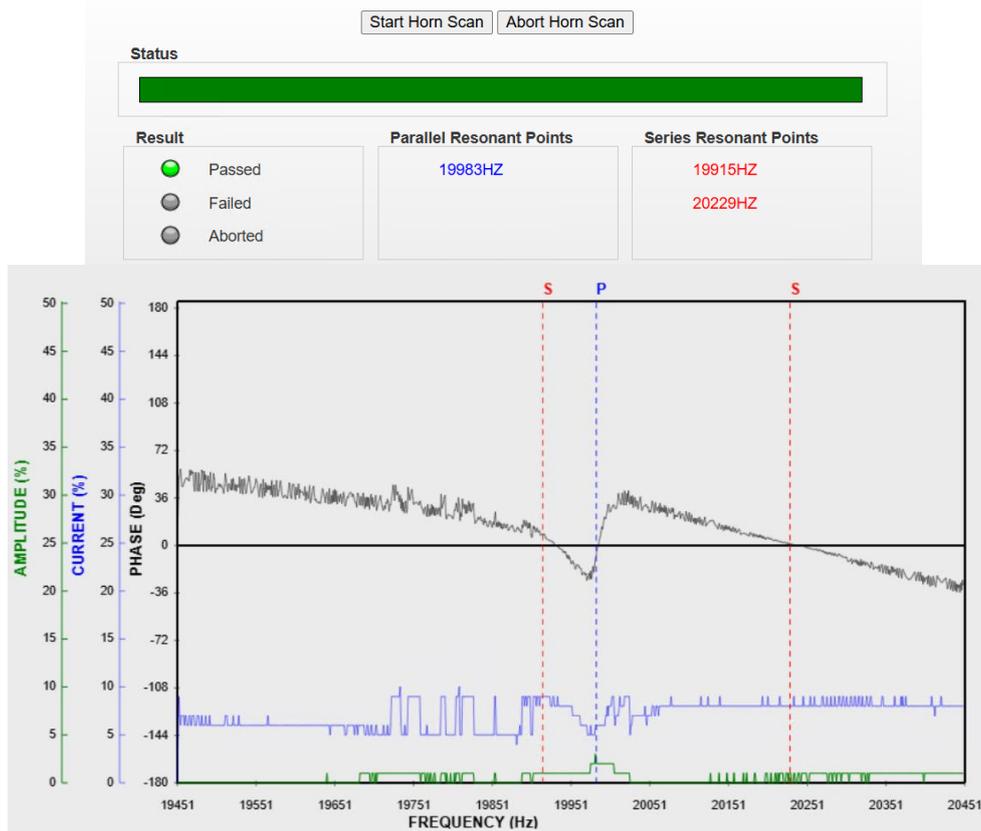


Figura 5.2: schermata *Horn Signature*

Solo i campioni che presentavano una frequenza compresa tra 19.5 e 20.5 kHz venivano accettati per l'avvio del test. Frequenze al di fuori di questo intervallo venivano considerate indicative di imperfezioni geometriche, disomogeneità di massa o errori nella fase di incollaggio.

Una volta confermata la risonanza, il provino veniva sottoposto a vibrazione forzata in compressione, in regime controllato di ampiezza di deformazione. A differenza dei test convenzionali (ad esempio con rapporto di carico $R = -1$), qui la condizione di carico non è espressa in forma classica ma deriva direttamente dalla sollecitazione meccanica indotta dalla risonanza. L'ampiezza della deformazione veniva stimata in modo indiretto sulla base della calibrazione estensimetrica eseguita in precedenza (paragrafo 3.3).

Il voltaggio massimo che è stato possibile applicare ad ogni provino, è stato fornito dal sistema di prova, il quale lo ha limitato a 2 Volt, corrispondente (secondo la calibrazione estensimetrica descritta nel paragrafo 3.3) a una tensione alterna di 20.83 MPa. La tensione media applicata durante i test è fissata a -250 MPa, valore scelto per riprodurre una condizione compressiva significativa compatibile con la geometria e la stabilità del provino.

Durante le prove, la macchina era monitorata in tempo reale tramite un'interfaccia sviluppata in ambiente *LabVIEW*, che consentiva il controllo dei parametri vibrazionali e l'arresto automatico in presenza di anomalie, come cali improvvisi di carico o variazioni critiche di ampiezza.

Per quanto riguarda i risultati, tutti i provini testati hanno raggiunto la soglia di 10^9 cicli senza evidenziare segni macroscopici di danneggiamento, rientrando pertanto nella condizione di *runout*. Da questi risultati, è facile intuire che, nelle condizioni operative adottate, il livello di tensione alterna

applicato non è stato sufficiente a innescare un processo di danneggiamento significativo nella zona centrale del campione. Sebbene ciò non abbia permesso di ottenere dati sulla propagazione del danno, il risultato è comunque utile in quanto conferma l'elevata resistenza a fatica del laminato nelle condizioni testate.

Una criticità sperimentale ricorrente, osservata durante alcune prove, è stata l'interruzione prematura del test non per cedimento del materiale, ma per problemi di natura meccanica legati al contatto tra il provino e il sonotrodo. In particolare, fenomeni di slittamento o disallineamento generati durante la vibrazione hanno alterato la stabilità del sistema, compromettendo il corretto svolgimento del test. Questi eventi, sebbene non frequenti, hanno evidenziato la necessità di una cura ancora maggiore nella fase di montaggio e accoppiamento.

Infine, i risultati ottenuti hanno messo in luce i limiti dell'attuale configurazione sperimentale, in particolare la difficoltà nel concentrare la deformazione ciclica nella zona centrale del provino in misura tale da attivare i meccanismi di danneggiamento interni. Questa considerazione ha costituito la motivazione principale per avviare un percorso di riprogettazione del provino stesso, con l'obiettivo di amplificare la tensione alterna localizzata e aumentare la sensibilità del test.

Nonostante la qualità e la ripetibilità delle prove VHCF condotte, tutti i provini hanno raggiunto 10^9 cicli senza evidenti segni di danneggiamento. Questo risultato, se da un lato conferma l'elevata resistenza del materiale selezionato, dall'altro impone una riflessione critica: perché non si osservano meccanismi di danneggiamento, nemmeno in forma incipiente?

Le ipotesi plausibili includono:

- **tensione alterna non sufficientemente elevata:** il livello di sollecitazione ciclica raggiunto, pur compatibile con la configurazione risonante, potrebbe essere sotto la soglia necessaria per attivare i principali meccanismi di danno (delaminazione, *debonding*, cricche nella matrice);
- **distribuzione poco localizzata della sollecitazione:** la geometria attuale del provino, sebbene correttamente dimensionata per la risonanza, potrebbe non concentrare a sufficienza la deformazione nella zona centrale, riducendo l'efficacia dell'innescò del danno;
- **assenza di difetti significativi:** la qualità della manifattura, grazie al controllo rigoroso sul *prepreg* e sulla laminazione, potrebbe aver prodotto provini privi dei difetti tipici (porosità, disallineamenti, inclusioni) che innescano precocemente la fatica;
- **effetto conservativo della configurazione di prova:** è possibile riscontrare la generazione di condizioni conservative che inibiscono l'evoluzione del danno grazie all'applicazione del carico assiale in pura compressione, il quale deve essere associato anche ad una perfetta simmetria del provino e ad una perfetta interfaccia adesiva.

L'analisi specifica dei fattori appena elencati può essere di fondamentale importanza per riprogettare geometricamente il provino: l'amplificazione della tensione alterna nel punto di massima sollecitazione può portare il materiale a condizioni più critiche, senza comprometterne la sua stabilità modale.

6. Progettazione di un provino con tensione alterna amplificata

I risultati sperimentali descritti nel capitolo precedente hanno evidenziato un'elevata resistenza dei provini tubolari in composito, sottoposti a prove VHCF in configurazione assiale risonante, non hanno manifestato segni macroscopici di danneggiamento anche dopo 10^9 cicli. Questo comportamento, se da un lato dimostra l'elevata qualità del materiale e l'efficienza del processo produttivo, dall'altro solleva una criticità sostanziale: il livello di sollecitazione ciclica imposto durante le prove potrebbe non essere sufficiente per innescare i meccanismi di fatica nei compositi.

Sebbene le simulazioni FEM abbiano stimato una tensione alterna massima potenzialmente applicabile al provino pari tra 105 e 110 MPa, nella pratica sperimentale la macchina di prova ha mostrato un limite operativo significativo, che ha impedito di superare i 2 Volt in ingresso. Attraverso l'interpolazione della retta sperimentale (figura 5.1), si è determinato che tale valore di voltaggio corrisponde a una tensione alterna massima realmente applicata di 20.83 MPa, decisamente distante dall'intervallo necessario per far scaturire danno.

Essendo che non si ha possibilità di aumentare ulteriormente la tensione alterna agendo direttamente sul sistema di eccitazione, è stato necessario trovare un approccio alternativo: riprogettare la geometria del provino per ottenere un'amplificazione della tensione alterna nella zona centrale. L'obiettivo è massimizzare la concentrazione di sollecitazione, senza alterare la frequenza di risonanza né compromettere la stabilità modale del sistema.

Il presente capitolo illustra le strategie progettuali adottate per ottenere tale amplificazione, valutandone l'efficacia tramite simulazioni FEM e proponendo soluzioni costruttive compatibili con il *setup* sperimentale. Nello specifico, l'approccio adottato per aumentare la tensione alterna si basa sull'aggiunta di masse alle estremità del provino. In una prima fase sono stati inseriti dei **dischi metallici**, i quali hanno consentito di validare sperimentalmente il modello numerico FEM mediante confronto diretto con la risposta dinamica reale. Una volta validato, il modello è stato utilizzato per progettare una **geometria ottimizzata del provino**, in grado di amplificare efficacemente la tensione alterna nella zona centrale. Il percorso logico di questa strategia progettuale è illustrato nel *flowchart* riportato in figura 6.1.

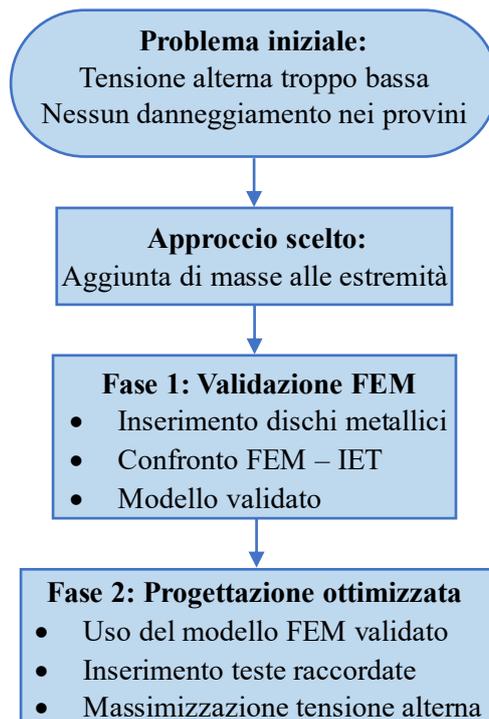


Figura 6.1: *flowchart* riassuntivo del presente capitolo

6.1. *Progettazione di un provino con dischi metallici agli estremi*

Nel contesto delle prove VHCF condotte in regime di vibrazione risonante, l'obiettivo principale è quello di massimizzare la tensione alterna localizzata nella zona centrale del provino, area critica per l'innesco del danneggiamento ciclico. Poiché si ha un limite operativo della macchina sperimentale, il quale non permette di superare i 2 V di tensione in ingresso (equivalenti a circa 20.83 MPa di tensione alterna massima), si è scelto di adottare una soluzione alternativa che permettesse di amplificare meccanicamente la sollecitazione nella zona utile, mantenendo inalterata la frequenza operativa.

Per usufruire di questa alternativa, si è scelto di inserire dei dischetti metallici alle estremità del tubo composito, i quali influenzano il comportamento modale del sistema: ciò è dovuto a due fattori principali, ovvero una distribuzione differente di rigidità e di massa. Infatti, l'aggiunta delle masse terminali (visibile in figura 6.2) genera un effetto di confinamento, ovvero queste nuove estremità tendono a smorzare localmente la vibrazione, forzando lo spostamento (che si traduce in tensione alterna) a concentrarsi nella zona maggiormente sollecitata (il centro del provino). Questa strategia ha consentito di amplificare la tensione alterna nei punti di interesse senza aumentare l'eccitazione globale imposta dallo strumento.



Figura 6.2: campione reale in fibra di carbonio con dischi metallici terminali

Nel presente studio sono state modellate due configurazioni: una presenta dischetti in alluminio, con densità pari a 2.628 g/cm^3 e modulo elastico 70 GPa , i quali mostrano diametro da 28 mm e spessore da 5 mm ; il secondo modello presenta dischetti in acciaio, con densità pari a 7.675 g/cm^3 e modulo elastico di 210 GPa , ma con diametro da 23 mm e spessore 3.5 mm . Entrambi i casi presentano i dischetti incollati alle estremità del tubo composito tramite uno strato adesivo intermedio, con densità pari a 1.100 g/cm^3 e modulo elastico di 960 MPa (proprietà calcolate in precedenza nel paragrafo 3.2). Questo strato di colla è stato modellato in modo da presentare uno spessore costante di 0.075 mm , calcolato in base alle caratteristiche del provino reale (figura 6.2). L'influenza di tale parametro sul comportamento dinamico del sistema sarà approfondita nella prossima sezione.

Il modello FEM tridimensionale è stato realizzato con *mesh* regolare a elementi *brick*, materiale ortotropo per il tubo composito e isotropi per dischi e adesivo. Le condizioni al contorno riproducono il vincolo assiale del sistema sperimentale. La figura 6.3 seguente mostra la vista 3D completa del modello.

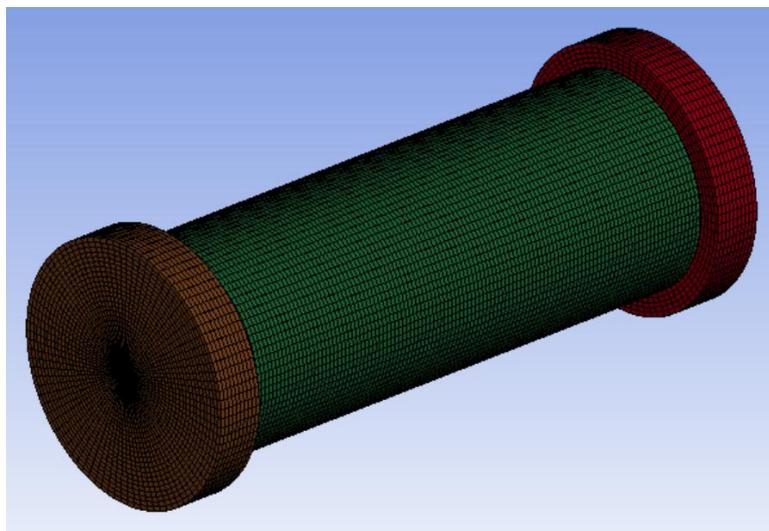


Figura 6.3: vista 3D del modello FEM

Dall'analisi del primo modo longitudinale (figura 6.4) è emerso che le masse terminali inducono una significativa concentrazione degli spostamenti nella sezione centrale del tubo. Le estremità risultano rigide e quasi immobili, mentre la parte centrale mostra un picco netto di deformazione, indicativo di un'efficace localizzazione dell'energia.

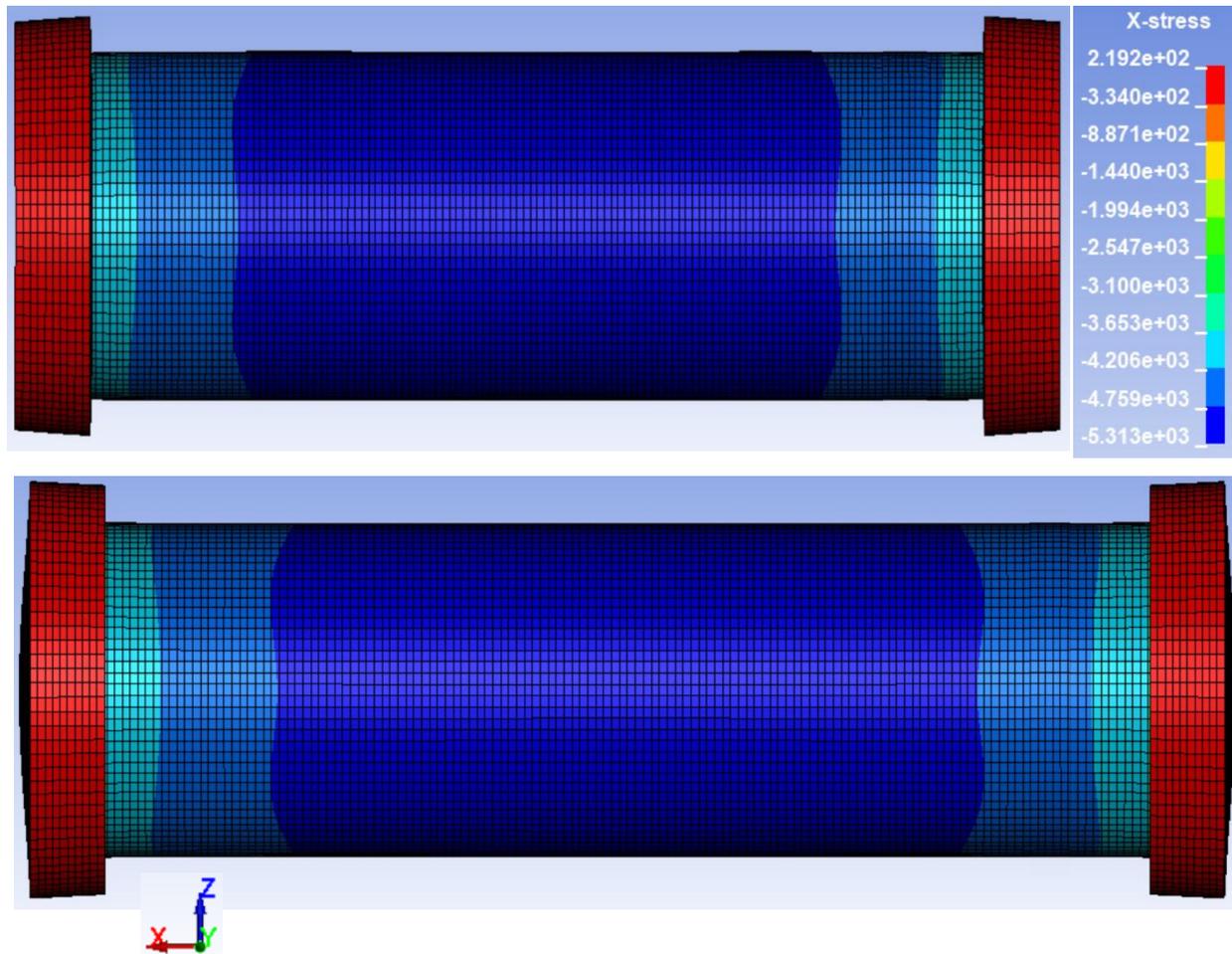


Figura 6.4: modo vibrazionale longitudinale in fase di compressione (sopra) e di rilassamento (sotto)

Questa configurazione dimostra quindi la distribuzione della tensione alterna: nelle simulazioni si osserva un netto aumento del livello di sollecitazione nella zona centrale, con una significativa attenuazione alle estremità, proprio come è mostrato dalla figura. Questa condizione è esattamente quella desiderata per migliorare la sensibilità del provino nei confronti della fatica a bassi livelli di carico ciclico.

Le simulazioni indicano chiaramente che la configurazione con dischi in acciaio, grazie alla maggiore rigidità e densità, dovrebbe produrre un effetto amplificante superiore rispetto a quella in alluminio. Tuttavia, nella pratica si è scelto di procedere esclusivamente con la versione in alluminio in quanto più facilmente lavorabile, economicamente vantaggiosa e già compatibile con il sistema di assemblaggio previsto.

Dal confronto numerico tra il caso di riferimento e quello con dischi in alluminio è emerso un incremento significativo della tensione alterna nella zona centrale del provino, pari a 129 MPa, ovvero un +22% rispetto alla configurazione priva di dischetti. Tale risultato dimostra che l'inserimento delle masse terminali in alluminio permette un efficace incremento locale della sollecitazione, contribuendo a rendere il provino più sensibile all'attivazione dei meccanismi di danneggiamento, rispettando in contemporanea i vincoli funzionali del sistema di prova.

Nel prossimo paragrafo saranno trattati argomenti riguardanti sia l'influenza sul comportamento modale e tensionale del sistema tramite la variazione dello spessore dello strato adesivo che la validazione sperimentale di questi modelli.

6.2. Validazione sperimentale del provino con dischi metallici agli estremi

La tecnica IET (paragrafo 3.1) ha prodotto dei dati sperimentali che hanno permesso la validazione del modello numerico sviluppato per la nuova configurazione. A tale scopo è stato realizzato un provino con dischi in alluminio alle estremità (figura 6.2), della stessa tipologia già trattata nel paragrafo precedente, e con lunghezza della parte in composito pari a 49 mm. La geometria non è stata ottimizzata per operare esattamente alla frequenza target di 20 kHz, ma è stata scelta esclusivamente per validare il comportamento dinamico del modello FEM.

La frequenza naturale misurata sperimentalmente tramite IET per questa configurazione è risultata pari a 22888 Hz. Lo stesso modello, replicato numericamente in ambiente FEM, con identiche condizioni geometriche e uno spessore dell'adesivo pari a 0.075 mm, ha restituito una frequenza modale di 22513.9 Hz. Il margine di scostamento relativo, inferiore al 2%, conferma l'elevata attendibilità del modello, che può quindi essere considerato validato ai fini dell'analisi modale longitudinale e della previsione della tensione alterna nella zona centrale del provino.

In modo analogo, è stata testata anche una seconda configurazione, questa volta con dischetti in acciaio. La frequenza naturale ottenuta sperimentalmente tramite IET è risultata pari a 20501 Hz, mentre il modello FEM ha restituito un valore di 19951 Hz, con uno scostamento relativo entro il 3%. Questo secondo confronto sperimentale conferma ulteriormente l'affidabilità del modello numerico, anche al variare dei materiali e delle condizioni di massa terminale.

Il secondo *step* è stato quello di condurre un'analisi numerica volta a indagare la risposta modale e la distribuzione della tensione alterna nel provino in funzione della variazione di spessore dello strato di colla. Per entrambe le configurazioni (dischi di alluminio e dischi in acciaio) sono state simulate numericamente combinazioni di spessore adesivo comprese tra 0.06 mm e 0.10 mm, ovviamente variando la lunghezza del tratto in composito in modo da ottenere il sistema in risonanza alla frequenza di interesse (20 kHz).

Soffermando l'attenzione al caso dei dischetti in alluminio, qui il complesso si mantiene in risonanza quando è presente una lunghezza del composito compresa tra 60 mm (corrispondente a una frequenza di 20422 Hz) e 66 mm (corrispondente a una frequenza di 19501 Hz). Entrando ancor di più nel dettaglio e considerando quindi una lunghezza del composito pari a 66 mm, è possibile notare che, all'aumentare dello spessore dell'adesivo, si ha in *output* un abbassamento della frequenza modale da 19662 Hz (con uno spessore pari a 0.06 mm) a 19240 Hz (con uno spessore pari a 0.10 mm); inoltre, effetto da tenere in considerazione, si ha contemporaneamente una riduzione del fattore *K* nella zona di interesse del provino, il quale passa da circa 1310 MPa/mm per uno spessore adesivo

minore a 1250 MPa/mm per uno spessore adesivo maggiore. Inoltre, si è voluto analizzare l'andamento delle sollecitazioni cicliche interne agli strati adesivi, le quali non sono trascurabili: per uno spessore da 0.06 mm, si ottiene un fattore K di 1146 MPa/mm al suo interno; per lo spessore maggiore, si passa a 1074 MPa/mm. Questo risultato ha dimostrato che l'adesivo non è un semplice elemento attivo del sistema ma, al contrario, partecipa attivamente al trasferimento delle vibrazioni.

L'andamento di entrambi i fattori K (centro del provino e colla) al variare dello spessore adesivo è illustrato nel grafico di figura 6.5.

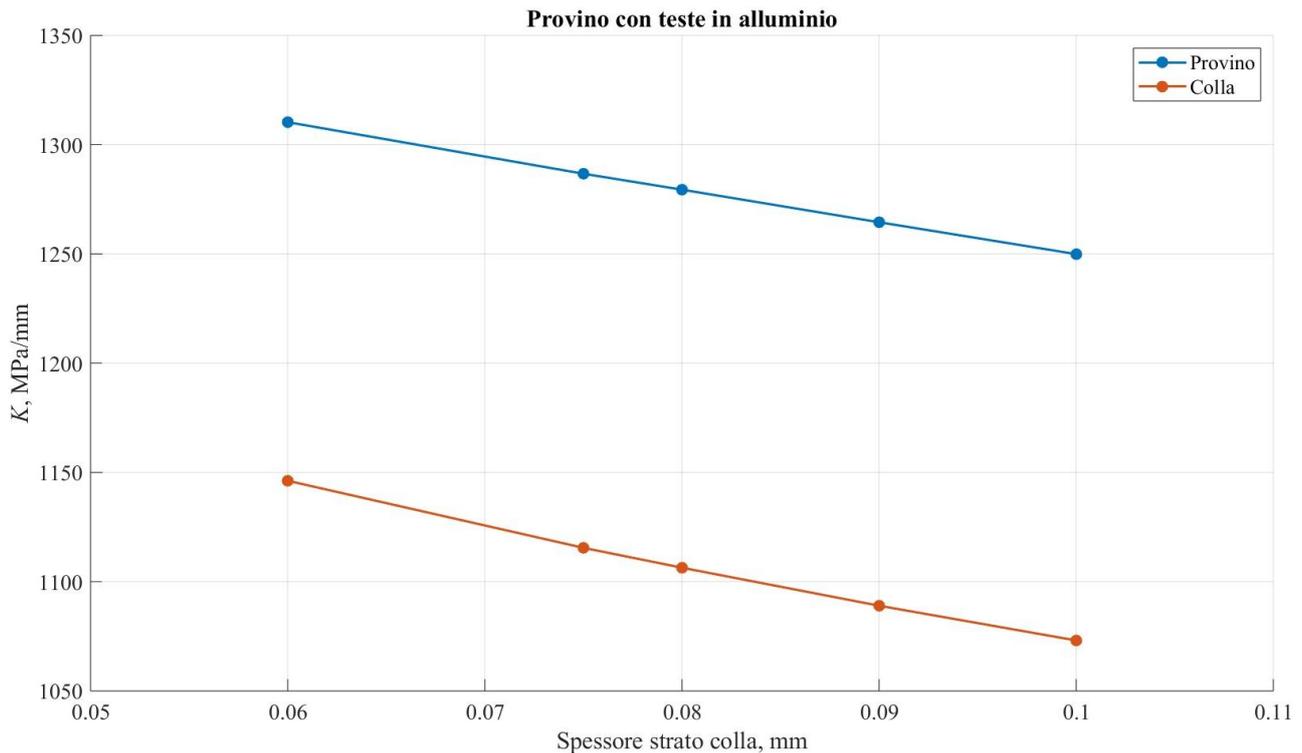


Figura 6.5: andamento del fattore K nel provino e nello strato adesivo in funzione dello spessore della colla nel provino con dischetti in alluminio

Nel caso della configurazione con dischi in acciaio, la frequenza *target* viene rispettata per lunghezze del tratto in composito comprese tra 32 mm (20536.9 Hz) e 38 mm (19539.6 Hz). Anche in questo caso, l'aumento dello spessore dell'adesivo produce un abbassamento della frequenza e una riduzione del fattore K , il quale passa da 1636 MPa/mm (a 0.06 mm) a 1450 MPa/mm (a 0.10 mm). A differenza del caso in alluminio, si osserva che questo parametro valutato nello strato adesivo coincide praticamente con quello nel provino. Come mostrato in figura 6.6, le due curve risultano perfettamente sovrapposte, a testimonianza di un accoppiamento meccanico molto rigido tra le parti.

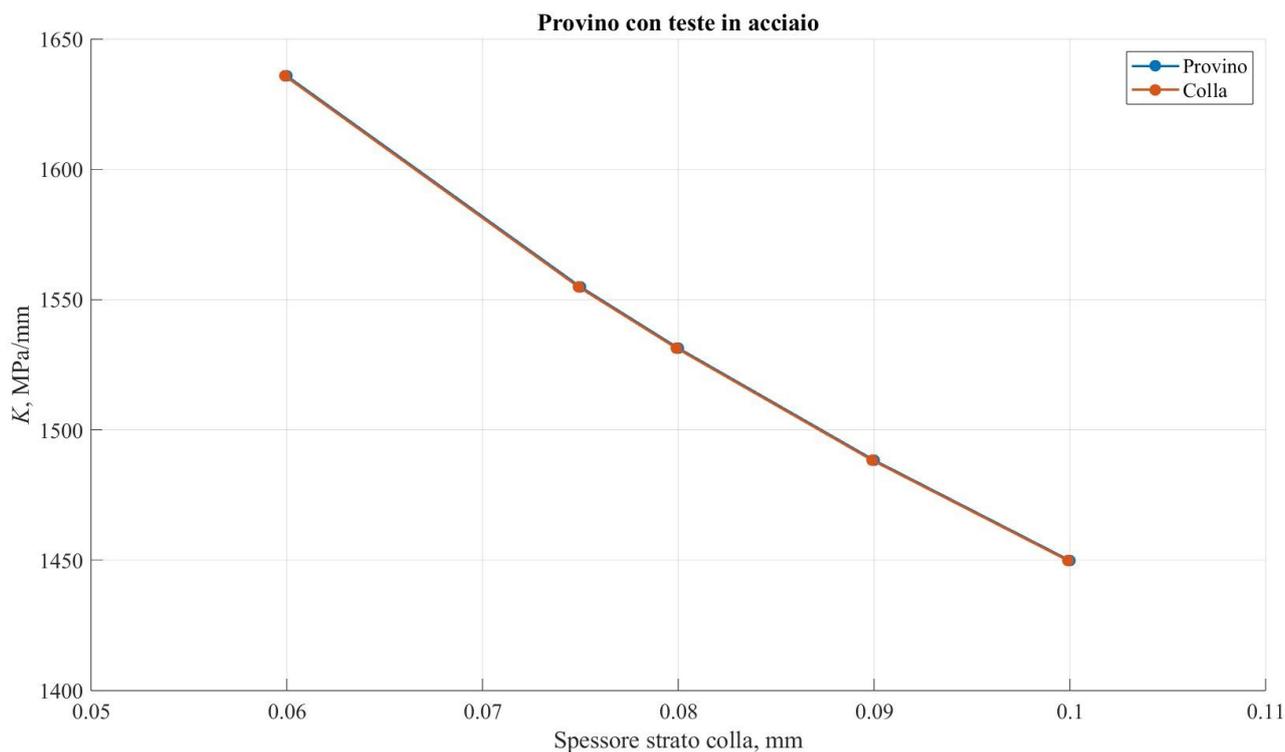


Figura 6.6: andamento del fattore K nel provino e nello strato adesivo in funzione dello spessore della colla nel provino con dischetti in acciaio

Questa condizione, se da un lato garantisce una trasmissione efficace della deformazione, dall'altro comporta un rischio significativo di danneggiamento dello strato adesivo, il quale si trova a sostenere carichi ciclici elevati, pari a quelli del materiale composito. Di conseguenza, è stata abbandonata la strada della configurazione con dischi in acciaio (anche a causa delle maggiori difficoltà produttive e ai maggiori costi) e si è proceduto di utilizzare la configurazione con dischi in alluminio per questioni economiche, di sicurezza e, non da meno, di minore sollecitazione nello strato adesivo.

Da questi risultati, si è vista l'influenza dello spessore dello strato adesivo, in termini quantitativi, sulla risposta dinamica del sistema in esame, sia per quanto riguarda la frequenza di risonanza sia per la sollecitazione meccanica. Ciò sottolinea l'importanza di un controllo accurato in fase di incollaggio, in quanto variazioni anche minime possono compromettere le prestazioni e l'affidabilità delle prove VHCF in configurazione risonante.

6.3. Progettazione di un provino innovativo per massimizzare la tensione alterna

A seguito della validazione sperimentale del modello agli elementi finiti riportata nel paragrafo precedente, in cui la frequenza ottenuta da simulazione e quella sperimentale risultavano in ottimo accordo, si è scelto di proseguire l'analisi numerica adottando le *card* del modello FEM appena discusso, in modo da studiare il comportamento dinamico di una nuova configurazione di provino: quella con teste raccordate. L'obiettivo di questa sezione è quella di valutare come le geometrie di tali teste influenzino la distribuzione della tensione alterna nella zona utile del provino, in modo da

ottimizzare la risposta in condizioni VHCF. Inoltre, come accennato al termine del paragrafo precedente, è stato necessario adottare l'analisi alle sole teste in alluminio, sia per ragioni pratiche legate alla maggiore facilità di lavorazione e al loro costo inferiore sia per valutazioni strutturali, escludendo quindi la possibile analisi di teste raccordate in acciaio.

L'introduzione delle teste raccordate risponde quindi alla necessità di aumentare localmente la tensione alterna nella zona centrale del provino, ovvero nella regione sensibile alla nucleazione del danno da fatica. Questo incremento si ottiene sfruttando un principio ben noto nella dinamica strutturale: la variazione del diametro lungo l'asse longitudinale crea una discontinuità di impedenza meccanica che, a sua volta, induce un accumulo localizzato di energia. In particolare, la differenza tra il diametro esterno della testa (base maggiore) e il diametro più contenuto (base minore) genera un gradiente di rigidità e massa che localizza la deformazione nella zona del tubo composito. Le teste, essendo più rigide e massicce, si comportano come zone inibite al movimento, costringendo il sistema a concentrare l'oscillazione nella porzione centrale.

Per analizzare in modo sistematico tale fenomeno, è stato definito un modello parametrico delle teste raccordate, variando due grandezze geometriche fondamentali: la lunghezza della parte cilindrica costante superiore della testa, indicata come a , e l'estensione del raccordo curvo, indicata come b . In figura 6.7 è riportato lo schema semplificato che evidenzia tali parametri.

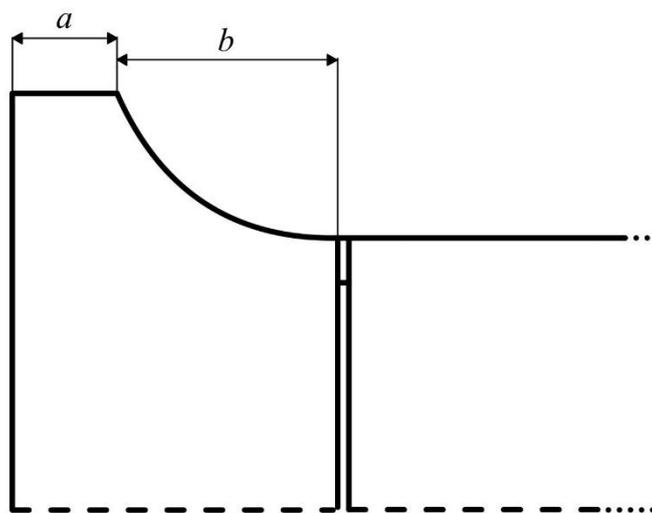


Figura 6.7: schema parametrico della testa raccordata

Dall'introduzione di queste variabili, sono stati creati diversi modelli CAD in ambiente SolidWorks, i quali sono stati introdotti nel *software* Altair HyperMesh per la generazione della *mesh*. Il modello è stato trattato dividendo opportunamente il solido e la superficie di contatto interna, per poi applicare una *mesh* di dimensione 0.5 mm su una metà della superficie interessata. Il tutto è stato infine ruotato attorno all'asse longitudinale per ottenere il modello tridimensionale completo. Il flusso operativo seguito per costruire il modello FEM è illustrato sinteticamente in figura 6.8.

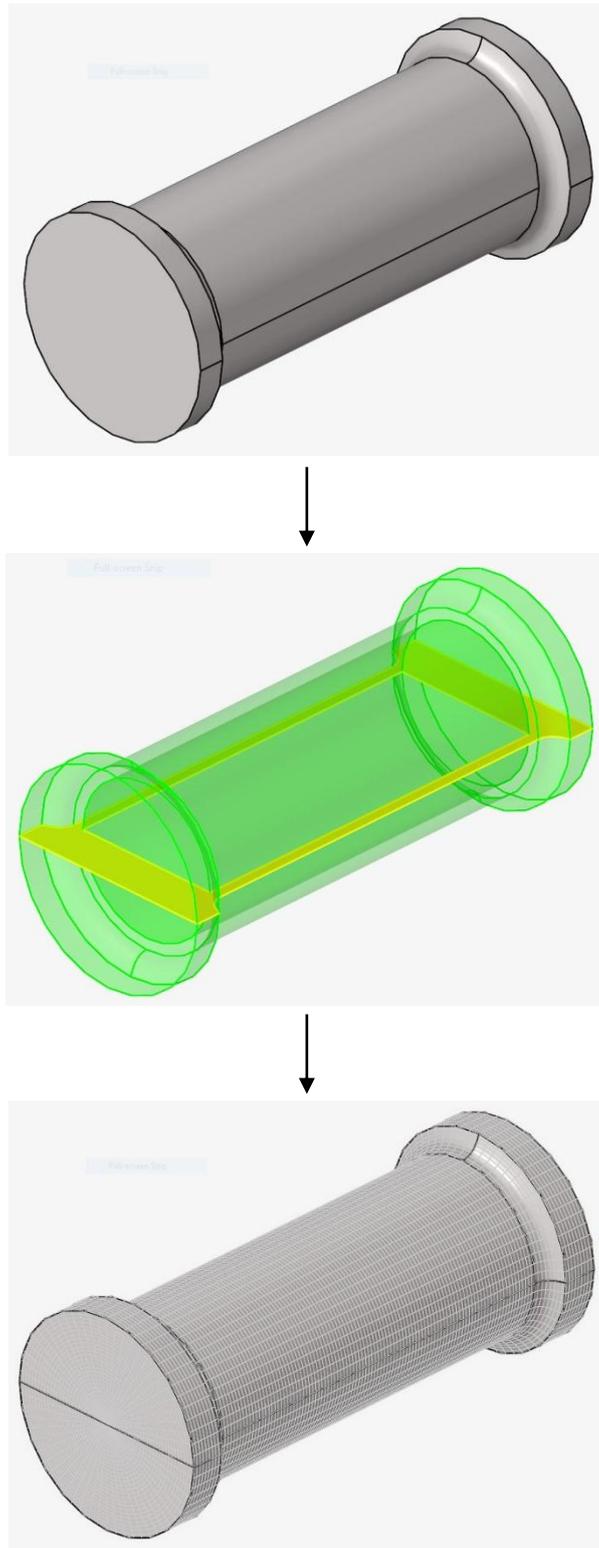


Figura 6.8: passaggi per creare il modello FEM da analizzare

Il modello è stato poi importato nel *solver* LS-Dyna per l'analisi del primo modo proprio longitudinale. La figura 6.9 mostra il provino all'interno dell'ambiente di simulazione, mentre in figura 6.10 sono riportate le deformazioni relative alle due fasi del ciclo vibratorio: compressione e rilassamento.

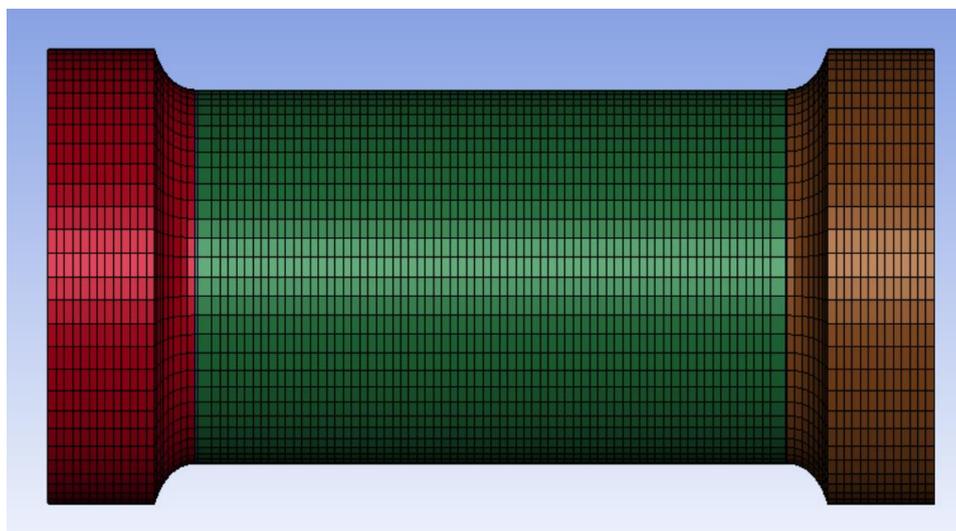


Figura 6.9: provino importato in LS – Dyna per analisi modale

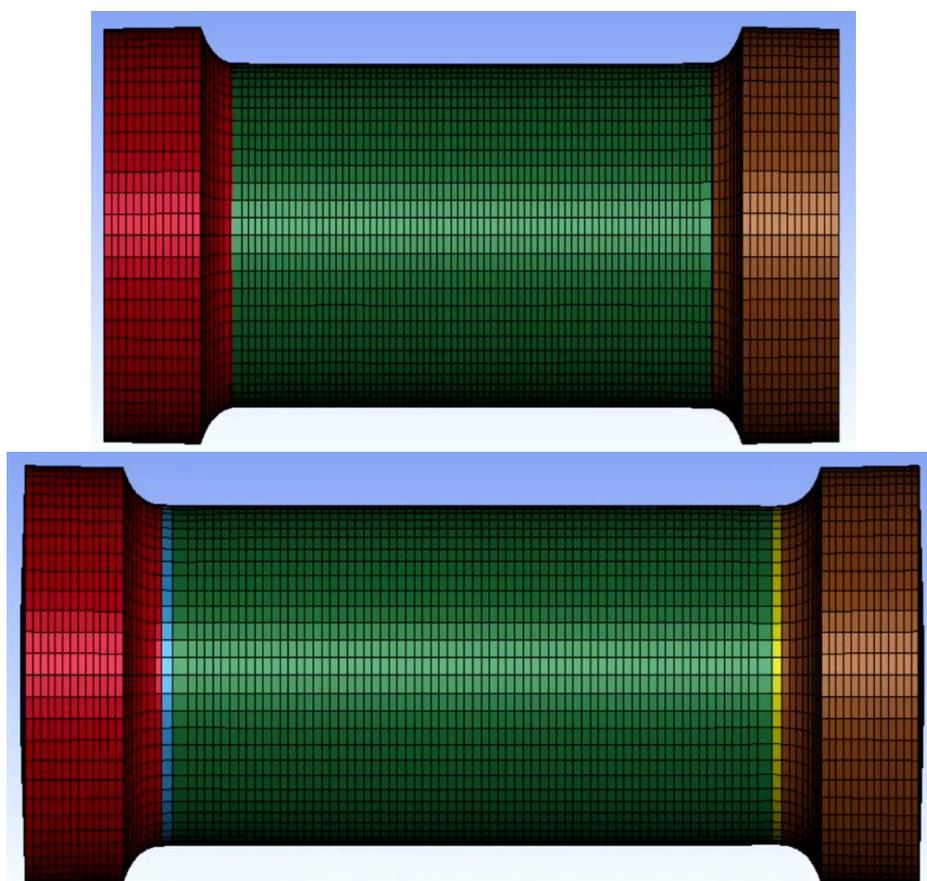


Figura 6.10: fasi del modo vibrazionale longitudinale: compressione (sopra) e rilassamento (sotto)

L'indicatore scelto per quantificare l'effetto geometrico non è stato la tensione alterna assoluta, bensì il fattore K (già introdotto nell'equazione 4.1), definito come il rapporto tra la tensione alterna massima e lo spostamento nodale massimo. Questo approccio consente di confrontare in modo oggettivo le diverse configurazioni, indipendentemente dal sistema eccitante (amplificatore e sonotrodo), che influenzerebbero direttamente il valore assoluto della tensione alterna, rendendo meno significative le analisi comparative. Grazie allo studio della variabile K , è stata ottenuta una valutazione più robusta dell'effetto delle variazioni geometriche.

6.3.1. Provino con diametro interno da 20 mm

Nel primo caso, è stato considerato un tubo composito con diametro interno di 20 mm, a cui sono state accoppiate teste raccordate in alluminio, compatibili con il diametro massimo del sonotrodo disponibile (28 mm). Considerando tre strati di *prepreg* da 0.5 mm ciascuno, il diametro esterno della zona in composito è pari a 23 mm, che rappresenta il diametro minimo della testa raccordata.

Sono stati simulati numerosi casi, combinando diversi valori di a (da 1.5 a 6.5 mm) e di b (da 2.5 mm a 5.5 mm), assicurandosi che ogni configurazione risultasse in risonanza a 20 kHz. I risultati dei fattori K calcolati nello strato adesivo, al centro del provino e il loro rapporto ($K_{colla}/K_{provino}$) sono riportati rispettivamente nei grafici in figura 6.11, 6.12 e 6.13.

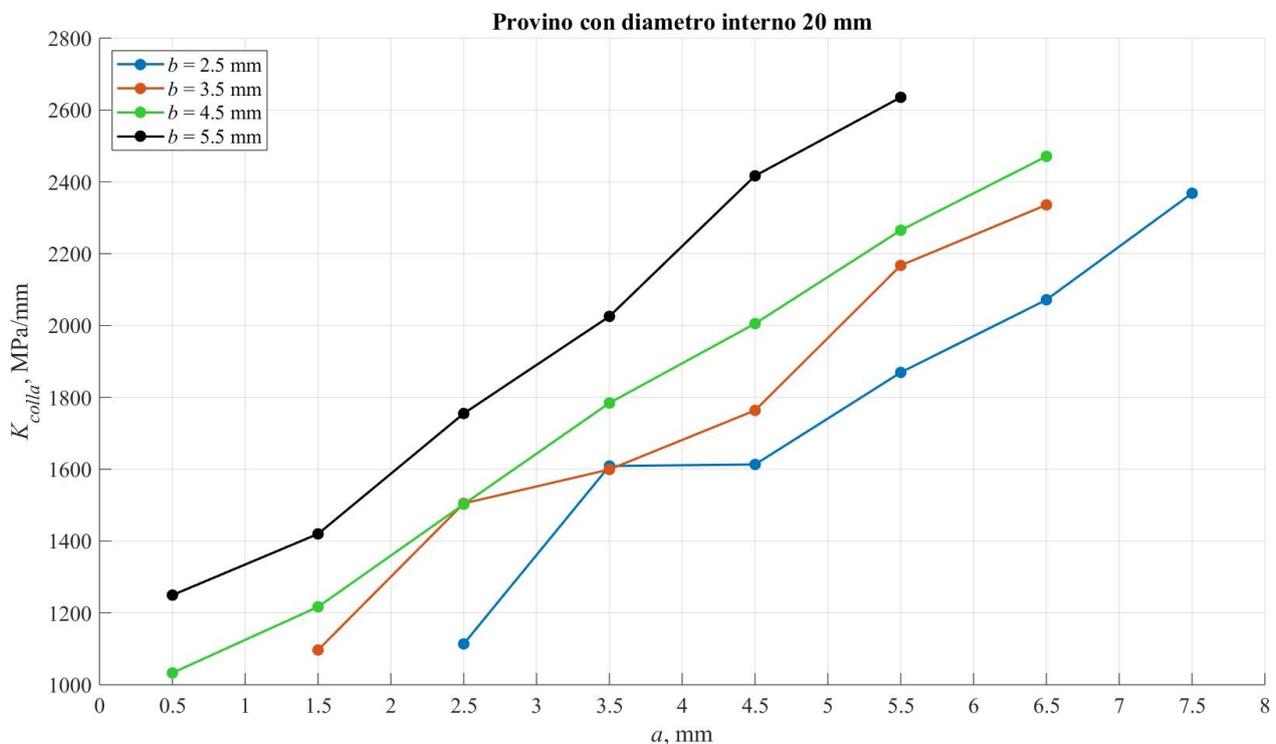


Figura 6.11: fattore K nello strato di colla in funzione di a , per diverse curvatures b

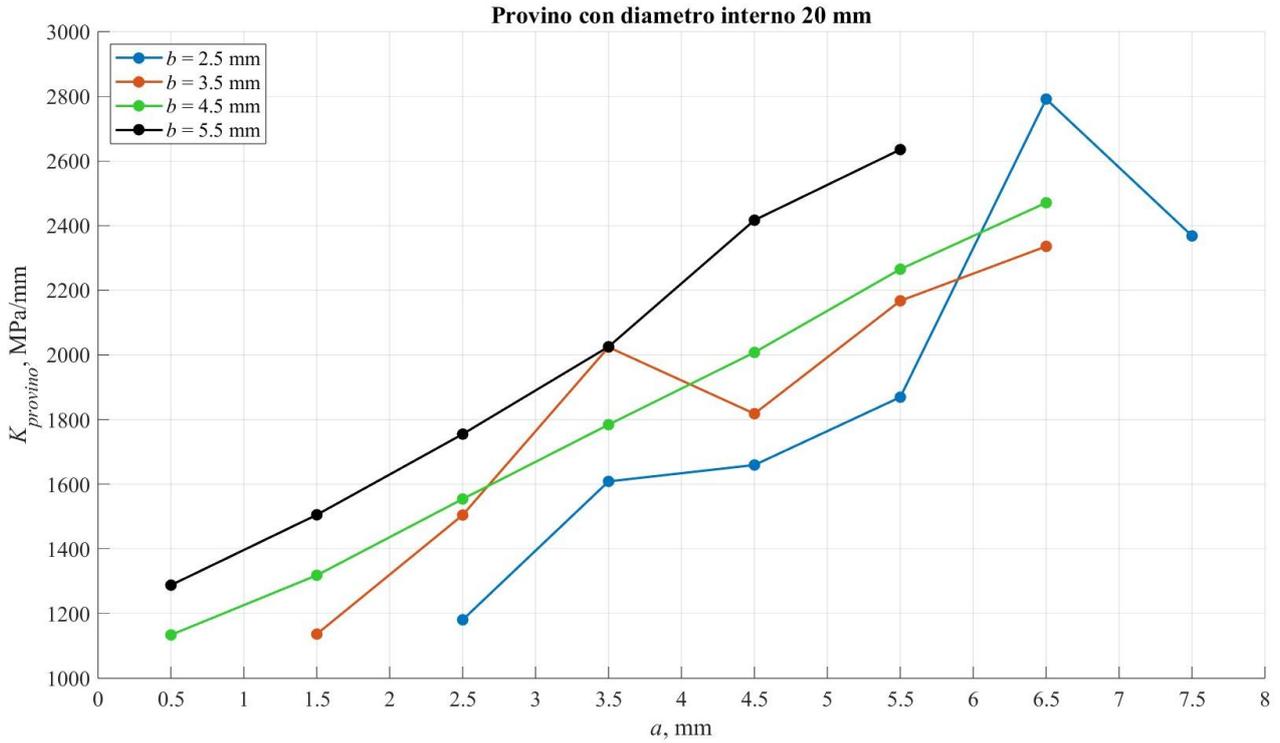


Figura 6.12: fattore K nella zona centrale del provino

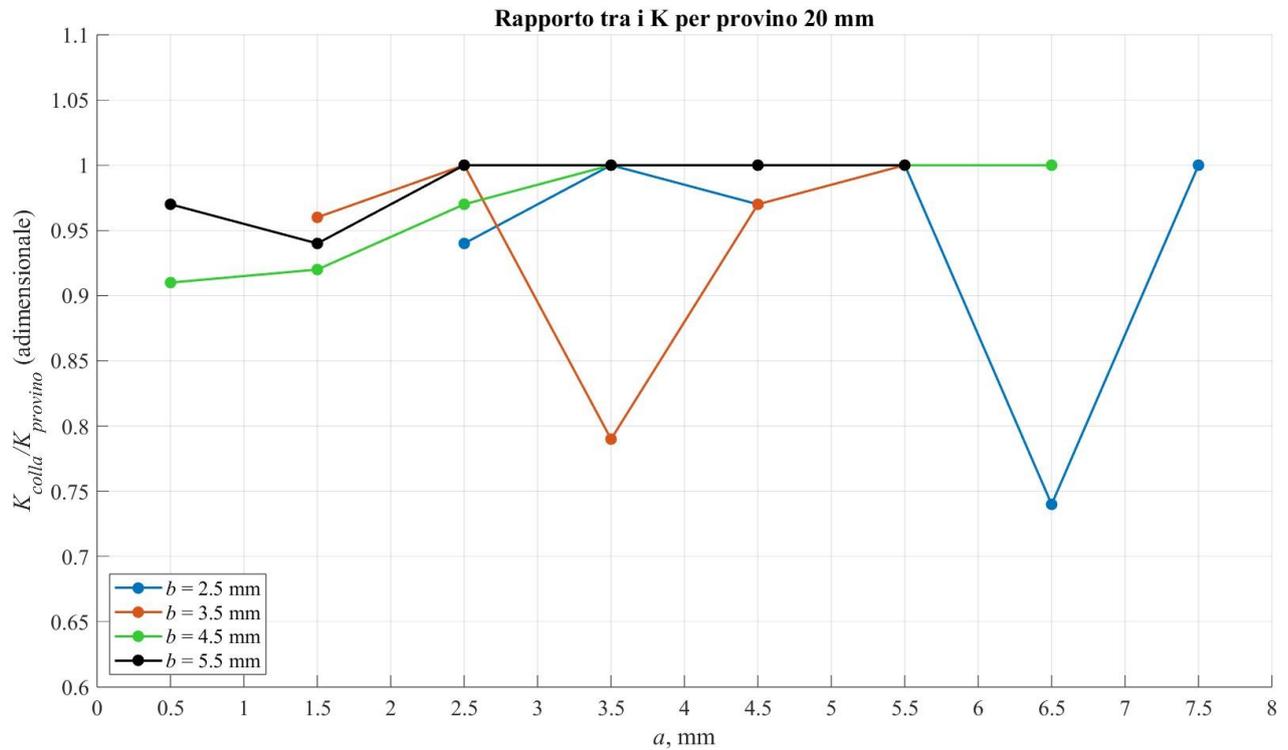


Figura 6.13: rapporto tra K colla e K provino per tutte le geometrie simulate

L'analisi dei grafici evidenzia che all'aumentare della lunghezza a , il fattore K cresce progressivamente sia nel provino che nella colla, ma con velocità diverse a seconda della curvatura. La configurazione con $b = 2.5$ mm risulta particolarmente interessante per la sua capacità di generare una marcata amplificazione nel composito, mantenendo contenuta la sollecitazione nell'adesivo. Il miglior risultato ottenuto tra tutte le simulazioni è associato al caso con $a = 6.5$ mm e $b = 2.5$ mm, dove si registra una tensione alterna massima con il *setup* di prova disponibile di 279 MPa. Considerando che la tensione alterna ottenuta nel provino iniziale (senza testa raccordata) era di circa 110 MPa, si osserva un incremento del +160%. Contemporaneamente, nello stesso caso, la tensione alterna nello strato adesivo risulta pari a 207 MPa, ovvero inferiore di circa -26% rispetto al valore nel composito. Il rapporto tra i due fattori K in questo caso è 0.74, il più basso tra tutti i casi simulati, indicando che la sollecitazione è più efficacemente concentrata nel composito piuttosto che nell'adesivo.

Una seconda configurazione interessante è quella con $a = 3.5$ mm e $b = 3.5$ mm, che porta a una tensione alterna massima nel composito con il *setup* di prova disponibile pari a 202 MPa e nella colla di 160 MPa (rapporto $K = 0.79$), ma risulta meno performante rispetto alla precedente in termini assoluti.

Nel complesso, l'analisi ha confermato che una configurazione con curvature più piccole (bassi b) e zone cilindriche più lunghe (elevati a) favorisce in modo ottimale la localizzazione dell'energia nella zona centrale del provino, massimizzando la tensione alterna utile per test VHCF. Al contempo, queste geometrie minimizzano la deformazione dello strato adesivo, riducendo i rischi di delaminazione. La progettazione delle teste raccordate quindi, non solo consente di superare i limiti imposti dal sistema di eccitazione, ma rappresenta una leva fondamentale per adattare e ottimizzare la risposta dinamica del sistema provino – adesivo in ambito sperimentale.

6.3.2. Provino con diametro interno da 15 mm

Dopo l'analisi condotta su provini con diametro interno da 20 mm, si è deciso di estendere lo studio numerico al caso di provini con diametro interno di 15 mm, per verificare se la configurazione con teste raccordate potesse offrire un ulteriore incremento dell'amplificazione della tensione alterna e una migliore distribuzione dello stato tensionale. Come nel caso precedente, la geometria delle teste raccordate è stata descritta in funzione di due parametri: la lunghezza della parte cilindrica costante a e la lunghezza della porzione curva b (figura 6.7), il cui raggio di raccordo definisce l'andamento della variazione di diametro tra la base maggiore e quella minore.

Per questa nuova configurazione si è mantenuto il diametro maggiore della testa a 28 mm, compatibile con il sonotrodo disponibile, mentre il diametro minore è stato portato a 18 mm, coerente con la somma del diametro interno del tubo (15 mm) e lo spessore totale dei tre strati del composito (3 mm complessivi: 0.5 mm per strato, due volte lungo il diametro). Questa differenza di diametro risulta quindi più marcata rispetto al caso del 20 mm, con l'obiettivo di ottenere un'ulteriore amplificazione delle tensioni nella zona centrale del provino. La *mesh* tridimensionale realizzata per questi modelli FEM è riportata in figura 6.14.

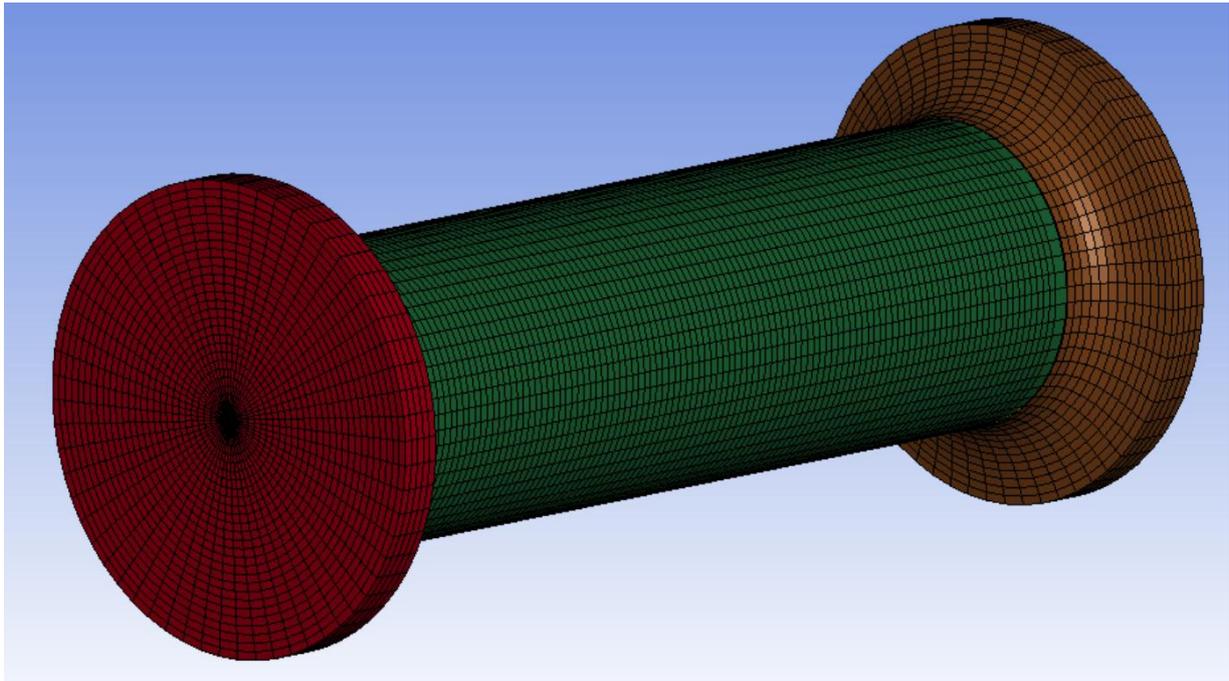


Figura 6.14: modello FEM tridimensionale del provino

Come per il caso precedente, lo studio è stato condotto variando i parametri a e b per valutare il loro impatto sul fattore K (equazione 4.1). Anche in questo caso, l'utilizzo del fattore K al posto della sola tensione alterna consente un confronto indipendentemente dal sistema amplificante esterno, rendendo l'analisi più generale. I risultati ottenuti sono rappresentati nei seguenti tre grafici: il primo mostra l'andamento del fattore K nello strato di adesivo (figura 6.15), il secondo nel centro del provino composito (figura 6.16), mentre il terzo (figura 6.17) rappresenta il rapporto tra i due che, come precedentemente discusso, è un indicatore critico per valutare il bilanciamento delle sollecitazioni tra adesivo e materiale composito.

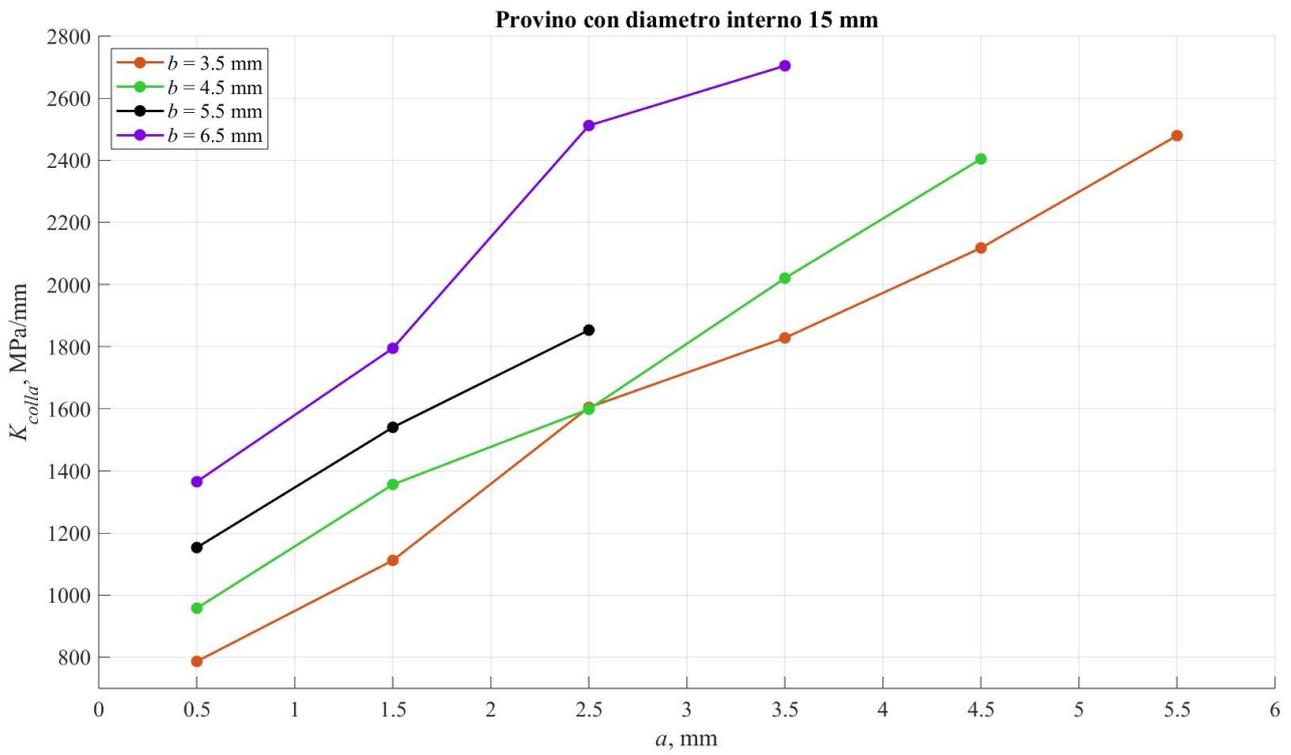


Figura 6.15: fattore K nello strato di colla in funzione di a , per diverse curvature b

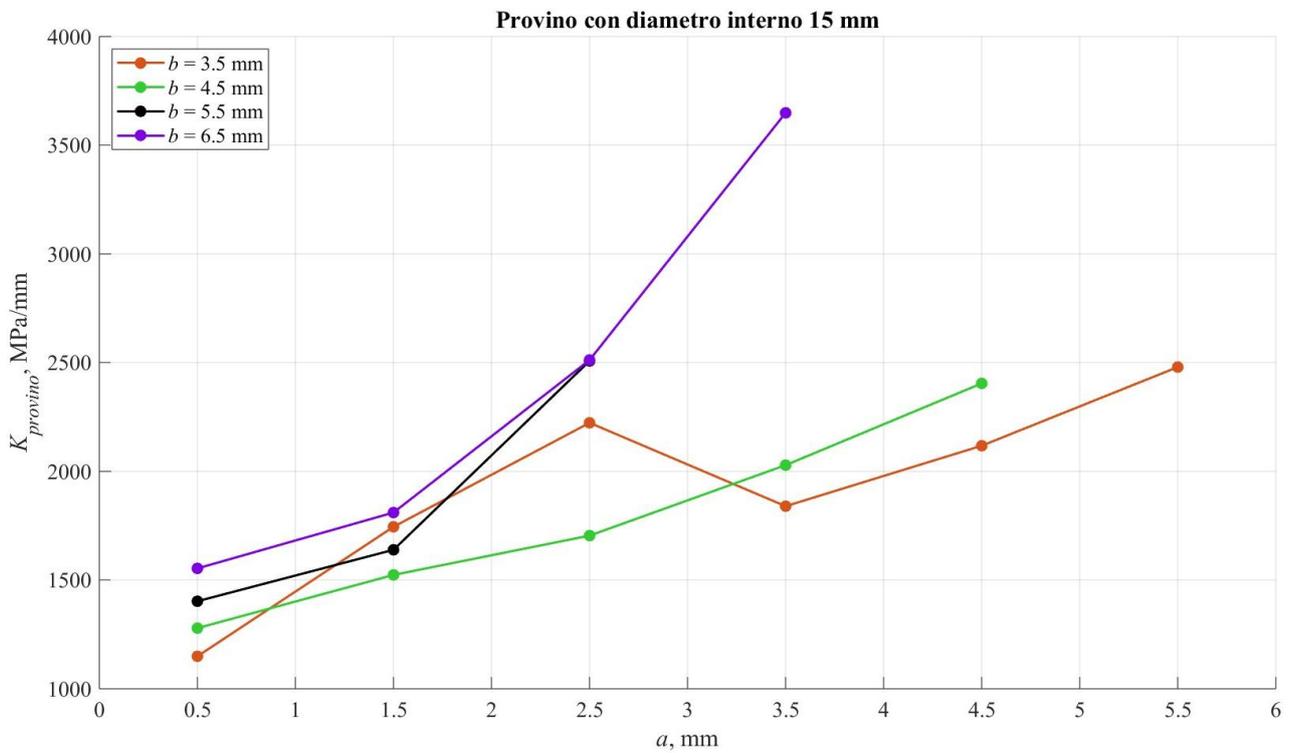


Figura 6.16: fattore K nella zona centrale del provino

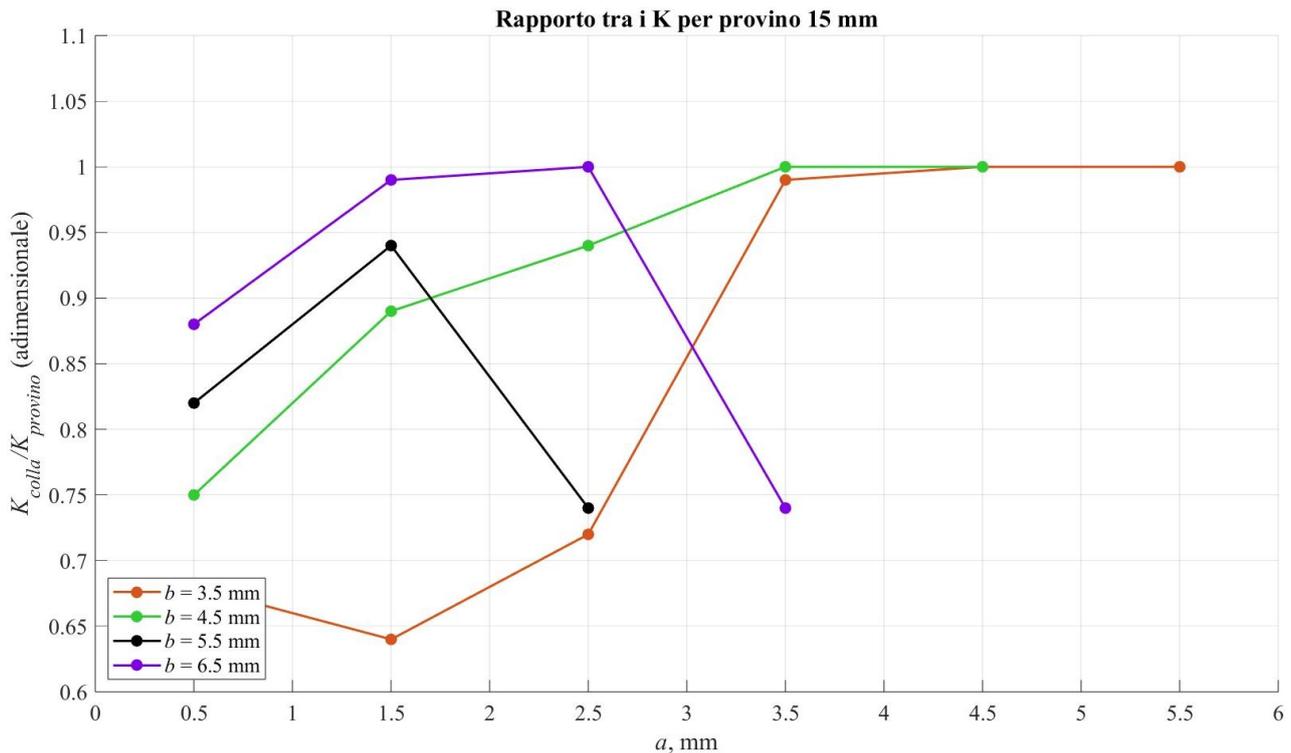


Figura 6.17: rapporto tra K colla e K provino per tutte le geometrie simulate

Dallo studio dei grafici è evidente che, nel caso dei provini da 15 mm, si ha in *output* un'amplificazione della tensione alterna decisamente superiore rispetto ai corrispettivi da 20 mm di diametro. Infatti, nella configurazione con $b = 6.5$ mm e $a = 3.5$ mm si arriva al massimo valore di tensione alterna ottenuto, pari a 365 MPa con il *setup* disponibile; inoltre, si ha una buona risposta anche da parte degli strati di colla in cui si ha un'alterna pari a 270 MPa, quindi con un rapporto $K_{colla}/K_{provino}$ di 0.74 (identico al caso migliore osservato per il diametro da 20 mm). Confrontando questi risultati con i valori del provino iniziale, si ha un incremento del 247% per la tensione alterna al centro del tubolare, evidenziando quindi un miglioramento ancora più significativo rispetto ai casi precedenti.

6.3.3. Considerazioni finali

La maggior differenza tra le due estremità della testa raccordata è il fattore che determina il miglioramento di quest'ultimo caso: infatti, nel caso del 15 mm si ha una transizione di sezione decisamente più marcata. Infatti, questo incremento del gradiente geometrico produce una maggiore concentrazione delle tensioni nella zona utile del provino, migliorando l'amplificazione del segnale.

Ovviamente, nel caso del 15 mm, si hanno altre configurazioni molto competitive:

- $b = 3.5$ mm, $a = 2.5$ mm: questa struttura ha fornito un'alterna massima nel provino di 222 MPa e un rapporto $K_{colla}/K_{provino}$ pari a 0.72;

- $b = 5.5$ mm, $a = 2.5$ mm: questa configurazione presenta una tensione alterna di 250 MPa, con un rapporto di 0.74.

Confrontando quindi in modo diretto le prestazioni ottenute nei due diametri, si può affermare che l'adozione di un diametro interno minore (15 mm) ha portato a un incremento complessivo della sollecitazione ciclica localizzata, mantenendo comunque una differenza accettabile nella distribuzione delle tensioni tra provino e adesivo. Il valore ottimale rimane associato alla configurazione con $b = 6.5$ mm e $a = 3.5$ mm nel caso da 15 mm, che combina elevata amplificazione della tensione alterna e buona protezione dell'interfaccia adesiva, rappresentando la soluzione progettuale più bilanciata tra tutte quelle studiate.

7. Conclusioni e sviluppi futuri

Il presente lavoro di tesi ha avuto come obiettivo lo sviluppo e la validazione di un sistema per prove VHCF su materiali composito, attraverso l'utilizzo di una configurazione in risonanza. Il percorso intrapreso ha previsto una prima fase sperimentale, in cui è stato realizzato un *setup* per testare provini tubolari compositi a frequenze ultrasoniche in pura compressione assiale, ed è proseguito con un'estesa attività numerica, finalizzata alla riprogettazione e all'ottimizzazione del provino stesso, al fine di massimizzare la risposta in condizioni di fatica ad altissimo numero di cicli.

L'ottenimento di soli *runout* ($> 10^9$ cicli) e di non danneggiamento durante le prove sperimentali iniziali, confermano l'ottima qualità del materiale e del processo produttivo adottato, ma sono anche indice di una sollecitazione ciclica al centro del provino non sufficiente per attivare i principali meccanismi di danno. Si è quindi resa necessaria una strategia di amplificazione locale della tensione alterna.

La prima soluzione introdotta è stata l'adozione di masse terminali, inizialmente sotto forma di dischetti metallici (in alluminio e acciaio). Le simulazioni e i test sperimentali condotti su queste configurazioni hanno evidenziato un miglioramento nella concentrazione della deformazione, ma anche alcune criticità, in particolare nei casi con dischi in acciaio, dove la tensione alterna risultava pressoché identica tra adesivo e composito, condizione sfavorevole in termini strutturali. Alla luce di ciò, è stato scelto di abbandonare questa soluzione e concentrarsi su una configurazione più raffinata: le teste raccordate.

Queste strutture sono state ideate per generare un gradiente geometrico che localizzi la deformazione dinamica nella parte centrale del campione, intensificando la sollecitazione alterna senza alterare la frequenza di risonanza. Per definire tale geometria, sono stati introdotti due parametri fondamentali: “*a*”, ovvero la lunghezza della parte cilindrica costante della testa, e “*b*”, ovvero la porzione raccordata. Di conseguenza, grazie alle numerose combinazioni che è possibile creare variando questi due parametri, sono state eseguite molteplici simulazioni agli elementi finiti su modelli tridimensionali: questo ha consentito di identificare le migliori combinazioni, ovvero quelle che riuscivano a massimizzare l'alterna nel composito e, contemporaneamente, a minimizzare l'alterna nello strato di colla.

Infatti, le simulazioni FEM hanno preso piede con i provini da diametro interno 20 mm, in cui la configurazione ottimale è risultata per $a = 6.5$ mm e $b = 2.5$ mm: è stata ottenuta una tensione alterna massima al centro del composito pari a 279 MPa con il *setup* sperimentale disponibile nei laboratori del Politecnico di Torino (decisamente superiore rispetto ai 110 MPa del provino originale), segnando quindi un incremento superiore al 160%. Contemporaneamente, è stata riscontrata una diminuzione nell'alterna presente negli strati di colla del provino, la quale si attesta a 207 MPa, ovvero con un rapporto tra i due fattori *K* di 0.74. Tale configurazione rispetta anche i vincoli imposti dal sistema sperimentale, mantenendo il diametro massimo a 28 mm (pari a quello del sonotrodo) e il minimo a 23 mm (calcolato sulla base del diametro interno del tubo e dello spessore totale dei tre strati compositi).

Successivamente, è stato condotto uno studio analogo su provini con diametro interno da 15 mm, per i quali il diametro esterno minimo diventa 18 mm. Questa differenza di diametro più accentuata ha permesso una maggiore concentrazione della tensione nel centro del provino. La configurazione più promettente è risultata quella con $a = 3.5$ mm e $b = 6.5$ mm, dove si è ottenuta una tensione alterna

massima di 365 MPa nel provino e 270 MPa nella colla, mantenendo anche in questo caso un rapporto K di 0.74. Sebbene queste configurazioni garantiscano un'amplificazione superiore rispetto al caso da 20 mm, esse risultano in parte penalizzate da limiti geometrici più stringenti e frequenze più elevate.

Per terminare, questa strategia esposta ha consentito l'evoluzione di un provino che inizialmente era poco sollecitato nella zona utile, fino ad arrivare ad una configurazione in grado di raggiungere valori di tensione alterna compatibili con l'attivazione dei meccanismi di danneggiamento. Inoltre, le simulazioni FEM hanno fornito indicazioni chiare su come modulare la geometria delle teste per ottimizzare la risposta dinamica, aprendo la strada a future validazioni sperimentali.

I risultati ottenuti costituiscono una base solida per sviluppi futuri. Un primo passo sarà la realizzazione fisica delle geometrie individuate come ottimali e la loro validazione sperimentale. Sarà inoltre fondamentale dotare il *setup* di strumentazione avanzata per la misura delle deformazioni, al fine di confrontare direttamente i risultati simulati con dati reali. Ulteriori sviluppi riguarderanno lo studio dei meccanismi di danneggiamento nei compositi sotto VHCF. Infine, sarà interessante applicare il metodo a materiali laminati più complessi e introdurre algoritmi di ottimizzazione automatica per generare geometrie adattate a ogni specifico provino o componente reale.

8. Bibliografia

- [1] Quaresimin, M., Susmel, L., & Talreja, R. (2010). Fatigue behaviour and life assessment of composite laminates under multiaxial loadings. *International Journal of Fatigue*, 32(1), 2–16. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2009.02.012>
- [2] Shabani, P., Taheri-Behrooz, F., Samareh-Mousavi, S. S., & Shokrieh, M. M. (2021). Very high cycle and gigacycle fatigue of fiber-reinforced composites: A review on experimental approaches and fatigue damage mechanisms. In *Progress in Materials Science* (Vol. 118). Elsevier Ltd. <https://doi.org/10.1016/j.pmatsci.2020.100762>
- [3] Paolino D.S., Ciampaglia A., Ciardiello R., [2025], slide del corso *Design of Lightweight & Composite Structures*
- [4] Badini C., *Materiali compositi per l'ingegneria*, Torino, Celid, 2013
- [5] Ghobadi, A. (2017). Common Type of Damages in Composites and Their Inspections. *World Journal of Mechanics*, 07(02), 24–33. <https://doi.org/10.4236/wjm.2017.72003>
- [6] Bathias C. (1999). There is no infinite fatigue life in metallic materials. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 22(7), 559–565. <https://doi.org/10.1046/j.1460-2695.1999.00183.x>
- [7] Degrieck, J., & van Paepegem, W. (2001). Fatigue damage modeling of fibre-reinforced composite materials: Review. *Applied Mechanics Reviews*, 54(4), 279–300. <https://doi.org/10.1115/1.1381395>
- [8] Vassilopoulos, A. P. (2020). The history of fiber-reinforced polymer composite laminate fatigue. *International Journal of Fatigue*, 134. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105512>
- [9] Costa, P., Nwawe, R., Soares, H., Reis, L., Freitas, M., Chen, Y., & Montalvão, D. (2020). Review of multiaxial testing for very high cycle fatigue: From “Conventional” to ultrasonic machines. In *Machines* (Vol. 8, Issue 2). MDPI AG. <https://doi.org/10.3390/MACHINES8020025>
- [10] Horst, P., Adam, T. J., Lewandowski, M., Begemann, B., & Nolte, F. (2018). Very High Cycle Fatigue - Testing Methods. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 388(1). <https://doi.org/10.1088/1757-899X/388/1/012004>
- [11] Tridello A. [2025], slide del corso di *Metodologie avanzate per l'analisi del comportamento a fatica*
- [12] <https://www.easycomposites.eu/xc110-416g-22-twill-6k-prepreg-carbon-fibre>, consultato il 09/06/2025
- [13] ASTM International. E1876-22 Standard Test Method for Dynamic Young's Modulus, Shear Modulus, and Poisson's Ratio by Impulse Excitation of Vibration
- [14] https://www.henkel-adhesives.com/it/it/prodotto/structural-adhesives/loctite_hy_40700.html, consultato il 09/06/2025

9. Sitografia

- (1) https://it.wikipedia.org/wiki/Materiale_composito, consultato il 14/04/2025
- (2) Badini C., *Materiali compositi per l'ingegneria*, Torino, Celid, 2013
- (3) <https://www.cad3d.it/introduzione-al-modulo-materiali-compositi/6069/>, consultato il 14/04/2025
- (4) Reddy J.N., *Mechanics of Laminated Composite Plates and Shells*, CRC Press, 2003
- (5) https://www.researchgate.net/figure/Rapports-of-the-main-types-of-textile-weaves-a-Rwa-Rwe-2-2-plain-weave-b-2-1-warp_fig1_366616737, consultato il 14/04/2025
- (6) Ghobadi, A. (2017). Common Type of Damages in Composites and Their Inspections. *World Journal of Mechanics*, 07(02), 24–33. <https://doi.org/10.4236/wjm.2017.72003>
- (7) Tridello A. [2025], slide del corso di *Metodologie avanzate per l'analisi del comportamento a fatica*
- (8) <https://www.directindustry.it/prod/shimadzu-france/product-25210-2085957.html>
- (9) Horst, P., Adam, T. J., Lewandrowski, M., Begemann, B., & Nolte, F. (2018). Very High Cycle Fatigue - Testing Methods. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 388(1). <https://doi.org/10.1088/1757-899X/388/1/012004>
- (10) <https://www.easycomposites.eu/xc110-416g-22-twill-6k-prepreg-carbon-fibre>, consultato il 11/05/2025
- (11) <https://www.easycomposites.eu/br180-heavy-weight-breather-fabric>, consultato il 11/05/2025
- (12) <https://www.easycomposites.eu/pp230-aerospace-grade-nylon-66-peel-ply>, consultato il 11/05/2025
- (13) <https://www.easycomposites.eu/vb160-vacuum-bagging-film>, consultato il 11/05/2025
- (14) https://www.amazon.it/dp/B0CX4C45FB?ref=ppx_yo2ov_dt_b_fed_asin_title&th=1, consultato il 11/05/2025
- (15) <https://www.easycomposites.eu/number-8-mould-release-wax>, consultato il 11/05/2025
- (16) <https://www.easycomposites.eu/composites-shrink-tape>, consultato il 11/05/2025
- (17) <https://remet.it/products/ls1-ls2-ls3-ls400-twin?variant=54071850893638>, consultato il 11/05/2025
- (18) https://www.henkel-adhesives.com/it/it/prodotto/structural-adhesives/loctite_hy_40700.html, consultato il 09/06/2025