

POLITECNICO DI MILANO

Facoltà di Ingegneria Industriale

Corso di Laurea Magistrale in
Ingegneria Aeronautica



STUDIO SPERIMENTALE E NUMERICO DELLA DELAMINAZIONE IN MATERIALI COMPOSITI REALIZZATI CON TECNOLOGIA RTM

Relatore: Prof. Luca Angelo DI LANDRO

Co - relatori: Ing. Andrea BALDI

Ing. Antonio Mattia GRANDE

Tesi di Laurea di:

Alex VITALI

Matr. 765461

Anno Accademico 2012-2013

A Sara

Ringraziamenti

Un ringraziamento speciale va al professor Luca Di Landro per avermi concesso la possibilità di lavorare ad un argomento che mi appassiona molto.

Un sentito grazie ai miei correlatori Andrea Baldi e Antonio Grande per il continuo supporto, e a Luca Castelnovo per il quotidiano aiuto nella realizzazione della parte sperimentale di questo lavoro.

Un grazie a tutti i dipendenti del laboratorio E. Preti del Politecnico di Milano per avermi aiutato nell'esecuzione delle prove sperimentali.

Ringrazio, inoltre, l'azienda Lamiflex S.p.A. e specialmente l'ing. Mauro Maggioni per l'aiuto nella progettazione dello stampo e per i numerosi consigli sulla tecnologia RTM.

Ringrazio con affetto i miei genitori e la mia sorellina per aver creduto in me e per aver reso possibile tutto ciò.

Un sentito grazie ai nonni, alla zia Betty e allo zio Don Gianni per il costante aiuto e supporto.

Un grazie ai compagni di corso e ai pendolari bergamaschi per le risate quotidiane, che hanno notevolmente allietato le lunghe giornate a Milano.

Infine, un grazie di cuore a Sara, per essermi stata accanto sia nei giorni felici che in quelli più bui, credendo costantemente in me. La tua presenza al mio fianco ha reso questo percorso più leggero e mi ha permesso di raggiungere questo importante traguardo.

Indice

Sommario	XV
Introduzione	1
1 Stato dell'arte	5
1.1 La tecnologia RTM	5
1.1.1 Le fasi del processo RTM	6
1.1.2 Ottimizzazione del processo RTM	8
1.1.3 Modellazione del processo RTM	12
1.2 Danneggiamento dei materiali compositi	15
1.2.1 Danneggiamento intralaminare	16
1.2.2 Danneggiamento interlaminare	19
1.3 Meccanica della frattura	20
2 Realizzazione dei componenti	25
2.1 Realizzazione di provini angolari	25
2.1.1 Progetto e realizzazione dello stampo per provini an- golari	27
2.1.2 Simulazione numerica dell'infusione	29
2.1.3 Infusioni per provini angolari	33
2.2 Produzione di provini piani	39
2.3 Analisi porosità	42
3 Proprietà elastiche	45
3.1 Prove di trazione	45
3.2 Riduzione dati	51
4 Tenacità interlaminare a frattura	53
4.1 Tenacità interlaminare in modo I	53
4.1.1 Prova DCB	53
4.1.2 Riduzione dati	58

4.2	Tenacità interlaminare in modo II	63
4.2.1	Prova ENF	63
4.2.2	Riduzione dati	67
5	Tecniche di modellazione del danneggiamento interlaminare	75
5.1	Modellazione non convenzionale	75
5.2	Modellazione prova DCB	78
6	Provino angolare	85
6.1	Prove sperimentali	85
6.1.1	Allestimento prove	85
6.1.2	Risultati	88
6.2	Modellazione numerica	97
6.2.1	Preparazione del modello	97
6.2.2	Risultati	100
7	Conclusioni e sviluppi futuri	107
A	Disegni CAD	109
	Bibliografia	113

Elenco delle figure

1.1	Formazione di un difetto (zona secca) a causa degli effetti di bordo	8
1.2	Schema di iniezione laterale	9
1.3	Schema di iniezione centrale	9
1.4	Schema di iniezione periferica	9
1.5	Rappresentazione dei flussi macroscopico e microscopico durante la fase di riempimento	10
1.6	Schema di formazione di un macrovuoto	11
1.7	Schema di formazione di un microvuoto	11
1.8	Andamento delle curve di previsione di micro e macro-vuoti .	15
1.9	<i>Transverse matrix cracking</i> in un laminato [0°-90°]	17
1.10	Dettaglio di una frattura trasversale della matrice	17
1.11	Formazione di cricche longitudinali	17
1.12	Modi di instabilità delle fibre	18
1.13	Modalità di propagazione della cricca	20
1.14	Tipica Curva-R per materiali fragili	23
1.15	Tipica Curva-R per materiali duttili	23
2.1	Dimensioni geometriche del provino angolare [mm]	26
2.2	Modello CAD del componente inferiore dello stampo	28
2.3	Modello CAD del componente superiore dello stampo	28
2.4	Componente inferiore dello stampo	29
2.5	Componente superiore dello stampo	29
2.6	Mesh fornita al software PAM-RTM	31
2.7	Dettaglio della mesh attorno al punto di aspirazione	31
2.8	Simulazione numerica dello riempimento dello stampo	33
2.9	Distribuzione dei vuoti stimata dal modello numerico	33
2.10	Impianto idraulico del sistema di infusione	35
2.11	Immagine dell'impianto di infusione	36
2.12	Tessuti CC600 ritagliati	36
2.13	Laminato prodotto dalla prima infusione	37
2.14	Dettaglio del laminato prodotto dalla prima infusione	37

2.15	Laminato prodotto dalla seconda infusione	38
2.16	Impianto di infusione dello stampo piano	41
2.17	Laminato piano estratto dallo stampo	41
2.18	Sezione del provino angolare al microscopio elettronico (50x)	43
2.19	Sezione del provino angolare al microscopio elettronico (200x)	43
2.20	Sezione del provino angolare al microscopio elettronico (2000x)	44
2.21	Dettaglio delle fibre del provino angolare al microscopio elettronico (1000x)	44
3.1	Preparazione e verifica degli estensimetri	47
3.2	Dettaglio dell'estensimetro biassiale	47
3.3	Curva $\sigma - \epsilon$ ottenuta dalla prova a trazione	49
3.4	Curva $\sigma - \Delta l$ ottenuta dalla prova a trazione	49
3.5	Sezione del provino piano al microscopio ottico	50
3.6	Delaminazione a trazione del provino	50
3.7	Curva $\tau - \gamma$ per i provini piani	50
3.8	Rottura del provino piano con laminazione $[45^\circ]_6$	50
4.1	Schema descrittivo del provino DCB	54
4.2	Preapertura del provino DCB	55
4.3	Massima apertura raggiunta con la prova DCB	55
4.4	Curve $F - \delta$ ottenute dalle prove DCB sui provini 1 e 2	56
4.5	Curve $F - \delta$ ottenute dalle prove DCB sui provini 3 e 4	56
4.6	Salto della cricca in funzione della tramatura	57
4.7	Curve $F - \delta$ ottenute dalle prove DCB sul provino 3	57
4.8	Determinazione del carico critico per le prove DCB	58
4.9	Curva $\log(C) - \log(a)$ per la determinazione di n	59
4.10	Curva $a/h - C^{1/3}$ per la determinazione di A	59
4.11	Valori di G_{Ic} ottenuti tramite il metodo MBT	60
4.12	Valori di G_{Ic} ottenuti tramite il metodo CC	60
4.13	Valori di G_{Ic} ottenuti tramite il metodo MCC	60
4.14	Valori di G_{Ic} ottenuti utilizzando il metodo MBT	61
4.15	Comportamento della cricca nel provino DCB ad ingrandimento 20x	62
4.16	Comportamento della cricca nel provino DCB ad ingrandimento 50x	62
4.17	Danneggiamento interlaminare nel provino DCB (150x)	63
4.18	Danneggiamento intralaminare nel provino DCB (150x)	63
4.19	Andamento irregolare della cricca nel provino DCB (150x)	63
4.20	Dettaglio della cricca nel provino DCB (1000x)	63
4.21	Modalità di prova per il calcolo della tenacità in modo II	64

4.22	Allestimento della prova ENF	66
4.23	Dettaglio della prova ENF	66
4.24	Curve $F - \delta$ ottenute dalla prova ENF	66
4.25	Curve $F - \delta$ di carico per valori fissati di a_0	66
4.26	Curva $C - a_0$: interpolazioni paraboliche dei valori sperimentali (ENF)	68
4.27	Schema per la scelta del carico critico ENF	70
4.28	Comportamento della cricca nel provino ENF ad ingrandimento 20x	73
4.29	Comportamento della cricca nel provino ENF ad ingrandimento 50x	73
4.30	Propagazione irregolare della cricca nel provino ENF(150x)	73
4.31	Danneggiamento intralaminare diffuso nel provino ENF (150x)	73
4.32	Dettaglio dell'apice della cricca nel provino ENF (1000x)	74
4.33	Dettaglio della cricca nel provino ENF (1000x)	74
5.1	Curva $\sigma - \epsilon$ di risposta in modo I	77
5.2	Curva $\sigma - \epsilon$ di risposta in modo II	77
5.3	Applicazione del carico al provino DCB	79
5.4	Confronto dei risultati al variare della dimensione degli elementi	81
5.5	Confronto dei risultati al variare della tenacità interlaminare in modo I	82
5.6	Danneggiamento nel modello numerico del provino DCB	83
6.1	Modello standard di applicazione del carico al provino angolare	87
6.2	Modello alternativo di applicazione del carico al provino angolare	87
6.3	Posizione degli estensimetri sul provino angolare [mm]	87
6.4	Immagine del provino angolare estensimetrato e cablato	87
6.5	Supporti per il collegamento tra gli afferraggi del provino angolare e l'MTS	88
6.6	Curve $F - \delta$ per i provini 1 e 2 realizzati senza l'ausilio del <i>binder</i>	89
6.7	Delaminazione iniziale (lato sinistro) del primo provino angolare	90
6.8	Delaminazione iniziale (lato destro) del primo provino angolare	90
6.9	Delaminazione iniziale (lato sinistro) del secondo provino angolare	90
6.10	Delaminazione iniziale (lato destro) del secondo provino angolare	90
6.11	Delaminazione finale (lato sinistro) del primo provino angolare	91
6.12	Delaminazione finale (lato destro) del primo provino angolare	91
6.13	Lato sinistro del secondo provino angolare dopo il secondo danneggiamento	92

6.14	Lato destro del secondo provino angolare dopo il secondo danneggiamento	92
6.15	Curve $\epsilon - \delta$ per il primo provino angolare	92
6.16	Curve $\epsilon - \delta$ per il secondo provino angolare	92
6.17	Curve $F - \delta$ per i quattro provini angolari	94
6.18	Delaminazioni multiple nel provino angolare senza <i>binder</i> (20x)	95
6.19	Dettaglio delle delaminazioni nel provino angolare senza <i>binder</i> (50x)	95
6.20	Delaminazioni sviluppate nel provino angolare senza <i>binder</i> (150x)	96
6.21	Danneggiamento intralaminare nel provino angolare senza <i>binder</i> (300x)	96
6.22	<i>Binder</i> e cricca nel provino angolare (150x)	96
6.23	Depositi di <i>Binder</i> nel provino angolare (150x)	96
6.24	<i>Binder</i> su fibre uscenti dal piano (1000x)	97
6.25	<i>Binder</i> su fibre disposte longitudinalmente (1000x)	97
6.26	Mesh del provino angolare	98
6.27	Confronto numerico-sperimentale delle curve $F - \delta$ al variare del valore di resistenza interlaminare in modo I (σ_{I0})	101
6.28	Studio di sensitività del modello alla resistenza in modo II (σ_{II0})	103
6.29	Studio di sensitività del modello alla tenacità in modo I	104
6.30	Studio di sensitività del modello alla tenacità in modo II	104
6.31	Confronto numerico-sperimentale delle curve $F - \delta$ del modello intero e ridotto	105
6.32	Stato di sforzo S_{33} prima della delaminazione	106
6.33	Stato di sforzo S_{33} in seguito alla delaminazione	106
A.1	Disegno quotato dello stampo per provini angolari [mm]	109
A.2	Componente superiore dell'afferraggio del provino angolare [mm]	110
A.3	Componente inferiore dell'afferraggio del provino angolare [mm]	111

Elenco delle tabelle

2.1	Caratteristiche geometriche del provino angolare	26
2.2	Caratteristiche del laminato angolare	27
2.3	Caratteristiche delle resine per RTM	28
2.4	Dati per la simulazione dell'infusione	31
2.5	Dati per l'ottimizzazione dell'infusione	32
2.6	Grandezze caratteristiche ricercate per il materiale	40
2.7	Caratteristiche del laminato piano	40
3.1	Proprietà geometriche dei provini con laminazione $[0^\circ]_6$	46
3.2	Proprietà geometriche dei provini con laminazione $[45^\circ]_6$. . .	46
3.3	Dati utili ai fini della verifica dell'incollaggio	46
3.4	Proprietà elastiche del materiale ricavate dalle prove statiche .	51
4.1	Dati riassuntivi delle prove DCB	57
4.2	Dati riassuntivi delle prove ENF	67
4.3	Valori della <i>compliance</i> $[\mu\text{m}/\text{N}]$	69
4.4	Tencità in modo II per $P_c = F_{max}$	71
4.5	Tencità in modo II per $P_c = F_{NL}$	71
5.1	Proprietà elastiche ortotrope del materiale composito	80
5.2	Proprietà assegnate agli elementi solidi	80
6.1	Numero di elementi per il modello del provino angolare	100
6.2	Riassunto delle caratteristiche meccaniche del materiale	100
6.3	Proprietà meccaniche interlaminari del materiale studiato . . .	106

Sommario

L'obiettivo di questo lavoro di tesi è lo studio di una metodologia per l'analisi della delaminazione in materiali compositi prodotti con tecnologia *Resin Transfer Moulding* (RTM). Il materiale scelto per lo studio è composto da resina epossidica rinforzata per mezzo di un tessuto in fibra di carbonio. Il lavoro è caratterizzato dallo studio delle proprietà elastiche e interlaminari tramite prove eseguite su provini piani e angolari. La realizzazione dei manufatti necessari è avvenuta a seguito di una fase di ottimizzazione sperimentale e numerica del processo RTM. Per la produzione dei provini angolari è stato progettato e realizzato un apposito stampo in poliuretano. La parte sperimentale inizia con la determinazione delle proprietà elastiche per mezzo di prove di trazione. Successivamente vengono identificati i valori di tenacità interlaminare a frattura in modo I e II tramite prove DCB ed ENF su provini pre-danneggiati. Per la determinazione dei valori di resistenza interlaminare è stato utilizzato un modello numerico attraverso il quale è stata eseguita una correlazione con i risultati ottenuti dalle prove eseguite sui provini angolari. Su questo modello è stato infine eseguito uno studio di sensitività rispetto ai valori di tenacità interlaminare.

Parole chiave: materiali compositi, delaminazione, RTM, tessuti, proprietà interlaminari, provino angolare, modello numerico.

Abstract

This work aims to define a method for the analysis of delamination in composite materials produced by Resin Transfer Moulding (RTM) technology. The material considered in this study is composed by epoxy resin reinforced with carbon fiber fabrics. The work is focused on the study of elastic and interlaminar properties, through experimental tests on planar and curved samples. The specimens were produced after an experimental and numerical optimization of the RTM process. A polyurethane mould was designed and realized for the production of the curved samples. The experimental part starts with the determination of the elastic properties through tensile tests. Then the mode I and II interlaminar fracture toughnesses are defined through DCB and ENF tests on pre-damaged specimens. The interlaminar strength is obtained with a correlation between the results collected from the experimental tests made on the angular specimens and the numerical simulations. A sensitivity study has also been also carried out on the numerical model varying the interlaminar fracture toughness values.

Keywords: composite materials, delamination, RTM, fabric, interlaminar properties, curved beam, numerical model.

Introduzione

Lo sviluppo tecnologico è oggi notevolmente condizionato dalla disponibilità di nuovi materiali in grado di soddisfare le richieste da parte dei progettisti in termini di caratteristiche fisiche, meccaniche ed estetiche. In questo contesto si è fatta strada la tendenza allo sviluppo di materiali sempre più nuovi ed avanzati. Tra questi i compositi occupano un posto di particolare rilievo in virtù sia delle forti caratteristiche innovative da loro possedute che della possibilità di progettare il materiale in base alle specifiche funzionali e strutturali della struttura da realizzare. I materiali compositi si sono rivelati particolarmente adatti nelle applicazioni strutturali. Il loro sviluppo è stato legato essenzialmente alle industrie aerospaziali ed aeronautiche, dove la possibilità di utilizzare materiali ad elevate proprietà meccaniche con un peso specifico contenuto ne ha decretato un successo straordinario. A partire dagli anni '70 elementi strutturali in materiali compositi sono stati utilizzati in veicoli militari, per i quali gli elevati costi di produzione non erano considerati un ostacolo. Oggi i compositi sono utilizzati per svariati settori grazie al continuo sviluppo tecnologico e alla riduzione dei costi. Ad esempio essi sono applicati nel mondo dello sport, dei trasporti e dell'ingegneria biomedica. Tra le principali modalità di produzione di materiali compositi avanzati, la più diffusa è sicuramente quella basata sull'utilizzo di rinforzi preimpregnati (*prepreg*), che hanno permesso di realizzare strutture e componenti tali da riflettere le elevate prestazioni delle fibre. Un diverso approccio possibile è quello caratteristico della tecnologia *Resin Transfer Moulding* (RTM) basato sull'utilizzo di fibre secche attraverso le quali viene fatta scorrere la resina. Questa tecnologia nasce negli anni '30 per la produzione di compositi a matrice metallica e solo negli anni '40 viene utilizzata per realizzare materiali a matrice polimerica. La principale motivazione dello sviluppo della tecnologia RTM è data dalla necessità di produrre componenti ad elevata accuratezza geometrica, difficilmente ottenibile tramite autoclave. Inoltre essa permette di ottenere una riduzione dei costi complessivi di produzione e di realizzare geometrie più complesse di quelle permesse dai processi tradizionali diffusi in ambito aerospaziale. Grazie a queste caratteristiche l'RTM ebbe una rapida

diffusione nel settore navale, imperniata sull'utilizzo di fibre di vetro e resine poliesteri. Dalla seconda metà degli anni '80 iniziò a diffondersi l'interesse in componenti RTM ad elevate prestazioni, specialmente nel settore aeronautico. Ciò ha generato notevoli sviluppi e di conseguenza continui miglioramenti dei rinforzi, delle matrici, delle tecniche di produzione delle preforme, degli strumenti di iniezione e della modellazione generale del processo. Al giorno d'oggi la tecnologia RTM ha raggiunto un'ampia diffusione nell'industria aerospaziale, essendo utilizzata per produrre numerosi componenti in composito su velivoli di grandi dimensioni, tra cui:

- Airbus A380, parte anteriore della centina;
- Airbus A350, diruttore di flusso
- Airbus A321, carenatura del pilone;
- Airbus A310, rivestimento della deriva.
- Boeing 787, superfici mobili al bordo d'uscita dell'ala;
- SAAB 2000, pale dell'elica;

Il continuo aumento di importanza dei materiali compositi, specialmente a matrice polimerica rinforzati con fibre di vetro o carbonio, è dovuto prevalentemente agli eccellenti valori di rigidezza e resistenza per unità di peso. L'ampia diffusione di questi materiali richiede però una buona conoscenza del loro comportamento e dei loro meccanismi di evoluzione del danno. Tra le modalità di danneggiamento la più critica è certamente la delaminazione generata da componenti di sforzo agenti fuori dal piano delle lamine. Essa può essere causata da difetti di produzione, discontinuità geometriche, superfici di bordo, impatti, oppure dall'evoluzione di difetti intralaminari una volta che questi raggiungono l'interfaccia. La criticità della delaminazione nei materiali compositi è dovuta sia alla difficoltà nell'individuare la presenza per mezzo di ispezioni, sia al fatto che i laminati prodotti con metodologie tradizionali non presentano rinforzi tra le lamine e per questo la propagazione del danno può procedere senza incontrare barriere, ostacolata solo dalle limitate proprietà meccaniche della resina. Di conseguenza il rischio di delaminazione può difficilmente essere evitato e una tra le più efficaci soluzioni al problema è senza dubbio l'utilizzo di una filosofia di progetto di tipo *damage tolerant*. L'effetto della delaminazione sulla rottura del provino viene generalmente considerato ricorrendo a criteri empirici basati sulla conoscenza dei valori massimi di sforzo e deformazione sopportabili. Tuttavia per poter sfruttare al massimo il potenziale dei componenti e per poter programmare

in maniera ottimale gli intervalli di ispezione, è necessario poter predire la propagazione della delaminazione. Per questo un miglior approccio è quello di ricorrere alla meccanica della frattura al fine di poter predire gli effetti della delaminazione sulla risposta del modello. Per poter identificare in maniera completa sia l'inizio del danneggiamento che la successiva propagazione è necessario conoscere i valori di resistenza e tenacità interlaminare. In tale contesto si inserisce la presente attività, il cui scopo è la messa a punto di una metodologia per studiare la delaminazione all'interno di manufatti in materiale composito. L'approccio studiato è stato quindi applicato a un materiale composito realizzato tramite tecnologia Resin Transfer Moulding, la quale impone l'utilizzo di resine dotate di bassi valori di viscosità, generalmente caratterizzate da prestazioni meccaniche e specialmente interlaminari limitate. Da qui l'interesse delle aziende produttrici a sviluppare nuove resine a bassa viscosità ma ugualmente prestanti e a disporre di tecniche affidabili per la valutazione delle caratteristiche interlaminari.

Nella prima parte del lavoro (capitolo 1) viene esposta una breve trattazione teorica delle tematiche trattate. Vengono dapprima inquadrati gli aspetti principali della tecnologia RTM e i parametri che ne permettono l'ottimizzazione; sono poi presentate le principali categorie di danneggiamento dei materiali compositi e infine è presentato un breve richiamo di meccanica della frattura. Dopo aver effettuato la scelta della resina e della tipologia di tessuti per il materiale da studiare, è possibile procedere con la realizzazione di tutti i componenti (capitolo 2), suddivisa in due parti a seconda che siano prodotti laminati angolari o piani. Per i primi è stato progettato e realizzato un apposito stampo in poliuretano, ideale per piccole produzioni e compatibile con i cicli di reticolazione della resina. La determinazione dei parametri di infusione viene condotta con l'ausilio di simulazioni numeriche del processo stesso. Una volta stabilite le condizioni di partenza, vengono quindi realizzate diverse infusioni producendo due diverse tipologie di laminati, a seconda dell'utilizzo o meno del *binder* all'interno della preforma. I laminati piani sono invece prodotti a partire da uno stampo piano in alluminio, disponibile nei laboratori del Politecnico di Milano. Vengono quindi realizzate tre infusioni producendo sia provini per prove di trazione, che provini in cui è presente un predanneggiamento ottenuto tramite un inserto in politetrafluoroetilene (PTFE), utili per la valutazione dei valori di tenacità interlaminare del materiale. Terminata la produzione dei manufatti, dopo una verifica al microscopio elettronico dell'assenza di difetti o vuoti, è possibile procedere con le prove statiche per la determinazione delle proprietà elastiche del materiale (capitolo 3). Dai test eseguiti su provini caratterizzati da tessuti allineati con la direzione di applicazione del carico sono ricavati i valori del modulo elastico e del coefficiente di Poisson. Per il modulo ela-

stico tangenziale sono invece utilizzati provini con laminazione a 45° . I dati mancanti sono stati ottenuti da letteratura e riguardano principalmente le proprietà elastiche che caratterizzano il comportamento del materiale in direzione perpendicolare dal piano delle lamine. In seguito vengono eseguite le prove per valutare i valori di tenacità interlaminare (capitolo 4). Per quanto riguarda il modo I sono eseguite prove Double Cantilever Beam (DCB) mentre per il modo II si è scelto di eseguire prove End Notched Flexure (ENF), caratterizzate da una flessione a tre punti del provino pre-danneggiato. I dati ottenuti dalle prove sono quindi elaborati con diversi metodi di riduzione dati per poter garantire maggior robustezza al risultato. A questo punto viene presentato in dettaglio il modello numerico utilizzato per le successive valutazioni dei valori di resistenza interlaminare (capitolo 5). Esso è fondato su una tecnica di modellazione innovativa basata sull'utilizzo di elementi coesivi tridimensionali utili a rappresentare l'interfaccia tra le lamine, le quali sono modellate con elementi *shell*. Come verifica della bontà del modello viene proposta un'applicazione al provino DCB precedentemente realizzato, ottenendo una metodologia alternativa per la valutazione della tenacità in modo I. L'ultima parte del lavoro contiene le prove di delaminazione effettuate sui provini angolari non predanneggiati, eseguite ricorrendo ad una nuova tecnica di applicazione del carico, diversa dalla prova di flessione prevista dalla normativa, ma in grado di generare lo stesso stato di sforzo all'interno della zona di raccordo (capitolo 6). Essa è basata sull'applicazione di un carico di trazione alle due estremità dei bracci rettilinei del provino per mezzo di due agganci che ne permettono il collegamento con la macchina per prove uniaxiali. I valori di resistenza interlaminare sono quindi ricavati eseguendo una simulazione numerica delle prove e correlando i risultati ottenuti dal modello numerico con quelli sperimentali. Al fine di ridurre i tempi di calcolo si è scelto di applicare la modellazione ad elementi coesivi solo alla zona interessata da delaminazioni, rappresentando la restante parte del provino per mezzo di *shell* continue. Viene infine eseguito uno studio di sensitività del modello ai valori di tenacità in modo I e II, per permettere una più chiara comprensione della loro influenza sulla propagazione nel caso di geometrie non piane, come quella del provino angolare.

Capitolo 1

Stato dell'arte

1.1 La tecnologia RTM

L'acronimo inglese RTM (Resin Transfer Moulding) individua una particolare tecnologia di fabbricazione per componenti in materiale composito. Nata come tecnica di produzione per scafi di imbarcazioni in fibra di vetro nei primi anni quaranta, recentemente l'RTM si sta imponendo in diversi settori industriali: dai trasporti all'automazione, dall'elettronica fino al comparto aerospaziale. In particolare, nel settore aerospaziale, questa tecnologia sta diventando un'interessante alternativa alla classica tecnica basata sull'uso dell'autoclave per produrre componenti di alta qualità in materiale composito rinforzato con fibra. I motivi che stanno alla base di questo rinnovato interesse per la tecnologia RTM vanno ricercati nei suoi innumerevoli punti di forza rispetto ad altri processi produttivi:

- basso costo dei macchinari;
- eccellente controllo sulle proprietà geometriche e meccaniche del pezzo finito;
- possibilità di produrre componenti *net shape*;
- possibilità di realizzare facilmente componenti di grandi dimensioni e di forma complessa con la presenza di eventuali inserti metallici;
- facile automatizzazione del processo;
- minore costo dei materiali di partenza rispetto ai preimpregnati e nessuna necessità di particolari tecniche di conservazione;
- possibilità di ottenere totale assenza di vuoti e difetti.

Per contro si ha l'esigenza di produrre uno stampo, il cui costo cresce rapidamente all'aumentare della complessità della geometria del pezzo, e che, in funzione della tipologia di resina adottata, può essere realizzato con materiali polimerici oppure metallici per soddisfare particolari esigenze di pressione e temperatura.

1.1.1 Le fasi del processo RTM

Il processo RTM include numerose varianti che differiscono tra loro per la modalità con cui viene applicato il gradiente di pressione che permette alla resina di fluire attraverso le fibre della preforma posta all'interno dello stampo. La principale suddivisione è quella tra processi in pressione (RTM) e processi sotto vuoto (VaRTM). Il processo RTM classico è quello che prevede di operare imponendo una determinata pressione di iniezione e mantenendo in uscita la pressione atmosferica. Il principale vantaggio di questo modo di agire è quello di avere una significativa possibilità di controllo sulla velocità di riempimento dello stampo. Ciò permette anche di effettuare infusioni con velocità variabile in funzione del livello di impregnazione della preforma. Quest'aspetto, come spiegato in seguito, risulta significativo nell'ambito dell'ottimizzazione del processo per l'ottenimento di determinate caratteristiche meccaniche del pezzo finito. Ovviamente se si vogliono ridurre i tempi di produzione, è necessario accelerare il più possibile il riempimento dello stampo. Ciò porta ad utilizzare pressioni di iniezione elevate. Quando ciò si verifica, bisogna prestare particolare attenzione ai sistemi di chiusura e alla rigidità dello stampo per evitare possibili deformazioni che porterebbero alla perdita di accuratezza dimensionale del pezzo finito.

La possibile alternativa è il cosiddetto processo VaRTM in cui si lavora sotto vuoto. In questo caso si perde la possibilità di controllare la velocità di riempimento dello stampo e in generale, lavorando con salti di pressione più bassi, si ha un notevole aumento dei tempi-ciclo del processo. Come vantaggio, i sistemi di chiusura diventano superflui, poiché si utilizza l'aria esterna per mantenere in posizione lo stampo, e soprattutto si elimina il problema relativo alla formazione di eventuali bolle che potrebbero restare intrappolate all'interno della preforma. Tutto ciò porta ad avere un'attrezzatura decisamente più semplice ed economica rispetto a quella di un classico processo RTM, composta solamente da un semistampo rigido e un sacco da vuoto che permette l'aspirazione della resina e l'impregnazione della preforma. Anche in questo caso bisogna prestare particolare attenzione alla deformabilità dello stampo soprattutto nel caso in cui si vogliono realizzare componenti di notevole dimensione. La durata massima di infusione è in genere determinata dall'avanzamento della polimerizzazione della resina, promossa dalle alte

temperature necessarie per abbassarne la viscosità e favorire l'impregnazione della preforma. Per aumentare notevolmente la dimensione complessiva del laminato da produrre è possibile ricorrere a più punti di iniezione, la cui posizione può essere ottimizzata ricorrendo all'ausilio di simulazioni numeriche. Una terza possibilità è quella di applicare una determinata pressione al punto di iniezione e al contempo ricorrere all'ausilio del vuoto in corrispondenza del punto di efflusso. In questo modo è possibile unire i vantaggi delle due modalità sopra presentate: infatti regolando la pressione in ingresso si può variare la velocità del processo ed il livello di compattazione della resina, e al contempo la presenza del vuoto assicura l'assenza di bolle d'aria nel laminato prodotto.

In generale un processo RTM si compone di quattro fasi distinte. La prima fase consiste nel taglio del tessuto secco e nell'assemblaggio della preforma; essa può essere formata semplicemente disponendo i tessuti nello stampo, oppure, specialmente nel caso di geometrie complesse, può essere necessario realizzare una preforma rigida, ossia in grado di mantenere la forma desiderata. Questo può essere ottenuto cucendo insieme le lamine (*stitching*) oppure utilizzando un *binder*, ossia un legante polimerico in soluzione acquosa che spruzzato sui tessuti e lasciato essiccare ne conferisce una maggior rigidità e maneggiabilità. Prima della deposizione della preforma, sulle pareti dello stampo viene applicato un agente distaccante per facilitare l'estrazione del pezzo finito. Il numero di strati, la tipologia di tessuto e lo spessore della cavità interna dello stampo sono i fattori che determinano la frazione volumetrica di fibra che si avrà nel manufatto. Nella seconda fase, la resina preventivamente riscaldata viene iniettata all'interno dello stampo, anch'esso generalmente riscaldato, attraverso uno o più punti di iniezione. Durante il riempimento, l'eventuale aria presente viene espulsa dall'avanzamento del fronte oppure aspirata dalla pompa a vuoto. Questa fase è molto delicata perché determina se la preforma di fibra verrà bagnata correttamente e se si formeranno difetti nel pezzo finito sotto forma di zone secche o bolle di aria. Quando lo stampo risulta saturato completamente termina il riempimento. Nella fase successiva si fornisce, tramite calore, l'energia sufficiente per attivare la reazione di reticolazione nella resina. Questa reazione porta alla formazione di legami trasversali (*cross-link*) tra le catene polimeriche con susseguente cambiamento delle proprietà fisiche della resina. Una volta che la resina solidifica, e il desiderato grado di conversione viene raggiunto, si ha l'ultima fase del processo che consiste nell'estrazione del pezzo e nelle eventuali lavorazioni di finitura.

1.1.2 Ottimizzazione del processo RTM

Per ottimizzazione di un processo si intende la scelta di opportuni parametri di progetto al fine di ottenere il miglior compromesso fra costi di produzione e qualità del pezzo finito. Per qualità non ci si riferisce solo ed esclusivamente alle proprietà meccaniche ma a tutta una serie di indici che dipendono dalle applicazioni per cui il pezzo è progettato. Per esempio, in taluni casi, l'aspetto estetico può essere un indice di qualità più importante della resistenza meccanica del pezzo finito. L'ottenimento di qualità deve però fare i conti con l'esigenza di ridurre il tempo di ciclo del processo con conseguente riduzione dei costi di produzione. Per esempio, è vantaggioso, dal punto di vista della riduzione del tempo di ciclo, che la reazione di reticolazione della resina inizi durante la fase di riempimento dello stampo così da ridurre la durata della fase successiva di reticolazione. D'altra parte, l'incremento della viscosità della resina dovuta alla formazione dei legami trasversali ostacola la bagnatura delle fibre con conseguente decadimento delle proprietà meccaniche del pezzo finito. Per un componente strutturale l'indice di qualità di riferimento è sicuramente la resistenza meccanica. In quest'ottica i parametri di progetto devono essere scelti per privilegiare questo aspetto anche, come spesso avviene nel campo aerospaziale, a scapito di un incremento dei costi. Nelle varie fasi del processo RTM ci sono diversi fattori che possono influire negativamente sulla qualità meccanica del componente finale. Un taglio dei tessuti eseguito grossolanamente e una deposizione nello stampo non accurata portano alla crescita di effetti di bordo non desiderati, visibili in figura 1.1, dovuti allo scorrimento della resina lungo zone preferenziali disposte generalmente in prossimità delle pareti dello stampo.

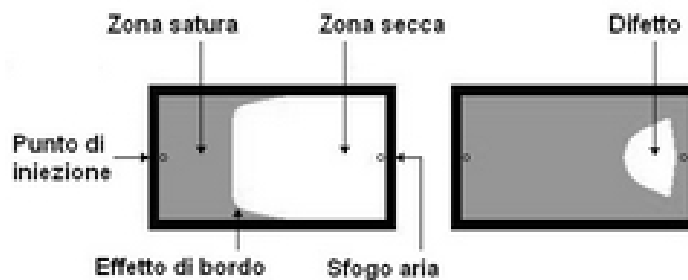


Figura 1.1. Formazione di un difetto (zona secca) a causa degli effetti di bordo

Al fine di risolvere questo problema può essere utile considerare strategie di iniezione diverse da quella laterale, solitamente utilizzata e riportata in figura 1.2, basata su un punto di ingresso e uno di uscita posti ai due estremi

del pezzo da produrre. Ad esempio si può decidere di posizionare il punto di iniezione al centro dello stampo e i punti di aspirazione lungo il perimetro ottenendo un'infusione di tipo centrale, il cui schema è quello di figura 1.3. Oppure si può ricorrere ad un'infusione periferica, come in figura 1.4, in cui la resina in un primo momento fluisce negli spazi vuoti posti lungo il perimetro della preforma riempiendoli completamente, dopo di che ha inizio la fase di impregnazione delle fibre. Quest'ultima strategia oltre a risultare solitamente più rapida, permette di compensare l'andamento decrescente del gradiente di pressione all'avanzare del fronte di resina. In questo modo è possibile ottenere una maggior omogeneità nella velocità di avanzamento del flusso di resina con il procedere dell'infusione e di conseguenza una distribuzione più uniforme delle caratteristiche meccaniche all'interno del laminato.

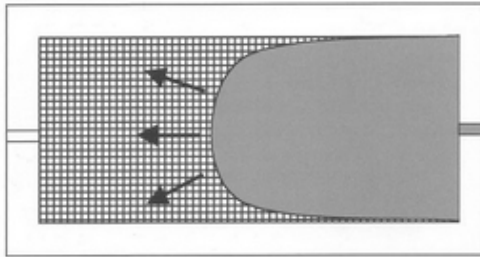


Figura 1.2. Schema di iniezione laterale

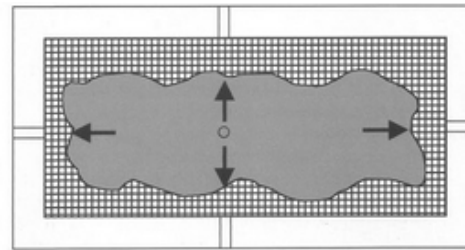


Figura 1.3. Schema di iniezione centrale

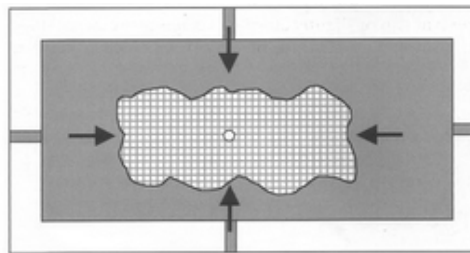


Figura 1.4. Schema di iniezione periferica

Altre sorgenti di disomogeneità possono essere legate ad una modifica della geometria dei fasci di fibre, tale da creare zone di scorrimento preferenziale anche all'interno del pezzo stesso. In particolare, questi difetti possono essere dovuti a scorrimenti e deformazioni della tramatura generati durante le fasi di taglio e di posizionamento nello stampo. La disomogeneità nell'avanzamento del flusso può fare in modo che una parte del fronte di resina raggiunga il punto di aspirazione prima che tutta la preforma risulti completamente impregnata. Ciò potrebbe erroneamente portare a credere che il riempimento

sia completo e ad iniziare quindi la fase di reticolazione quando sono ancora presenti nella preforma zone secche. Il risultato è la formazione di difetti, più o meno estesi, che deteriorano le proprietà meccaniche del pezzo finito. Per risolvere, o almeno limitare il problema si è soliti continuare ad iniettare resina anche quando questa comincia a fuoriuscire dai punti di aspirazione, raccogliendo la quantità in eccesso all'interno di un apposito polmone che può essere lavato con acetone oppure sostituito al termine dell'infusione.

Durante l'avanzamento del fronte di resina, si hanno nella preforma due flussi che avvengono su scale spaziali diverse: il flusso macroscopico, che avviene tra i fasci di fibre, e il flusso microscopico, che avviene all'interno dei fasci di fibre, come indicato nella figura 1.5. Il flusso macroscopico è governato dal gradiente di pressione imposto dall'esterno. Viceversa il flusso microscopico è caratterizzato, oltre che dalla pressione esterna, dalla pressione capillare, dalla tensione superficiale e dall'angolo di contatto tra la fibra e la resina [1]. La differenza di velocità tra i due flussi ha una grande influenza sulle caratteristiche meccaniche del manufatto, essendo questo il principale fattore da cui dipendono l'inglobamento di bolle d'aria e la scarsa bagnatura delle fibre.

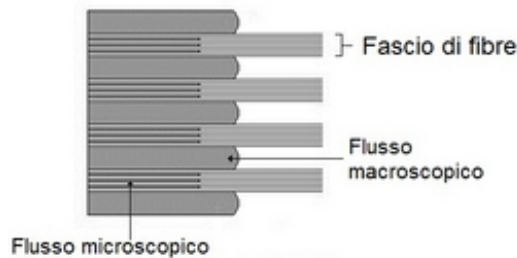


Figura 1.5. Rappresentazione dei flussi macroscopico e microscopico durante la fase di riempimento

Se il flusso microscopico avanza molto più velocemente di quello macroscopico c'è il rischio di formazione di macrovuoti. Quando la resina, che fluisce all'interno dei fasci longitudinali, sopravanza notevolmente il fronte del flusso macroscopico, raggiunge in anticipo i fasci trasversali e inizia a bagnarli. Se il flusso macroscopico non riesce a spingere via l'aria prima che il fascio trasversale sia completamente saturato dalla resina, si forma un vuoto, come rappresentato in figura 1.6. Viceversa, se è il flusso macroscopico ad avanzare molto più velocemente di quello microscopico, non si ha una buona bagnatura delle fibre e questo perché l'impregnazione avviene lentamente per capillarità dopo il passaggio del fronte del flusso macroscopico. In questo caso, c'è il rischio che questa lenta impregnazione non si completi prima che

si abbia totale saturazione della preforma, aumentando così la probabilità di formazione di vuoti microscopici all'interno dei fasci fibrosi, come visibile in figura 1.7.

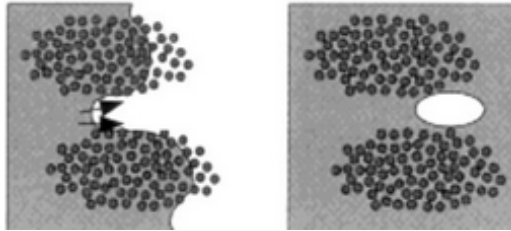


Figura 1.6. Schema di formazione di un macrovuoto

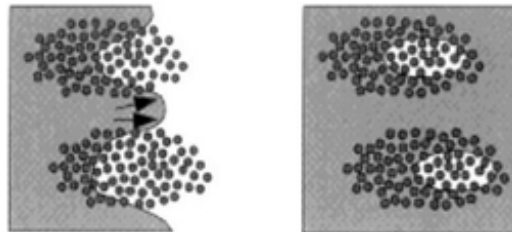


Figura 1.7. Schema di formazione di un microvuoto

In entrambi i fenomeni si ha il moto di un fluido all'interno di un mezzo poroso. I parametri, che determinano come la resina avanzi nella preforma, sono:

- permeabilità del mezzo;
- pressione di iniezione;
- temperatura della resina;
- temperatura dello stampo;
- pressione capillare;
- tensione superficiale della resina;
- angolo di contatto tra la fibra e la resina.

Mentre il problema della formazione di difetti dovuti all'inglobamento di bolle d'aria si può aggirare utilizzando uno stampo sigillato in cui viene fatto il vuoto prima di iniziare l'iniezione di resina, il problema della scarsa bagnatura delle fibre, a causa di un eccessivo ritardo del flusso all'interno dei fasci rispetto a quello globale nella preforma, rappresenta un aspetto fondamentale da tenere in esame per ottimizzare un processo RTM. Una strategia recentemente sviluppata per risolvere il problema consiste nell'applicare aria in pressione alle estremità dei tubi di iniezione e aspirazione al termine dell'infusione. In questo modo la resina presente all'interno di essi viene spinta dentro lo stampo con un effetto compattante che permette di riempire eventuali zone poco impregnate. In seguito all'applicazione degli accorgimenti sopra descritti risulta possibile minimizzare il numero di difetti presenti nel laminato ed ottenere una distribuzione omogenea delle proprietà meccaniche. Di notevole importanza è anche l'ottimizzazione della fase di reticolazione, che determina quale sarà il grado di conversione della matrice polimerica e quindi quella che sarà la sua temperatura di transizione vetrosa. I due fattori principali, che governano questa fase del processo, sono:

- la temperatura di reticolazione;
- il tempo di reticolazione.

Infine nella fase di estrazione e nei successivi trattamenti, bisogna evitare di introdurre nel pezzo finito difetti sotto forma di cricche o zone di delaminazione.

1.1.3 Modellazione del processo RTM

Modello di flusso in un mezzo poroso

Nel processo RTM, le fibre attraverso le quali scorre la resina sono considerate come un mezzo poroso. Il modello tipicamente utilizzato in letteratura per descrivere il moto di un fluido in tale mezzo è quello di Darcy [2]. Esso può essere derivato dall'equazione di Navier-Stokes assumendo l'ipotesi di flusso laminare a basso numero di Reynolds e trascurando le forze d'inerzia. Inoltre si considera valida l'ipotesi di fluido newtoniano. Sotto queste condizioni si ricava un legame lineare tra la velocità del fluido e il gradiente di pressione:

$$\vec{V} = -\frac{K}{\mu}\nabla(P), \quad (1.1)$$

dove K è il tensore di permeabilità, μ la viscosità della resina, P la pressione e \vec{V} la velocità di Darcy pari al prodotto tra la velocità del fluido e la porosità.

La legge di Darcy può essere accoppiata all'equazione di continuità, che per un fluido incomprimibile risulta essere

$$\nabla(V) = 0, \quad (1.2)$$

e combinando le due equazioni si ottiene

$$\nabla\left(\frac{K}{\mu}\nabla(P)\right) = 0, \quad (1.3)$$

che è un'equazione alle derivate parziali nell'incognita pressione. In generale, il tensore di permeabilità ha tutte le componenti diverse da zero; se il mezzo risulta ortotropo, è possibile individuare tre direzioni principali e, adottandole come assi coordinati, il tensore di permeabilità diventa diagonale. I tre elementi diagonali così ottenuti prendono il nome di permeabilità principali. Nel caso in cui il mezzo risulti isotropo, il tensore di permeabilità si riduce a uno scalare. Per risolvere il problema bisogna imporre delle condizioni al contorno, che possono essere di due tipi:

- le condizioni di Dirichlet o pressione imposta,

$$P = f(x, y, z) \quad (1.4)$$

ciò significa che la pressione è imposta su una porzione del contorno. In questo caso rientra anche l'infusione sotto vuoto, dove la pressione nel foro di entrata della resina è semplicemente quella atmosferica. Negli altri casi, invece, la pressione è imposta dalla pompa a monte dello stampo;

- le condizioni di Neumann o velocità imposta,

$$\vec{V} \cdot \vec{n} = Q \quad (1.5)$$

nella quale la velocità della resina nel foro di entrata è imposta e tale condizione è accompagnata da una pressione massima di esercizio.

Permeabilità del rinforzo

La permeabilità rappresenta l'attitudine di un mezzo poroso a lasciarsi impregnare da un fluido e questa proprietà fisica è caratteristica del mezzo (tessuto, mat, unidirezionale). La permeabilità del rinforzo viene misurata sperimentalmente lungo le direzioni principali, ma la sua determinazione è complessa, così come numerosi studi evidenziano [3]. Si è dimostrato che la permeabilità dipende principalmente dalle caratteristiche dei macropori presenti nel

mezzo e in particolare dalla loro dimensione e distribuzione. Un'ulteriore complicazione è data dall'interazione tra lo scorrimento su scala macroscopica e quello su scala microscopica. L'architettura stessa del rinforzo, è una caratteristica che influenza pesantemente la permeabilità. I tessuti con i pori maggiori evidenziano una maggior permeabilità. Esistono diverse relazioni che legano porosità e permeabilità [4], il modello Karman-Kozeny è uno dei più utilizzati:

$$K = \frac{D_f}{16K_0} \frac{(1 - \nu_f)^3}{\nu_f^2} \quad (1.6)$$

dove D_f è il diametro medio delle fibre, ν_f la frazione volumetrica delle fibre e K_0 la costante di Kozeny. Questa relazione ha alcune limitazioni poiché considera il mezzo come isotropo quando generalmente i rinforzi sono anisotropi. Un altro modello più semplice, che non tiene conto della geometria del rinforzo, è dato dalla seguente relazione:

$$\log(K) = a + b \cdot \log(\nu_f) \quad (1.7)$$

dove le costanti a e b devono essere determinate attraverso delle misure sperimentali.

Modellazione dei vuoti

Il processo RTM, nella fase d'iniezione, prevede l'impregnazione delle fibre da parte della resina. Proprio in questa fase una parziale impregnazione porta alla formazione di vuoti che sono la causa di una cattiva finitura superficiale e di minori proprietà meccaniche. Questi effetti indesiderati vanno minimizzati al fine di migliorare le proprietà globali del pezzo realizzato. Come precedentemente descritto, è utile suddividere i difetti in microvuoti, formatisi all'interno dei singoli fasci di fibre, e macrovuoti, generati nelle zone comprese tra un fascio e il successivo. Si è sperimentalmente verificato [1] che la creazione dei vuoti è influenzata dalla velocità di impregnazione e, di conseguenza, dalle forze capillari e viscosi che nascono quando un fluido attraversa un mezzo poroso; l'effetto di queste forze può essere valutato attraverso un parametro adimensionale chiamato numero di capillarità, definito come:

$$Ca = \frac{\mu v}{\gamma \cos \theta} \quad (1.8)$$

dove μ è la viscosità, v la velocità superficiale del fluido, mentre γ e θ sono rispettivamente la tensione superficiale del liquido e l'angolo di contatto tra la resina e le fibre. La conoscenza di queste proprietà permette di stimare, attraverso delle funzioni, la percentuale di macro e micro-vuoti; queste

relazioni sono del tipo:

$$\begin{aligned} V_M &= A_M - B_M \cdot \log(Ca) \\ V_m &= A_m + B_m \cdot \log(Ca) \end{aligned} \quad (1.9)$$

, dove i parametri A e B sono definiti sperimentalmente e i pedici M e m si riferiscono rispettivamente alla curva di previsione dei macro e micro-vuoti. Osservando in figura 1.8 un tipico andamento delle funzioni sopra presentate, si nota che un aumento della velocità di infusione porta una crescita della percentuale di microvuoti; viceversa, una sua diminuzione incrementa il numero di macrovuoti presenti all'interno del pezzo finito. Noti tutti i dati necessari, è poi possibile ottimizzare il processo, definendo un valore di Ca considerato ottimo che minimizza queste funzioni e di conseguenza il contenuto di vuoti all'interno del pezzo.

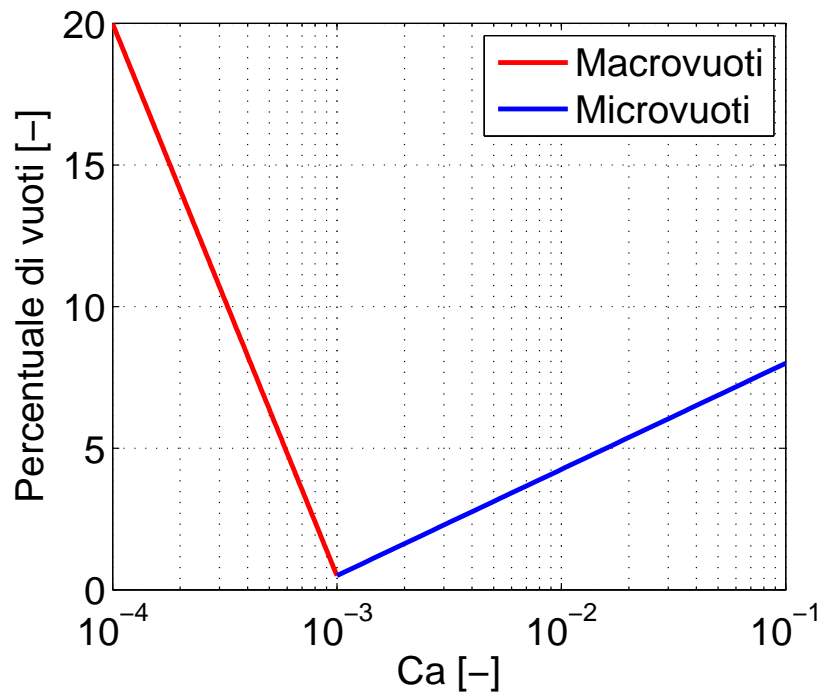


Figura 1.8. Andamento delle curve di previsione di micro e macro-vuoti

1.2 Danneggiamento dei materiali compositi

I laminati in composito caratterizzati da fibre ad alta resistenza in matrice polimerica stanno ottenendo una sempre maggiore diffusione in ambito aerospaziale. La natura multifase di questo materiale genera notevoli vantaggi

dal punto di vista strutturale e funzionale, ma al tempo stesso comporta la presenza di molteplici modalità di danneggiamento dovute alla grande differenza di proprietà tra i materiali costituenti, alla presenza di interfacce, alla direzionalità del rinforzo e ad altre proprietà tali da generare un notevole livello di anisotropia. I numerosi meccanismi di danno possono essere raggruppati in quattro principali categorie:

- danneggiamento della matrice;
- danneggiamento dell'interfaccia fibra-matrice;
- rottura delle fibre a trazione e a compressione;
- fenomeni di delaminazione.

I primi tre meccanismi di danno si riferiscono a danni di tipo intralaminare, che avvengono all'interno dello spessore di una lamina e sono promossi dalle componenti di sforzo agenti nel piano delle lamine stesse. L'ultimo tipo di danneggiamento è invece di tipo interlaminare ed è originato dalle componenti agenti fuori dal piano della lamina. I meccanismi sopra descritti possono evolvere in maniera indipendente all'interno del materiale oppure possono interagire gli uni con gli altri generando modalità di danneggiamento più complesse.

1.2.1 Danneggiamento intralaminare

Danneggiamento della matrice

Il principale meccanismo di danneggiamento della matrice è quello associato al *transverse matrix cracking* valido in generale per compositi caratterizzati da laminazione ad orientazione variabile e particolarmente accentuato nel caso di laminazione $[0^\circ/90^\circ]$. In seguito all'applicazione del carico in una data direzione, le fibre disposte perpendicolarmente mostrano uno scarso livello di resistenza, dominato principalmente dalle proprietà della resina. Per questo motivo si generano numerose cricche, orientate perpendicolarmente alle lamine, che si sviluppano parallelamente alle fibre, come riportato nelle figure 1.9 e 1.10.

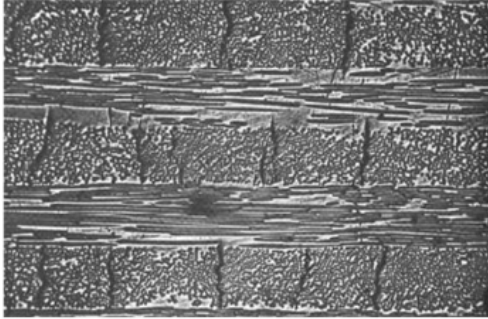


Figura 1.9. *Transverse matrix cracking* in un laminato $[0^\circ-90^\circ]$

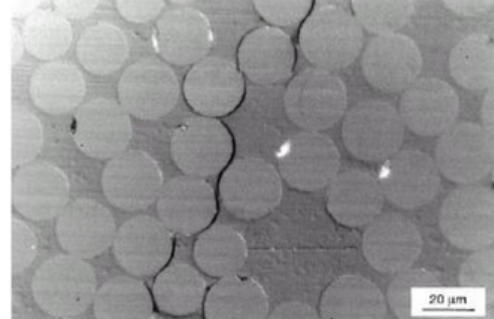


Figura 1.10. Dettaglio di una frattura trasversale della matrice

Inoltre, nonostante il *transverse matrix cracking* sia uno dei primi danneggiamenti che si sviluppano all'interno di un laminato, esso non ne altera la risposta macroscopica. Ciò è dovuto al fatto che la rigidità complessiva del materiale nella direzione di applicazione del carico è dominata dal contributo delle fibre all'interno lamine disposte parallelamente al carico stesso; per questo la perdita di rigidità associata al danneggiamento della fase matrice non risulta globalmente rilevabile. Il principale problema associato a questo danneggiamento è dovuto alla posizione degli apici delle cricche, che essendo proprio in prossimità dell'interlamina possono rappresentare una potenziale sorgente di delaminazione. Infine, raggiunto un certo livello di densità di cricche denominato *characteristic damage state*, il fenomeno si arresta a causa dell'impossibilità da parte della matrice di trasferire ulteriormente il carico.

Un ulteriore meccanismo di danno associato alla matrice è dato dalla formazione di fratture parallele alle fibre orientate secondo l'asse di applicazione del carico, come riportato in figura 1.11. Questo fenomeno è tipico dei laminati unidirezionali ed è dovuto all'effetto di contrazione delle lamine disposte parallelamente alla direzione del carico, che è però impedito dalle lamine ad esse perpendicolari a causa del diverso coefficiente di Poisson. Ciò crea uno stato di sforzo a trazione tale da causare la rottura della matrice.

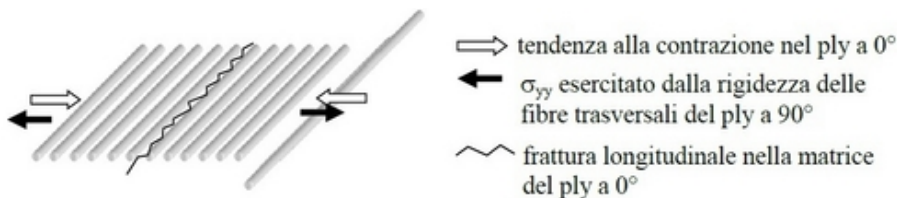


Figura 1.11. Formazione di cricche longitudinali

Rottura delle fibre a trazione e a compressione

Una differente tipologia di danneggiamento è quella associata alla rottura delle fibre, che generalmente avviene quando il carico è allineato con il rinforzo stesso. La rottura delle fibre è un fenomeno di tipo probabilistico associato alla distribuzione del rinforzo all'interno del laminato. Sebbene in generale questa sia tale da causare il cedimento ultimo del provino, la rottura di gruppi isolati di fibre non compromette la funzionalità del materiale, grazie alla capacità della matrice di trasferire il carico ad altri fasci non danneggiati. In particolare, i primi fenomeni di rottura iniziano per livelli di sforzo pari a circa l'80% di quello massimo.

Particolarmente critico risulta il comportamento delle fibre a compressione. Esse presentano infatti una limitata rigidità flessionale a causa delle ridotte dimensioni del diametro. L'unico contributo che impedisce alla fibra di instabilizzarsi e generare il cosiddetto *microbuckling* deriva quindi dalla rigidità trasversale e a taglio della matrice. Esistono due principali modi di instabilità delle fibre [5] definiti l'uno estensionale e l'altro di taglio, riportati in figura 1.12. Il meccanismo di cedimento dimostra che la resistenza a compressione è in effetti una proprietà dominata dalle caratteristiche della fase matrice del composito. Inoltre risulta molto difficile prevedere il livello di resistenza del materiale a compressione a causa del disallineamento delle fibre già presente fin dalla fase di produzione, che può causare instabilità per bassi livelli di sforzo.

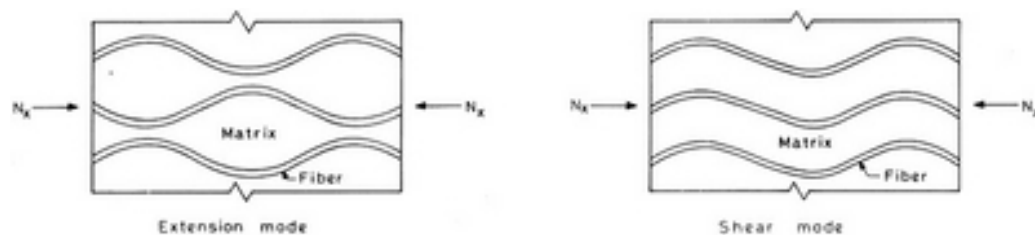


Figura 1.12. Modi di instabilità delle fibre

Rottura dell'interfaccia fibra-matrice

Le prestazioni dei materiali compositi sono notevolmente influenzate dalle proprietà dell'interfaccia tra le fibre e la matrice di resina, a causa del ruolo significativo assunto nel trasferimento dei carichi tra le due fasi. Ad esempio se il legame in prossimità dell'interfaccia risulta particolarmente debole, nel materiale possono comparire danneggiamenti della matrice per bassi livelli di carico. In caso contrario invece il danneggiamento è ritardato e il materiale è

in grado di resistere fino al punto di cedimento ultimo, causato dal completo danneggiamento di fibre e matrice. Questo è possibile perché in seguito alla rottura localizzata delle fibre, l'interfaccia permette di ridistribuire gli sforzi tra i restanti fasci, che subiscono quindi un aumento di carico. Se questo processo venisse inibito, si avrebbe un'incompleta distribuzione di carico, il quale andrebbe a gravare su un numero limitato di fasci causandone la rottura. In questo modo si giungerebbe rapidamente alla rottura del provino per livelli di carico inferiori a quelli massimi previsti. La qualità dell'interfaccia risulta inoltre importante in quanto influenza altri meccanismi di danno come il *pull-out* delle fibre, ossia il loro strappamento dalla matrice. Questo fenomeno risulta particolarmente importante nel danneggiamento dei materiali compositi in quanto permette di assorbire una notevole quantità di energia ostacolando l'avanzamento della cricca.

1.2.2 Danneggiamento interlaminare

Il danneggiamento interlaminare è associato allo sviluppo di cricche lungo il piano di interfaccia compreso tra due diverse lamine ed è comunemente definito *delaminazione*. Esso avviene più facilmente in prossimità di superfici libere come bordi generati in seguito a operazioni di taglio e foratura. Ciò è dovuto alla necessità di rispettare l'ipotesi di avere un contorno scarico e al contempo garantire equilibrio e congruenza, realizzabili solo grazie a un contributo di sforzo interlaminare. Vengono quindi generati elevati valori di sollecitazione ai bordi del laminato, che diventano i luoghi favoriti per lo sviluppo di delaminazioni. Queste ultime possono anche essere promosse da geometrie caratterizzate da variazioni di forma e spessore, impatti a bassa velocità e dalla presenza di cricche intralaminari, che dopo aver raggiunto l'interfaccia possono propagare tra le lamine.

E' possibile identificare tre modalità di delaminazione a seconda della componente dello sforzo interlaminare che le ha generate 1.13:

- modo I, di trazione, associato a uno sforzo in direzione normale al piano delle lamine (σ_{zz});
- modo II, di scorrimento o taglio, in cui lo sforzo è applicato parallelamente alla direzione di avanzamento della cricca (τ_{xz});
- modo III, di lacerazione, analogo al precedente ma con direzione perpendicolare a quella della cricca (τ_{xy}).

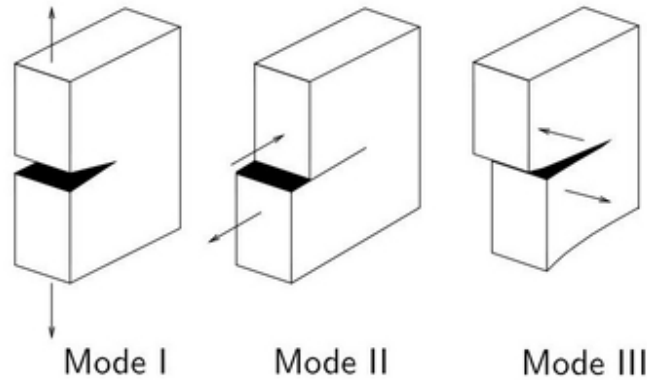


Figura 1.13. Modalità di propagazione della cricca

Il fenomeno della delaminazione, tra tutte le tipologie di danneggiamento presentate, è sicuramente quello più critico a causa dell'impossibilità, con i metodi di laminazione convenzionali, di applicare rinforzi in tale direzione. Per questo, una volta che una cricca viene generata nella zona d'interfaccia tra le lamine, essa è libera di propagare senza ostacoli. Il principale fattore che regola la capacità del materiale di opporsi alla delaminazione è la tenacità interlaminare a frattura che dipende prevalentemente dalle proprietà della fase matrice. L'inizio della delaminazione in un componente privo di danneggiamenti dipende invece dal livello di resistenza interlaminare.

1.3 Meccanica della frattura

I criteri di rottura tradizionali risultano inadeguati per spiegare cedimenti strutturali che avvengono a livelli di sforzo considerevolmente inferiori rispetto alla resistenza del materiale. Problemi di questo genere interessano vari tipi di strutture tra cui quelle aeronautiche. Gli esperimenti eseguiti da Griffith nel 1921 su materiali compositi in fibra di vetro hanno condotto alla conclusione che la reale resistenza dei materiali può risultare notevolmente minore di quella teoricamente prevista [6]. Per cercare di spiegare questi fenomeni è stata creata una nuova disciplina denominata *meccanica della frattura*. Essa è basata sull'assunzione del tutto realistica che i materiali contengono difetti sotto forma di cricche, che rappresentano il punto di inizio del danneggiamento. L'obiettivo principale della meccanica della frattura è studiare la capacità delle strutture di sostenere carico in presenza di difetti iniziali. In particolare, è possibile distinguere in meccanica della frattura lineare elastica (MFLE) e meccanica della frattura post-snervamento (MFPS).

La MFLE si basa sull'assunzione fondamentale di un comportamento del materiale di tipo puramente elastico. Tuttavia, pur con queste premesse, tale teoria non può evitare di ammettere la presenza di tensioni ben superiori al limite di snervamento del materiale nella zona di plasticizzazione posta attorno all'apice della cricca. L'approssimazione viene comunque ritenuta valida finché questa zona rimane piccola rispetto alle dimensioni dei componenti. In caso contrario è necessario far ricorso alla MFPS, sviluppata per materiali duttili e basata sulla teoria della elastoplasticità. Con lo sviluppo della meccanica della frattura è stata introdotta una nuova filosofia di progettazione basata da un lato sulla determinazione dei carichi critici sopportabili da una struttura contenente una cricca di una determinata dimensione e dall'altro, sulla determinazione della dimensione della cricca generata a partire dalla conoscenza dei carichi operativi. Per far ciò è necessario caratterizzare la tendenza della cricca a propagare, denominata tenacità a frattura, valutabile per mezzo di appositi test in laboratorio. La tenacità a frattura esprime quindi la capacità del materiale di resistere alla propagazione del danneggiamento in presenza di cricche iniziali.

I metodi formulati nei primi anni di sviluppo della meccanica della frattura sono caratterizzati da un approccio energetico. Tra questi vi è l'approccio formulato da Griffith [8] che partendo dall'espressione dell'energia totale

$$E = \Pi + W_f, \quad (1.10)$$

dove Π è l'energia potenziale elastica e W_f l'energia di frattura, e imponendo come condizione di criticità per avere una propagazione instabile che

$$\frac{dE}{da} = \frac{d\Pi}{da} + \frac{dW_f}{da} = 0, \quad (1.11)$$

ottiene che

$$\frac{d\Pi}{da} = -\frac{dW_f}{da}. \quad (1.12)$$

Egli giunge quindi a definire come condizione critica per la propagazione il fatto che in corrispondenza di un avanzamento virtuale della cricca, la variazione di energia potenziale sia uguale alla variazione dell'energia necessaria per formare nuove superfici. Ciò risulta valido per materiali con comportamento lineare elastico. L'approccio energetico fu in seguito ripreso da Irwin che definì l'energia disponibile per creare nuove superfici di frattura come

$$G = -\frac{1}{B} \frac{d\Pi}{da}, \quad (1.13)$$

dove B è la larghezza del fronte della cricca, e quindi $B \cdot da$ rappresenta la superficie complessiva generata dalla propagazione. Inoltre, egli dimostrò che

l'energia rilasciata per unità di propagazione virtuale della cricca è indipendente dalle condizioni di carico e di vincolo. Ciò ha permesso di definire un parametro univoco, dipendente solamente dalle caratteristiche del materiale e non dal tipo di prova eseguito. Questo nuovo approccio permette una più comoda applicazione sperimentale in quanto definisce come condizione di cedimento:

$$G = -\frac{1}{B} \frac{d\Pi}{da} = R = G_c, \quad (1.14)$$

dove R è la resistenza del materiale alla propagazione della cricca e G_c è il valore critico di tenacità a frattura, ottenuto per mezzo di prove sperimentali. Questo approccio è valido per materiali caratterizzati da un comportamento fragile; in caso contrario si ottiene un errore che cresce con l'aumentare della quantità di energia dissipata durante la propagazione [7].

A seconda del materiale, è possibile ottenere diversi tipi di propagazione associati ad un particolare andamento della curva di resistenza (o curva- R), ottenuta rappresentando il valore di resistenza del materiale in funzione della lunghezza della cricca. Nel caso di materiali fragili essa assume un andamento costante mentre per materiali duttili si ha una crescita della resistenza all'aumentare della propagazione.

In figura 1.14 è riportato un tipico andamento della curva- R per materiali fragili, dove si nota che se il valore di tensione applicato è pari a σ_1 l'energia rilasciata in seguito a una propagazione virtuale è inferiore a quella necessaria per generare nuove superfici di cricca e quindi non si genera un'ulteriore propagazione. Quando invece lo sforzo raggiunge il valore limite σ_2 , definito in funzione della lunghezza iniziale del danneggiamento a_0 , la cricca propaga instabilmente in quanto l'energia rilasciata è sempre maggiore di quella necessaria per generare nuove superfici. È importante notare che a parità di sforzo ma con una cricca di dimensione inferiore ad a_0 non sarebbe avvenuta alcuna propagazione. Per questo motivo è fondamentale conoscere il livello di difettosità del materiale al fine di poterne definire i carichi limite. Per i materiali duttili l'andamento della resistenza cresce all'aumentare della lunghezza della cricca, come riportato in figura 1.15. Quando la tensione raggiunge il valore σ_2 si ha una propagazione limitata in quanto, appena la cricca aumenta di lunghezza, si ha un aumento della resistenza stessa e l'energia liberata non risulta più sufficiente per creare nuove superfici. Il processo si ripete per i successivi aumenti di carico fino a quando viene raggiunto il valore critico, pari in questo caso a σ_4 , in corrispondenza del quale l'aumento di resistenza non è più sufficiente ad impedire la propagazione che procede quindi in modo instabile.

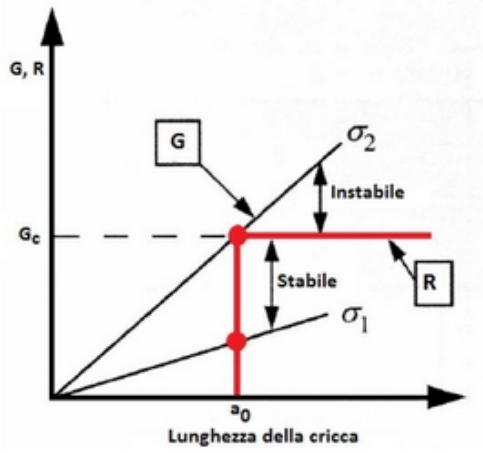


Figura 1.14. Tipica Curva-R per materiali fragili

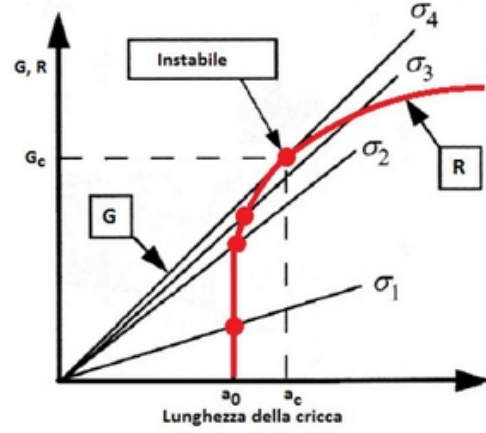


Figura 1.15. Tipica Curva-R per materiali duttili

Riassumendo è possibile esprimere la condizione di propagazione stabile come:

$$\begin{cases} G = R \\ \frac{dG}{da} \leq \frac{dR}{da} \end{cases} \quad (1.15)$$

e quella instabile come:

$$\begin{cases} G = R \\ \frac{dG}{da} > \frac{dR}{da} \end{cases} \quad (1.16)$$

Inoltre, quando la curva di resistenza assume un andamento costante, è possibile definire in modo univoco un valore critico G_c in corrispondenza del quale avviene la propagazione. Essa può avvenire secondo la combinazione di tre diversi modi, per ciascuno dei quali è definito un valore di tenacità interlaminare critico:

- G_{Ic} , tenacità interlaminare a frattura in modo I;
- G_{IIc} , tenacità interlaminare a frattura in modo II;
- G_{IIIc} , tenacità interlaminare a frattura in modo III;

Nel caso di applicazione del carico in modo misto è possibile valutare la corrispondente tenacità tramite test eseguiti in laboratorio oppure analiticamente partendo dai valori dei modi puri. Nei laminati generalmente utilizzati il modo I è sicuramente quello che riveste una maggior criticità in quanto a parità

1.3. MECCANICA DELLA FRATTURA

di lunghezza iniziale di cricca permette di ottenere una propagazione per livelli di sforzo nominale notevolmente inferiori.

Capitolo 2

Realizzazione dei componenti

In questo capitolo, dopo una prima parte in cui si introducono i materiali utilizzati, viene descritta la metodologia applicata per la messa a punto e l'ottimizzazione delle infusioni. I primi laminati prodotti sono quelli necessari per la realizzazione dei provini angolari. Il lavoro inizia con la progettazione dello stampo, seguita da una simulazione numerica dell'infusione utile a definire una prima stima dei parametri di processo. Vengono quindi realizzate tre diverse infusioni tramite le quali si ottengono i componenti necessari per le future prove statiche. In particolare, è possibile suddividere i manufatti prodotti in due gruppi a seconda dell'utilizzo o meno del *binder*. Nella seconda parte del capitolo vengono presentate e ottimizzate le infusioni in stampo piano, utili per produrre i provini necessari per le prime fasi di caratterizzazione del materiale. Infine è stata eseguita un'analisi delle porosità all'interno di provini angolari per verificare l'assenza di vuoti e di difetti di produzione.

2.1 Realizzazione di provini angolari

Il materiale scelto per lo studio di delaminazione è un laminato in composito carbonio-epossidica prodotto con tecnologia *Resin Transfer Moulding* (RTM). In particolare, ogni lamina è costituita da tessuto *CC600*, realizzato con fibra di carbonio di tipo *HexTow[®] AS4*, caratterizzato da uno spessore pari a 0.6 mm e da un intreccio di tipo Twill 2/2. La resina scelta per le infusioni è l'*Araldite[®] LY 564 / Aradur[®] 22962* prodotta dalla *Huntsman[®]*, ideata appositamente per la tecnologia RTM e caratterizzata sia da una bassa viscosità che da una bassa temperatura di reticolazione. La completa caratterizzazione delle proprietà del materiale si sviluppa attraverso la determinazione delle proprietà elastiche, dei valori di tenacità interlaminare a

2.1. REALIZZAZIONE DI PROVINI ANGOLARI

frattura e infine dei valori di resistenza a delaminazione. Per lo studio della resistenza, è necessario procedere con la realizzazione di provini angolari, le cui caratteristiche geometriche, definite secondo la normativa ASTM D 6415/D 6415M [10], sono elencate nella tabella 2.1 ed evidenziate in figura 2.1.

Tabella 2.1. Caratteristiche geometriche del provino angolare

Spessore [mm]	10
Raggio interno di curvatura [mm]	6.4
Larghezza [mm]	25
Lunghezza tratto rettilineo [mm]	100

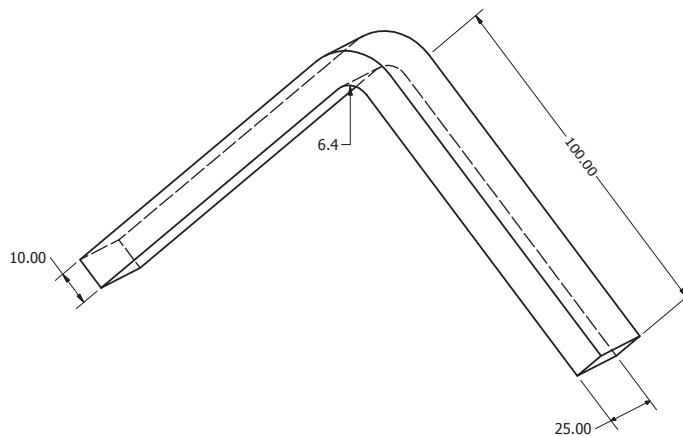


Figura 2.1. Dimensioni geometriche del provino angolare [mm]

Uno dei vantaggi della tecnologia RTM è la possibilità di regolare la frazione volumetrica di fibre che si desidera ottenere variando il numero di lamine inserite nello stampo. La scelta ottimale è data da un compromesso tra la necessità di elevate prestazioni meccaniche, che richiederebbero un'alta percentuale di fibra (oltre il 60%) e la difficoltà tecnologica nell'ottenere una completa bagnatura nel caso in cui la quantità di resina fosse troppo bassa; ciò causerebbe una parziale impregnazione dei tessuti con l'effetto di penalizzare notevolmente le proprietà interlaminari del composito, che in genere rappresentano uno degli aspetti critici del materiale. Nel caso in esame, volendo ottenere una frazione volumetrica di fibre pari a circa il 55%, si è

calcolato il numero di lamine necessarie utilizzando la seguente formula:

$$\phi = 1 - \nu_f = 1 - \frac{n \cdot \gamma}{s \cdot \rho_f}, \quad (2.1)$$

dalla quale dopo semplici passaggi di inversione è possibile ricavare il numero di lamine:

$$n = \frac{n \cdot s \cdot \rho_f}{\gamma}. \quad (2.2)$$

Le variabili utilizzate e i valori adottati sono definiti in tabella 2.2.

Tabella 2.2. Caratteristiche del laminato angolare

ν_f	[-]	frazione volumetrica fibre	0.54
Φ	[-]	porosità	0.46
γ	[kg/m ²]	grammatura del tessuto	0.6
ρ_f	[kg/m ³]	densità delle fibre	1790
s	[m]	spessore del laminato	0.01
n	[-]	numero di strati	18

2.1.1 Progetto e realizzazione dello stampo per provini angolari

Per realizzare i componenti sopra descritti è stato necessario procedere con la progettazione di un apposito stampo le cui dimensioni sono state definite in modo tale da permettere la realizzazione di quattro provini con una sola infusione e al tempo stesso resistere ai carichi generati senza subire deformazioni. Il modello è caratterizzato da due parti il cui serraggio avviene per mezzo di barre filettate e relativi bulloni disposti lungo in perimetro esterno. Per garantire la massima tenuta è stata predisposta una cava lungo il contorno, nella quale viene inserita una guarnizione in silicone; in particolare, tra le molte opzioni disponibili si è optato per una sezione a fungo in grado di fornire caratteristiche di tenuta superiori a una semplice sezione circolare.

Per quanto riguarda il materiale con cui realizzare lo stampo si è scelto di ricorrere a delle tavole poliuretatiche *RAKU-TOOL*[®] *WB-1222* vendute sotto forma di lastre di spessore 100 mm, le quali sono state incollate tra loro e infine fresate fino ad ottenere la geometria richiesta. I principali motivi per cui si è optato per questo materiale rispetto ad una classica lega d'alluminio per stampi sono dettati dal minor costo di realizzazione, dal minor peso complessivo della struttura, e infine dal fatto che è stato previsto solo un numero limitato di infusioni. Il limite principale di questa scelta è dettato

2.1. REALIZZAZIONE DI PROVINI ANGOLARI

dalla limitata temperatura di distorsione termica compresa tra 80 °C e 90 °C; ciò ha avuto una notevole influenza sulla scelta della resina e del ciclo di reticolazione utilizzati. La stessa resina *Araldite*[®] *LY 564* utilizzata avrebbe un ciclo ottimale di cura pari a 1 h alla temperatura di 80 °C, prossima al limite dello stampo, con il rischio che eventuali distorsioni o rammollimenti ne compromettano l'integrità o che comunque vadano ad inficiare la qualità del pezzo; per questo, come consigliato da alcuni esperti dell'azienda Lamiflex S.p.A., si è deciso di ricorrere a un ciclo alternativo di 24 h a 50 °C in grado di garantire le stesse caratteristiche meccaniche del laminato prodotto. Nella tabella 2.3 è riportato un confronto tra le principali resine utilizzate per infusioni RTM:

Tabella 2.3. Caratteristiche delle resine per RTM

<i>Resina</i>	Ciclo di reticolazione	σ_r [MPa]	E [GPa]	T_g [°C]
<i>RTM6</i>	75 min 160 °C + 2 h 180 °C	75	2.8	196 °C
<i>LY564</i>	24 h 50 °C + 2 h 150 °C	78	3	132 °C
<i>Prime20</i>	7 h 65 °C + 16 h 50 °C	73	3.5	70 °C
<i>LY8615</i>	24 h 40 °C + 3 h 180° C	/	2.2	180 °C

Nelle figure 2.2 e 2.3 è rappresentato il modello CAD dello stampo; per ulteriori dettagli è possibile ricorrere ai disegni quotati disponibili nell'appendice A.

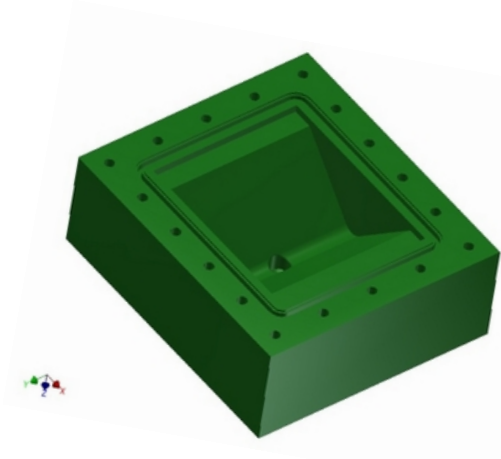


Figura 2.2. Modello CAD del componente inferiore dello stampo

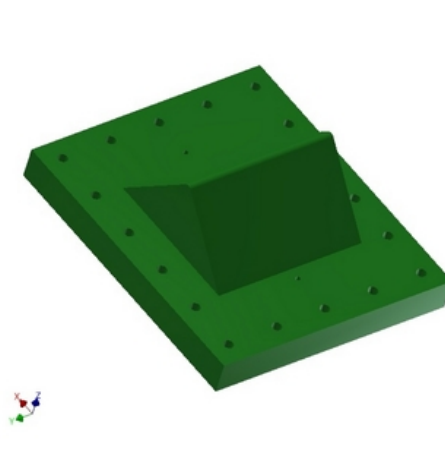


Figura 2.3. Modello CAD del componente superiore dello stampo

Tra le varie scelte progettuali disponibili, si è optato per un'iniezione periferica, in grado di garantire il massimo riempimento e l'assenza di canali di scorrimento preferenziali; in particolare, sono stati predisposti due punti di iniezione, attraverso i quali la resina inizialmente entra nello stampo e fluisce negli spazi vuoti presenti lungo il perimetro riempiendoli completamente. Terminata questa fase avviene l'impregnazione delle fibre dall'esterno verso il centro del pezzo, dove è posto il punto di aspirazione. La scelta di porre i punti di iniezione nella parte inferiore è dettata dall'effetto della gravità che in questo modo offre un'azione compattante, diminuendo la presenza di vuoti. Come è possibile osservare in figura 2.2, in prossimità del punto di aspirazione è stata predisposta una cava con la funzione di serbatoio, ideata per intrappolare eventuali bolle d'aria presenti in prossimità del fronte di avanzamento della resina ed evitare che queste rimangano contenute all'interno del laminato. Il diametro dei fori per infusione e aspirazione è pari a 6 mm; il collegamento con i tubi dell'impianto idraulico avviene per interferenza.

La realizzazione dello stampo così progettato è stata commissionata al produttore tramite l'azienda Lamiflex S.p.A. Data la scelta di produrre lo stampo in poliuretano, per evitare eventuali danneggiamenti durante il serraggio, sono state realizzate anche due piastre di materiale composito composito in fibra di carbonio da interporre tra lo stampo stesso e i bulloni. Nella figura 2.4 e 2.5 sono riportate alcune fotografie dello stampo.

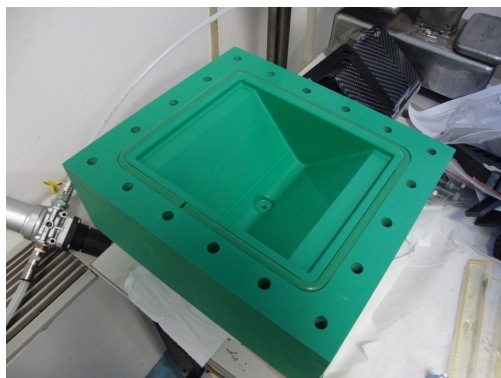


Figura 2.4. Componente inferiore dello stampo

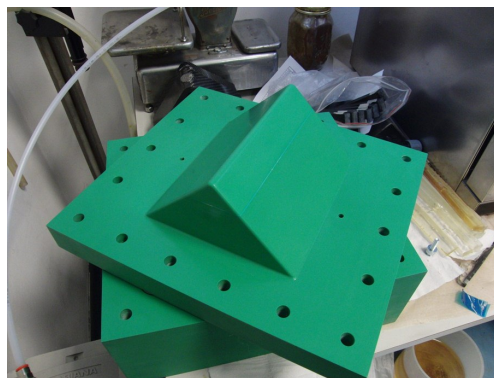


Figura 2.5. Componente superiore dello stampo

2.1.2 Simulazione numerica dell'infusione

Data la maggior complessità geometrica del pezzo da produrre rispetto ad un generico laminato piano, prima di eseguire le infusioni si è deciso di procedere con una simulazione numerica dell'intero processo; in questo modo è possibi-

le individuare e quindi evitare problemi come zone contenenti bolle d'aria e punti asciutti, e al tempo stesso determinare una stima iniziale dei parametri di infusione. Inoltre, dato l'elevato costo dei materiali utilizzati e i notevoli tempi di reticolazione necessari, la determinazione dei parametri di infusione ottimali procedendo solo per tentativi sarebbe risultata eccessivamente dispendiosa. Utilizzando il software *ESI PAM-RTM*[®] è possibile ottenere informazioni preliminari riguardanti il numero e la distribuzione dei vuoti, la durata dell'infusione e una rappresentazione grafica dell'avanzamento del fronte di resina nello stampo al variare dei parametri di progetto. Generalmente per una modellazione numerica è utile effettuare alcune semplificazioni che, per il problema considerato, si possono riassumere nei seguenti punti [11]:

- gli strati di tessuto sono posizionati all'interno dello stampo rigido e nessuna deformazione avviene durante il processo di riempimento;
- gli effetti capillari e inerziali non vengono considerati, ipotesi avvalorata dal basso numero di Reynolds del flusso;
- la tensione superficiale è trascurabile in confronto alle forze viscosive che risultano dominanti nel processo;
- le variazioni di velocità e di pressione lungo lo spessore sono nulle in modo da poter considerare il flusso bidimensionale;
- gli effetti termici sono trascurabili e durante l'infusione sia lo stampo che la resina rimangono alla stessa temperatura considerata costante.

Il solutore utilizzato, sviluppato appositamente per la simulazione di processi RTM, integra l'equazione di Darcy e utilizza un metodo a elementi finiti non convenzionale per il quale è necessario utilizzare elementi triangolari a tre nodi o tetraedrici a quattro nodi. In questo caso si è scelto di utilizzare un modello bidimensionale, la cui mesh, disposta lungo il piano medio del laminato, è stata generata utilizzando il software *Altair*[®] *HyperMesh*[®]. Una volta importato il modello si è infittita la *mesh* attorno ai punti di iniezione e di aspirazione, considerati critici per la simulazione. Nelle figure 2.6 e 2.7 sono riportate rispettivamente la *mesh* creata e un dettaglio degli elementi attorno al foro di aspirazione.

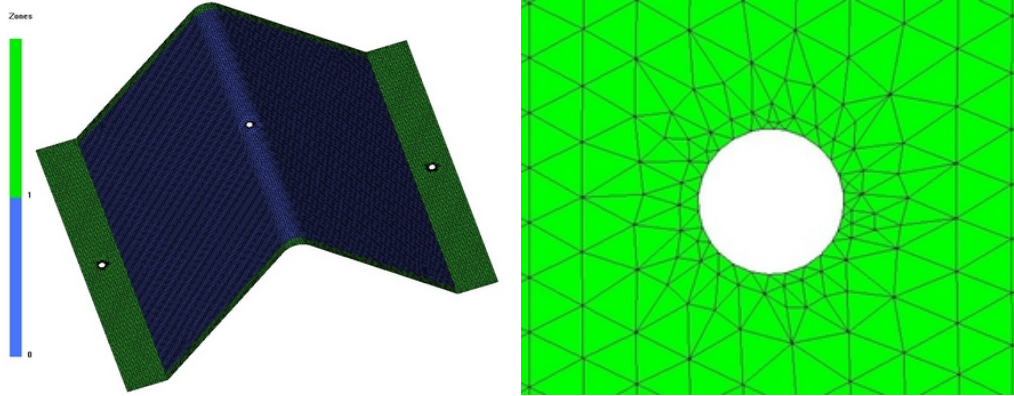


Figura 2.6. Mesh fornita al software PAM-RTM

Figura 2.7. Dettaglio della mesh attorno al punto di aspirazione

Per eseguire la simulazione sono stati forniti al software i parametri elencati nella tabella 2.4:

Tabella 2.4. Dati per la simulazione dell'infusione

Viscosità delle resina	[Pa· s]	32
Densità delle resina	[kg/m ³]	1089
Permeabilità delle fibre	[m ²]	$1.75 \cdot 10^{-10}$
Densità delle fibre	[kg/m ³]	1790
Spessore del laminato	[m]	7.08
Porosità	[-]	0.43
Pressione infusione	[MPa]	$1.3 \cdot 10^5$
Pressione aspirazione	[MPa]	$1 \cdot 10^4$
Temperatura	[°C]	35

I valori riguardanti le proprietà di resina e fibre sono stati ricavati dalle rispettive schede tecniche [12] [13]. Particolare attenzione è stata posta nella valutazione del valore di viscosità, fondamentale sia ai fini della simulazione, sia per la valutazione del numero di vuoti; è stata quindi eseguita una prova al reometro su un campione della resina scelta, alla temperatura costante di 35°C e a frequenza di prova crescente da 0.1 Hz a 10 Hz.

Tramite una funzione del software *PAM-RTM* è possibile anche ottenere una stima del numero di micro e macro-vuoti generati durante l'infusione, il cui valore è funzione del numero di capillarità, definito come il rapporto tra le forze viscosive e le forze di tensione superficiali agenti tra l'interfaccia

aria-resina, la cui espressione è:

$$Ca = \frac{\mu\nu}{\gamma \cos \theta} \quad (2.3)$$

Dove μ è la viscosità della resina, ν la frazione di fibre, γ è la tensione superficiale della fibra e θ l'angolo di contatto tra resina e fibra. Nello specifico i parametri aggiuntivi da fornire al software per la valutazione dei vuoti sono i seguenti:

- il numero di capillarità ottimale, in prossimità del quale si ottiene la minima quantità di vuoti;
- il coefficiente di capillarità definito come $\gamma \cdot \cos \theta$.
- le funzioni in grado di definire l'andamento della frazione di micro e macro-vuoti al variare del logaritmo del numero di capillarità.

Questi dati sono stati ottenuti da un lavoro di tesi precedentemente svolto [9] in cui sono state eseguite prove di caratterizzazione utilizzando la stessa tipologia di tessuto e una resina con caratteristiche analoghe alla *LY 564*. In tabella 2.5 sono riportati i valori considerati:

Tabella 2.5. Dati per l'ottimizzazione dell'infusione

Numero di capillarità	0.00977
Coefficiente di capillarità	0.02
Funzione microvuoti	$V_m = 3.70 + 1.85 \cdot \log(Ca)$
Funzione macrovuoti	$V_M = -6.20 - 3.09 \cdot \log(Ca)$

A questo punto è stato possibile eseguire la simulazione, considerando anche l'effetto della gravità e attivando un'opzione del solutore che permette ad ogni passo di calcolare la formazione di eventuali bolle d'aria all'avanzare del fronte di resina. Come si può vedere in figura 2.8 il riempimento dello stampo avviene come prefissato durante la fase di progettazione, ossia in un primo momento la resina fluisce rapidamente nella zona attorno alle fibre e solo successivamente avviene l'impregnazione dei tessuti dalla periferia verso il punto di aspirazione posto al centro. Il tempo complessivo previsto è di 23 secondi a causa della bassa viscosità della resina e dell'alta permeabilità del tessuto rispetto a tessuti a grammatura inferiore. In figura 2.9 è possibile vedere la stima della posizione e della percentuale dei vuoti fornita dal software in riferimento ai parametri forniti. La maggior concentrazione di

difetti è disposta lungo il perimetro del pezzo a causa della vicinanza con la regione in cui non sono presenti i tessuti, nella quale le percentuali di vuoti calcolate risultano inaffidabili. Spostandosi verso l'interno del laminato si nota come il valore analizzato scenda sotto il 2%, raggiungendo valori inferiori allo 0.81% in prossimità della curvatura. Questo risultato, non solo è indice di una corretta definizione dei parametri di infusione, ma avvalorava la scelta progettuale di adoperare un'infusione di tipo periferico, garantendo così la minima percentuale di difetti proprio in quella zona che è più importante ai fini dello studio della resistenza interlaminare a frattura.

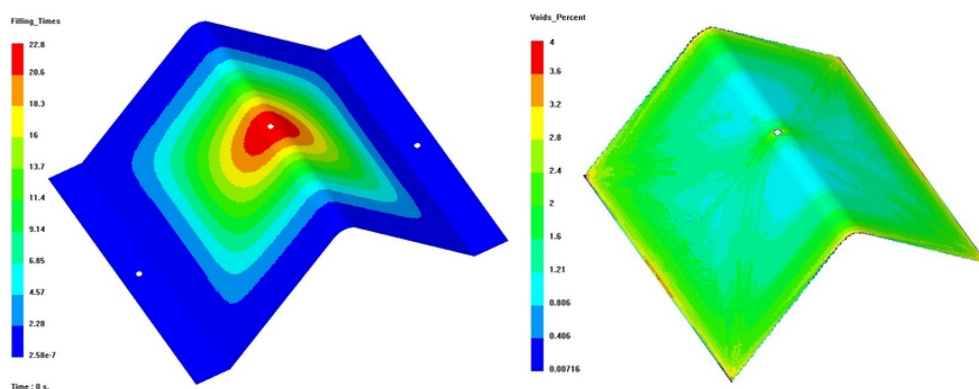


Figura 2.8. Simulazione numerica dello riempimento dello stampo **Figura 2.9.** Distribuzione dei vuoti stimata dal modello numerico

2.1.3 Infusioni per provini angolari

Completata la fase di produzione dello stampo, prima di procedere con le infusioni, è necessario effettuare un'opportuna preparazione della superficie al fine di facilitare il distacco del laminato prodotto. Per prima cosa viene depositato uno strato di *monocoat Chemlease[®] MPP 712EZ*, una resina che crea un film chimicamente pronto per agganciare il *sealer* e il successivo distaccante. Questo trattamento è considerato semi-permanente ed è necessario ripeterlo ogni volta che si carteggia lo stampo o si esegue un lavaggio intensivo in acetone. Successivamente vengono disposti tre strati di isolante *ZWAX Sealer GP* che genera un film ad alto modulo, flessibile, il cui scopo è quello di riempire le micro porosità nella superficie e formare uno scudo protettivo. Solo a questo punto è possibile disporre il distaccante *ZWAX Water Shield*, sotto forma di un rivestimento polimerico disposto in più strati per garantire la massima efficacia. Come prova della giusta applicazione del trattamento si può verificare che un nastro adesivo di carta non si attacchi alle superfici.

Per quanto riguarda la preparazione dei tessuti, sono stati ricavati dal rotolo di carbonio *CC600* dei ritagli rettangolari di dimensioni nominali 23 mm x 18 mm, avendo cura di aumentarne leggermente la lunghezza passando dalle lamine interne a quelle più esterne, in modo che, una volta posizionate nello stampo, gli estremi venissero a combaciare. Uno dei maggiori problemi connessi con il taglio delle lamine è lo sfilciamento delle stesse in prossimità delle estremità. Il problema viene generalmente risolto disponendo del nastro adesivo lungo i contorni e poi tagliando lungo il centro della striscia; questa metodologia non è stata utilizzata in questo caso, in quanto, avendo optato per una strategia di infusione periferica, si temeva che lasciando il nastro adesivo nello stampo sarebbe stata compromessa l'omogeneità dell'impregnazione, mentre la rimozione dello stesso avrebbe comunque comportato un effetto di sfilciamento di trama e ordito. Si è quindi deciso di tagliare con uno strumento dotato, all'estremità, di una piccola lama circolare diamantata, ideato appositamente per il taglio dei tessuti in fibra di carbonio. In questo modo nonostante il maggior tempo richiesto per l'operazione, è stato possibile ottenere un'elevata qualità lungo il contorno delle lamine. Queste sono quindi state disposte all'interno stampo e, una volta effettuata la chiusura tramite le apposite barre filettate, è stata eseguita una prova di tenuta a vuoto per verificare l'assenza di perdite. Dato l'elevato numero di raccordi presenti nel sistema, si è scelto come criterio di tenuta la capacità dello stampo di mantenere, una volta spenta la pompa di aspirazione dell'aria, un livello di vuoto di -0.9 bar per almeno due minuti.

Dopo aver miscelato la resina *Araldite*[®] *LY 564* con l'indurente *Aradur*[®] *22962* nell'opportuno rapporto in peso di quattro a uno riportato sulla scheda tecnica, è necessario effettuare un'operazione di degasaggio della durata di circa 20 minuti al fine di eliminare bolle d'aria formatesi nella miscela durante il mescolamento. Per questa operazione e per la successiva infusione si è utilizzata la macchina *MPV Hypaject*[®] *MkIII* presente nei laboratori del Politecnico di Milano, ideale per piccole produzioni di ricerca e sviluppo con tecnologia RTM, le cui principali caratteristiche sono:

- Sistema di riscaldamento ad elevato livello di controllo e monitoraggio;
- Capacità massima di sei litri;
- Sistema di degasaggio integrato;
- Attuatori per il carico e l'iniezione;
- Monitoraggio del peso e della pressione della resina;

In totale sono stati utilizzati 600 g di resina di cui 300 g sono necessari per riempire lo stampo mentre i restanti in parte vengono raccolti a valle e in parte restano nella macchina di infusione: è infatti molto importante che in quest'ultima rimanga un certo livello di resina fino alla fine dell'operazione per evitare che inavvertitamente venga iniettata dell'aria nello stampo. Una novità proposta in questo lavoro di tesi consiste nella scelta, al termine dell'infusione, di collegare i condotti di iniezione alla linea dell'aria compressa la cui pressione nominale è di 6 bar, chiudendo al contempo il rubinetto posto in prossimità dell'aspirazione. In questo modo la resina presente nei tubi viene spinta all'interno dello stampo creando un effetto di compattazione che tende a diminuire la dimensione di eventuali bolle presenti nel pezzo. In figura 2.10 è rappresentato uno schema completo dell'impianto idraulico utilizzato durante l'infusione; In particolare, il sistema di aspirazione è formato da una pompa rotativa per vuoto (*Galileo Vacuum Tech Vacsound D12*) collegata in serie a un vacuometro e a due polmoni, uno dei quali, più piccolo e facilmente sostituibile, destinato a contenere la resina uscente dal condotto di aspirazione. Tra quest'ultimo polmone e lo stampo è posto un rubinetto che viene chiuso al termine dell'infusione. Come è possibile notare dall'immagine, lungo la linea di iniezione è posto un rubinetto a tre vie che permette, durante la fase di cura, di immettere nel sistema aria in pressione con l'effetto sopra descritto, e di escludere dall'impianto la macchina di iniezione in modo da poter eseguire l'operazione di lavaggio prima che la resina reticoli all'interno del serbatoio.

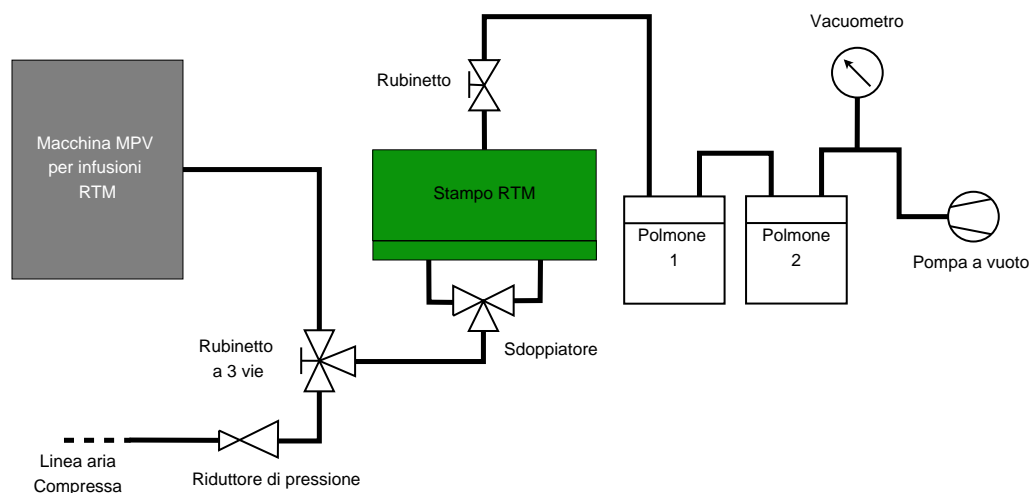


Figura 2.10. Impianto idraulico del sistema di infusione

In figura 2.11 è possibile vedere un dettaglio dell'impianto in cui risultano visibili lo stampo chiuso per mezzo delle barre filettate, i tubi utilizzati per i collegamenti, i due polmoni, il vacuometro e la pompa a vuoto, mentre in figura 2.12 sono visibili le lamine di tessuto CC600 ritagliate dall'apposito rotolo.

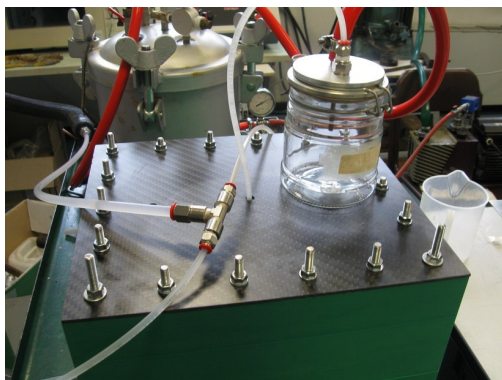


Figura 2.11. Immagine dell'impianto di infusione



Figura 2.12. Tessuti CC600 ritagliati

Prima infusione

L'infusione è stata effettuata mantenendo la temperatura nelle condizioni ambientali di 25 °C, impostando un livello di vuoto pari a -0.3 bar e una pressione in ingresso di 0.5 bar che è stata progressivamente aumentata sino ad arrivare a 5 bar alla fine del processo. Il tempo necessario per completare l'infusione risulta particolarmente breve, pari a circa un minuto, dopo di che è possibile vedere la resina uscire dal condotto di aspirazione; a questo punto si è soliti continuare l'infusione per circa dieci minuti aumentando progressivamente la pressione d'iniezione in modo da permettere alla resina di scorrere attraverso lo stampo e trascinare all'esterno eventuali difetti. Il processo di cura è stato eseguito in forno, a 50 °C per 24 ore al fine di non danneggiare lo stampo in poliuretano. Allo stesso tempo è stata applicata aria in pressione sia ai punti di iniezione che di aspirazione, diversamente da quanto riportato nello schema in figura 2.10, che rappresenta invece la soluzione ottimale a cui si è giunti nelle successive infusioni.

Terminato il trattamento di cura, all'apertura dello stampo, si nota la presenza di una zona di insufficiente impregnazione sul lato esterno del raccordo curvilineo e di una serie di vuoti sparsi sulle restanti superfici, visibili nelle figure 2.13 e 2.14, dovuti a dell'aria in pressione che, dopo aver spinto all'interno dello stampo tutta la resina presente nel canale di aspirazione, ha raggiunto il componente.

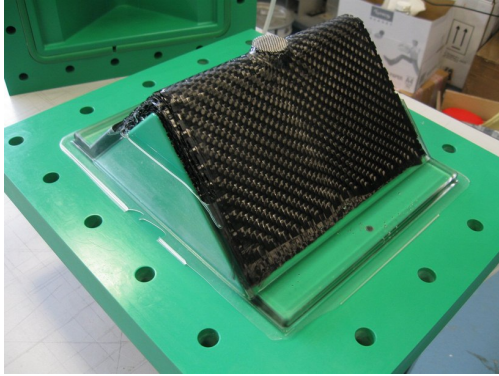


Figura 2.13. Laminato prodotto dalla prima infusione

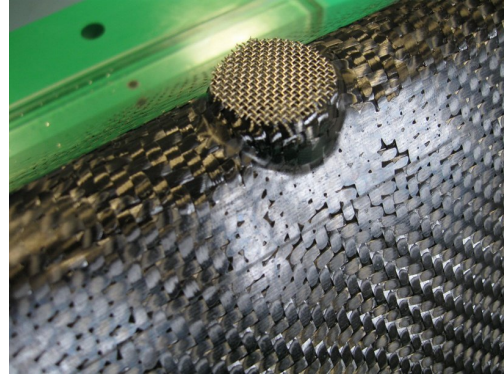


Figura 2.14. Dettaglio del laminato prodotto dalla prima infusione

Un ulteriore problema riscontrato, anch'esso visibile in figura 2.14, è dato dallo scorrimento delle lamine di tessuto all'interno della cava posta in prossimità del punto di aspirazione, fenomeno dovuto a un effetto di trascinamento da parte del flusso di resina. Il problema è stato in seguito risolto posizionando all'interno della cava un cilindro in alluminio forato al centro, in modo da permettere l'aspirazione della resina e al contempo impedire lo spostamento dei tessuti. Altre soluzioni possibili sono l'utilizzo di un *binder* oppure la cucitura del perimetro delle fibre; in entrambi i casi viene così impedito lo scorrimento dei singoli strati garantendo una maggiore stabilità della preforma. Dopo aver eseguito l'estrazione dallo stampo, avvenuta senza alcuna difficoltà grazie alle ottime prestazioni del distaccante utilizzato e alla geometria stessa, è stato eseguito il processo di post-cura come definito nella scheda tecnica della resina, ovvero ponendo il componente in un forno industriale per un tempo complessivo pari a 2 ore alla temperatura costante di 150 °C.

Seconda infusione

Per la seconda infusione, al fine di minimizzare la presenza di aria all'interno del pezzo, si è deciso di aumentare il livello di vuoto sino al massimo consentito dal sistema di aspirazione, ossia -0.9 bar; si è inoltre optato per un preriscaldamento della resina a 35 °C, al fine di abbassarne la viscosità e favorire una miglior impregnazione dei tessuti. Un ulteriore accorgimento seguito è stato quello, al termine dell'infusione, di sigillare il condotto di aspirazione e di immettere aria in pressione solo nei 2 punti di iniezione, secondo lo schema di figura 2.11. I restanti parametri sono stati mantenuti inalterati, come anche i processi di cura e post-cura. Uno degli effetti delle modifiche effettuate è una diminuzione del tempo necessario per l'infusione

che scende sotto i 30 secondi. Il laminato così prodotto, riportato in figura 2.15, è caratterizzato da una notevole qualità superficiale, segno della correttezza dei nuovi parametri utilizzati. L'unico problema riscontrato è stato causato ancora una volta dal sistema di pressurizzazione; infatti in uno dei due condotti, l'aria ha creato un piccolo varco all'interno della resina, riversandosi all'interno dello stampo e generando, in una zona localizzata, una bolla d'aria tra lo stampo e il pezzo. In quella zona si ha quindi uno scarso livello di impregnazione superficiale e per questo dal pezzo prodotto è possibile estrarre solamente due provini anziché i quattro previsti. La causa del problema è identificabile con l'onda di pressione generata al passaggio istantaneo a 6 bar, causato dall'azionamento del rubinetto a tre vie che esclude il sistema di iniezione e collega l'impianto al sistema di pressurizzazione ad aria compressa.

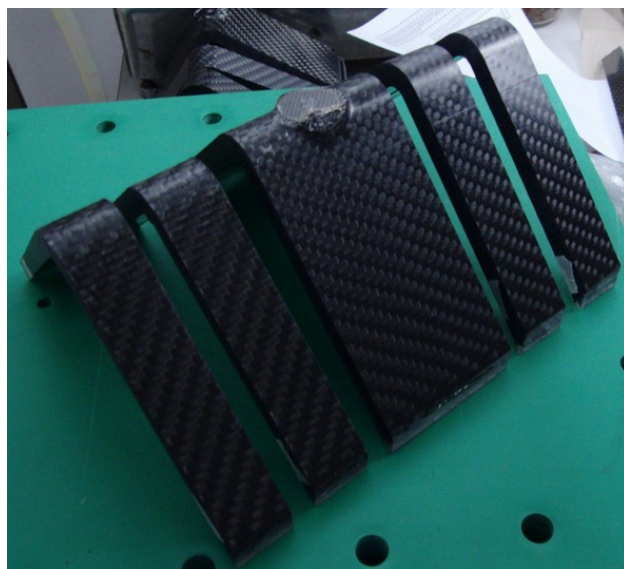


Figura 2.15. Laminato prodotto dalla seconda infusione

Terza infusione

Nella terza infusione si è scelto di mantenere gli stessi parametri di progetto della precedente, prestando particolare attenzione ad evitare l'immissione di bolle d'aria all'interno dello stampo; per questo è stato modificato il sistema di pressurizzazione ad aria compressa inserendo a monte dello stampo un riduttore di pressione con lo scopo di garantire un graduale aumento del valore di pressione e di limitarne il picco massimo a 2.5 bar. Un'ulteriore innovazione è stata quella di trattare i tessuti con del *binder*, una soluzione a base

acquosa di Neoxil 8294. Il trattamento è avvenuto in due passi: prima si è applicata la soluzione alle lamine utilizzando una pistola a spruzzo, e successivamente, dopo aver disposto le lamine sulla metà convessa dello stampo, si è posto il tutto in forno a 50° C al fine di garantirne il completo essiccamento. In questo modo si ottiene una preforma rigida, facilmente maneggiabile e in grado garantire l'assenza di scorrimenti e deformazioni delle lamine durante l'infusione. Applicati i seguenti accorgimenti si nota che, dopo la fase di cura, il pezzo estratto presentava, oltre all'assenza di vuoti, anche una buona qualità superficiale, che è lievemente peggiorata in seguito al processo di post-cura. Le cause principali che hanno provocato questo peggioramento sono da imputare al *binder*, la cui presenza provoca un ispessimento delle lamine impregnate e di conseguenza la nascita di notevoli sforzi di compressione durante la fase di chiusura dello stampo; questi hanno quindi causato un effetto di rilassamento durante la fase di post-cura tale da generare sulla superficie esterna delle irregolarità conformi esattamente alla presenza di trama e ordito.

2.2 Produzione di provini piani

Prima di effettuare lo studio di delaminazione del provino angolare è necessario determinare le proprietà elastiche ed i valori di tenacità interlaminare a frattura in modo I e II per il materiale considerato. In particolare, a causa dell'utilizzo di lamine di tessuto e non di unidirezionale, non è stato possibile utilizzare la regola delle miscele che, nota la frazione volumetrica di fibre, permette di calcolare le proprietà elastiche di un materiale composito a partire dalle caratteristiche meccaniche di fibre e resina. Essa avrebbe infatti fornito risultati caratterizzati da un elevato livello di incertezza con il rischio di inficiare la qualità globale del lavoro svolto. Inoltre, data la recente diffusione a livello industriale della tecnologia RTM, non risultano disponibili in letteratura dati sperimentali ottenuti da materiali compositi realizzati utilizzando la resina *LY 564*, scelta per il lavoro presentato. Per i motivi sopra descritti si è deciso di eseguire una caratterizzazione completa del materiale, sviluppata attraverso una serie di prove eseguite su provini piani. In particolare, verranno eseguite prove di trazione, prove *Double Cantilever Beam* (DCB) e prove *End Notched Flexure* (ENF) al fine di determinare le caratteristiche elastiche ed interlaminari necessarie, riportate nella tabella 2.6:

Tabella 2.6. Grandezze caratteristiche ricercate per il materiale

Modulo elastico	E
Modulo di elasticità tangenziale	G
Coefficiente di Poisson	ν
Tenacità interlaminare a frattura (modo I)	G_{Ic}
Tenacità interlaminare a frattura (modo II)	G_{IIc}

Prima infusione

La prima infusione è stata effettuata con lo scopo di ottenere provini per prove di trazione, dai quali ricavare i valori del modulo di Young, del modulo di elasticità tangenziale e del coefficiente di Poisson. Per fare ciò è stato utilizzato lo stampo in alluminio visibile in figura 2.16, realizzato per lavori di tesi precedenti, con il quale è possibile produrre un laminato di forma rettangolare, di lunghezza 300 mm, larghezza 160 mm e spessore 7 mm, da cui estrarre quattro provini. In particolare, è possibile collegare al piano superiore e inferiore dello stampo delle piastre contenenti al loro interno resistenze elettriche, che ne permettono il riscaldamento. Esse sono a loro volta collegate ad una centralina che, grazie all'utilizzo di una termocoppia posizionata sullo stampo, permette di imporre e mantenere un livello di temperatura prefissato. A causa del diverso spessore dello stampo rispetto a quello per provini angolari, è necessario per prima cosa calcolare nuovamente il numero di lamine necessarie per avere la stessa frazione volumetrica di fibre. In questo modo si può quindi avere la certezza che il materiale composito che verrà prodotto, sarà esattamente lo stesso di quello ottenuto per i provini precedentemente realizzati. In tabella 2.7 sono riportate le nuove caratteristiche del laminato:

Tabella 2.7. Caratteristiche del laminato piano

v_f	[-]	frazione volumetrica delle fibre	0.57
Φ	[-]	porosità	0.42
γ	[kg/m ²]	grammatura del tessuto	0.6
ρ_f	[kg/m ³]	densità delle fibre	1790
s	[m]	spessore del laminato	0.007
n	[-]	numero di strati	12

Riferendosi alle normative ASTM D3039 [14] e ASTM D3518 [15] è possibile ricavare le dimensioni nominali consigliate per i provini, che devono

essere: 250 mm di lunghezza, 25 mm di larghezza e 2 mm di spessore; quest'ultimo valore in particolare risulta notevolmente minore rispetto a quello ottenibile con lo stampo sopra descritto. Per questo si è deciso di inserire nel piano di mezzeria del laminato un doppio strato di tessuto di tipo *peel-ply* per autoclave in modo che, una volta effettuata l'infusione, fosse possibile dividere il componente in 2 parti di spessore pari a 3.5 mm. In particolare, al fine di minimizzare il numero complessivo di infusioni, si è deciso di porre nella metà inferiore tessuti con laminazione $[0^\circ]_6$ e in quella superiore con laminazione $[45^\circ]_6$. Per quanto riguarda il processo di infusione sono stati mantenuti gli stessi parametri utilizzati per la produzione del secondo e del terzo provino angolare con l'unica differenza che in questo caso è stato possibile riscaldare non solo la resina ma anche lo stampo, al fine di garantire una più omogenea distribuzione di temperatura. Una volta estratto il componente, riportato in figura 2.17, e dopo aver eliminato la resina presente lungo il contorno è stato possibile separare le due parti senza alcuna difficoltà.

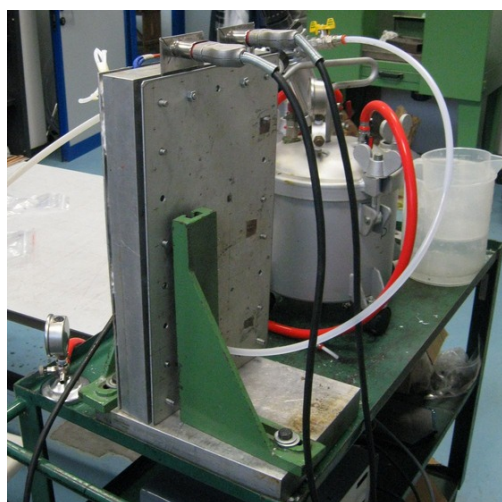


Figura 2.16. Impianto di infusione dello stampo piano

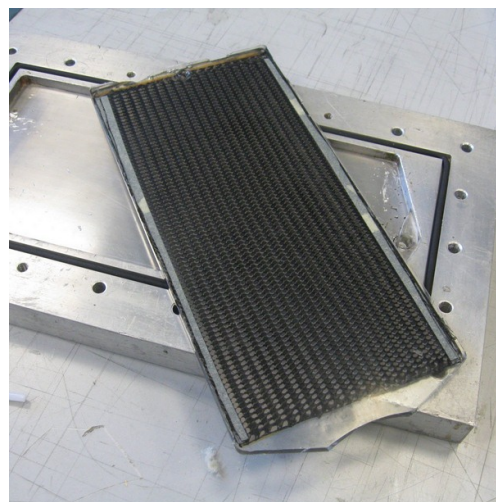


Figura 2.17. Laminato piano estratto dallo stampo

Seconda e terza infusione

La seconda e la terza infusione, identiche tra loro, sono state progettate, sempre utilizzando lo stampo in lega leggera d'alluminio sopra descritto, per ottenere quattro provini per prove *Double Cantilever Beam* (DCB) e quattro per prove *End Notched Flexure* (ENF), al fine di caratterizzare i valori di tenacità interlaminare a frattura in modo I e II. Facendo riferimento alla normativa ASTM D 5528 [17], si è deciso di realizzare provini di lunghezza

300 mm, il massimo consentito dallo stampo a disposizione, larghezza 25 mm e spessore 7 mm, inserendo nel piano medio del laminato un inserto non adesivo di PTFE di spessore 13 μm , lunghezza 80 mm e larghezza pari a quella dello stampo.

2.3 Analisi porosità

Prima di procedere con le prove statiche è stata eseguita un'analisi al microscopio elettronico (SEM) al fine di valutare il numero e le dimensioni di eventuali difetti e porosità presenti all'interno dei pezzi prodotti utilizzando lo stampo in poliuretano. Dopo aver estratto dai laminati alcuni campioni delle dimensioni di circa 10 mm x 10 mm è stato possibile procedere con la preparazione delle superfici da analizzare; essa è stata eseguita utilizzando la lappatrice disponibile presso i laboratori del Politecnico di Milano, costituita da una superficie rotante su cui vengono posti dei dischi di carta di granulometria prefissata, sui quali viene continuamente fatta scorrere acqua in modo da eliminare le particelle prodotte durante l'operazione. In particolare, sono stati utilizzati in successione dischi con rugosità decrescente (P180, P320, P600 e P1200) fino ad ottenere un'elevatissima finitura superficiale, evidenziata dalla notevole lucidità ottenuta sulla faccia trattata. Terminata la fase di preparazione è stato possibile effettuare l'analisi dei difetti utilizzando un microscopio elettronico (SEM) in grado di fornire immagini ad elevati livelli di ingrandimento. In figura 2.18 è riportata un'immagine scattata con un ingrandimento pari a 50 volte la dimensione reale, nella quale risultano ben visibili i fasci di fibre della trama, disposti orizzontalmente, e quelli dell'ordito, visibili in sezione e quindi di forma ellittica. Analizzando l'immagine risulta evidente la totale assenza di macrovuoti all'interno del pezzo, indice dell'elevata qualità ottenuta. La bontà del risultato è dovuta sia alla corretta definizione dei parametri scelti per l'infusione sia alle ulteriori scelte tecnologiche introdotte: infatti l'utilizzo del vuoto durante l'infusione permette di diminuire la possibilità che si verifichi un inglobamento di bolle d'aria durante l'avanzamento del fronte di resina, mentre l'ausilio dell'aria compressa durante la fase di cura riduce notevolmente la dimensione di eventuali difetti, secondo quanto previsto dalla legge di Boyle. Un ulteriore vantaggio della tecnologia RTM è l'elevata ripetibilità del processo di produzione: una volta definiti in maniera corretta i parametri di infusione e verificata la buona qualità del prodotto attraverso l'analisi di uno tra i pezzi ottenuti, si può garantire che tutti i pezzi successivamente realizzati a parità di condizioni godranno della stessa qualità del primo. Questo è un notevole vantaggio rispetto ai laminati tradizionali prodotti in autoclave i quali in genere hanno

una distribuzione delle proprietà geometriche e meccaniche variabile non solo tra un laminato e il successivo ma anche all'interno di un singolo pezzo prodotto. Passando a un livello di ingrandimento pari a 200x, riportato in figura 2.19, risultano visibili alcuni punti più scuri in prossimità delle fibre perpendicolari al piano che potrebbero in un primo momento apparire come dei difetti. In realtà con un ingrandimento maggiore, riportato in figura 2.20, si nota come il colore scuro di queste zone sia dovuto alla presenza, all'interno della sezione delle singole fibre, di irregolarità generate durante le fasi di taglio e lappatura. Particolarmente significativa risulta inoltre l'immagine in figura 2.21 nella quale sono ben visibili le estremità di alcune fibre spezzate in seguito alla lappatura. Da un'attenta analisi si nota come la resina sia stata asportata completamente dalle fibre stesse lasciandone la superficie laterale perfettamente liscia e pulita, a prova di una scarsa adesione chimica tra i due. Infatti mentre i gruppi idrossilici presenti all'interno delle resine epossidiche legano facilmente con le fibre di vetro, l'adesione con il carbonio risulta più complicata a causa dell'elevata inattività delle fibre stesse in seguito al processo di carbonizzazione con cui vengono prodotte. Una soluzione al problema consiste nell'eseguire dei trattamenti superficiali alla fibra al fine di aumentarne la reattività. I più comuni sono basati su un processo di ossidazione parziale che introduce gruppi chimici ossidati modificando la struttura grafitica esterna; ciò permette di aumentare la reattività della superficie e di conseguenza il numero e l'intensità dei legami chimici. Inoltre è possibile rivestire le fibre con appretti contenenti additivi come promotori di adesione e leganti [25].

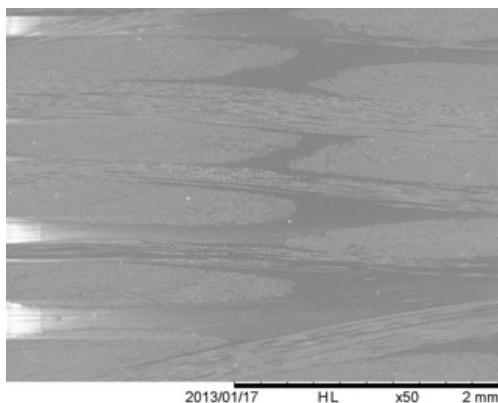


Figura 2.18. Sezione del provino angolare al microscopio elettronico (50x)

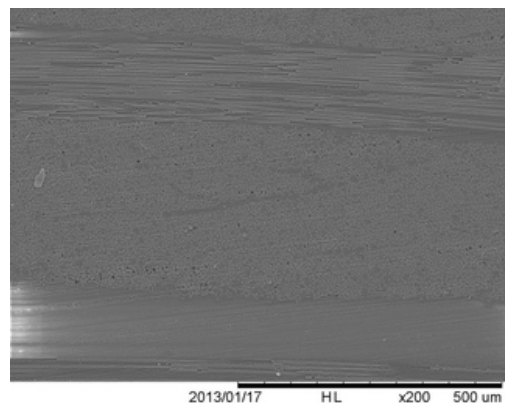


Figura 2.19. Sezione del provino angolare al microscopio elettronico (200x)

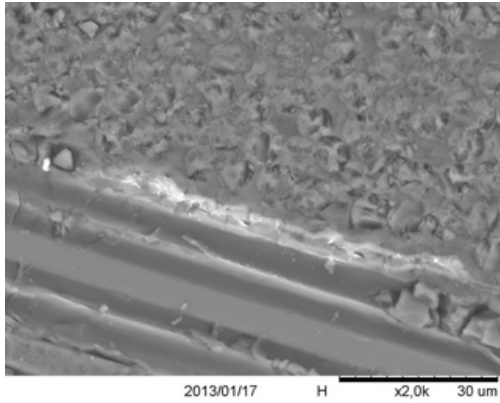


Figura 2.20. Sezione del provino angolare al microscopio elettronico (2000x)

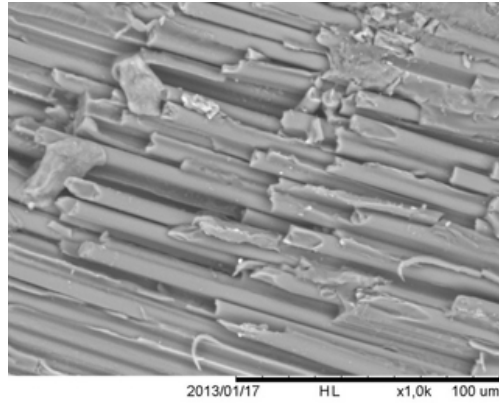


Figura 2.21. Dettaglio delle fibre del provino angolare al microscopio elettronico (1000x)

Capitolo 3

Proprietà elastiche

Nel seguente capitolo verranno presentate le prove statiche eseguite al fine di determinare le proprietà elastiche del materiale. In particolare, verranno eseguite prove di trazione su quattro provini con laminazione $[0^\circ]_6$, da cui ricavare il modulo di Young e il coefficiente di Poisson del materiale, e su altrettanti con laminazione $[45^\circ]_6$, per la determinazione del modulo elastico tangenziale.

3.1 Prove di trazione

Una volta realizzati i laminati piani, è stato possibile procedere con il taglio dei provini secondo le misure dettate dalle normative [14], utilizzando un disco a lama diamantata dotato di un sistema di aspirazione delle polveri generate, ideato appositamente per il taglio di materiali compositi. Inoltre il piano per il supporto del laminato evita che durante l'operazione vengano generate delaminazioni dovute al distacco parziale dell'ultima lamina di tessuto a causa dell'attrito con l'utensile. Le prime prove eseguite sono state quelle di trazione; in particolare, sono stati testati quattro provini con laminazione $[0^\circ]_6$ e quattro con laminazione $[45^\circ]_6$ le cui dimensioni geometriche, misurate con precisione grazie all'utilizzo di un calibro, sono riportate nelle tabelle 3.1 e 3.2.

Tabella 3.1. Proprietà geometriche dei provini con laminazione $[0^\circ]_6$

Provino	Larghezza [mm]	Spessore [mm]	Sezione [mm ²]
1	24.88	3.56	88.64
2	24.76	3.49	88.48
3	24.83	3.55	88.22
4	24.76	3.54	87.64

Tabella 3.2. Proprietà geometriche dei provini con laminazione $[45^\circ]_6$

Provino	Larghezza [mm]	Spessore [mm]	Sezione [mm ²]
1	24.84	3.54	88.02
2	24.86	3.47	86.17
3	24.79	3.56	88.32
4	24.91	3.54	88.19

Per poter effettuare la prova, data la grande resistenza del carbonio, al fine di evitare lo scivolamento del provino dalle ganasce, è stato necessario preparare le zone di afferraggio realizzando talloni in fibra di vetro e incollandoli tramite la colla strutturale *AM F163*; le dimensioni delle tallonature sono state calcolate in modo tale che lo sforzo limite a taglio dell'incollaggio fosse superiore alla forza massima stimata per la prova.

Partendo da una stima della forza massima applicata durante la prova, ottenuta per mezzo della regola delle miscele e noto lo sforzo massimo sostenibile dalla colla è stato possibile verificare che l'area della tallonatura fosse in grado di sostenere il carico. In tabella 3.3 sono riportati i valori ricavati:

Tabella 3.3. Dati utili ai fini della verifica dell'incollaggio

Forza massima stimata	[kN]	116
Sforzo limite dell'incollaggio	[MPa]	48
Larghezza tallone	[mm]	25
Lunghezza tallone	[mm]	60
F_{max} tallone	[kN]	144
Margine di sicurezza	[%]	23.7

Un ulteriore passo nella preparazione dei provini è dato dall'installazione di estensimetri biassiali in grado di fornire i valori di deformazione longitudinale e trasversale misurati esattamente nello stesso punto. In particolare, è stato utilizzato il modello Vishay L2A-06-062LT-350 caratterizzato da una lunghezza di griglia pari a 1.52 mm (0.062 in) e resistenza di 350 Ω . L'operazione è stata eseguita su due provini con laminazione $[0^\circ]_6$ e su due con laminazione $[45^\circ]_6$ ed è suddivisa nelle seguenti fasi :

- preparazione delle superfici con carta abrasiva di tipo P400 in modo da massimizzare l'adesione;
- pulizia con alcool isopropilico;
- posizionamento dell'estensimetro su nastro adesivo al fine di facilitare il corretto allineamento con il provino;
- incollaggio tramite colla *HBM Z10 Schnellklebstoff* e applicazione di pressione per un minuto;
- rimozione del nastro adesivo;
- saldatura a stagno della base metallica e dei cavi;
- verifica del corretto funzionamento tramite un tester per l'installazione di estensimetri.

Nelle figure 3.1 e 3.2 è possibile vedere l'attrezzatura utilizzata e un dettaglio dell'estensimetro cablato.

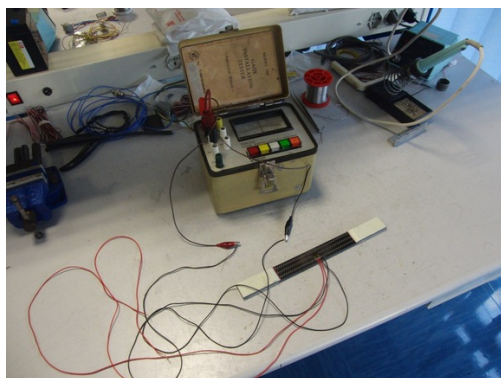


Figura 3.1. Preparazione e verifica degli estensimetri

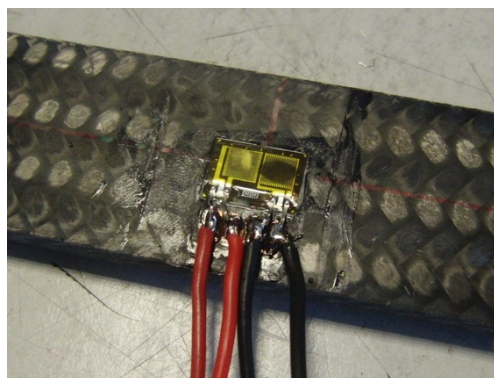


Figura 3.2. Dettaglio dell'estensimetro biassiale

La prova è eseguita utilizzando una centralina di acquisizione a tre canali principali, in grado di eseguire un controllo in forza, oppure in spostamento o ancora in deformazione; inoltre si ha la possibilità di registrare i dati anche attraverso canali ausiliari, ad esempio con un estensometro. Si è deciso di effettuare il test con un controllo in spostamento, e velocità costante pari a 1 mm/min. Gli estensimetri sono disposti in configurazione a 1/4 di ponte di Wheatstone, e la taratura è stata eseguita impostando quel valore di guadagno che permette di ottenere una deformazione del 5% in corrispondenza del fondo scala pari a 10 V, con una tensione di alimentazione di 2 V, e un fattore di guadagno pari a 2.03. Durante le prove sono stati registrati i seguenti parametri:

- istante temporale
- forza applicata;
- spostamento degli afferraggi;
- deformazione dell'estensometro longitudinale;
- deformazione dell'estensometro trasversale.

Nelle figure 3.3 e 3.4 sono rappresentati gli andamenti delle curve sforzo-deformazione e sforzo-spostamento. Gli sforzi sono ricavati dai carichi registrati durante la prova suddivisi per l'area della sezione del provino, ottenuta dalla media delle misure valutate in tre diversi punti. La prima figura, riportando sull'asse delle ascisse la misura di deformazione ottenuta direttamente dall'estensometro disposto longitudinalmente, permette di valutare con esattezza l'istante il cui il provino inizia a danneggiarsi, corrispondente alla prima irregolarità presente nel tratto lineare della curva. I dati così ottenuti garantiscono informazioni attendibili fino ai primi danneggiamenti, oltre i quali avviene la rottura della lamina sulla quale è posto l'estensometro e il segnale registrato perde di utilità. La seconda figura invece, riportando l'andamento dello sforzo in funzione dello spostamento misurato dalla macchina in prossimità degli afferraggi, permette di seguire l'andamento della prova fino al cedimento ultimo del provino. E' utile ricordare che i dati così ottenuti sono influenzati anche dalla cedevolezza degli afferraggi, motivo per cui è presente una perdita di linearità nel primo tratto della curva.

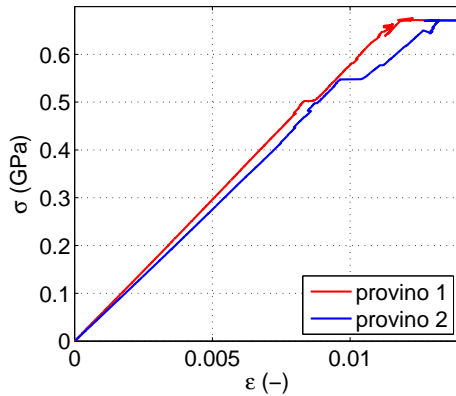


Figura 3.3. Curva $\sigma - \epsilon$ ottenuta dalla prova a trazione

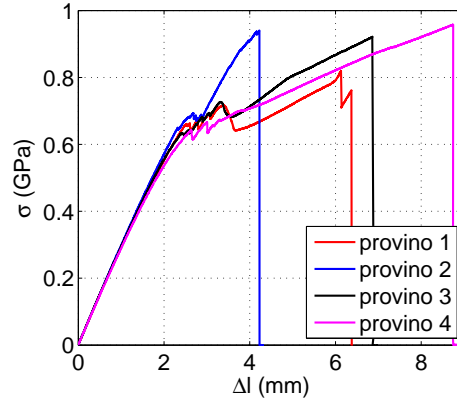


Figura 3.4. Curva $\sigma - \Delta l$ ottenuta dalla prova a trazione

Dalla figura 3.4 è possibile notare come i provini studiati abbiano un comportamento diverso da quello elasto-fragile tipico dei materiali compositi. In genere infatti la curva sforzo deformazione assume un andamento lineare fino al primo danneggiamento, in prossimità del quale si ha il cedimento ultimo del provino. In questo caso invece è possibile notare, per un livello di sforzo di circa 0.5 GPa, lo svilupparsi di un primo danneggiamento, che però non causa il cedimento del provino, il quale è in grado di resistere a carichi superiori. Analizzando l'andamento dello sforzo dopo la prima rottura, è possibile notare un'alternanza di zone di crescita e zone di caduta verticale, dovute alla rottura in sequenza delle singole lamine. Un comportamento di questo tipo è dovuto alle limitate caratteristiche meccaniche della resina e alla forte ondulazione dei tessuti all'interno del provino, visibile in figura 3.5. L'applicazione del carico provoca infatti una distensione di trama e ordito, generando da subito sforzi interlaminari, perpendicolari al piano delle lamine, che la resina non è in grado di sopportare. Ciò causa molteplici delaminazioni interne rendendo impossibile il trasferimento del carico tra le lamine, e fa sì che il comportamento a rottura ottenuto sia pari a quello del cedimento in sequenza di ciascuna lamina presa singolarmente. Osservando un'immagine del provino al termine della prova, riportata in figura 3.6, è possibile notare la completa delaminazione dello stesso e quindi avere una conferma di quanto detto precedentemente. Sebbene il particolare comportamento a rottura registrato necessiti di un ulteriore studio e approfondimento, vengono comunque ritenute affidabili le informazioni ottenute sulla rigidità del materiale. Ciò è validato sia dall'alta ripetibilità ottenuta attraverso i quattro provini testati, sia dal confronto delle caratteristiche meccaniche con valori di riferimento presenti in letteratura [18].

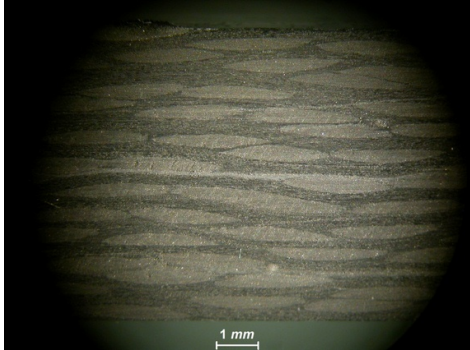


Figura 3.5. Sezione del provino piano al microscopio ottico



Figura 3.6. Delaminazione a trazione del provino

In seguito sono state eseguite prove di trazione su provini con laminazione $[45^\circ]_6$, dalle quali sono state ottenute le curve riportate in figura 3.7 che rappresentano l'andamento dello sforzo di taglio τ al variare della deformazione di scorrimento γ . Quest'ultima è stata ricavata a partire dai valori di deformazione longitudinale e trasversale ottenuti tramite gli estensimetri:

$$\gamma_{12} = \epsilon_{11} - \epsilon_{22} \quad (3.1)$$

In figura 3.8 è invece riportata un'immagine del provino a seguito della rottura che avviene in maniera progressiva; essa infatti inizia con una fase di strizione dovuta a un riorientamento delle fibre secondo la direzione di applicazione del carico, e terminan con la rottura a trazione delle stesse.

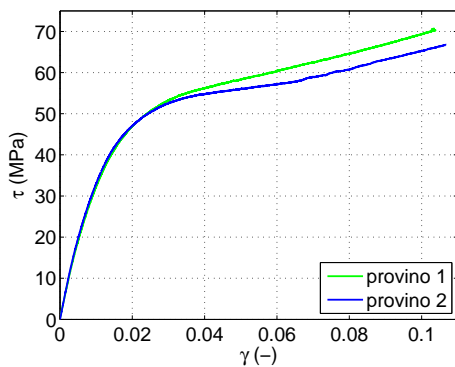


Figura 3.7. Curva $\tau - \gamma$ per i provini piani

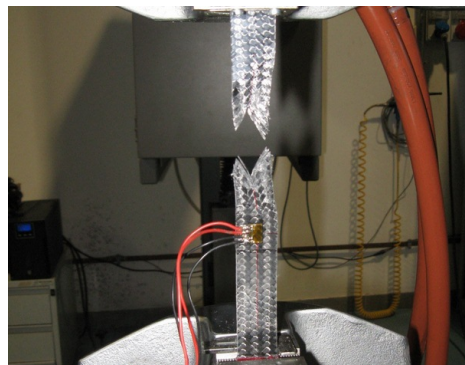


Figura 3.8. Rottura del provino piano con laminazione $[45^\circ]_6$

3.2 Riduzione dati

I dati ottenuti dalle prove sono stati quindi elaborati secondo le normative ASTM D 3039/D 3039M [14] e ASTM D 3518/D 3518M [15] per ottenere le caratteristiche meccaniche del materiale: moduli elastici E_{11} e E_{22} (rispettivamente longitudinale e trasversale), modulo di elasticità tangenziale G_{12} e coefficiente di Poisson ν_{12} .

Dai dati ottenuti dalle prove eseguite sui provini con laminazione $[0^\circ]_6$ sono stati ricavati i moduli elastici, secondo normativa, considerando la pendenza della corda sottesa al tratto di curva compreso in un intervallo di deformazione che varia tra $1000 \mu\epsilon$ e $3000 \mu\epsilon$.

$$E = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\epsilon} \quad (3.2)$$

Dai dati ottenuti dalla prova è stato possibile calcolare anche il coefficiente di Poisson, definito come rapporto tra la variazione di deformazione trasversale e la corrispondente variazione di deformazione longitudinale:

$$\nu = \frac{\Delta\epsilon_{22}}{\Delta\epsilon_{11}} \quad (3.3)$$

Il coefficiente di elasticità tangenziale è stato calcolato facendo riferimento alle prove eseguite sui provini con laminazione $[45^\circ]_6$ considerando, come definito nella normativa, un intervallo di deformazioni compreso tra $2000 \mu\epsilon$ e $6000 \mu\epsilon$ e valutando la pendenza della corda sottesa alla curva.

$$G_{12} = \frac{\Delta\tau_{12}}{\Delta\gamma_{12}} \quad (3.4)$$

Un miglior risultato può essere ottenuto considerando non i valori estremi degli intervalli di microdeformazione indicati in precedenza, bensì cercando la retta che meglio approssima la dispersione dei dati negli stessi tratti, tenendo quindi in conto l'andamento effettivo di questi; come verifica sono stati quindi utilizzati entrambi i metodi descritti, ottenendo differenze trascurabili, in quanto inferiori allo 0.5%. In tabella 3.4 sono riportati i risultati ottenuti eseguendo una media tra i dati ottenuti dai singoli provini:

Tabella 3.4. Proprietà elastiche del materiale ricavate dalle prove statiche

Modulo elastico longitudinale	E_{11}	[GPa]	57.31
Modulo elastico trasversale	E_{22}	[GPa]	57.31
Modulo di elasticità tangenziale	G_{12}	[GPa]	35.13
Coefficiente di Poisson	ν	[-]	0.11

Capitolo 4

Tenacità interlaminare a frattura

Nel seguente capitolo vengono eseguite le prove per la valutazione dei valori di tenacità interlaminare a frattura utilizzando provini rettangolari nei quali è presente un inserto in PTFE ad un estremo per simulare la presenza di un danneggiamento preesistente. Nella prima parte si è valutata la tenacità in modo I per mezzo di una prova *Double Cantilever Beam* (DCB) applicando un carico di apertura della cricca in direzione perpendicolare al piano delle lamine. La seconda parte è invece basata su prove *End Notched Flexure* (ENF) in cui viene applicato al provino un carico di apertura in modo II. In entrambi i casi è poi eseguita una riduzione dati confrontando tre diversi metodi al fine di garantire una maggior robustezza dei risultati ottenuti.

4.1 Tenacità interlaminare in modo I

4.1.1 Prova DCB

Scopo delle seguenti prove è quello di valutare la tenacità interlaminare a frattura di apertura in modo I tramite l'utilizzo di un provino *Double Cantilever Beam* (DCB) rappresentato in figura 4.1.

La prima fase della preparazione dei provini consiste nell'incollaggio delle cerniere in corrispondenza dell'estremità in cui è stato inserito lo strato di PTFE. Al fine di poter applicare correttamente il carico, e minimizzare la possibilità del distacco delle cerniere dal provino, è stato necessario trattarne la superficie con carta abrasiva *P80*, in modo che la maggior rugosità superficiale garantisse una migliore adesione. Dopo aver opportunamente pulito e sabbiato le cerniere è stato eseguito l'incollaggio utilizzando una colla epossidica bicomponente (*3M Scotch-Weld DP410*) ed in seguito è stata applicata

la pressione necessaria serrando il tutto all'interno di una morsa per un tempo pari a 24 ore.

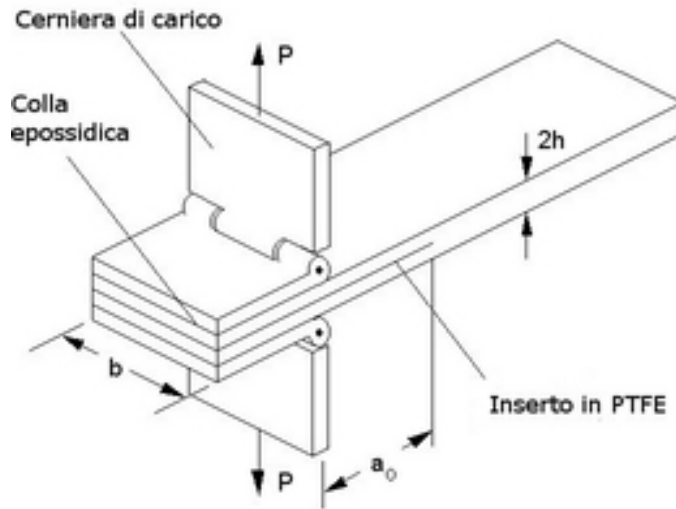


Figura 4.1. Schema descrittivo del provino DCB

Dopo aver misurato le dimensioni dei provini, è stato possibile procedere con la prova, eseguita utilizzando una macchina di prova monoassiale MTS 858 Mini Bionix II, dotata di una cella di carico da 15 kN. La messa in macchina è avvenuta avvitando la parte libera della cerniera ad un supporto in acciaio, che è stato poi fissato tramite bulloni ai supporti di flessione dell'MTS. Durante il serraggio dei collegamenti è necessario prestare particolare attenzione affinché la parte superiore e quella inferiore siano allineate verticalmente. Al fine di poter evidenziare più chiaramente la posizione dell'apice della cricca ed il suo avanzamento durante la prova, si è deciso di ricoprire la superficie laterale del provino con del developer per liquidi penetranti di tipo *Magnaflux SPOTCHECK SKD-S2* in grado di creare un rivestimento opaco di colore bianco. Su questo sono state poi tracciate delle tacche con passo di 5 mm, da utilizzare come riferimento per favorire la lettura della posizione del danneggiamento.

La prova, come specificato nella normativa [17], è eseguita con un controllo in spostamento alla velocità costante di 1 mm/min per le fasi di carico e a 5 mm/min per le fasi di scarico; il monitoraggio della cricca è eseguito tramite una fotocamera reflex ad alta definizione catturando un'immagine ogni 30 secondi. Inoltre il sistema di acquisizione permette di registrare lo spostamento dell'attuatore, il valore del carico e l'istante di tempo con una frequenza pari a 10 Hz, per tutta la durata del processo. Il processo di apertura del provino è suddiviso in una prima fase in cui viene generata una precricca facendo

propagare il danneggiamento dall'apice del PTFE per una distanza compresa tra 3 e 5 mm. In questo modo si ottiene una nuova lunghezza di cricca a_0 , le cui caratteristiche non dipendono dalla presenza dell'inserto in Teflon®. A questo punto è quindi possibile iniziare la fase di apertura che deve essere tale da causare una propagazione del danneggiamento per una lunghezza pari ad almeno 45 mm; per ciascun provino è possibile scegliere se eseguire più cicli di carico-propagazione-scarico o se procedere con un'unica propagazione di lunghezza maggiore. Quest'ultima modalità è quella utilizzata in questo lavoro, al fine di limitare il tempo complessivo della prova, essendo la durata media di un ciclo di carico e scarico pari a 40 minuti. L'unica eccezione è data dal primo provino per il quale sono stati eseguiti due cicli di apertura. Nelle figure 4.2 e 4.3 è possibile vedere due istanti della fase di preapertura e di apertura del provino numero 3.

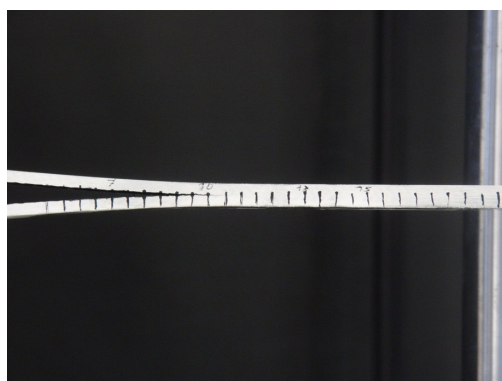


Figura 4.2. Preapertura del provino DCB

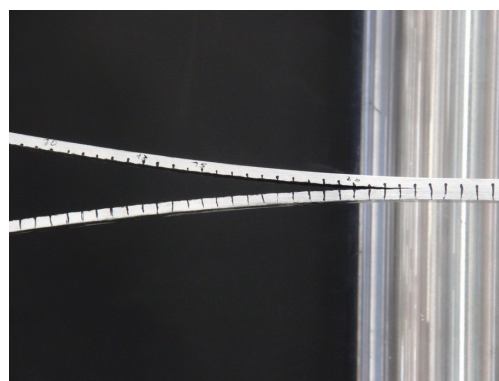


Figura 4.3. Massima apertura raggiunta con la prova DCB

Nelle figure 4.4 e 4.5 è rappresentato l'andamento della forza applicata in funzione dello spostamento degli afferraggi δ ottenuto durante la prova DCB, dividendo i risultati in due grafici separati al fine di migliorarne la leggibilità. Già da una prima osservazione è possibile notare che i risultati ottenuti presentano un'elevata ripetibilità, indice del fatto che la tecnologia RTM permette di garantire sia un elevato livello di qualità dei pezzi prodotti, sia una distribuzione omogenea delle caratteristiche meccaniche. Come si può vedere analizzando una curva a scelta tra quelle disponibili, l'andamento della forza al variare dello spostamento delle cerniere è caratterizzato da un tratto lineare crescente corrispondente ad un progressivo aumento del carico, durante il quale provino inizia ad aprirsi ma senza alcuna propagazione del danno, e da un tratto globalmente discendente secondo una linea curva con andamento parabolico, in cui si ha la progressiva propagazione della cricca.

Nello specifico l'andamento del carico in quest'ultima parte è caratterizzato dall'alternanza di cadute verticali corrispondenti a propagazioni della cricca, e di tratti in cui il carico sopportato dal provino aumenta con l'apertura degli afferraggi, a lunghezza di cricca costante.

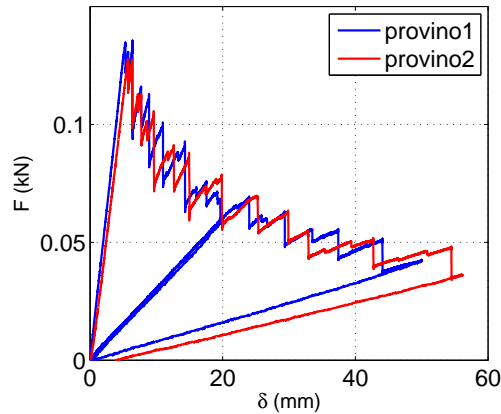


Figura 4.4. Curve $F - \delta$ ottenute dalle prove DCB sui provini 1 e 2

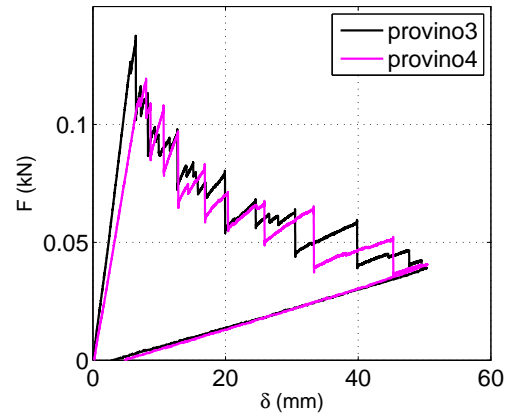


Figura 4.5. Curve $F - \delta$ ottenute dalle prove DCB sui provini 3 e 4

A differenza di quanto accade in provini costituiti da fibre unidirezionali, in cui la propagazione del danneggiamento è continua e stabile, senza la presenza salti nella curva $F - \delta$, nel caso dei tessuti, la presenza di un profilo oscillante delle fibre, dovuto all'alternarsi di trama e ordito, ha un'influenza notevole sull'avanzamento della cricca. E' infatti interessante notare come questa non avanzi lungo una retta parallela al provino, ma con piccole oscillazioni verticali, dettate dal profilo geometrico dell'interfaccia tra le lamine. La forte influenza nella propagazione del danno da parte della tramatura del tessuto è anche dimostrata dalla figura 4.6 nella quale è rappresentata, tramite linee orizzontali, la misura della distanza di avanzamento della cricca per ciascuna propagazione. Risulta interessante notare come nella maggior parte degli avanzamenti, e in particolare in tutti quelli oltre i 5 mm, la distanza che la cricca percorre per ogni scatto è pari a un multiplo intero della larghezza di un singola trama del tessuto, rappresentata in figura dalle linee verticali. Dal confronto con la figura 4.7 è possibile collegare ciascuna propagazione con la corrispondente caduta nella curva del carico; si può notare, infine, che maggiore è l'ampiezza del salto, maggiore sarà l'avanzamento del danno.

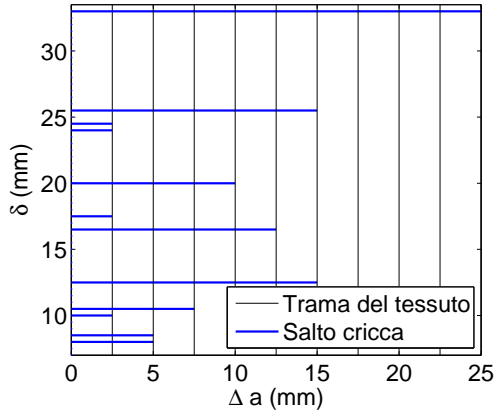


Figura 4.6. Salto della cricca in funzione della tramatura

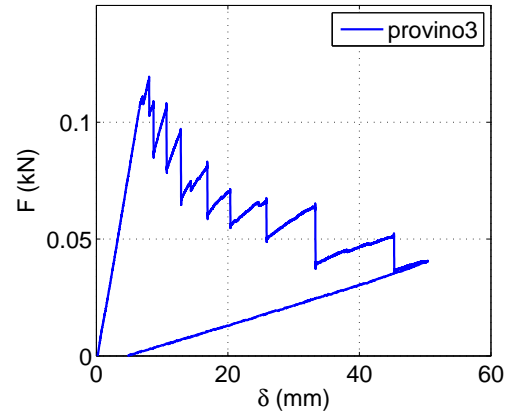


Figura 4.7. Curve $F - \delta$ ottenute dalle prove DCB sul provino 3

Prima di procedere con l'elaborazione dei dati, vengono riportate in tabella 4.1 le principali caratteristiche geometriche di ciascun provino, con riferimento allo schema di figura 4.1, insieme con alcuni dati ottenuti dalle prove sperimentali; in particolare a_0 è la lunghezza della cricca generata dall'inserito in Teflon[®], a_1 è la lunghezza ottenuta in seguito alla preapertura e a_2 rappresenta la distanza massima raggiunta dall'apice del danno alla fine della prova. Tutte le misure della lunghezza della cricca sono sempre valutate considerando come origine il punto di applicazione del carico, ossia l'asse di rotazione della cerniera.

Tabella 4.1. Dati riassuntivi delle prove DCB

Provino	B	2h	a_0	a_1	a_2	P_{cr}
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[N]
1	24,99	7,09	57	62	200	135
2	24,92	7,08	57	62	217	127
3	24,92	7,08	57	65	210	137
4	24,90	7,07	57	68	205	119

Per la valutazione del carico critico riportato in tabella 4.1 la normativa prevede l'utilizzo di due possibili scelte: la prima, quella qui utilizzata, consiste nel prendere il valore del carico massimo raggiunto durante la prova; la seconda invece utilizza come valore critico il primo punto di non linearità, corrispondente alla prima perdita di carico registrata durante la prova. In

figura 4.8 sono riportati i diversi valori di carico critico ottenuti applicando i due metodi presentati alla curva forza-spostamento del provino numero 3.

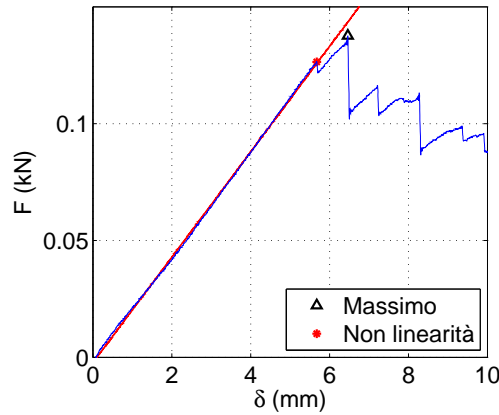


Figura 4.8. Determinazione del carico critico per le prove DCB

4.1.2 Riduzione dati

Per il calcolo della tenacità interlaminare a frattura di modo I (G_{Ic}) sono stati utilizzati tre metodi di riduzione dati applicati al provino numero 3: Il primo metodo consiste nell'utilizzo della *Modified Beam Theory* (MBT) e permette di calcolare il valore di G_{Ic} con l'ipotesi che all'apice della cricca siano impediti le rotazioni; quest'approssimazione risulta eccessiva in riferimento alla prova DCB eseguita, motivo per cui i risultati ottenuti con la seguente espressione sono in genere una stima in eccesso del valore ricercato:

$$G_{Ic} = \frac{3P\delta}{2ba}, \quad (4.1)$$

dove P è il carico applicato, δ lo spostamento delle cerniere di vincolo, b la larghezza del provino e a la lunghezza di delaminazione misurata a partire dal punto di applicazione del carico.

La seconda tecnica utilizzata prende il nome *Compliance Calibration* (CC), e permette il calcolo del valore della tenacità interlaminare tramite la seguente espressione:

$$G_{Ic} = \frac{nP\delta}{2ba}, \quad (4.2)$$

dove n rappresenta la pendenza della curva, mostrata in figura 4.9, ottenuta rappresentando il logaritmo della compliance (δ/P) in funzione del logaritmo della lunghezza della cricca a .

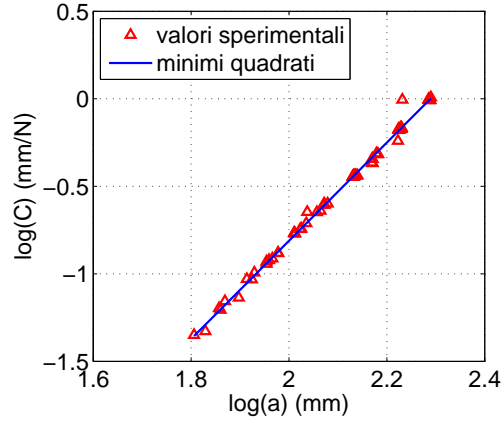


Figura 4.9. Curva $\log(C) - \log(a)$ per la determinazione di n

Infine, il *Modified Compliance Calibration (MCC) Method*, il terzo criterio utilizzato, è basato sulla seguente espressione:

$$G_{Ic} = \frac{3P^2 C^{2/3}}{2A_1 b h} \quad (4.3)$$

dove A_1 è la pendenza della retta ottenuta interpolando ai minimi quadrati la lunghezza di delaminazione, normalizzata sul semi-spessore del provino, in funzione della radice cubica della *compliance*, riportata in figura 4.10.

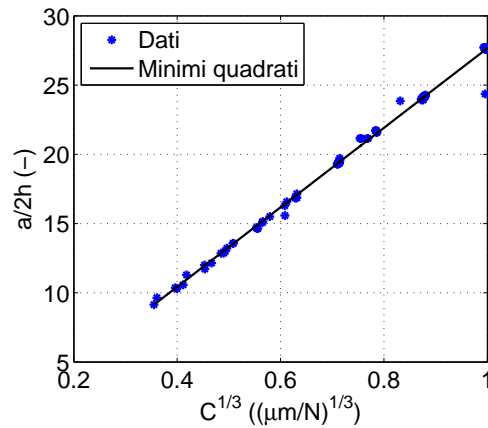


Figura 4.10. Curva $a/h - C^{1/3}$ per la determinazione di A

Nelle figure 4.11, 4.12 e 4.13, sono riportate le curve di resistenza (o curve-R) rappresentanti gli andamenti della tenacità interlaminare a frattura in

modo I al variare della lunghezza di cricca ricavati utilizzando i tre metodi proposti.

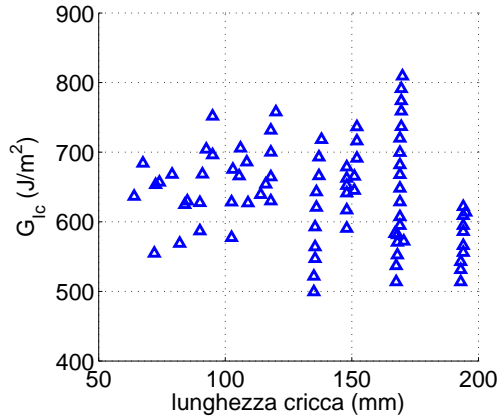


Figura 4.11. Valori di G_{Ic} ottenuti tramite il metodo MBT

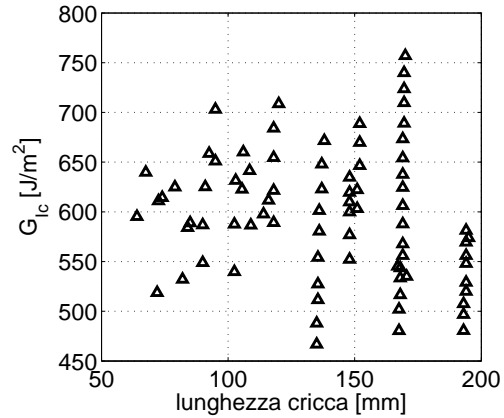


Figura 4.12. Valori di G_{Ic} ottenuti tramite il metodo CC

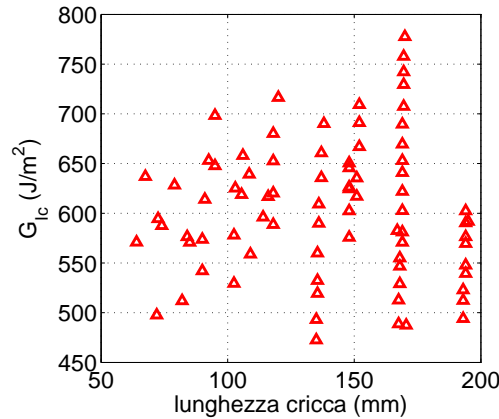


Figura 4.13. Valori di G_{Ic} ottenuti tramite il metodo MCC

Per prima cosa è utile notare che i tre metodi di riduzione dati permettono di ottenere risultati tali da garantire differenze sempre inferiori al 10%. Tipicamente l'andamento delle curve di resistenza per provini in materiale composito unidirezionale è caratterizzato da una prima parte che cresce in maniera monotona, durante la quale il materiale dimostra un comportamento resistente alla frattura, e da una seconda parte in cui il livello si stabilizza al variare della lunghezza di delaminazione. In questo caso l'ultima parte della curva-R si comporta in maniera diversa a causa della propagazione a scatti precedentemente descritta; ciò fa sì che mentre il carico aumenta, in

assenza di propagazione, il valore di G_{Ic} rappresentato nel grafico cresce verticalmente, essendo direttamente proporzionale al carico stesso. Quando poi la cricca avanza istantaneamente si ha un brusco calo nel valore di tenacità interlaminare e al contempo uno spostamento verso destra nel grafico sopra rappresentato. Questo fenomeno si ripete quindi ogni volta che si ha un aumento di carico a danno costante e una successiva propagazione, generando nella curva di resistenza l'andamento a tratti verticali osservato. Dall'andamento delle curve-R si ha la possibilità di estrarre due possibili valori di tenacità interlaminare in grado di riassumere in maniera globale il comportamento del materiale: il primo di questi è quello collegato al punto di inizio della propagazione del danno ed è facilmente ottenibile dalle figure precedenti. Risulta invece particolarmente difficile la valutazione analitica di un valore in grado di rappresentare il comportamento del provino durante la fase di propagazione; per questo motivo si è deciso di ricorrere ad un modello ad elementi finiti tale da permettere di identificare il valore di G_{Ic} corretto correlando i risultati numerici con la curva forza-spostamento ottenuta dalle prove eseguite sul provino numero 3 (Paragrafo 5.2).

In figura 4.14 è infine riportato un confronto tra le curve di resistenza ottenute per i quattro provini studiati. Come già preannunciato l'alta omogeneità delle caratteristiche meccaniche dei provini prodotti tramite tecnologia RTM permette di ottenere una ridotta dispersione dei dati e valida la scelta di analizzare dettagliatamente uno solo tra i provini testati.

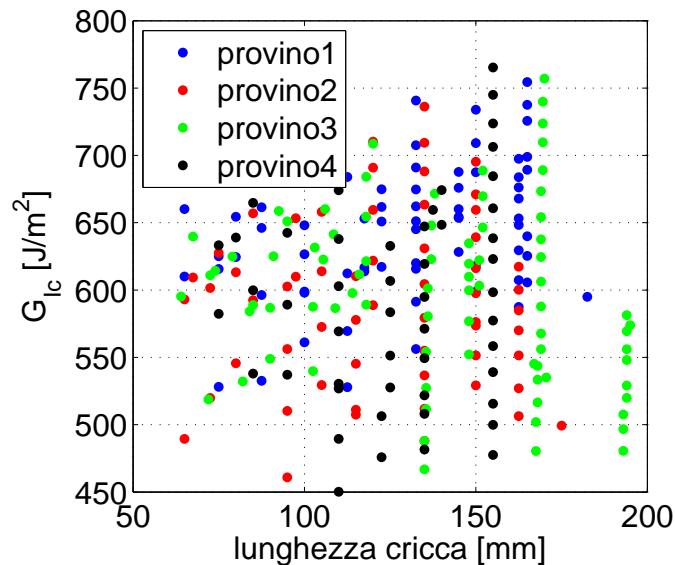


Figura 4.14. Valori di G_{Ic} ottenuti utilizzando il metodo MBT

4.1. TENACITÀ INTERLAMINARE IN MODO I

Vengono ora presentate alcune immagini ottenute al microscopio ottico con ingrandimenti pari a 20x; in particolare, in figura 4.15 risulta chiaramente visibile l'andamento globalmente oscillante assunto dalla cricca durante la propagazione mentre in figura 4.16 è possibile vedere un dettaglio con ingrandimenti 50x in prossimità dell'apice. Risulta interessante notare come la cricca, nel passaggio da un fascio di fibre al successivo, sia costretta a avanzare per un breve tratto in direzione perpendicolare al piano delle lamine, generando un rallentamento nella propagazione del danno. Inoltre risulta evidente la presenza di uno sdoppiamento della cricca, la quale passa contemporaneamente sopra e sotto il fascio di fibre; questo comportamento aumenta notevolmente l'energia necessaria per la propagazione e di conseguenza anche valore di tenacità interlaminare in modo I del materiale.

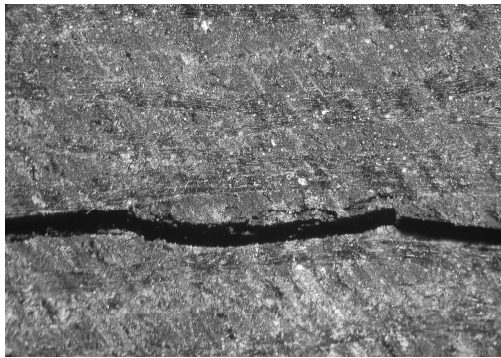


Figura 4.15. Comportamento della cricca nel provino DCB ad ingrandimento 20x

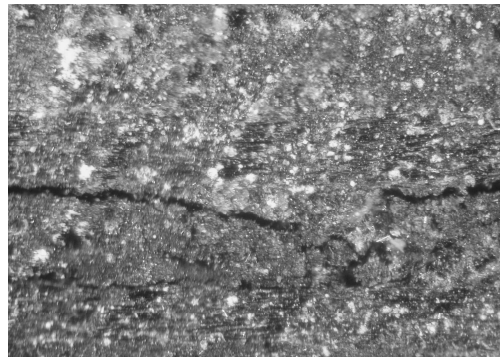


Figura 4.16. Comportamento della cricca nel provino DCB ad ingrandimento 50x

Osservando con il microscopio elettronico è possibile raggiungere maggiori livelli di ingrandimento e avere una visione più dettagliata della cricca e del suo sviluppo sia tra le lamine che al loro interno. Mentre nell'immagine riportata in figura 4.17 la cricca avanza solamente lungo l'interfaccia tra le lamine, nelle figure 4.18 e 4.19 è possibile vedere un avanzamento caratterizzato da una maggior irregolarità. In particolare è utile notare l'accoppiamento presente tra danneggiamento interlaminare ed intralaminare. Infine l'immagine 4.20 riporta un dettaglio ad elevato ingrandimento della delaminazione avvenuta per cedimento dell'interfaccia tra le fibre e la resina a causa della scarsa adesione.

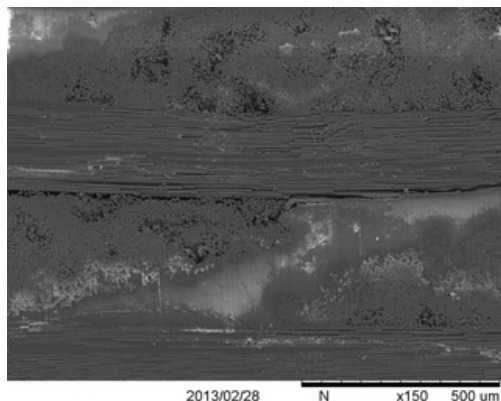


Figura 4.17. Danneggiamento interlaminare nel provino DCB (150x)

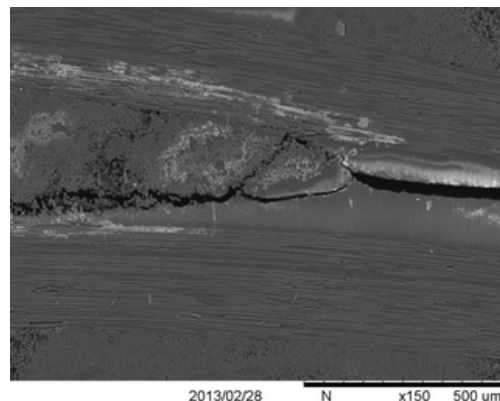


Figura 4.18. Danneggiamento intralaminare nel provino DCB (150x)

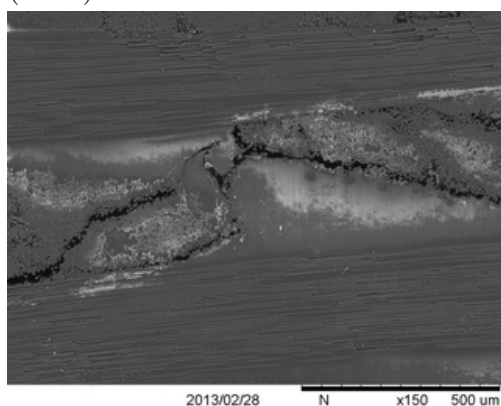


Figura 4.19. Andamento irregolare della cricca nel provino DCB (150x)

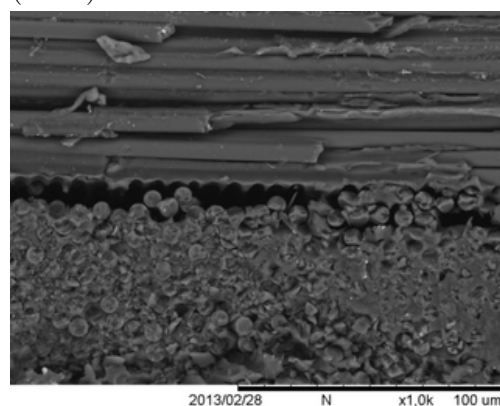


Figura 4.20. Dettaglio della cricca nel provino DCB (1000x)

4.2 Tenacità interlaminare in modo II

4.2.1 Prova ENF

Nonostante i molti studi svolti sul danneggiamento di materiali compositi, all'attuale stato dell'arte resta ancora da definire una tipologia standard di test universalmente accettata per il calcolo della tenacità interlaminare a frattura in modo II; questa grandezza può essere infatti stimata utilizzando cinque diverse tipologie di prova, di seguito elencate:

- *end notched flexure* (ENF);
- *stabilized end notched flexure*;

- end loaded split (ELS);
- four-point bend end notched flexure (ENF4);
- over notched flexure (ONF).

Le principali differenze tra i vari schemi sono dovute alla diversa tipologia di applicazione del carico rappresentata negli schemi in figura 4.21.

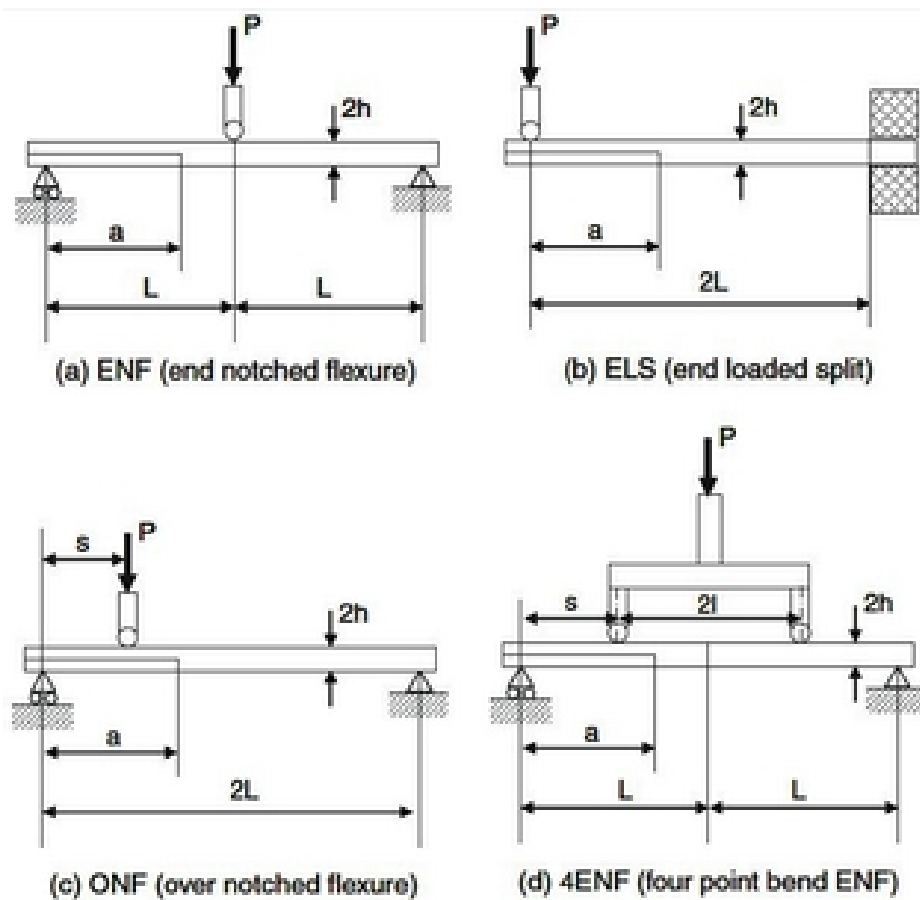


Figura 4.21. Modalità di prova per il calcolo della tenacità in modo II

In letteratura [19] sono disponibili confronti tra i vari metodi dai quali si evince che il metodo ENF risulta in genere quello più conservativo nella valutazione della tenacità interlaminare in modo II, motivo per cui in questo lavoro di tesi si è optato per questo genere di prova. Un aspetto negativo è dato dal fatto che la propagazione in questo modo risulta in genere instabile, ed è quindi possibile trovare il valore di G_{IIc} solo in corrispondenza dell'inizio

della propagazione. Proprio per risolvere questo problema è stato ideato il metodo *stabilized end notched flexure* che è stabilizzato per mezzo di un controllo in tempo reale del carico, basato sulla misura dello scorrimento tra la superfici superiore e inferiore della cricca. I metodi ELS, ENF4 e ONF permettono di ottenere direttamente una propagazione stabile, tuttavia risentono notevolmente dell'effetto dell'attrito sull'avanzamento della cricca e per questo forniscono in genere stime eccessive del valore di tenacità.

Per l'applicazione del carico è stata utilizzata la stessa macchina MTS uniassiale, precedentemente descritta per la prova DCB, collegando al supporto superiore un cilindro di diametro 25 mm e a quello inferiore due cilindri di diametro 20 mm alla distanza di 125 mm. I cilindri sono vincolati in modo tale da poter ruotare attorno al proprio asse. La preparazione del provino avviene applicando del *developer* di colore bianco, in modo da migliorare la visibilità della cricca grazie a un maggiore contrasto. Prima di iniziare la prova è inoltre necessario misurare la lunghezza dell'inserito in PTFE; ciò è stato fatto spruzzando del *cleaner* di tipo *Magnaflux SPOTCHECK SKC-S* sul bordo laterale del provino, e aspettando che questo raggiungesse per capillarità l'apice della cricca rivelandone la posizione.

Nella messa in macchina del provino è importante assicurarsi che la lunghezza di cricca a_0 , definita come la distanza tra l'apice della cricca e il punto di appoggio del cilindro posto sotto la cricca stessa, rappresentata nello schema in figura 4.21, sia fissata ad un valore ben preciso pari a 0.6 volte la semidistanza tra i cilindri inferiori; questa scelta deriva da considerazioni fatte in lavori di tesi precedenti [20].

La prova è quindi eseguita imponendo al cilindro superiore uno spostamento verticale alla velocità costante di 1 mm/min, registrando lo spostamento del supporto, la forza applicata e l'istante di tempo corrispondente tramite il sistema di acquisizione. Sempre per evitare che la presenza dell'inserito in PTFE all'apice della cricca influenzi il risultato della prova, viene prima eseguita una preapertura caricando il provino fino ad ottenere una propagazione di circa 20 mm, e successivamente scaricando sempre alla velocità sopra definita. A questo punto, prima di eseguire la prova vera e propria è necessario misurare con estrema precisione la nuova posizione dell'apice della cricca e quindi riposizionare il provino in modo che la nuova distanza a_0 sia sempre pari al valore desiderato. Nella figura 4.22 è mostrato l'allestimento della prova, mentre la figura 4.23 rappresenta un dettaglio in cui è evidenziata la posizione del danneggiamento, in generale difficilmente visibile, diversamente da quanto accadeva durante la prova DCB, a causa della mancata apertura del provino. La misura della posizione finale della cricca viene infine eseguita togliendo il provino dalla macchina e utilizzando l'apposito *cleaner*.

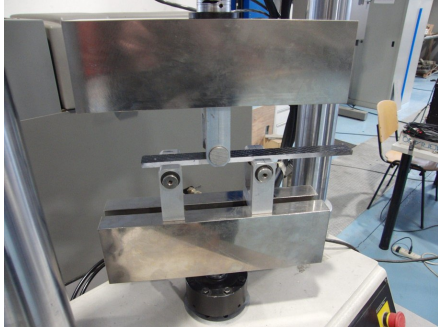


Figura 4.22. Allestimento della prova ENF

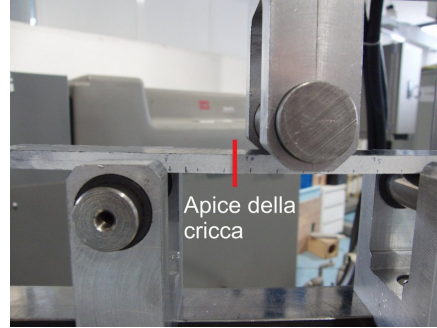


Figura 4.23. Dettaglio della prova ENF

Sebbene dalle prove ENF ci si aspetti una propagazione instabile del danneggiamento, in questo caso essa è avvenuta in maniera graduale tramite un progressivo avanzamento della cricca attraverso piccoli scatti. Ciò è evidente anche dai risultati rappresentati in figura 4.24, dove si vede che al momento della propagazione, si ha dapprima una variazione della pendenza della curva $F - \delta$, seguita da una perdita di carico di entità relativamente ridotta, e infine una graduale stabilizzazione ad un livello di forza applicata costante. Questo comportamento, di cui sono stati trovati riscontri in letteratura [21], è dovuto ancora una volta alla forte ondulazione dei tessuti che, obbligando la cricca a propagare secondo un profilo oscillante, ne rallenta la propagazione. Sono state infine eseguite delle prove di carico e scarico del provino, riportate in figura 4.25, per valori prefissati della lunghezza di cricca a_0 al fine di ottenere informazioni sull'andamento della *compliance* per diversi valori di danneggiamento, necessari per la riduzione dati presentata nel paragrafo successivo.

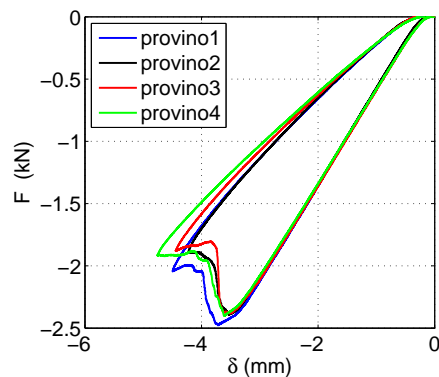


Figura 4.24. Curve $F - \delta$ ottenute dalla prova ENF

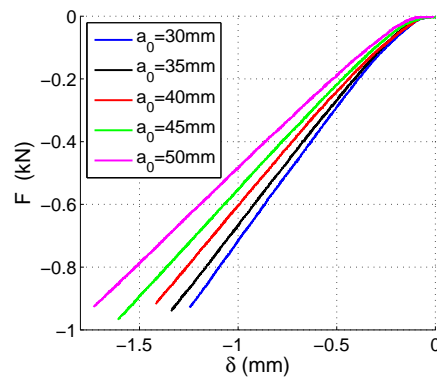


Figura 4.25. Curve $F - \delta$ di carico per valori fissati di a_0

Per una più comoda analisi dei risultati, sono riportate nella tabella 4.2 le dimensioni dei provini e alcuni dati utili ricavati dalle prove. Si ricorda che a_0 è la lunghezza iniziale della cricca, pari a 0.6 volte la semidistanza tra i supporti inferiori, calcolata considerando come origine il punto di contatto tra il provino e il cilindro inferiore sottostante alla cricca, mentre Δa è la massima propagazione complessiva ottenuta durante la prova ENF.

Tabella 4.2. Dati riassuntivi delle prove ENF

Provino	B	2h	a_0	Δa	P_{max}
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[kN]
1	24.86	7.04	37.5	21	2.47
2	24.94	7.01	37.5	22	2.39
3	24.94	7.04	37.5	20	2.38
4	24.89	7.02	37.5	24	2.40

4.2.2 Riduzione dati

Vengono ora analizzati tre diversi metodi di riduzione dati al fine di ottenere una stima robusta del valore di tenacità interlaminare a frattura in modo II. Il metodo più accurato tra quelli disponibili in letteratura è quello della *Compliance Calibration* (CC) basato sull'assunzione di un modello lineare elastico del materiale e un comportamento della cricca costante al variarne della lunghezza:

$$G_{IIc} = \frac{P_c^2 \delta}{2b} \frac{\partial C}{\partial a}, \quad (4.4)$$

nella quale P_c è il carico critico, e il termine $\partial C / \partial a$ rappresenta la pendenza della curva della *compliance* in funzione della lunghezza della cricca. In generale per le prove ENF4 è sempre verificata una relazione di tipo lineare tra *compliance* e lunghezza del danneggiamento ed è possibile sostituire nell'equazione 4.4 un'espressione del tipo $C = C_0 + C_1 a$. Nelle prove ENF a tre punti ciò non è più verificato ed è necessario utilizzare un'approssimazione in forma quadratica o cubica dell'andamento della *compliance* in funzione della lunghezza della cricca:

$$\begin{aligned}
 G_{IIc}^{cubica} &= \frac{P_c^2 \delta}{2b} (C_1 + 2C_2 a + 3C_3 a^2) \\
 G_{IIc}^{quadratica} &= \frac{P_c^2 \delta}{2b} (C_1 + 2C_2 a).
 \end{aligned}
 \tag{4.5}$$

Come si può notare dalla figura 4.26, in cui è rappresentato l'andamento della *compliance* per i 4 provini testati, il legame con la lunghezza della cricca non è approssimabile linearmente, ma è necessario ricorrere ad un ordine superiore; per esempio è possibile notare che un'approssimazione quadratica, rappresentata in figura attraverso la linea continua, è più che sufficiente per cogliere l'andamento globale della grandezza esaminata. Per il calcolo dei valori della *compliance* al variare della lunghezza di cricca sono stati utilizzati i risultati delle prove di carico e scarico senza propagazione eseguiti per valori di a_0 prefissati. In particolare, la normativa prevede che a partire dalle curve forza-spostamento disponibili, si ricavi la pendenza selezionando due punti appartenenti al tratto rettilineo e applicando la seguente formula:

$$C = \frac{\delta_B - \delta_A}{P_B - P_A}
 \tag{4.6}$$

Questa approssimazione ha il difetto di fornire risultati variabili a seconda della scelta dei punti considerati; per risolvere il problema si è quindi deciso di ricorrere ad un'approssimazione ai minimi quadrati del tratto rettilineo della curva, in modo da ottenere una stima della *compliance* decisamente più robusta.

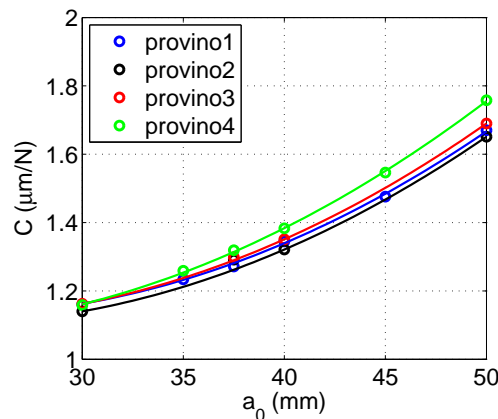


Figura 4.26. Curva $C - a_0$: interpolazioni paraboliche dei valori sperimentali (ENF)

Vengono ora riportati nella tabella 4.3 i valori di *compliance* ricavati a diverse lunghezze di cricca per i quattro provini testati:

Tabella 4.3. Valori della *compliance* [$\mu\text{m}/\text{N}$]

	$a_0=30\text{ mm}$	$a_0=35\text{ mm}$	$a_0=40\text{ mm}$	$a_0=45\text{ mm}$	$a_0=50\text{ mm}$
Provino 1	1.1610	1.2339	1.3448	1.4760	1.6701
Provino 2	1.1402	1.3211	1.6511	1.2917	2.2992
Provino 3	1.1623	1.3510	1.6899	1.2987	2.4152
Provino 4	1.1585	1.2589	1.3830	1.5465	1.7578

Il secondo metodo proposto deriva dall'espressione 4.4, nella quale la *compliance* viene espressa attraverso l'espressione proposta da Russel e Street [23], valida nell'ipotesi di piccoli spostamenti:

$$C = \frac{2L^2 + 3a^3}{8E_f b h^3} \quad (4.7)$$

in cui E_f rappresenta il modulo elastico a flessione, che per semplicità è approssimato con il modulo elastico ottenuto dalla prova di trazione, tenendo presente che per materiali compositi i due potrebbero essere leggermente diversi. Effettuata la sostituzione si ottiene:

$$G_{IIc}^{Rus-Str} = \frac{9a^2 P_c^2}{16E_f B^2 h^3} \quad (4.8)$$

Un ulteriore metodo utilizzato per il calcolo di G_{IIc} è quello proposto dalla normativa KJIS7086 [22], derivato dal precedente per piccoli livelli di deflessione del provino, approssimazione accettabile in questo caso a causa dell'elevato spessore; l'espressione ottenuta è quindi:

$$G_{IIc}^{JIS} = \frac{9a^2 P_c^2 \alpha_1}{2b(2L^2 + 3a^3)} \quad (4.9)$$

dove α_1 indica il valore della *compliance* in corrispondenza del carico critico P_c .

Per le prove ENF sopra eseguite, a causa della difficoltà nel valutare la posizione della cricca durante la prova, non è stato eseguito un monitoraggio in tempo reale come per le prove DCB; per questo non è disponibile una curva dei valori di tenacità interlaminare in funzione della lunghezza del danneggiamento, bensì un singolo valore, variabile a seconda della scelta del

punto critico considerato. La normativa, in particolare, propone tre criteri per la determinazione del valore del carico critico e della corrispondente deformazione, riportati di seguito:

- carico in corrispondenza del quale si ha una deviazione dalla linearità nella curva forza-spostamento, trascurando i primi punti del grafico il cui comportamento è dominato dai giochi del sistema presenti durante l'assestamento del provino (NL);
- punto in cui è osservabile una propagazione della cricca lungo il margine del provino (VIS);
- valore di carico massimo raggiunto oppure carico corrispondente ad un aumento di *compliance* pari al 5% (MAX-5%).

E' necessario specificare che durante una prova ENF, a causa della mancata apertura del provino, risulta notevolmente difficile la valutazione dell'istante in cui è osservabile la prima propagazione, motivo per cui di seguito verranno considerati solamente i metodi NL e MAX-5% per la determinazione del carico critico. In figura 4.27 sono evidenziati i valori ricavati applicando l'uno o l'altro metodo ad uno dei provini testati.

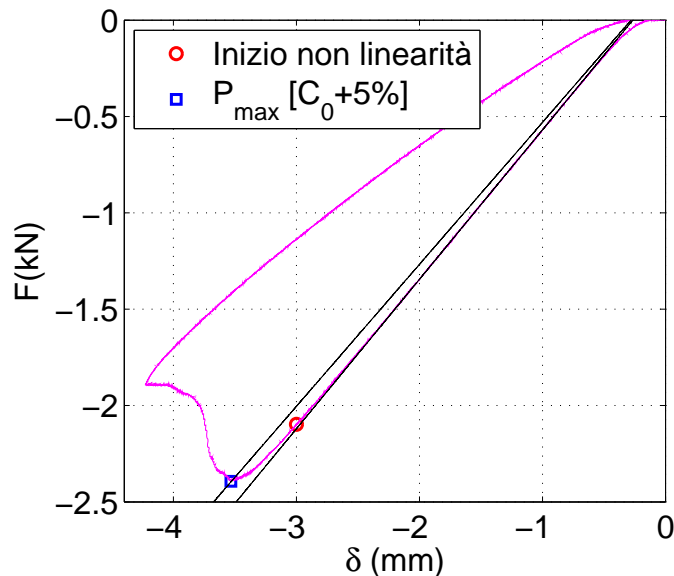


Figura 4.27. Schema per la scelta del carico critico ENF

Vengono ora riportati i risultati ottenuti, divisi per provino e per metodo di riduzione dati applicato; in particolare, i valori presentati nella tabella

4.4 sono stati ottenuti utilizzando come carico critico quello massimo registrato durante la prova, mentre quelli nella tabella 4.5 fanno riferimento al primo istante in cui risulta presente uno scostamento dell'1% dall'andamento rettilineo, all'aumentare della forza applicata.

Tabella 4.4. Tencità in modo II per $P_c = F_{max}$

$G_{IIc}[kJ/m^2]$	Compliance quadratica	Metodo <i>KJIS</i>	Russel-Street
Provino 1	2.6347	3.0714	2.8187
Provino 2	2.5643	2.9039	2.6139
Provino 3	2.5900	2.8907	2.5879
Provino 4	3.0185	2.9924	2.6427

Tabella 4.5. Tencità in modo II per $P_c = F_{NL}$

$G_{IIc}[kJ/m^2]$	Compliance quadratica	Metodo <i>KJIS</i>	Russel-Street
Provino 1	1.5914	1.8554	1.7021
Provino 2	1.9701	2.2311	2.0082
Provino 3	2.0048	2.2376	2.0032
Provino 4	2.5701	2.5478	2.2501

Come si può notare, cambiando il valore scelto come carico critico si ha una notevole variazione della tenacità interlaminare a frattura in modo II. In particolare, facendo riferimento al punto di non linearità si otterrebbe un'approssimazione conservativa ma eccessivamente penalizzante; per questo può essere ragionevole cercare il giusto valore di G_{IIc} in una zona che sia compresa tra i due limiti ottenuti con le due definizioni di carico critico presentate. Inoltre, è possibile notare una certa variabilità anche tra i risultati ottenuti per i 4 provini, a parità di schema di riduzione dati applicato, riscontrabile anche nell'andamento delle curve $F - \delta$. Si è quindi deciso di utilizzare come valori di riferimento quelli ottenuti dai provini 2 e 3 essendo quelli che meno si discostano dal valore medio. A seguito di queste considerazioni si è scelto di utilizzare un valore di $2.5 kJ/m^2$ per rappresentare globalmente la tenacità interlaminare a frattura in modo II. Da un confronto con dati relativi a laminati in carbonio-epossidica disponibili in letteratura [16], si nota che il risultato ottenuto risulta decisamente superiore a quanto atteso, specialmente tenendo conto del fatto che l'utilizzo di resine a bassa viscosità dovrebbe causare un peggioramento delle proprietà interlaminari rispetto alle classiche

resine per autoclave. Un'ulteriore verifica degli elevati valori di tenacità può essere ottenuta confrontando direttamente le curve forza-spostamento presenti in letteratura con quelle registrate sperimentalmente e verificando che effettivamente il provino RTM è in grado di sopportare livelli di carico notevolmente maggiori. La principale causa di questo risultato si trova ancora una volta nell'elevato spessore dei singoli fasci di fibre tale da generare una forte ondulazione nel profilo delle lamine. Per questo motivo la cricca non può propagare in maniera rettilinea, ma è costretta a svilupparsi in modo irregolare per seguire l'andamento dell'interfaccia. In particolare, ogni volta che l'apice della cricca giunge a contatto con un fascio di fibre dell'ordito, la propagazione, che naturalmente avverrebbe in modo instabile, si arresta. All'aumentare del carico, affinché il danno possa continuare a svilupparsi, è necessario che la cricca compia una deviazione e propaghi secondo una nuova direzione, in cui oltre alla componente longitudinale se ne aggiunga una parallela allo spessore del provino. Questo processo, ripetuto con un periodo spaziale corrispondente alla tramatura, aumenta notevolmente l'assorbimento di energia e di conseguenza il valore di tenacità interlaminare in modo II calcolato, generando al contempo la propagazione stabile osservata nelle prove. Particolare attenzione va posta al fatto che una propagazione di questo genere potrebbe contenere al suo interno un accoppiamento tra il modo I e il modo II di danneggiamento; per uno studio più completo sarebbe necessario svolgere dei test di flessione in modo misto in grado di fornire una più precisa valutazione delle tenacità interlaminari. Va infine ricordato che tutte le normative disponibili in letteratura, utilizzate per le prove eseguite, sono validate per compositi le cui lamine sono formate da fibre unidirezionali. Sebbene ciò non impedisca la loro applicazione a tessuti, va comunque tenuto presente che il comportamento del materiale durante la prova potrebbe generare un certo livello di errore nei risultati ottenuti, dovuto al verificarsi di fenomeni non modellati nelle formule di riduzione dati.

Vengono ora riportate nelle figure 4.28 e 4.29 alcune immagini ottenute al microscopio ottico, che rappresentano l'andamento della cricca propagata all'interno dei provini ENF. In entrambi i casi risulta evidente come la propagazione non sia avvenuta in maniera rettilinea, ma in modo piuttosto irregolare con salti e deviazioni dovuti alla posizione delle fibre. Inoltre, è possibile anche notare che la cricca in alcuni punti subisce uno sdoppiamento, avanzando contemporaneamente sopra e sotto il fascio di fibre. Questo fenomeno ha l'effetto di incrementare notevolmente la quantità di energia assorbita dalla cricca durante il suo avanzamento generando così un incremento della tenacità del materiale. Va infine specificato che il fenomeno descritto non è limitato a una zona localizzata del provino ma è visibile ricorsivamente lungo tutta la superficie, essendo dovuto alle caratteristiche geometriche

dell'interfaccia stessa.

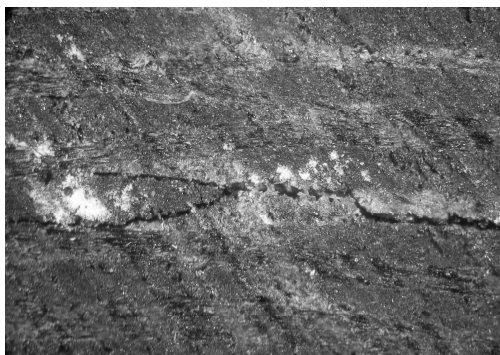


Figura 4.28. Comportamento della cricca nel provino ENF ad ingrandimento 20x



Figura 4.29. Comportamento della cricca nel provino ENF ad ingrandimento 50x

Di seguito sono invece presentate quattro immagini ottenute per mezzo del microscopio elettronico: le figure 4.30 e 4.31 mostrano l'evoluzione del danneggiamento da interlaminare ad intralaminare sia nella trama che nell'ordito, mentre le figure 4.32 e 4.33 rappresentano due dettagli ad elevato ingrandimento della cricca, rispettivamente in prossimità dell'apice e nella zona centrale del provino.

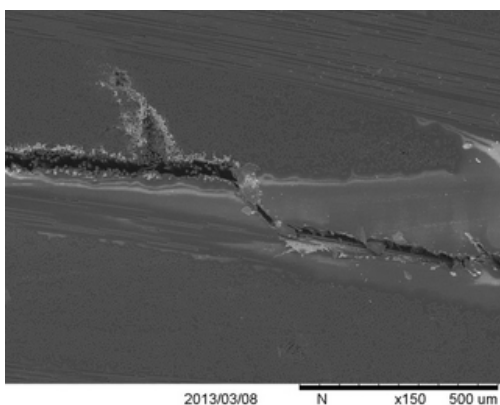


Figura 4.30. Propagazione irregolare della cricca nel provino ENF(150x)

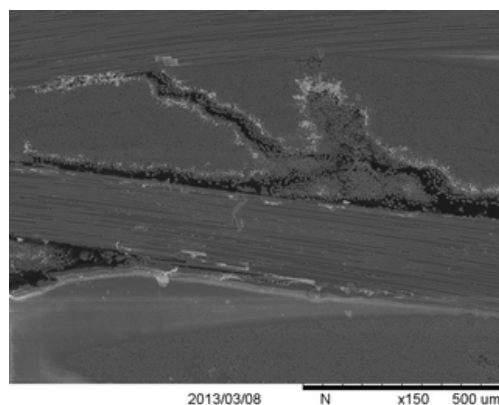


Figura 4.31. Danneggiamento intralaminare diffuso nel provino ENF (150x)

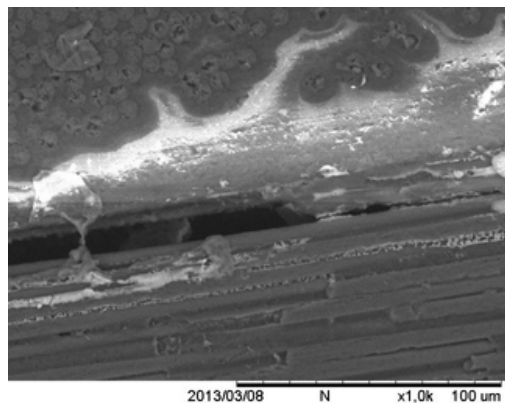


Figura 4.32. Dettaglio dell'apice della cricca nel provino ENF (1000x)

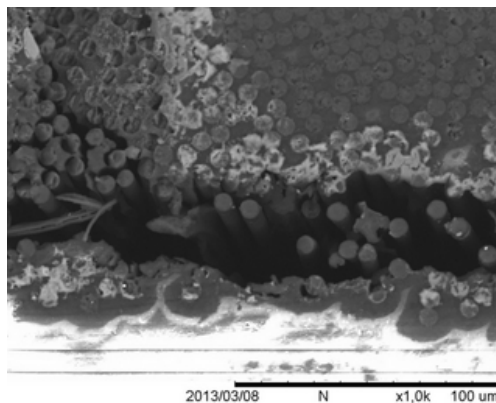


Figura 4.33. Dettaglio della cricca nel provino ENF (1000x)

Capitolo 5

Tecniche di modellazione del danneggiamento interlaminare

Viene ora proposta una metodologia per modellare l'inizio e lo sviluppo del danneggiamento interlaminare in prove quasi-statiche e dinamiche per mezzo di un'analisi ad elementi finiti di tipo esplicito. Nella prima parte vengono presentati gli aspetti teorici della tecnica numerica utilizzata, basata sull'utilizzo di elementi coesivi atti a simulare le caratteristiche meccaniche dell'interfaccia. Viene quindi proposta l'applicazione del metodo a una prova DCB, al fine di valutare l'idoneità della tecnica numerica nel simulare la propagazione di cricche interlaminari in puro modo I, rappresentando in questo senso, un ulteriore strumento di verifica dei valori di tenacità identificati sperimentalmente.

5.1 Modellazione non convenzionale

L'approccio numerico seguito per modellare l'inizio e la propagazione del danno interlaminare in materiali compositi è basato su analisi ad elementi finiti di tipo esplicito. In particolare, si procede modellando la legge costitutiva dell'interfaccia tramite curve che permettono di esprimere il livello di sforzo in funzione dello spostamento dei punti dell'interfaccia stessa. L'approccio generalmente adottato consiste nell'utilizzo di lamine rappresentate per mezzo di elementi solidi, collegate tra loro da elementi di spessore nullo o da contatti appositamente studiati. Uno dei principali svantaggi di questo approccio è la necessità di introdurre tra le superfici di lamine adiacenti, gradi di libertà che non esistevano prima dell'inizio del processo di danneggiamento. Ciò è fatto ricorrendo ad elementi coesivi i quali dovranno essere dotati di valori di rigidità particolarmente elevati al fine di evitare l'attivazione prematura

dei gradi di libertà aggiuntivi ed aperture indesiderate. Inoltre, elevati valori di rigidità possono generare problemi numerici e condurre a un comportamento irrealistico del modello, oltre ad imporre l'utilizzo di passi temporali di integrazione notevolmente ridotti nel caso, ad esempio, di metodi espliciti. Per evitare questi problemi si è deciso di utilizzare un approccio alternativo [16] sviluppato presso il Dipartimento di Scienze e Tecnologie Aerospaziali del Politecnico di Milano, che utilizza elementi bidimensionali posizionati nel piano medio di ogni lamina, ai quali sono assegnate le proprietà intralaminari del materiale, ed elementi solidi posti tra uno strato di lamina e il successivo tali da rappresentare le caratteristiche dell'interfaccia. La deformazione media degli elementi solidi può essere espressa in funzione della posizione delle due lamine adiacenti. Il vettore di tale spostamento, Δ , è definito secondo l'equazione 5.1:

$$\Delta = \begin{Bmatrix} \Delta_1 \\ \Delta_2 \\ \Delta_3 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} S_z^+ - S_z^- \\ S_x^+ - S_x^- \\ S_y^+ - S_y^- \end{Bmatrix} \quad (5.1)$$

Utilizzando un'approssimazione di piccoli spostamenti è possibile esprimere i valori di deformazione fuori dal piano agenti nell'interlamina in funzione dello spostamento relativo Δ , come riportato nell'equazione 5.2:

$$\epsilon = \Delta/t_k = \{\epsilon_{zz} \ \gamma_{xz} \ \gamma_{yz}\}^T \quad (5.2)$$

dove t_k rappresenta la distanza tra i piani medi delle lamine. Nella tecnica di modellazione proposta, tutti gli sforzi definiti all'interno del piano delle lamine sono sopportati unicamente dagli elementi bidimensionali; per questo motivo la risposta degli elementi solidi è caratterizzata solo dalle componenti di sforzo fuori dal piano, calcolate per mezzo dell'espressione 5.3, in cui è stata inserita una variabile scalare in grado di rappresentare il danneggiamento limitando la capacità dell'elemento di trasmettere carichi tra le lamine.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{zz} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{yz} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{zz} & 0 & 0 \\ 0 & G_{xz} & 0 \\ 0 & 0 & G_{yz} \end{bmatrix} (1 - d) \begin{Bmatrix} \epsilon_{zz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{yz} \end{Bmatrix} \quad (5.3)$$

In particolare, il punto di inizio del danneggiamento è definito dal valore di resistenza mentre la tenacità è espressa attraverso il legame tra il lavoro compiuto per danneggiare completamente l'interfaccia e i ratei critici di rilascio di energia G_{Ic} , G_{IIc} e G_{IIIc} , a loro volta definiti dalle equazioni 5.4.

$$\int_0^\infty \sigma_{zz} d\Delta_I = t_k \int_0^\infty \sigma_{zz} d\epsilon_{zz} = G_{Ic}$$

$$\int_0^\infty \tau_{xz} d\Delta_{II} = t_k \int_0^\infty \tau_{xz} d\gamma_{xz} = G_{IIc} \quad (5.4)$$

$$\int_0^\infty \tau_{yz} d\Delta_{III} = t_k \int_0^\infty \tau_{yz} d\gamma_{yz} = G_{IIIc}$$

Un ulteriore vantaggio di questo approccio, oltre al fatto di non richiedere elementi coesivi a spessore nullo o infinitesimo, che ridurrebbero notevolmente il passo di integrazione, consiste nella possibilità di modellare un materiale composito formato da N_i lamine utilizzando solamente $N_i + 1$ nodi nello spessore anziché i $2(N_i + 1)$ richiesti dal metodo tradizionale.

Prima di implementare una legge adatta a rappresentare il comportamento degli elementi solidi posti tra le lamine è utile effettuare alcune semplificazioni. Una di queste consiste nel considerare equivalenti le proprietà di danneggiamento in modo II e III; così facendo risulta sufficiente definire due componenti equivalenti di sforzo, agenti nello strato interlaminare, e responsabili rispettivamente del processo di danneggiamento causato da sforzi di trazione (modo I) e da sforzi di taglio (modo II e III):

$$\sigma_I = \begin{cases} 0 & \text{se } \sigma_{zz} \leq 0 \\ \sigma_{zz} & \text{se } \sigma_{zz} > 0 \end{cases} \quad (5.5)$$

$$\sigma_{II} = \sqrt{\tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2}$$

Analogamente è possibile definire due misure di deformazione equivalenti $\epsilon_I = \sigma_I/E_{zz}$ e $\epsilon_{II} = \sigma_{II}/G_{xz}$. Il processo di evoluzione del danno in puro modo I o II è ottenuto imponendo un modello bilineare alla curva sforzo-deformazione del materiale, come riportato nelle figure 5.1 e 5.2.

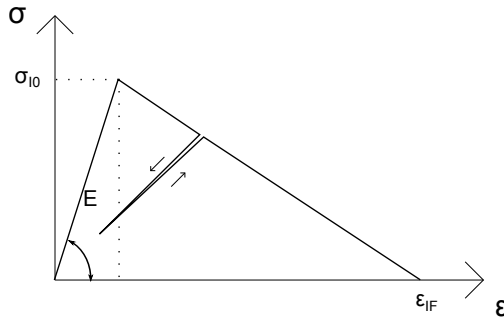


Figura 5.1. Curva $\sigma - \epsilon$ di risposta in modo I

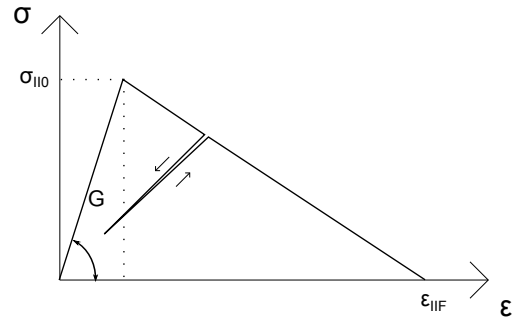


Figura 5.2. Curva $\sigma - \epsilon$ di risposta in modo II

Analizzando per esempio la curva in modo I si nota che, per livelli di carico inferiori a un ben preciso valore, l'elemento di interfaccia assume un comportamento caratterizzato dalla stessa rigidità del materiale non danneggiato. Raggiunto il punto limite, definito dal valore di resistenza interlaminare, la curva mostra un andamento decrescente al crescere del danneggiamento dell'elemento. Se in questa fase dovesse avvenire una fase di scarico e un successivo aumento di carico, il comportamento sarebbe quello rappresentato nelle figure 5.1 e 5.2 dai due tratti segnati per mezzo di frecce; si vede quindi come il danneggiamento non limiti solamente il massimo valore di sforzo sopportabile, ma anche la rigidità stessa. La degradazione dell'elemento può quindi evolvere fino al punto caratterizzato da sforzo sopportato nullo e deformazione pari a ϵ_{If} , in corrispondenza del quale l'elemento è completamente danneggiato e le superfici adiacenti vengono considerate come libere. Per definire in maniera completa la legge costitutiva dell'elemento di interfaccia in modo I, è necessario fornire al software il valore di pendenza del primo tratto rettilineo (E_{33}), il valore di resistenza (σ_{I0}), ossia il massimo livello di sforzo sopportato, e quello di tenacità (G_{Ic}), che rappresenta l'area sottesa alla curva. Le stesse considerazioni possono essere fatte per la caratterizzazione dei danneggiamenti in modo II e III per i quali è necessario fornire i moduli di elasticità tangenziale (G_{13} e G_{23}), i limiti di resistenza a taglio (σ_{II0} e σ_{III0}) e i valori di tenacità (G_{IIc} e G_{IIIc}).

5.2 Modellazione prova DCB

Viene ora implementata una simulazione numerica della prova DCB precedentemente svolta, il cui obiettivo è quello di valutare la capacità del modello di rappresentare l'evoluzione di cricche interlaminari in puro modo I, sulla base del valore di tenacità G_{Ic} identificato sperimentalmente attraverso i metodi di riduzione dati proposti dalla normativa. Inoltre, si cercherà di valutare l'effetto che una modifica di tale valore ha sul comportamento del modello. Grazie alle caratteristiche della prova DCB i risultati saranno indipendenti sia dalla tenacità in modo II che dai valori di resistenza interlaminare σ_{I0} ed σ_{II0} , motivo per cui è possibile considerare G_{Ic} come unica variabile in gioco.

La costruzione del modello è avvenuta adottando elementi *shell* ad integrazione ridotta (S4R [24]) per rappresentare le lamine, collegate tra loro in direzione dello spessore da elementi solidi a 8 nodi anch'essi ad integrazione ridotta (C3D8R). Il software utilizzato per la creazione della mesh è *Altair HyperMesh*[®] che permette di ottenere in modo semplice un modello come quello richiesto per il problema considerato grazie ai comandi *shell layers* e *solid layers* presenti nel menù *elem offset*; essi infatti permettono,

a partire da una mesh di elementi bidimensionali, specificando il numero di strati e lo spessore totale, di ottenere un laminato formato da elementi *shell* collegati tra loro da elementi solidi. Il modello è stato quindi suddiviso in tre parti, costituite rispettivamente dalle lamine, dagli elementi di interfaccia pre-danneggiati (cricca) e dai restanti elementi solidi, a ciascuna delle quali è stata assegnata una specifica proprietà. Sono infine stati creati due set, riportati in figura 5.3, contenenti i nodi della superficie esterna posti in corrispondenza della zona di incollaggio delle cerniere, i quali sono stati poi collegati rigidamente a due nodi appositamente creati per l'applicazione del carico. In particolare, al nodo inferiore vengono bloccati tutti i gradi di libertà ad eccezione della rotazione attorno all'asse y , mentre a quello superiore è lasciato libero anche il grado di traslazione in direzione z , al quale viene imposta una curva di spostamento prefissata.

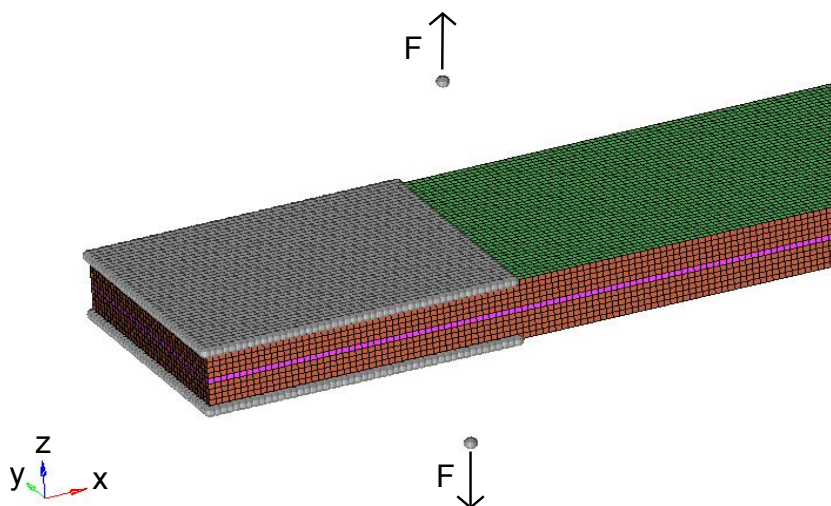


Figura 5.3. Applicazione del carico al provino DCB

Il provino è stato modellato mantenendo inalterati spessore e larghezza, e riducendo la lunghezza a 200 mm, essendo questo parametro ininfluenza sui risultati ottenuti. La prova numerica è stata eseguita alla velocità di 200 mm/sec, di gran lunga maggiore di quella utilizzata per la prova sperimentale. Questa scelta deriva dal compromesso tra la necessità di accelerare la prova al fine di minimizzare la durata complessiva della simulazione e l'esigenza di non eccitare la dinamica del modello. Inoltre, al fine di evitare la nascita di oscillazioni dovute a un'applicazione a scalino del carico all'inizio della prova, si è soliti imporre un graduale aumento di velocità fino al livello di regime.

In tabella 5.1 sono riportati i valori delle proprietà elastiche del materiale utilizzati all'interno del modello.

Tabella 5.1. Proprietà elastiche ortotrope del materiale composito

E_{11}	E_{22}	E_{33}	G_{12}	G_{13}	G_{23}	ν_{12}	ν_{23}	ν_{13}
[GPa]	[GPa]	[GPa]	[GPa]	[GPa]	[GPa]	[-]	[-]	[-]
58.0	58.0	7.8	4.2	3.0	3.0	0.11	0.3	0.3

Dove E_{11} , E_{22} , G_{12} e ν_{12} sono ricavati dalla caratterizzazione del materiale precedentemente svolta, mentre i restanti valori derivano dalla caratterizzazione di un tessuto analogo in fibra di carbonio, disponibile in letteratura [16]. Inoltre, si è scelto di utilizzare un modello disaccoppiato, cioè tale da considerare separatamente le proprietà definite all'interno del piano della lamina da quelle definite al di fuori: le prime vengono assegnate agli elementi *shell* mentre le seconde ai solidi di interfaccia. In tabella 5.2 sono riportate a titolo di esempio le grandezze che è necessario definire per gli elementi di interfaccia:

Tabella 5.2. Proprietà assegnate agli elementi solidi

E_{33}	G_{13}	G_{23}	σ_{I0}	σ_{II0}	G_{Ic}	G_{IIc}
[GPa]	[GPa]	[GPa]	[MPa]	[MPa]	[kJ/m ²]	[kJ/m ²]
7.8	3.0	3.0	40	60	0.6	2.5

E' infine necessario assegnare sia alle lamine che ai solidi la densità del materiale utilizzato, prestando attenzione al fatto che così facendo si rischierebbe di ottenere una massa complessiva del provino doppia rispetto a quella reale; una soluzione al problema consiste nel ridurre di un ordine di grandezza una delle due densità per rispettare la fisicità del problema.

L'analisi è stata eseguita utilizzando il solutore esplicito del software *Abaqus FEA* sviluppato dalla *Dassault Systemes*, parallelamente ad una *Subroutine Vumat* scritta in Fortran, implementata presso il Dipartimento di Scienze e Tecnologie Aerospaziali del Politecnico di Milano, che permette l'applicazione del modello precedentemente descritto agli elementi solidi ad integrazione ridotta utilizzati per l'interlamina.

Una volta definite le schede necessarie per le analisi, il successivo problema da affrontare consiste nella valutazione di un'adeguata dimensione per gli elementi, i quali devono essere in grado di rappresentare correttamente il fenomeno studiato garantendo al contempo tempi di calcolo accettabili;

la scelta di elementi troppo piccoli infatti, oltre ad aumentarne il numero, causerebbe anche la riduzione del passo temporale di integrazione necessario per garantire la stabilità del metodo. Per questo sono stati eseguiti degli studi preliminari per mezzo di simulazioni in cui è stata variata solamente dimensione degli elementi, i cui risultati sono riportati in figura 5.4. Dall'immagine si nota quanto il problema della corretta definizione della *mesh* sia fondamentale, non solo ai fini dell'ottimizzazione del tempo di calcolo, ma soprattutto per la sua influenza sulla bontà della soluzione; infatti utilizzando una *mesh* troppo lasca si ottengono valori di sforzo doppi rispetto a quelli corretti, che correlati con le curve sperimentali porterebbero alla definizione di un valore di tenacità notevolmente più basso di quello reale. Nello specifico sono stati testati tre differenti casi, corrispondenti ad elementi aventi lato pari a 1.25 mm, 0.83 mm e , 0.625 mm nel piano delle lamine. Mentre la prima soluzione risulta completamente errata, l'equivalenza dei risultati ottenuti con le altre due fornisce la certezza che si è giunti a un livello di *mesh* adatto a rappresentare il fenomeno studiato. Nel successivo sviluppo del lavoro, ponendosi in un ottica cautelativa, verrà sempre utilizzata la *mesh* più fitta tra le tre analizzate.

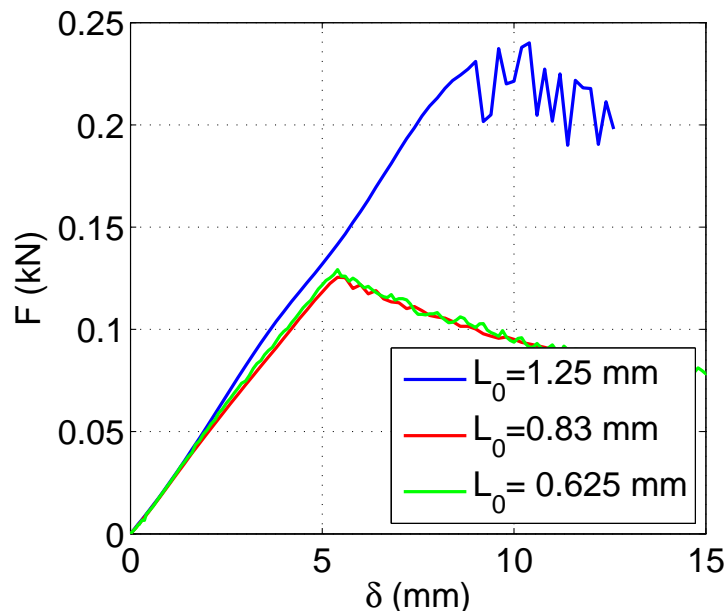


Figura 5.4. Confronto dei risultati al variare della dimensione degli elementi

Una volta certi della bontà del modello è stato possibile procedere variando il valore di G_{Ic} a partire dalle stime ottenute grazie alla riduzione dati,

cercando di ottenere una buona correlazione tra la curva forza-spostamento sperimentale e i risultati numerici. Come si vede dalle curve riportate in figura 5.5, un aumento del valore di tenacità interlaminare comporta una traslazione verso l'alto della curva sforzo-spostamento; In particolare si registra un ritardo nell'inizio della propagazione la quale avviene ad un livello di sforzo maggiore. Il tratto decrescente viene invece traslato mantenendo inalterata la curvatura. Dalla stessa figura si nota anche che il modello numerico non riproduce le discontinuità presenti nell'andamento dello sforzo, dovute alla propagazione a scatti della cricca. Questa differenza è dovuta essenzialmente alla scelta di modellare le caratteristiche del materiale in scala globale, senza considerare gli effetti legati alla particolare conformazione dei tessuti all'interno del laminato. Ciò giustifica la scelta di approssimare la tenacità in modo I, il cui andamento in funzione della lunghezza di cricca è riportato in figura 4.12, con un valore costante lungo tutto il provino. A seguito di questa semplificazione il modello si dimostra comunque adatto a rappresentare l'andamento globale della propagazione.

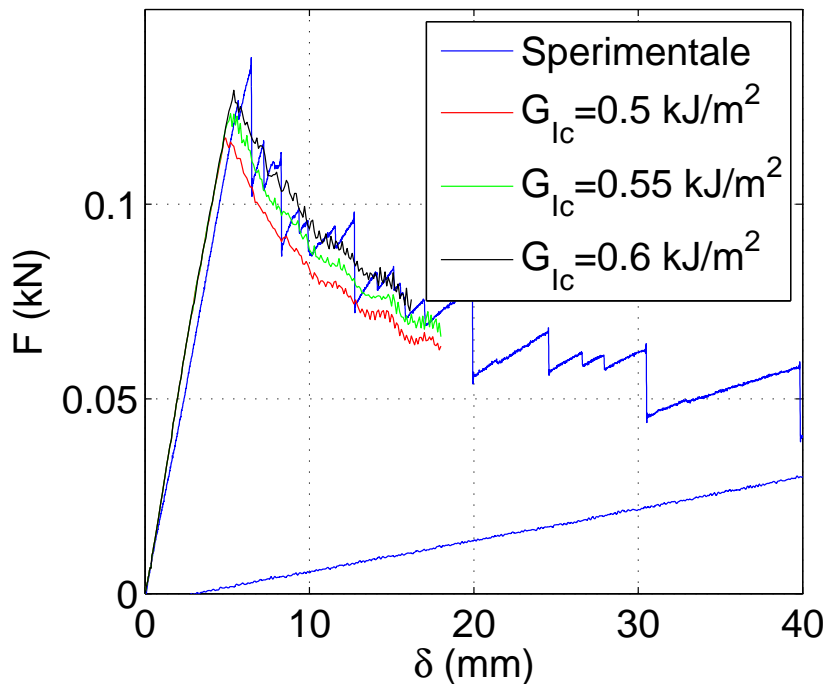


Figura 5.5. Confronto dei risultati al variare della tenacità interlaminare in modo I

Dall'analisi dei risultati si evince come non sia immediata la scelta di un corretto valore di tenacità in grado di rappresentare globalmente il com-

portamento del provino; un buon compromesso è dato dall'utilizzo di $G_{Ic} = 0.6 \text{ kJ/m}^2$ in grado sia di rappresentare correttamente l'inizio del danneggiamento che di seguire l'andamento medio del tratto decrescente. La scelta di un valore inferiore, per esempio pari a 0.5 kJ/m^2 , pur essendo in grado di seguire fedelmente i valori minimi di ogni discontinuità, porterebbe ad un'approssimazione eccessivamente conservativa della tenacità. In tutte le simulazioni precedentemente svolte, al fine di migliorare la velocità del calcolo, si è deciso di ricorrere all'utilizzo del *mass scaling* che permette di aumentare il valore del minimo passo temporale consentito tramite l'aggiunta di massa non fisica al modello; in particolare, è stato considerato accettabile un aumento di massa fino all'85% di quella complessiva.

In figura 5.6 è riportata un immagine dell'indice di danneggiamento del provino numerico negli istanti finali della prova. In particolare, gli elementi in rosso, il cui valore di danneggiamento è pari a uno, sono completamente deteriorati e risultano incapaci di trasferire carico tra le lamine adiacenti. E' inoltre possibile notare la presenza di elementi caratterizzati da un danneggiamento parziale in prossimità dell'apice della cricca, i quali sono in grado di sopportare livelli di sforzo sempre minori all'aumentare dell'indice di danno.

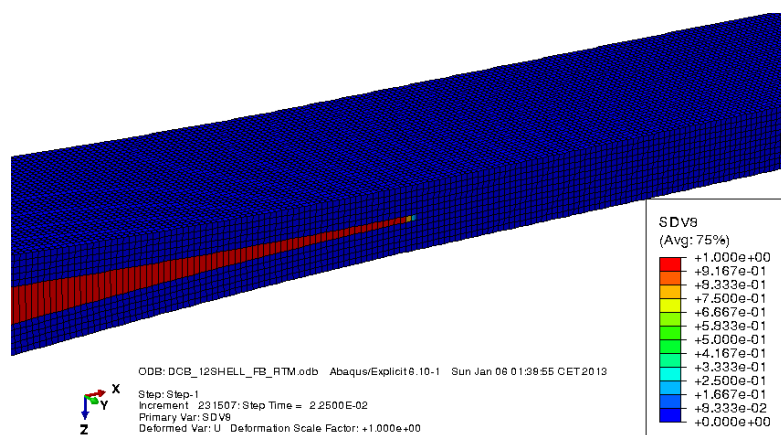


Figura 5.6. Danneggiamento nel modello numerico del provino DCB

Capitolo 6

Provino angolare

La modellazione numerica presentata nel capitolo precedente permette di analizzare la nascita e la propagazione di delaminazioni in un componente strutturale anche in assenza di una precedente conoscenza delle zone di potenziale nucleazione del danneggiamento. In questo capitolo si cerca di applicare il metodo ad un provino angolare al fine di valutare il valore di resistenza interlaminare in modo I del materiale correlando le curve forza-spostamento numeriche e sperimentali. Il provino utilizzato è formato da due bracci rettilinei disposti ortogonalmente, connessi per mezzo di un raccordo curvilineo di raggio prefissato. Sebbene la normativa per la determinazione del valore di resistenza in modo I preveda l'esecuzione di una prova di flessione a quattro punti, viene qui proposto un approccio alternativo di più semplice realizzazione ed implementazione, in grado di generare la stessa distribuzione di sforzi prevista dalle norme. Viene infine eseguito uno studio di sensitività del modello ai valori di tenacità interlaminare.

6.1 Prove sperimentali

6.1.1 Allestimento prove

Scopo delle prove eseguite è la determinazione del valore di resistenza interlaminare in modo I di un materiale composito a fibre continue utilizzando un provino angolare. Quest'ultimo è composto da due bracci rettilinei di spessore costante pari a 10 mm, disposti ad angolo retto e connessi per mezzo di un raccordo il cui raggio interno è pari a 6.4 mm, come descritto dettagliatamente nel capitolo 2. La normativa [10] prevede la generazione di un determinato stato di sforzo per mezzo di una prova di flessione a quattro punti. Questo genere di prova è in genere difficile da eseguire, i criteri di riduzione dati

disponibili sono molto variabili e di difficile validazione. Inoltre, vi sono numerosi fattori che possono influire considerevolmente sull'andamento della prova come: produzione e preparazione dei provini, condizioni ambientali, velocità di carico, temperatura e contenuto di vuoti. Nella normativa sono inoltre riportate alcune considerazioni di cui è necessario tenere conto:

- l'inizio della propagazione per provini non unidirezionali può essere dovuto a cricche presenti all'interno della matrice in corrispondenza dei lati liberi;
- lo stato di sforzo prodotto in corrispondenza del raccordo del provino angolare è piuttosto complesso: vengono infatti generati sforzi circonferenziali a trazione lungo la superficie interna e a compressione lungo quella esterna; gli sforzi radiali invece risultano nulli ai due estremi e hanno un picco nel terzo centrale dello spessore;
- il cedimento può presentare una notevole variabilità a seconda di come i tessuti siano stati disposti nel punto di massima concentrazione di sforzo;
- variazioni anche limitate nelle dimensioni o nella rugosità possono causare considerevoli differenze nei risultati.

In figura 6.1 è riportato lo schema previsto dalla normativa per l'esecuzione della prova. Questo genere di prova risulta notevolmente complicato sia nell'esecuzione pratica che nella modellazione numerica. In entrambi i casi è necessario porre particolare attenzione al centraggio del provino in modo da generare una distribuzione di sforzi analoga a quella prevista teoricamente. Inoltre, nel modello numerico, a causa del contatto tra i cilindri di applicazione del carico e il provino, potrebbero generarsi fenomeni oscillatori che andrebbero a peggiorare la qualità dei risultati. Per questi motivi si è deciso di ricorrere ad una metodologia alternativa per la generazione dello stato di sforzo desiderato, sviluppata e validata in lavori di tesi precedenti [26], illustrata in figura 6.2. Questa consiste nell'applicazione di un carico di trazione agli estremi del provino in modo tale da generare un effetto di apertura dei lati rettilinei analogo a quello della prova di flessione. In questo modo l'intera prova risulta notevolmente semplificata, sia nell'esecuzione che nella modellazione numerica.

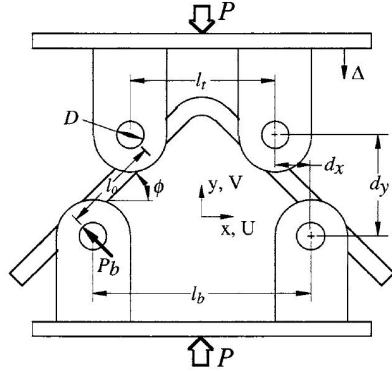


Figura 6.1. Modello standard di applicazione del carico al provino angolare

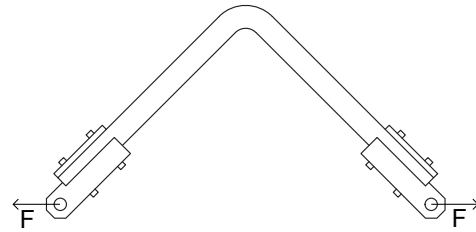


Figura 6.2. Modello alternativo di applicazione del carico al provino angolare

La prova è stata eseguita utilizzando la macchina *MTS 858 Mini Bionix II* per prove di trazione uniassiali già descritta precedentemente, registrando i valori di spostamento degli afferraggi, di forza applicata e le misure di deformazione lette attraverso quattro estensimetri disposti sul provino e numerati secondo lo schema in figura 6.3. Il modello di estensimetro utilizzato è il Vishay C2A-06-062LW-350, caratterizzato da una lunghezza di griglia pari a 1.52 mm (0.62 in) e un valore di resistenza pari a 350 Ω . Inoltre, è indicato il valore del *gauge factor*, pari a 2.125 alla temperatura di 24 °C, da inserire all'interno del sistema di acquisizione per poter ricavare la deformazione dell'estensimetro a partire dalla variazione di resistenza misurata. In figura 6.4 è riportata un'immagine del provino estensimetrato.

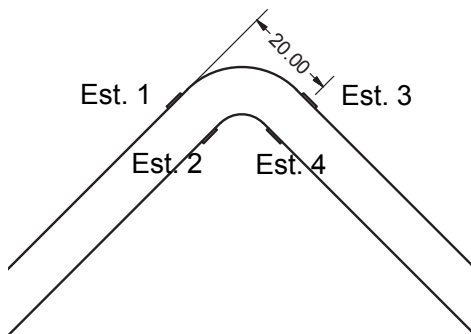


Figura 6.3. Posizione degli estensimetri sul provino angolare [mm]

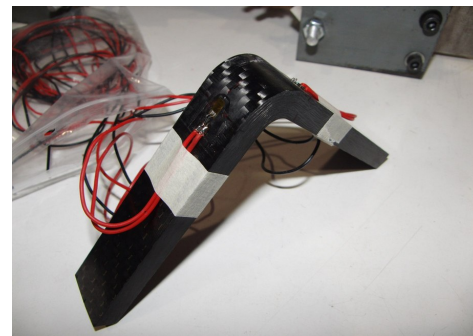


Figura 6.4. Immagine del provino angolare estensimetrato e cablato

Il collegamento del provino con la macchina MTS è avvenuto per mezzo di una coppia di supporti, visibili in figura 6.5, collegati agli afferraggi per mezzo di barre filettate alle due estremità e lisce in corrispondenza della zona centrale. Risulta particolarmente importante ai fini della buona qualità del risultato della prova che il collegamento sia tale da garantire il minimo attrito durante la rotazione relativa tra le due parti connesse. I due supporti vengono infine posizionati all'interno delle pinze idrauliche della macchina MTS prestando particolare attenzione al corretto allineamento e centraggio al fine di evitare la nascita di componenti di sforzo indesiderate all'interno del provino. La prova viene effettuata con un controllo in spostamento alla velocità costante di 1 mm/min, monitorando per mezzo di due fotocamere digitali la nascita e la propagazione di cricche su entrambi i lati.

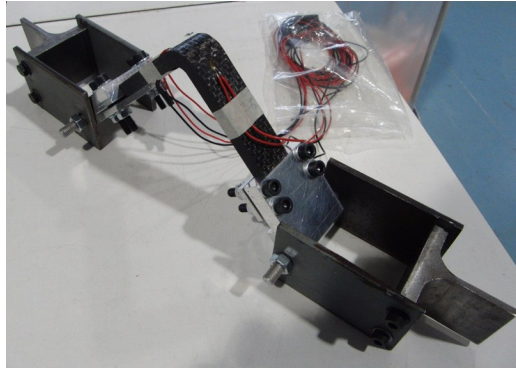


Figura 6.5. Supporti per il collegamento tra gli afferraggi del provino angolare e l'MTS

6.1.2 Risultati

I quattro provini testati sono stati prodotti tramite due diverse infusioni e con un diverso procedimento di preparazione dei tessuti, motivo per cui i risultati ottenuti risultano notevolmente diversi tra loro e saranno presentati in due diverse sezioni. In particolare, le infusioni a cui si fa riferimento sono la seconda e la terza, la cui principale differenza consiste nell'utilizzo o meno del *binder* durante la preparazione dei tessuti, come descritto nel capitolo 2. Si ricorda che i provini prodotti, pur non presentando danneggiamenti o delaminazioni, risultano notevolmente differenti per quanto riguarda il grado di rugosità superficiale. Quelli ottenuti dalla seconda infusione, senza *binder*, presentano un superficie liscia, perfettamente ricoperta di resina mentre quelli relativi alla terza infusione sono caratterizzati da una superficie con irregolarità corrispondenti all'andamento della tramatura.

Provini realizzati senza l'ausilio del binder

In figura 6.6 è riportato l'andamento della forza applicata in funzione dello spostamento delle ganasce per i primi due provini, prodotti senza l'ausilio del binder.

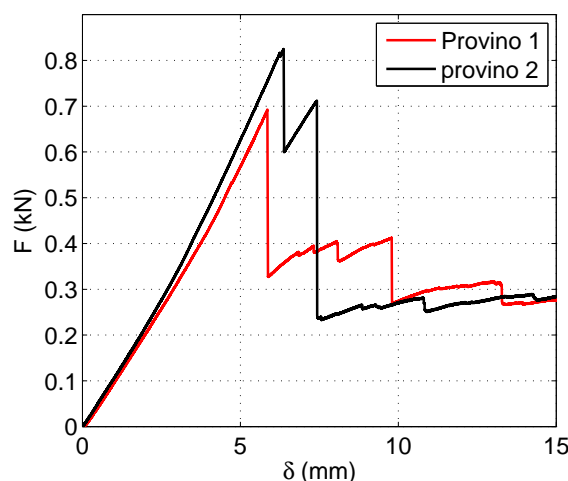


Figura 6.6. Curve $F - \delta$ per i provini 1 e 2 realizzati senza l'ausilio del binder

Osservando il grafico si nota un primo tratto non perfettamente rettilineo, a causa dell'assestamento dell'attrezzatura di prova, che si verifica all'inizio dell'applicazione del carico. Superata questa fase, entrambe le curve raggiungono un livello di pendenza costante anche se leggermente diverso tra i due casi. Ciò è dovuto a fattori come differenze nella geometria dei provini e diverse condizioni di prova; in particolare, piccole differenze nel posizionamento degli afferraggi e nella messa in macchina possono variare la distanza tra il punto di applicazione del carico e la zona curvilinea del provino, generando in quella posizione un diverso livello di sforzo. Confrontando numericamente le pendenze ottenute in quest'ultimo tratto lineare si ricava che la differenza tra le due è pari all'8%. Come precedentemente anticipato, una prova di questo tipo è caratterizzata da un'elevata sensibilità a qualsiasi variazione delle condizioni di prova e da ciò deriva il diverso comportamento dei due provini, osservabile in figura 6.6. Infatti, sebbene globalmente le due curve abbiano un comportamento simile, caratterizzato da aumenti di carico intervallati da tratti di caduta verticale dovuti alla nascita di danneggiamenti, la posizione e l'intensità di questi ultimi possono variare notevolmente. La principale differenza osservabile consiste nel diverso livello di forza sopportato dal provino senza subire danneggiamenti, che varia del 15% tra un provino

e l'altro. Questa differenza può essere dovuta, oltre alle differenze nell'esecuzione della prova precedentemente descritte, anche a una differenza locale della posizione dei tessuti nel punto di inizio della propagazione. Un'ulteriore differenza è data dalla diversa ampiezza della perdita di carico osservabile in seguito all'inizio della prima propagazione. Da un confronto tra le immagini scattate durante la prova, è possibile notare come a una maggior estensione di tale perdita di carico corrisponda un maggior numero di delaminazioni generate. Nelle figure 6.7 e 6.8 sono riportate le immagini del lato sinistro e destro del primo provino nell'istante successivo alla prima propagazione. Quelle riportate nelle figure 6.9 e 6.10 sono invece riferite al secondo.



Figura 6.7. Delaminazione iniziale (lato sinistro) del primo provino angolare

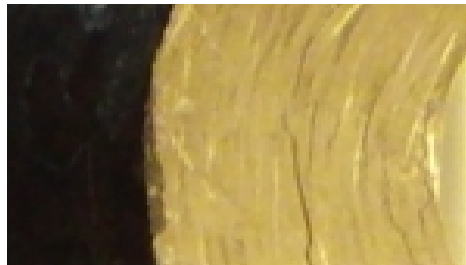


Figura 6.8. Delaminazione iniziale (lato destro) del primo provino angolare



Figura 6.9. Delaminazione iniziale (lato sinistro) del secondo provino angolare



Figura 6.10. Delaminazione iniziale (lato destro) del secondo provino angolare

Da un confronto tra i due lati di uno stesso provino si nota come il numero di danneggiamenti visibili sia uguale mentre la posizione e la forma delle cricche presentano un maggiore variabilità. Per esempio, alcune delle irregolarità visibili in figura 6.8, sicuramente dovute alla posizione dei fasci di fibre, non sono riscontrabili sull'altro lato del provino. Sempre analizzando il primo provino si nota come la prima delaminazione riguardi sei delle nove

lamine presenti nella metà interna del raccordo, ossia la zona dove si ha la maggior concentrazione di sforzo. Il notevole numero di cricche implica un considerevole danneggiamento del provino e ne spiega la successiva incapacità di sopportare significativi aumenti di carico. Ciò genera l'andamento riscontrabile nella restante parte della curva, caratterizzato da un susseguirsi di perdite di carico di piccola entità dovute alla nascita di nuovi danneggiamenti ed alla propagazione di quelli già presenti. Al termine di questa fase il provino si presenta quasi completamente delaminato, come osservabile nelle figure 6.11 e 6.12 e il carico sopportato si assesta a un valore costante di entità notevolmente ridotta.



Figura 6.11. Delaminazione finale (lato sinistro) del primo provino angolare



Figura 6.12. Delaminazione finale (lato destro) del primo provino angolare

Per quanto riguarda il secondo provino invece, in corrispondenza della prima perdita di carico, si formano soltanto due cricche e in seguito il provino è in grado di reggere un ulteriore incremento di carico e assorbire altra energia. Infatti, come si nota nel grafico in figura 6.6, dopo la prima delaminazione, la forza applicata aumenta nuovamente fino a un livello pari all'83% del valore massimo. Superato questo punto vengono generate innumerevoli delaminazioni lungo tutto lo spessore e il provino non risulta più in grado di sopportare alcun aumento di carico. Nelle figure 6.13 e 6.14 sono visibili le due facce laterali del provino in seguito al secondo danneggiamento.



Figura 6.13. Lato sinistro del secondo provino angolare dopo il secondo danneggiamento



Figura 6.14. Lato destro del secondo provino angolare dopo il secondo danneggiamento

Vengono ora presentati, nelle figure 6.15 e 6.16, gli andamenti delle misure di deformazione, letti per mezzo degli estensimetri, in funzione dello spostamento degli afferraggi per il primo e per il secondo provino.

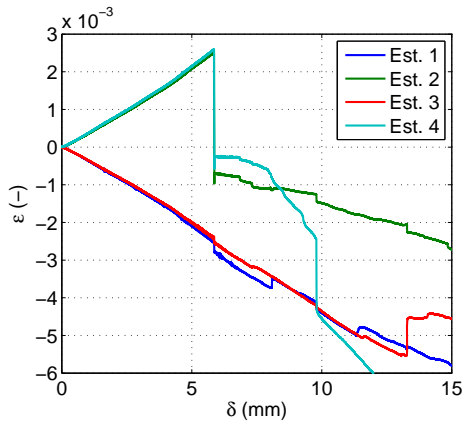


Figura 6.15. Curve $\epsilon - \delta$ per il primo provino angolare

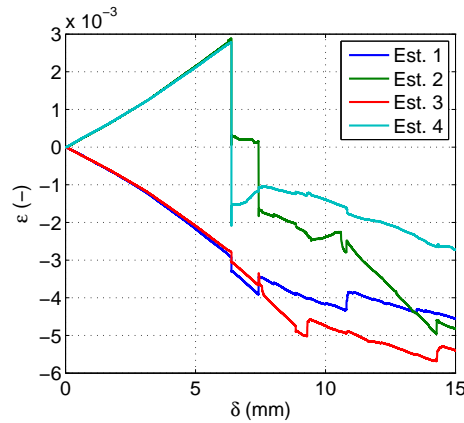


Figura 6.16. Curve $\epsilon - \delta$ per il secondo provino angolare

In entrambe le figure si vede che, durante la fase di carico del provino gli estensimetri posti sul lato esterno (1 e 3) subiscono una deformazione a compressione, riportata nel grafico come negativa, al contrario di quelli interni che sono deformati a trazione. In particolare, tutti e quattro gli estensimetri mostrano un comportamento pressoché lineare fino alla nascita del primo danneggiamento, chiaramente rappresentato dalle discontinuità registrate. A questo punto è utile notare la notevole differenza nel comportamento post-

rottura delle misure relative al lato interno rispetto a quello esterno. Particolarmente interessante risulta il comportamento degli estensimetri interni (2 e 4) che, in seguito alle prime delaminazioni, riportano un cambiamento di segno del valore di deformazione misurato. Questo comportamento è dovuto all'incapacità della lamina interna di collaborare al trasferimento del carico in seguito alla nascita del danneggiamento. Essa infatti si separa dal provino muovendosi verso l'interno della zona di curvatura, registrando quindi uno sforzo di compressione. Al contrario le lamine esterne non risentono delle prime delaminazioni, e i corrispondenti estensimetri (1 e 3) registrano un andamento decrescente fino alla fine della prova, caratterizzato da piccole discontinuità causate dalla progressiva nascita di nuovi danneggiamenti.

Provini realizzati con l'ausilio del *binder*

La funzione del *binder* è quella di creare una preforma rigida e facilmente maneggiabile ottenuta tramite la formazione di legami localizzati, sia all'interno di ogni lamina che tra le lamine stesse. Dato che il volume di *binder* necessario per dare stabilità alla preforma è generalmente piccolo, pari a pochi punti percentuali del peso complessivo del rinforzo, esso deve essere caratterizzato da adeguati valori di resistenza e rigidità. Inoltre, la viscosità non deve risultare troppo bassa per evitare che esso permei all'interno del rinforzo, generando una riduzione del livello di resistenza interlaminare [27]. Siccome il *binder*, al termine dell'infusione, diventa parte integrante del materiale composito prodotto, risulta di notevole importanza lo studio del livello di compatibilità con la matrice, funzione delle proprietà chimiche della resina e del *binder* stesso. I *binder* più comunemente utilizzati sono basati su resine poliesteri termoplastiche caratterizzate da elevate proprietà meccaniche ma da una bassa compatibilità con resine epossidiche. Per questo motivo si è scelto di adoperare nel lavoro svolto un *binder* a base fenolica. Vengono ora presentati in figura 6.17 i risultati ottenuti dalle prove eseguite sui provini 3 e 4, prodotti con l'ausilio del *binder*, accanto a quelli registrati per i primi due provini. Osservando le nuove curve è possibile notare una notevole differenza rispetto alle precedenti, indice di problemi da imputare all'utilizzo del *binder* stesso.

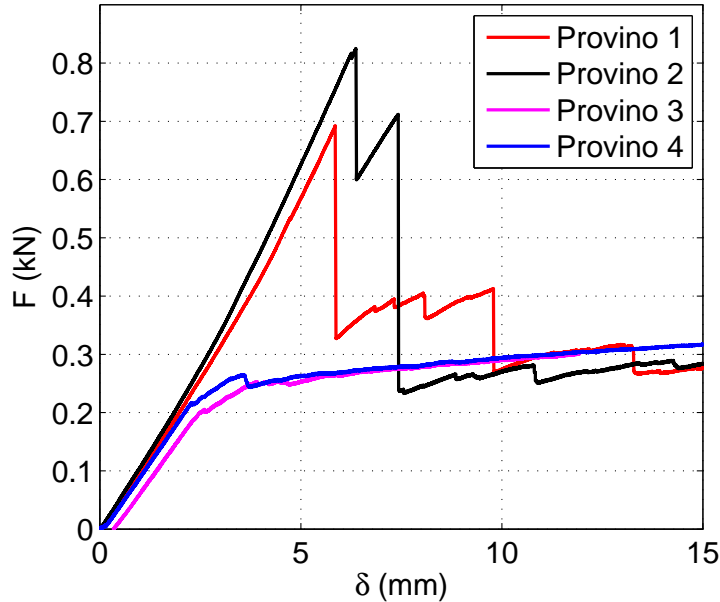


Figura 6.17. Curve $F - \delta$ per i quattro provini angolari

Dall'analisi delle curve è possibile notare come l'utilizzo del *binder* abbia condotto a una totale alterazione delle caratteristiche del provino. In particolare, risulta evidente l'incapacità dello stesso di resistere a sforzi di delaminazione in quanto il carico sopportato dal provino integro è uguale a quello sostenuto dal provino completamente delaminato. Inoltre, è possibile notare anche una diminuzione del valore di rigidezza registrato, dovuto alle diverse proprietà del materiale composito formato da fibra, resina e *binder*. Infine, durante la prova risulta evidente una continua e progressiva comparsa di delaminazioni su entrambi i lati del provino. Esse si sviluppano senza alcun assorbimento di energia, indice di bassi valori di resistenza e tenacità interlaminari, tali da rendere la risposta forza-spostamento del provino con *binder* simile a quella di un provino completamente delaminato già a partire dalla manifestazione dei primi fenomeni di danneggiamento, come evidenziato dagli andamenti riportati in figura 6.17. Un comportamento di questo genere è dovuto a un basso livello di solubilità del *binder* Neoxil 8294 all'interno della resina LY 564. Il fenomeno inoltre è stato ulteriormente accentuato dalla bassa temperatura scelta per l'infusione e per la reticolazione del pezzo, tale da limitare la reattività chimica dei componenti. Quanto appena detto è ulteriormente giustificato dai risultati ottenuti da lavori svolti in tesi precedenti [28], in cui lo stesso tipo di *binder* è stato utilizzato con resina RTM6, caratterizzata da una temperatura di infusione di 120 °C e di reticolazione di 170

°C, ottenendo buoni risultati. In conclusione, il comportamento ottenuto dai provini 3 e 4 risulta totalmente inaccettabile per un laminato in composito, e per questo motivo è necessario in futuro eseguire dei test di solubilità al variare delle condizioni di temperatura e del tipo di *binder*, al fine di trovare la combinazione ottimale per la resina *LY 564*. Un'analisi di questo tipo può risultare particolarmente interessante in quanto studi recenti, disponibili in letteratura [27], prevedono la possibilità di raggiungere, grazie al *binder*, risultati addirittura migliori di quelli della sola resina.

Analisi al microscopio

Vengono ora riportati gli scatti eseguiti al microscopio ottico su provini angolari delaminati, prodotti senza l'ausilio del *binder*. La figura 6.18, ottenuta con un ingrandimento di 20 volte, riporta l'intero lato del provino, nel quale le cricche sono difficilmente visibili a causa dell'effetto di chiusura delle stesse generato dal ritorno elastico del provino al termine della fase di scarico. L'immagine 6.19 è stata ottenuta con ingrandimento 50x e permette di evidenziare lo sviluppo irregolare del danneggiamento dovuto all'andamento oscillante dei tessuti.



Figura 6.18. Delaminazioni multiple nel provino angolare senza *binder* (20x)



Figura 6.19. Dettaglio delle delaminazioni nel provino angolare senza *binder* (50x)

Un miglior risultato può essere ottenuto utilizzando il microscopio elettronico: le figure 6.20 e 6.21, sempre riferite al provino prodotto senza l'ausilio del *binder*, mostrano rispettivamente alcune delle delaminazioni sviluppate e l'evoluzione in modo misto del danno che, dopo essersi originato tra due lamine, è in grado di propagare all'interno della lamina stessa fino a raggiungere la successiva interfaccia.

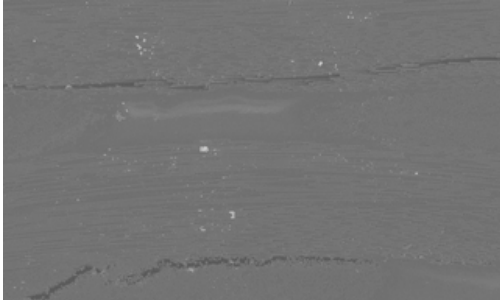


Figura 6.20. Delaminazioni sviluppate nel provino angolare senza *binder* (150x)

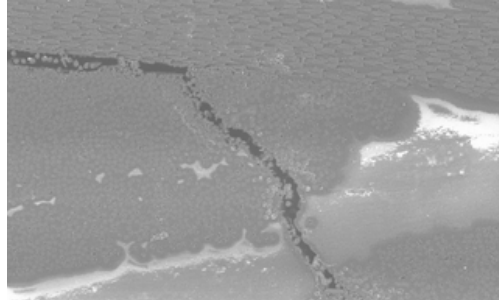


Figura 6.21. Danneggiamento intralaminare nel provino angolare senza *binder* (300x)

Molto interessante risulta quanto scoperto osservando i restanti provini, nei quali il *binder* è risultato incapace di disciogliersi all'interno della resina. Questo comportamento sembra confermato dalle figure 6.22 e 6.23, dove risulta visibile una risposta al fascio di elettroni di colore bianco e distribuzione irregolare, diversamente dalla tipica risposta della resina, dello stesso colore ma generalmente più regolare.

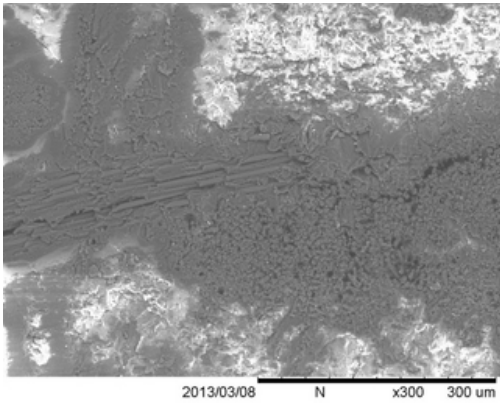


Figura 6.22. *Binder* e cricca nel provino angolare (150x)

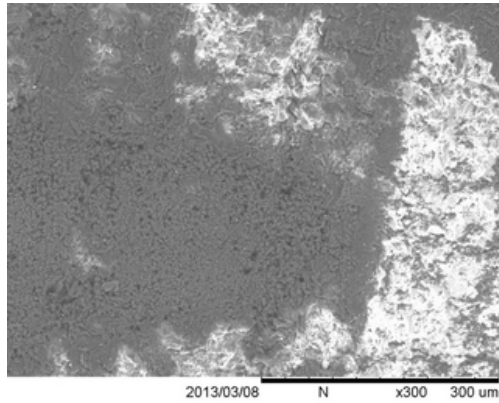


Figura 6.23. Depositi di *Binder* nel provino angolare (150x)

Negli scatti eseguiti a maggior ingrandimento, visibili nelle figure 6.24 e 6.25, è possibile notare come il *binder* sia visibile sotto forma di piccoli agglomerati attaccati alla superficie laterale delle fibre, a conferma di un forte legame con queste ultime ma di uno scarso livello di solubilità nella resina. La presenza di due fasi distinte all'interno della matrice ha quindi causato una frammentazione della stessa, favorendo la nascita e la propagazione di danneggiamenti inter e intra-laminari. Inoltre, la presenza di agglomerati di

binder può aver ostacolato lo scorrimento della resina e l'impregnazione dei tessuti durante la fase di infusione, promuovendo la nascita di vuoti [29].

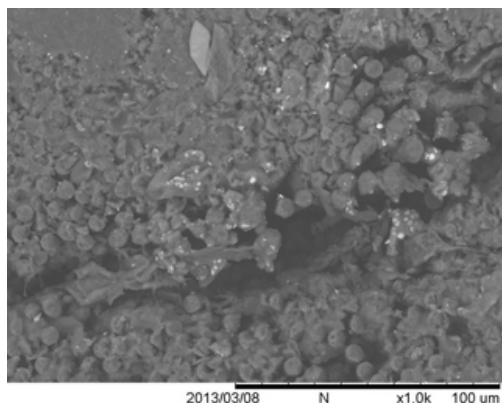


Figura 6.24. *Binder* su fibre uscenti dal piano (1000x)

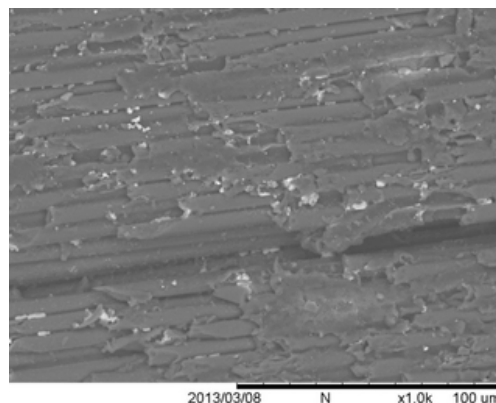


Figura 6.25. *Binder* su fibre disposte longitudinalmente (1000x)

6.2 Modellazione numerica

6.2.1 Preparazione del modello

La modellazione ad elementi finiti del provino angolare è stata eseguita suddividendo il modello in due parti. La prima, contenente la zona curvilinea e i primi 40 mm dei bracci rettilinei, è stata modellata secondo il metodo descritto nel precedente capitolo, ossia partendo dalla *mesh* della lamina inferiore e poi creando le restanti lamine e gli elementi solidi per estrusione. La restante parte invece è stata modellata utilizzando *shell* continue ad integrazione ridotta (SC8R), rappresentate da elementi solidi dello stesso spessore del provino. La scelta di dividere il modello permette di ridurre notevolmente il numero di elementi utilizzati per modellare l'intero provino e allo stesso tempo permette di studiare in modo completo sia l'inizio della delaminazione che la successiva propagazione del danno nella zona di interesse, posta attorno al raccordo curvilineo. In figura 6.26 è riportata un'immagine della *mesh* generata in cui sono visibili le parti in cui è stato suddiviso il modello. In particolare, sono visibili in blu gli elementi bidimensionali della lamina esterna, in verde gli elementi solidi di collegamento tra le lamine e infine le due rimanenti parti formate da *shell* continue. Queste ultime, al fine di alleggerire il modello, sono state create raddoppiando le misure dei lati all'interno del piano delle lamine; ciò è stato possibile grazie alla scelta di collegare le due zone per mezzo un contatto, eliminando in questo modo

ogni problema legato alla continuità della *mesh*. Il contatto è stato creato vincolando tramite il comando *tie* le superfici laterali delle *shell* continue ai nodi d'estremità della parte modellata a lamine.



Figura 6.26. Mesh del provino angolare

Le *shell* continue sono elementi a stato di sforzo e deformazione tridimensionale utilizzate per modellare componenti strutturali caratterizzati da una risposta simile a quella delle lamine ma rappresentati per mezzo di elementi continui. In particolare, le principali differenze rispetto agli elementi *shell* bidimensionali sono [30]:

- capacità di rappresentare con maggior accuratezza la risposta attraverso lo spessore per laminati in materiale composito;
- grande efficacia per elementi caratterizzati da un elevato rapporto tra lo spessore e le dimensioni nel piano;
- capacità di rappresentare la rastrematura in direzione dello spessore;
- modellazione più accurata del contatto grazie alla possibilità di variare lo spessore.

A differenza di quanto accade negli elementi bidimensionali, per le *shell* continue la determinazione della direzione dello spessore dell'elemento può risultare ambigua. A causa del diverso comportamento nel piano rispetto alla direzione ad esso perpendicolare, è necessario definire nel file di ingresso di *Abaqus* un sistema di riferimento che permetta di definire correttamente l'orientazione dell'elemento. In particolare grazie alla complanarità degli elementi a *shell* continua creati per ogni braccio del provino, è stato sufficiente

definire un sistema di riferimento ottenuto da quello globale eseguendo una rotazione di 45° attorno all'asse y per gli elementi di sinistra e di -45° per quelli di destra. Più complessa risulta invece la creazione di un sistema di riferimento che permetta di rappresentare correttamente gli elementi solidi di interfaccia posti lungo la curvatura. Per fare ciò è stata utilizzata la card *offset to nodes* che permette di definire l'orientazione di ciascun elemento indicando tre nodi, il primo dei quali precisa la direzione dell'asse x dell'elemento, il secondo l'asse y e il terzo l'origine del nuovo sistema. Inoltre, creando l'intera *mesh* della zona modellata a lamina con una sola operazione del software *HyperMesh*, si ottengono elementi i cui nodi sono orientati sempre allo stesso modo e per questo il sistema di riferimento definito per uno a scelta tra i solidi sarà valido anche per tutti i rimanenti. Per sicurezza è stato in seguito verificato, utilizzando il software *Abaqus CAE*, che i tre assi definiti per ciascun elemento fossero disposti in maniera corretta. Infine sono stati imposti i vincoli creando per ciascun lato un set contenente i nodi posti in corrispondenza dell'afferraggio, i quali sono stati poi vincolati rigidamente ai due nodi creati per l'introduzione del carico. Il posizionamento di questi ultimi risulta particolarmente importante e va eseguito cercando di rispettare il più possibile le caratteristiche geometriche misurate durante la prova sperimentale; infatti un'eventuale variazione della loro posizione avrebbe una notevole influenza sia sulla rigidità del modello che sull'istante di inizio della delaminazione. L'applicazione del carico avviene bloccando al nodo di sinistra tutti i gradi di libertà ad eccezione della rotazione attorno all'asse y ; in modo analogo è stato vincolato il nodo di destra, con l'unica differenza che in direzione x viene imposto uno spostamento a velocità costante. La simulazione della prova, al pari di quanto fatto per il modello DCB, è eseguita alla velocità di 400 mm/s al fine di diminuirne la durata senza però eccitare la dinamica del componente. Per quanto riguarda il livello di infittimento della *mesh*, restano valide le considerazioni fatte durante la modellazione della prova DCB. Per questi motivi, sono stati utilizzati elementi la cui dimensione è pari a $0.625 \text{ mm} \times 0.625 \text{ mm}$ in all'interno del piano dei tessuti, e pari allo spessore di una lamina in direzione perpendicolare. Per quanto riguarda gli elementi a *shell* continua è stata utilizzata una dimensione doppia all'interno del piano, e uno spessore pari a quello dell'intero provino. Il modello così realizzato, nonostante le semplificazioni adottate, è formato da un elevato numero di nodi ed elementi, dovuti prevalentemente alla necessità di modellare 18 lamine e al contempo utilizzare una *mesh* abbastanza fine da poter permettere uno studio corretto del fenomeno. Ciò avrebbe sicuramente reso la fase di ottimizzazione del modello eccessivamente lunga a causa della ridotta potenza di calcolo a disposizione. Il problema è stato risolto realizzando un modello del provino la cui larghezza è stata ridotta a 5 mm ,

l'equivalente di otto elementi. In questo modo è stato possibile ridurre di cinque volte il tempo di calcolo necessario, ottenendo simulazioni di circa quattro ore utilizzando quattro processori in parallelo. In tabella 6.1 sono riportati il numero di nodi e quello di elementi complessivi per i due modelli.

Tabella 6.1. Numero di elementi per il modello del provino angolare

Provino	Intero	Ridotto
Larghezza [mm]	25	5
Numero di elementi [-]	215400	43080
Numero di nodi [-]	116256	25568

6.2.2 Risultati

Le simulazioni sono state eseguite utilizzando le proprietà elastiche e le tenacità ricavate dalle prove eseguite nei capitoli precedenti, riassunte in tabella 6.2:

Tabella 6.2. Riassunto delle caratteristiche meccaniche del materiale

E_{11}, E_{22}	E_{33}	G_{12}	G_{13}, G_{23}	ν_{12}	ν_{13}, ν_{23}	G_{Ic}	G_{IIc}
[GPa]	[GPa]	[GPa]	[GPa]	[-]	[-]	[kJ/m ²]	[kJ/m ²]
58.0	7.8	4.2	3.0	0.11	0.3	0.6	2.5

L'obiettivo del modello numerico consiste nel determinare il valore di resistenza interlaminare a trazione correlando le curve forza-spostamento ottenute dalle simulazioni con quelle sperimentali. Tralasciando i risultati ricavati dai provini realizzati con il *binder*, la correlazione riguarderà solamente i restanti provini, dei quali risulta interessante valutare le proprietà interlaminari. In particolare, si è deciso di iniziare studiando la sensitività del modello alla resistenza in modo I (σ_{I0}), ritenuta il principale fattore nella determinazione dell'inizio del danneggiamento. Uno dei principali problemi riscontrati consiste nel comportamento del modello in seguito all'inizio della delaminazione. Il provino infatti, dopo la propagazione della prima cricca subisce un rapido spostamento che, a causa dell'assenza di smorzamento nel modello numerico e dell'elevata velocità di prova, provoca forti oscillazioni nei risultati ottenuti. Il problema può essere facilmente risolto filtrando la risposta con un filtro *Butterworth* di tipo passa basso a 10 poli con frequenza

nominale di 500 Hz tale da permettere il taglio di tutte le informazioni associate alle oscillazioni spurie. Per far ciò è importante richiedere al software di fornire i valori di *output* con un'elevata frequenza in modo da registrare correttamente le oscillazioni stesse e renderne più facile il filtraggio.

In figura 6.27 sono riportati i primi risultati ottenuti al variare della resistenza in modo I a partire da valori tipici per materiali compositi in fibra di carbonio. Il valore di resistenza in modo II è stato inizialmente fissato a 90 Mpa. Al fine di ottenere una più facile correlazione visiva, dalle curve sperimentali è stato eliminato l'effetto della cedevolezza dell'apparato di prova, responsabile dell'andamento curvilineo nella prima parte della curva di carico. La fase di assestamento, non presente nel modello numerico, ha infatti l'effetto di riposizionare il punto di rottura verso un valore di spostamento maggiore. Per eliminare il problema è stata eseguita un'extrapolazione all'indietro del tratto rettilineo della curva, che è stata poi traslata in modo che alla condizione di assenza di carico corrispondesse uno spostamento nullo delle ganasce.

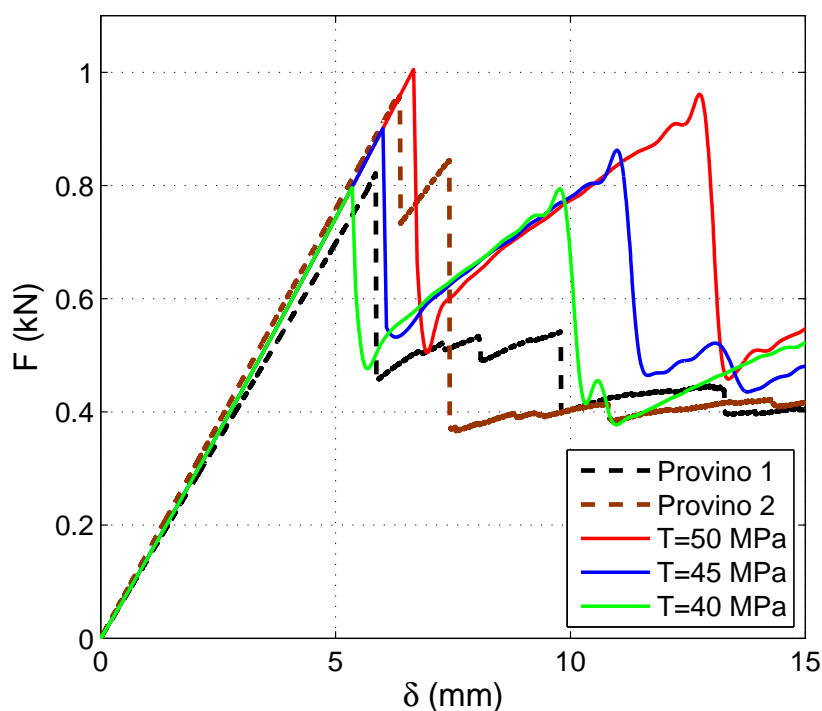


Figura 6.27. Confronto numerico-sperimentale delle curve $F - \delta$ al variare del valore di resistenza interlaminare in modo I (σ_{I0})

L'effetto principale di una variazione della resistenza interlaminare in modo I è quello di variare il punto di inizio di entrambe le delaminazioni, senza alterare né la rigidità del provino, né la modalità di propagazione della cricca. Questo dipende dal fatto che il valore di σ_{I0} rappresenta proprio quel valore limite di sforzo in prossimità del quale ha inizio il danneggiamento dell'elemento all'interno del modello numerico. Considerando un valore pari a 45 MPa è possibile raggiungere un comportamento intermedio tra quello delle due prove sperimentali, utile a rappresentare globalmente le caratteristiche del materiale studiato. Per quanto riguarda le pendenze dei tratti rettilinei è possibile notare un'ottima correlazione con il secondo provino, ad indicare una appropriata modellazione geometrica e un corretto posizionamento dei punti di applicazione del carico.

Per poter analizzare l'andamento delle curve in seguito alla nascita della prima delaminazione è necessario fare alcune considerazioni. La prima grande differenza che rende estremamente difficile eseguire una precisa correlazione del comportamento post-rottura è dovuta al fatto che, mentre nel modello sperimentale alla prima perdita di carico corrisponde un numero variabile di delaminazioni, nel modello numerico ad essa corrisponde la nascita e la propagazione di una sola cricca. Questo è dovuto alla struttura stessa del modello numerico e all'andamento dello sforzo all'interno dello spessore del provino. In particolare, quando un punto raggiunge il valore limite di sforzo, si ha il danneggiamento dell'elemento posto in quella zona e in contemporanea una redistribuzione dello stato di sforzo tale da impedire la nascita di ulteriori cricche. Interessante risulta un confronto tra la prova numerica eseguita con resistenza fissata a 45 MPa e il secondo provino, che a seguito del primo danneggiamento ha registrato un numero limitato di delaminazioni e per questo risulta più vicino al modello numerico. Infatti a parte la notevole differenza nell'intensità della perdita di carico, entrambi presentano un secondo tratto caratterizzato da un livello di carico crescente fino a circa 850 N, in corrispondenza del quale avviene la seconda rottura. A questo punto, pur registrando una notevole differenza nel numero di delaminazioni, entrambi presentano una ridotta capacità nel sopportare un ulteriore aumento di carico e possono quindi essere considerati completamente danneggiati.

Sebbene nella zona angolare del provino sia presente uno stato di sforzo sia radiale che circonferenziale, la nascita di delaminazioni e l'inizio della loro propagazione è prevalentemente dominata dal modo I, come dimostrato dalle curve riportate in in figura 6.28, in cui è stato variato il valore di resistenza interlaminare in modo II (σ_{II0}).

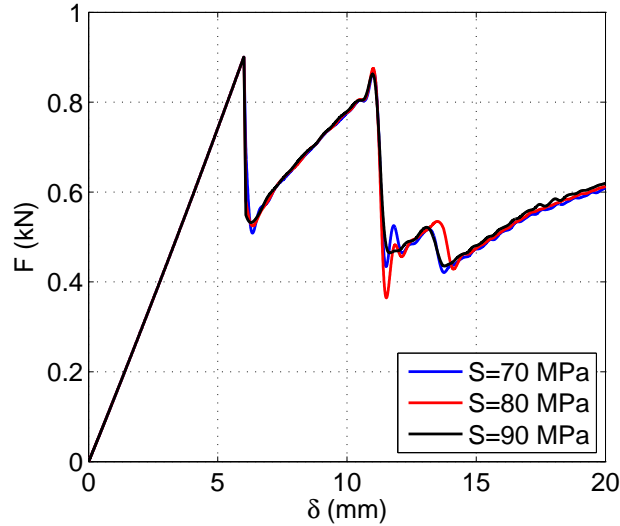


Figura 6.28. Studio di sensitività del modello alla resistenza in modo II (σ_{II0})

Sebbene i valori di tenacità interlaminare siano stati ricavati in maniera univoca dalle prove DCB ed ENF precedentemente svolte, può essere interessante eseguire uno studio della sensitività di tali valori per capire come una loro variazione possa influenzare il comportamento del provino angolare. In figura 6.29 sono riportate le curve ottenute variando il valore di G_{Ic} e mantenendo inalterati i restanti parametri. Le simulazioni sono state eseguite scegliendo un valore di resistenza in modo I pari a 45 MPa e in modo II pari a 90 Mpa.

Osservando i risultati si nota che l'istante in cui avviene il primo danneggiamento è funzione della sola resistenza e quindi rimane invariato; notevole è invece l'influenza della tenacità sia sulla dinamica della propagazione che sul massimo valore di carico sopportabile dal provino a seguito della prima propagazione. Per comprendere al meglio il fenomeno è possibile analizzare la propagazione visualizzando la posizione degli elementi danneggiati per mezzo del software *Abaqus CAE*. In questo modo si nota come a livelli di tenacità maggiori corrispondano dimensioni minori della cricca generata, e una minor perdita di carico nella curva $F - \delta$. Nella parte successiva del grafico un aumento di tenacità genera una traslazione verso l'altro del tratto crescente dovuto alla maggior energia richiesta per continuare la propagazione. Ciò ha quindi un notevole effetto sul valore di sforzo massimo che il provino è in grado di reggere a seguito del primo danneggiamento.

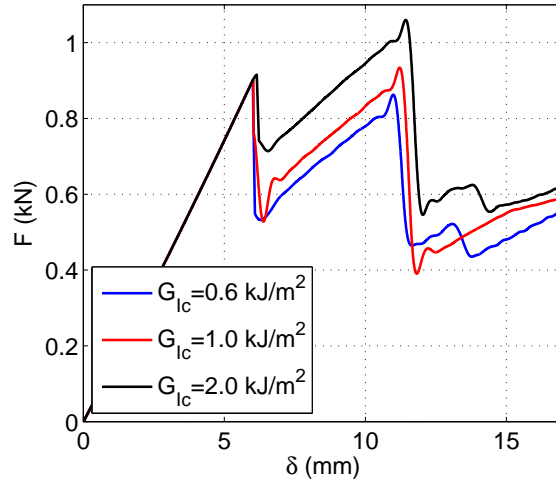


Figura 6.29. Studio di sensitività del modello alla tenacità in modo I

Se invece si prova a variare il valore di G_{IIc} si ottengono i grafici riportati in figura 6.30: il primo effetto visibile è quello di una variazione della perdita di carico associata al primo danneggiamento. In particolare, al decrescere del valore di tenacità aumenta la lunghezza della cricca generata in corrispondenza della prima propagazione, causando una maggiore caduta del livello di carico sopportato dal provino.

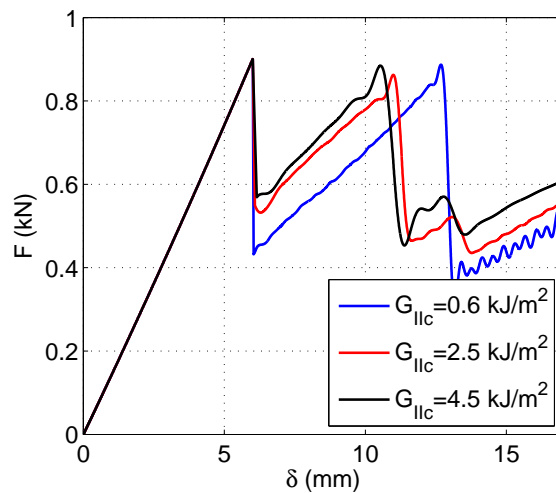


Figura 6.30. Studio di sensitività del modello alla tenacità in modo II

Considerando invece il punto in cui avviene la seconda propagazione, si nota che il livello di sforzo resta invariato, essendo funzione solo del modo I, mentre il livello di spostamento aumenta al decrescere della tenacità. Questo comportamento è dovuto al notevole aumento della lunghezza della cricca che causa una diminuzione del valore di rigidità del provino, il quale registra quindi aperture maggiori a pari livello di carico.

Al fine di validare tutte le analisi eseguite per correlare il modello numerico, viene riportato un confronto tra il modello ridotto e quello intero per una delle configurazioni studiate. Il risultato è riportato in figura 6.31 e mostra come le due curve mostrino un comportamento praticamente identico fino allo sviluppo della seconda cricca. Solo a questo punto, sono invece riscontrabili alcune piccole differenze sul terzo danneggiamento e sulla pendenza finale della curva, riconducibili al propagare di errori associati alle oscillazioni numeriche presenti nel modello.

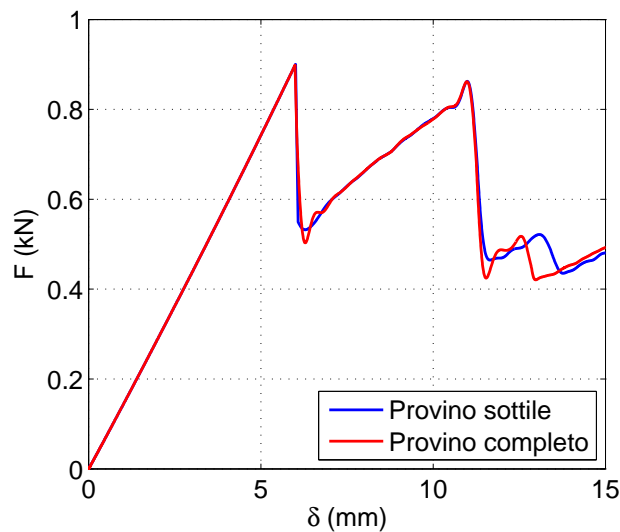


Figura 6.31. Confronto numerico-sperimentale delle curve $F - \delta$ del modello intero e ridotto

Viene ora presentato nelle figure 6.32 e 6.33 lo stato di sforzo in direzione normale alle lamine valutato prima e dopo lo sviluppo della delaminazione. A conferma di quanto previsto dalla normativa la componente radiale è nulla agli estremi e cresce allontanandosi da essi fino a raggiungere il valore massimo a circa un terzo dello spessore. Proprio in tale zona si verificherà la prima delaminazione, a seguito della quale la lamina danneggiata si scarica e la zona centrale del provino si comporta come se fosse suddivisa in due sub-

laminati, ciascuno dei quali con la stessa distribuzione di sforzo descritta in precedenza. E' possibile inoltre notare che all'istante precedente alla rottura lo sforzo è prossimo al valore definito dal coefficiente di resistenza in modo I.

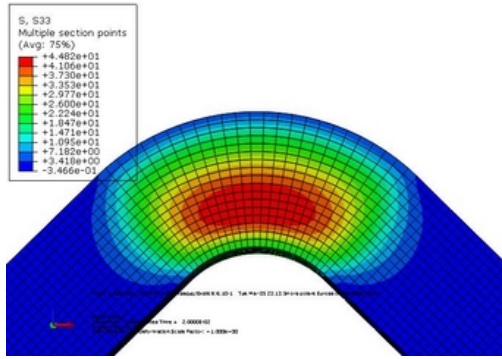


Figura 6.32. Stato di sforzo S_{33} prima della delaminazione

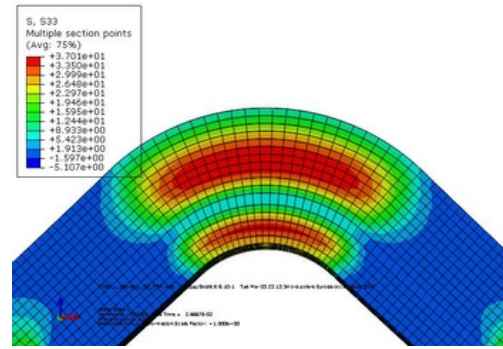


Figura 6.33. Stato di sforzo S_{33} in seguito alla delaminazione

Infine è utile ricordare che dalle prove di correlazione eseguite sui provini angolari non è stato possibile identificare un valore significativo di resistenza interlaminare in modo II, a causa della scarsa influenza di quest'ultimo sui risultati; si è quindi deciso di utilizzare valori ricavati da tesi precedentemente svolte [26]. Per una più precisa valutazione di tale grandezza è possibile eseguire delle prove di *Inter-Laminar Shear Strength* (ILSS).

Vengono ora riportati in tabella 6.3 i valori scelti per identificare le proprietà interlaminari del materiale composito studiato.

Tabella 6.3. Proprietà meccaniche interlaminari del materiale studiato

G_{Ic}	G_{IIc}	σ_{I0}	σ_{II0}
[kJ/m ²]	[kJ/m ²]	[MPa]	[MPa]
0.6	2.5	45	90

Capitolo 7

Conclusioni e sviluppi futuri

L'obiettivo di questo lavoro di tesi è la messa a punto di una metodologia per lo studio del danneggiamento interlaminare in materiali compositi realizzati tramite tecnologia *Resin Transfer Moulding*. L'utilizzo di questa tecnologia introduce alcune sostanziali differenze rispetto ai risultati ottenuti da compositi realizzati in autoclave, a causa sia delle diverse proprietà delle resine per RTM, che dell'utilizzo di tessuti caratterizzati da spessori elevati. Ciò ha richiesto un'attenta analisi dei risultati al fine di identificare in maniera completa i fenomeni osservati e poter validare il metodo proposto per lo studio delle caratteristiche interlaminari del materiale. Nella prima parte del lavoro, quella di produzione dei componenti necessari, si è cercato di fornire dei criteri per ottimizzare le infusioni e ottenere quindi manufatti con la maggior qualità possibile. Ciò è stato fatto ricorrendo a simulazioni numeriche dell'infusione tali da garantire la scelta di parametri di processo ottimali.

Una prima particolarità è stata riscontrata nel comportamento a rottura registrato durante le prove di trazione su provini a laminazione $[0^\circ]_6$, svolte al fine di identificare le proprietà elastiche del materiale, dove è stata registrata una rottura attraverso un cedimento in sequenza delle singole lamine, causato dalla completa delaminazione del materiale durante l'applicazione del carico. La causa di questo comportamento è stata imputata agli sforzi in direzione normale al piano del laminato, generati dalla distensione dei tessuti ad elevata grammatura. Per studiare dettagliatamente il fenomeno sarebbe interessante eseguire prove di trazione su provini con rinforzo a grammatura minore, e quindi minor effetto di distensione. I valori di tenacità in modo I ottenuti dalle prove DCB hanno permesso di convalidare la scelta del ciclo di reticolazione impiegato e al contempo hanno dimostrato la capacità della resina *LY 564* di fornire buone proprietà interlaminari al materiale. Tali risultati sono stati ulteriormente validati tramite una simulazione numerica della prova, eseguita con un approccio innovativo basato sulla modellazione

delle lamine per mezzo di elementi *shell* e dell'interfaccia per mezzo di elementi solidi. Valori di tenacità in modo II particolarmente elevati sono stati ricavati dalle prove ENF. Tale risultato è da imputare, non solo alle proprietà della resina, ma anche alla geometria del rinforzo. Infatti l'andamento oscillante dell'interfaccia ostacola l'avanzamento della cricca, che avviene in modo fortemente irregolare causando un notevole aumento dell'energia assorbita. Per studiare il fenomeno si consiglia di eseguire prove ENF variando prima il tipo di resina e poi la grammatura del tessuto, in modo da poter separare i due effetti e determinarne il singolo contributo sul valore di tenacità. Come ulteriore sviluppo si potrebbe eseguire una simulazione della prova ENF, considerando il contributo dell'attrito generato durante la propagazione. L'identificazione del valore di resistenza interlaminare in modo I è stata eseguita applicando un carico di apertura a trazione ad un provino angolare. La prova è stata svolta su provini prodotti con e senza l'ausilio di *binder*. I primi sono caratterizzati da un limitato valore di resistenza interlaminare, dovuto ad un'insufficiente solubilizzazione del *binder* all'interno della resina. I provini prodotti utilizzando direttamente i tessuti secchi risultano invece in grado di assorbire un'elevata quantità di energia a prova di un buon livello di resistenza interlaminare; quest'ultimo valore è stato ottenuto tramite la correlazione con un modello numerico. In particolare, il modello numerico utilizzato permette di caratterizzare con estrema precisione il comportamento del provino sino alla prima rottura. Alcune differenze sono invece riscontrabili nella zona successiva, a causa al diverso numero di cricche generate nei due casi. Il modello del provino angolare non risulta invece sensibile a una variazione della resistenza in modo II, per il fatto che la generazione di cricche è dominata prevalentemente da uno stato di sforzo di apertura in direzione perpendicolare alle lamine. Per identificare questo valore è necessario eseguire delle prove di *Inter-Laminar Shear Strength* (ILSS). Come ulteriore approfondimento si è deciso di eseguire uno studio di sensitività del modello ai valori di tenacità, i quali esercitano una notevole influenza sulla perdita di carico registrata in corrispondenza della prima delaminazione, sulla rigidità residua del provino e sul livello di sforzo associato alla seconda propagazione. Dopo aver messo a punto una metodologia per lo studio della delaminazione in materiali compositi, il passo successivo consiste nell'applicare il metodo al variare della grammatura e dell'intreccio dei tessuti, del tipo di resina, del ciclo di reticolazione, del tipo di *binder* o di qualsiasi altro parametro in grado di alterare le caratteristiche meccaniche del laminato. La disponibilità di questi dati aiuterebbe notevolmente nella scelta del materiale più adatto per ciascuna particolare applicazione e potrebbe indicare alle aziende produttrici di resine la direzione per eventuali sviluppi futuri.

Appendice A

Disegni CAD

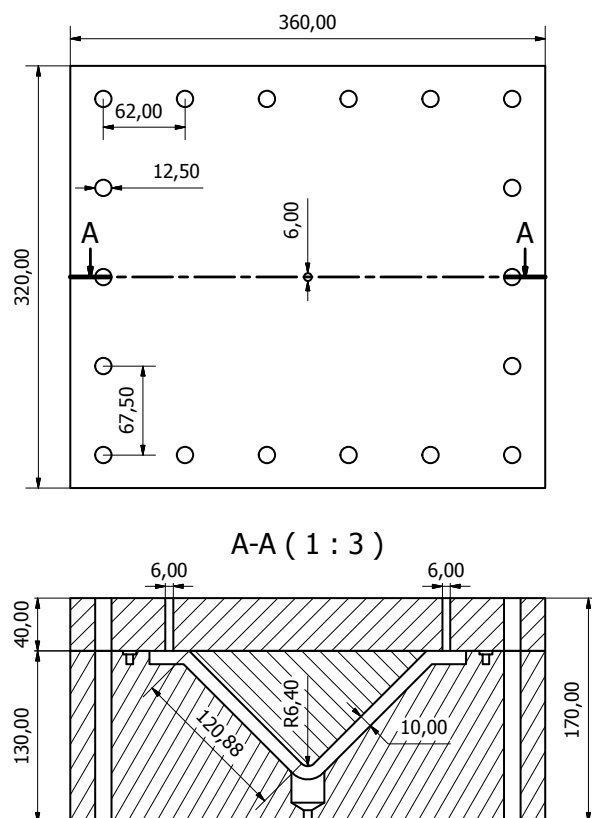


Figura A.1. Disegno quotato dello stampo per provini angolari [mm]

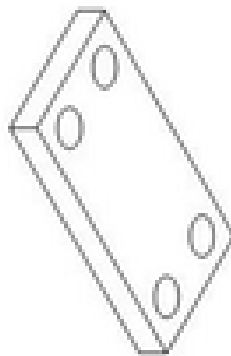
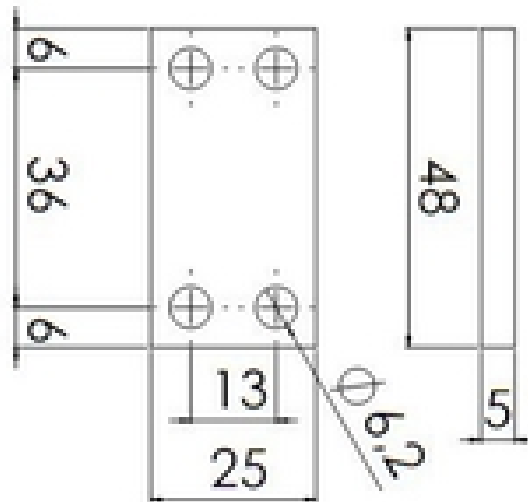


Figura A.2. Componente superiore dell'afferraggio del provino angolare [mm]

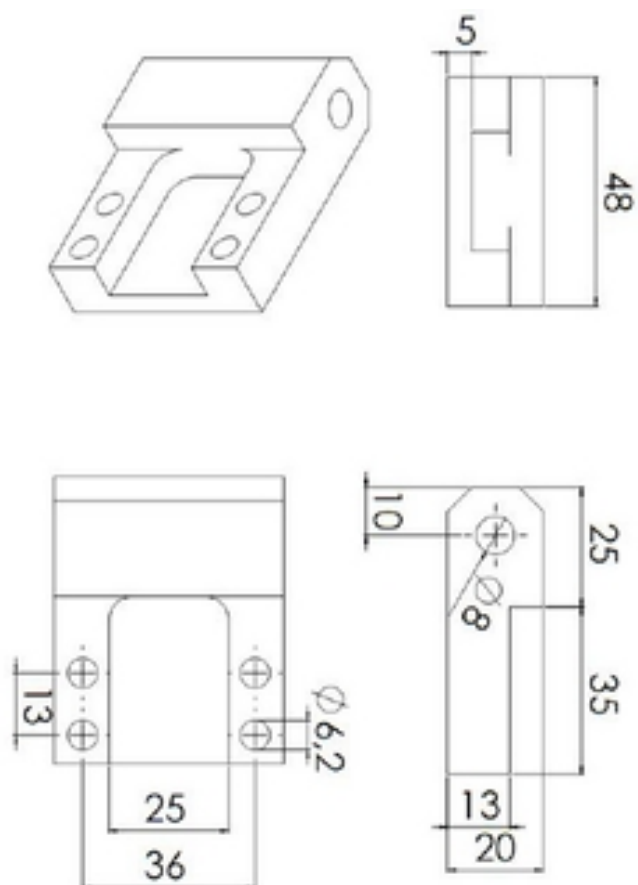


Figura A.3. Componente inferiore dell'afferraggio del provino angolare [mm]

Bibliografia

- [1] M. K. Kang, W. I. Lee, H. T. Hahn, *Formation of microvoids during resin-transfer molding process*. Composites Science and Technology (2000), Vol. 60, p. 2427-2434.
- [2] S. G. Advani, *Flow and rheology in polymer composites manufacturing*. Elsevier, 1994.
- [3] B. Verleye, R. Croce, M. Griebel, M. Klitz, S.V. Lomov, G. Morren, H. Sol, I. Verpoest, D. Roose, *Permeability of textile reinforcements: Simulation, influence of shear and validation*. Composites Science and Technology (2008), Vol. 68, p. 2804-2810.
- [4] A. Shojaei, S. R. Ghaffarian, S. M. H. Karimian, *Modeling and Simulation Approaches in the Resin Transfer Molding Process*. Polymer Composites (2003), Vol. 24, 4, p. 525-544.
- [5] R. Talreja, C. V. Singh, *Damage and Failure of Composites Material*. Cambridge University Press, 2012.
- [6] E. Gdoutos, *Fracture Mechanics. An Introduction*. 2nd ed., Springer, 2005.
- [7] P.J.G. Schreurs, *Fracture Mechanics: Lecture notes*. Eindhoven University of Technology, 2011.
- [8] M. Giglio, *Introduzione alla Meccanica della Frattura*. Dispense del corso di Costruzione di Macchine, Politecnico di Milano, 2011.
- [9] A. Grande, *Modellazione numerica e ottimizzazione del processo VaRTM*. Tesi di Laurea Magistrale in Ingegneria dei Materiali, Politecnico di Milano, 2009.
- [10] ASTM, D 6415/D 6415M, *Measuring the Curved Beam Strength of a Fiber-Reinforced Polymer-Matrix Composite*. 2006.

-
- [11] Yean-Der Kuan, A. Sherif El-Gizawy, *Numerical characterization of mold injection in Resin Transfer Molding process*. Advances in Polymer Technology (2000), Vol. 19, 3, p. 173-179.
- [12] PMP, Resines and Composite Materials, Araldite[®] LY 564 / Aradur[®] 22962 *Product Data*. 2007.
- [13] Hexcel, HexTow[®] AS4 *Product Data*. 2010.
- [14] ASTM, D 3039/D 3039M, *Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials*. 2008.
- [15] ASTM, D 3518/D 3518M, *Standard Test Method for In-Plane Shear Response of Polymer Matrix Composite Materials by Tensile Test of a 45° Laminate*. 2007.
- [16] A. Baldi, *A numerical approach to estimate damage tolerance in composite laminates*. Tesi di Dottorato di Ricerca in Aeromobili a Decollo Verticale, Ciclo XXIII, 2010.
- [17] ASTM, D 5528, *Standard Test Method for Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites*. 2007.
- [18] Performance COMPOSITES Ltd, *Mechanical Properties of Carbon Fibre Composite Materials, Fibre / Epoxy resin*. www.performance-composites.com/carbonfibre/mechanicalproperties_2.asp
- [19] W. Wanga, M. Nakata, Y. Takao, T. Matsubara, *Experimental investigation on test methods for mode II interlaminar fracture testing of carbon fiber reinforced composites..* Composites (2008), Vol. 40, 9, p. 1447-1455.
- [20] E. Guerreschi, *Studio della propagazione di fratture interlaminari nei laminati in composito tramite sensori a fibra ottica*. Tesi di Laurea Magistrale in Ingegneria Aeronautica, Politecnico di Milano, 2012.
- [21] P. Compston, P. Y. B. Jar, *Comparison of Interlaminar Fracture Toughness in Unidirectional and Woven Roving Marine Composites*. Applied Composite Materials (1998), vol 5, 189-206.
- [22] JIS K7086, *Testing methods for interlaminar fracture toughness of carbon fibre reinforced plastics*. K7086 Japanese Industrial Standards, 1993.

BIBLIOGRAFIA

- [23] Russell, A. J. and Street, K. N., *Factors Affecting the Interlaminar Fracture Energy of Graphite/Epoxy Laminates*. 4th International Conference on Composite Materials, ICCM-IV, Tokyo, Japan, p. 279-286, 1982.
- [24] Hibbit, Karlsson & Sorensen, *Abaqus Theory and User's Manuals*. Pawtucket, USA, 2004.
- [25] G. Sala, L. Di Landro, A. Airoidi, P. Bettini, *Dispense del Corso di Tecnologie e Materiali Aerospaziali*. Capitolo 34, Politecnico di Milano.
- [26] P. Belotti: *Metodi sperimentali e numerici per lo studio della delaminazione in laminati curvi in composito*. Tesi di Laurea Magistrale in Ingegneria Aeronautica, Politecnico di Milano, 2012.
- [27] K. Potter, *Resin Transfer Moulding*. Chapman & Hall, London, 1997.
- [28] R. Mozzillo, *Realizzazione di un elemento strutturale in grafite/epossidica. Confronto tra tecnologia RTM e laminazione in autoclave*. Tesi di Laurea Magistrale in Ingegneria dei Materiali, Politecnico di Milano, 2007.
- [29] J. R. Lowe, *Void Formation in Resin Transfer Moulding*. PhD Thesis, University of Nottingham, 1993.
- [30] ABAQUS/Explicit: Advanced Topics, *Shell Elements in ABAQUS/Explicit*. 2005.