



UNIVERSITÀ
DEGLI STUDI
DI PADOVA

DIPARTIMENTO DI TECNICA E GESTIONE DEI SISTEMI INDUSTRIALI

CORSO DI LAUREA MAGISTRALE IN INGEGNERIA DELL'INNOVAZIONE DEL PRODOTTO

TESI DI LAUREA

**MODELLI PREVISIONALI PER LA RESISTENZA
STATICA DI GIUNZIONI INCOLLATE IN MATERIALE
COMPOSITO**

Relatore: *Chiar.mo Prof.* MARINO QUARESIMIN

Correlatore: *Ing.* PAOLO ANDREA CARRARO

Laureando: MATTEO MONTAGNIN

Anno Accademico 2013/2014

Indice:

SOMMARIO	9
-----------------------	----------

CAPITOLO 1: LE GIUNZIONI STRUTTURALI	11
---	-----------

1.1. LE GIUNZIONI STRUTTURALI: GENERALITÀ.....	11
1.2. TIPOLOGIE DI GIUNZIONI PER MATERIALI COMPOSITI	12
1.3. GIUNZIONI INCOLLATE	13
1.4. CONFIGURAZIONI DI GIUNZIONI INCOLLATE.....	15
1.5. TIPOLOGIE DI SOLLECITAZIONI	17
1.6. TIPOLOGIE DI ADESIVO	17
1.7. FATTORI AMBIENTALI.....	21
1.8. MODALITÀ DI CEDIMENTO	21
1.9. EFFETTO DELLA PREPARAZIONE SUPERFICIALE.....	23

CAPITOLO 2: ASPETTI PROGETTUALI DELLE GIUNZIONI INCOLLATE.....	25
---	-----------

2.1. MODELLI PREVISIONALI: GENERALITÀ	25
2.2. ANALISI DELLA LETTERATURA.....	26
2.2.1. <i>Criteri basati sulla massima tensione/deformazione.....</i>	<i>27</i>
2.2.2. <i>Criterio della tensione o deformazione critica ad una certa istanza o in un'area.....</i>	<i>28</i>
2.2.3. <i>Limit state criteria</i>	<i>29</i>
2.2.4. <i>Meccanica della frattura.....</i>	<i>29</i>
2.2.5. <i>Criteri basati sulla damage zone.....</i>	<i>30</i>
2.3. CONSIDERAZIONI FINALI	31

**CAPITOLO 3: ANALISI DELLO STATO TENSIONALE ALL'INTERNO DI UN GIUNTO
INCOLLATO 33**

3.1. TECNICHE PER LO STUDIO DELLO STATO TENSIONALE 33

3.2. ANALISI ANALITICA DI BIGWOOD-CROCOMBE 35

 3.2.1. *Introduzione*..... 35

 3.2.2. *Analisi semplificata per il calcolo delle tensioni di Peel*..... 36

 3.2.3. *Analisi semplificata per il calcolo delle tensioni di taglio* 38

3.3. ANALISI FEM 38

3.4. CASO STUDIO: GIUNTO SINGLE-LAP 39

 3.4.1. *Aderendi in lega leggera*..... 41

 3.4.2. *Analisi FEM* 44

 3.4.3. *Aderendi in composito*..... 48

 3.4.3.1. Giunti di Kwang-Soo Kim et al. [15] 48

 3.4.3.2. Giunti di Quaresimin-Ricotta [7] 51

**CAPITOLO 4: IMPLEMENTAZIONE DEL MODELLO DI KWANG-SOO KIM ET AL. [15]
..... 55**

4.1. INTRODUZIONE 55

4.2. SINTESI DEL MODELLO DI KWANG-SOO KIM ET AL. [15]..... 56

 4.2.1. *Introduzione*..... 56

 4.2.2. *Criteri di cedimento* 56

 4.2.3. *Calibrazione del modello* 58

 4.2.4. *Analisi Numerica*..... 58

 4.2.5. *Filosofia del modello*..... 59

 4.2.6. *Geometria e proprietà dei materiali*..... 60

 4.2.6.1. Composito 60

 4.2.6.2. Adesivi 61

4.3. IMPLEMENTAZIONE DEL MODELLO..... 61

4.4. RISULTATI 65

4.4.1. Primo modello: adesivo EA9309.3NA.....	65
4.4.2. Secondo modello: co-cured	68
4.4.3. Terzo modello:adesivo FM-73	71
4.5. RIEPILOGO E CONCLUSIONI.....	73

CAPITOLO 5: IMPLEMENTAZIONE DEL MODELLO DI CHARLES YANG E JOHN S.

TOMBLIN [18] 75

5.1. SINTESI DEL MODELLO.....	75
5.1.1. Introduzione	75
5.1.2. Filosofia del modello	77
5.1.3. Criteri di cedimento.....	78
5.1.3.1. Tsai-Hill	78
5.1.3.2. Criterio della massima tensione interlaminare di peel.....	78
5.1.3.3. Criterio della massima tensione normale.....	79
5.2. APPLICAZIONE DEL MODELLO AI DATI DI KWANG-SOO KIM ET AL. [15]	79
5.3. APPLICAZIONE DEL MODELLO AI DATI DI QUARESIMIN- RICOTTA [7]	81
5.3.1. Analisi FEM.....	84
5.3.2. Risultati	87
5.3.3. Conclusioni	92
5.4. APPLICAZIONE DEL MODELLO AI DATI DI REIS ET AL. [20]	95
5.4.1. Materiali impiegati.....	95
5.4.2. Risultati	98
5.4.3. Conclusioni	100
5.5. CONCLUSIONI FINALI SUL MODELLO.....	101

CAPITOLO 6: IMPLEMENTAZIONE DEL MODELLO DI SHEPPARD ET AL. [5].... 103

6.1. FILOSOFIA DEL MODELLO	103
6.1.1. 1° FASE: CALIBRAZIONE.....	104

6.1.2. 2° FASE: PREVISIONE	105
6.2. APPLICAZIONE DEL MODELLO DI SHEPPARD AI DATI DI S. J. JOHN [12]	106
6.2.1. <i>Materiali impiegati</i>	107
6.2.2. <i>Calibrazione</i>	107
6.2.3. <i>Risultati</i>	110
6.3. IMPLEMENTAZIONE DELLA NON-LINEARITÀ DI MATERIALE.....	111
6.3.1. <i>Risultati</i>	112
6.4. APPLICAZIONE DEL MODELLO DI SHEPPARD A GIUNTI SIGLE-LAP.....	114
6.4.1. <i>Calibrazione</i>	115
6.4.2. <i>Risultati</i>	117
6.5. CONCLUSIONI	117
CAPITOLO 7: MODELLO IFM	121
7.1. INTRODUZIONE	121
7.2. DISTRIBUZIONE DI TENSIONE E STRESS INTENSITY FACTOR H_0	121
7.3. STRATEGIA DI MODELLAZIONE AL FEM	123
7.4. APPLICAZIONE DELL'APPROCCIO IFM AI DATI DI QUARESIMIN-RICOTTA [7]	125
7.4.1. <i>Geometria square-edge</i>	125
7.4.2. <i>Geometria spew-fillet</i>	128
7.4.3. <i>Commento ai risultati</i>	129
7.5. APPLICAZIONE DELL'APPROCCIO IFM CON ANALISI NON LINEARI AI DAI DI QUARESIMIN-RICOTTA [7]	130
7.5.1. <i>Commento ai risultati</i>	132
7.6. APPLICAZIONE DELL'APPROCCIO IFM AI DATI DI REIS ET AL. [20].....	132
7.7. APPLICAZIONE DELL'APPROCCIO IFM AI DATI DI SABU J. JOHN [12].....	134
7.8. CONCLUSIONI	135

CAPITOLO 8: IMPLEMENTAZIONE DEL MODELLO DI GOGLIO ET AL. [21]	137
8.1. INTRODUZIONE	137
8.2. APPLICAZIONE DEL MODELLO AI SET DI DATI	139
8.2.1. <i>Risultati</i>	139
CAPITOLO 9: RIEPILOGO E CONCLUSIONI.....	143
9.1. RIEPILOGO	143
9.2. CONCLUSIONI	147
BIBLIOGRAFIA	151

Sommario

Sempre più negli ultimi anni l'impiego di materiali compositi in campo strutturale si sta dimostrando un fattore vincente. Se prima era relegato ad ambiti industriali non convenzionali, quali aeronautico, aerospaziale o nautico, oggi l'utilizzo del composito sta entrando anche in ambienti industriali più tradizionali, sempre con lo scopo di apportare una riduzione di peso con un conseguente aumento delle prestazioni. Allo stesso tempo nasce in campo industriale la necessità di mettere appunto appositi strumenti progettuali per questo tipo di materiali, permettendo una progettazione sicura ed efficiente delle nuove strutture.

Con questa tesi si intende dare un contributo per colmare questo gap relativamente ad un problema ben preciso, che è la progettazione di giunzioni incollate con aderenti in materiale composito sottoposte a carichi statici. Infatti tutt'oggi non esiste una procedura universalmente accettata per la previsione di resistenza di questo tipo di giunzioni, limitando l'utilizzo degli adesivi strutturali come metodo di giunzione leggera ed efficace.

Scopo ultimo di questa tesi sarà proprio quello di stendere una procedura per la progettazione completa di una giunzione in materiale composito.

La struttura della tesi riflette quelle che sono state le fasi del lavoro svolto. Dopo uno studio riguardante le giunzioni strutturali nella loro generalità, si è passati ad una ricerca bibliografica per individuare i metodi di analisi e previsionali presenti in letteratura.

Svolta l'analisi letteraria, si sono potuti individuare i modelli che presentavano una maggiore idoneità allo scopo di base, ed in particolare si sono messi in luce due aspetti importanti:

- Il numero limitato di lavori specifici riguardanti giunzioni in materiale composito;
- Nonostante il gran numero di criteri di cedimento proposti dai vari ricercatori per prevedere la resistenza di giunzioni incollate, nessuno presenta una validità generale; in particolare si nota come il cedimento sia fortemente influenzato da numerosi parametri.

In seguito si è passati ad una fase più operativa in cui, con l'aiuto del software di analisi strutturale Ansys si sono andati a testare i modelli scelti, modelli sia riguardanti la descrizione del campo di tensione all'interno del giunto, sia riguardanti la previsione di resistenza della giunzione stessa.

I vari modelli sono stati testati su più set di dati riguardanti giunti di geometrie e materiali diversi proprio per definire una validità generale degli stessi.

In particolare si vanno ad elencare i modelli che si sono impiegati:

- **Kwang-Soo Kim et al. [15]:** modello che si occupa della previsione di resistenza di giunti single-lap mediante l'applicazione di un criterio di cedimento ad una distanza critica dal punto di singolarità;
- **Charles Yang, John S. Tomblin [18]:** in questo modello l'applicazione del criterio di cedimento avviene in un punto posizionato al 2% della lunghezza di overlap dal punto di singolarità;
- **Sheppard et al. [11]:** modello basato sul concetto di damage zone. In particolare la previsione di resistenza è effettuata sulla base di un valore critico di deformazione di peel ottenuto nella fase di calibrazione.
- **IFM (Interface fracture mechanics):** modello basato sull'utilizzo della meccanica della frattura in corrispondenza dell'interfaccia adesivo/aderendo.
- **Goglio et al. [21]:** modello che cerca di prevedere la resistenza dello strato adesivo sulla base dei picchi di tensione σ_y e τ_{xy} ottenuti tramite un'analisi lineare elastica.

Nei capitoli successivi, in cui i modelli saranno analizzati nel dettaglio, saranno riportati e discussi tutti i dati ottenuti.

Si noterà come, purtroppo, i risultati ottenuti siano nel complesso negativi: la maggior parte dei modelli che si sono impiegati infatti non forniscono previsioni coerenti con quelli che sono i dati sperimentali. In particolare al contrario delle aspettative, il modello più semplice sia dal punto di vista teorico che applicativo, quello di Charles Yang & John S. Tomblin [18], è quello che fornisce i risultati migliori.

CAPITOLO 1

Le giunzioni strutturali

1.1. Le giunzioni strutturali: generalità

Le giunzioni all'interno dei componenti e delle strutture meccaniche, indifferentemente che siano realizzate in metallo o in materiale composito, rappresentano una delle maggiori sfide progettuali nella realizzazione di una struttura: esse generano un aumento di peso, possono essere fonte di cedimento e causano difficoltà nella produzione. Per queste ragioni è buona norma limitare al massimo il loro utilizzo, ma sfortunatamente i casi in cui è possibile produrre un componente di una certa complessità senza giunzioni sono molto rari. Questo è dovuto a diversi motivi:

- limiti dimensionali dovuti alla natura del materiale;
- ragioni di costo, di produzione e trasporto;
- la necessità di poter smontare il componente per riparazioni ed ispezioni.

Nel caso specifico dei materiali compositi inoltre si verifica frequentemente la necessità di collegare elementi in materiale composito con elementi di altro materiale, aumentando ancor di più l'importanza dell'aspetto giunzione.

Perciò un punto fondamentale per una completa progettazione di una struttura, nel caso di questa tesi in materiale composito, è lo sviluppo e la progettazione di metodi di unione adeguati. Senza una buona progettazione dei giunti non si è in grado di sfruttare a pieno i grandi vantaggi offerti dai materiali compositi in termini di rigidità e resistenza specifiche.

1.2. Tipologie di giunzioni per materiali compositi

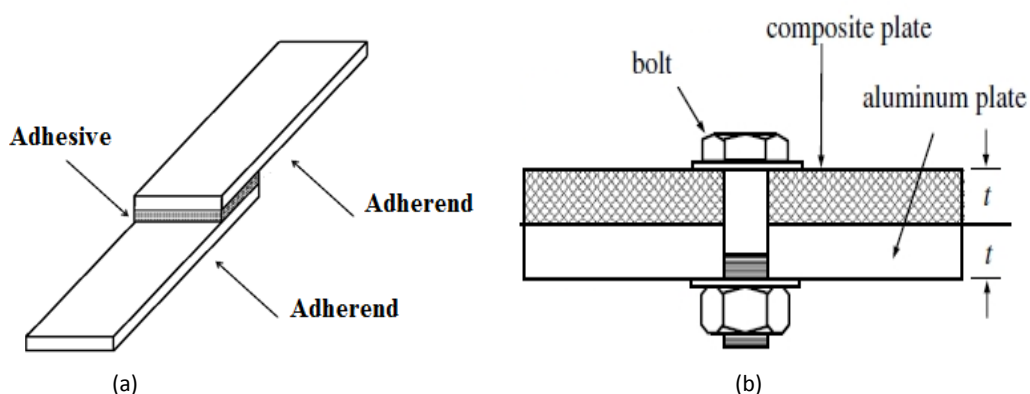
Esistono tre tipologie di giunzioni che permettono l'unione tra materiali compositi e unioni tra elementi metallici ed elementi in materiale composito:

- **Giunti incollati**, nei quali il carico viene trasmesso attraverso le superfici incollate degli elementi con sforzi prevalentemente di taglio sull'adesivo;
- **Giunti meccanici**, nei quali il carico viene trasmesso attraverso elementi metallici (bulloni, rivetti), con sforzi prevalentemente di compressione sugli elementi collegati;
- **Giunti ibridi**, dove il carico viene trasferito in tutti e due i modi.

La saldatura è un'ulteriore possibilità per realizzare unioni con materiali compositi a matrice termoplastica, ma non vengono impiegati per giunzioni portanti.

Alla categoria dei giunti incollati appartengono anche i giunti *co-cured*, nei quali la resina utilizzata all'interno del materiale composito come matrice viene impiegata anche come adesivo strutturale, ottenendo tuttavia un'ottima adesione tra i componenti. Il limite di questa metodologia è che i lembi in materiale composito da collegare devono essere accostati già quando la resina si trova in uno stato di parziale polimerizzazione. Realizzato così il giunto si passa alla cura dello stesso, contemporaneamente a quella del materiale, da cui deriva la denominazione *co-cured*.

Ciascuno dei due principali tipi di giunzione presenta pregi e difetti, che verranno messi in luce successivamente quando si andranno ad analizzare in maniera approfondita le giunzioni incollate.



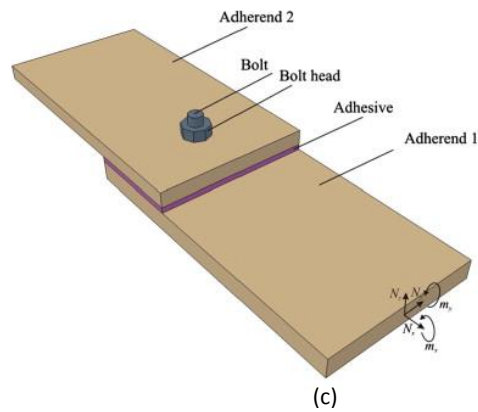


Figura 1.1 - Le tre diverse tipologie di giunto: giunto adesivo (a), giunto meccanico (b), giunto ibrido (c)

1.3. Giunzioni incollate

L'introduzione e lo sviluppo dei giunti incollati è dovuto ad una sempre più crescente richiesta di strutture che uniscano ad una buona resistenza anche il beneficio di una riduzione di peso.

Una giunzione incollata è definita come un processo di unione di materiali nel quale l'adesivo, posto tra i due componenti da unire, solidifica e produce un collegamento adesivo.

Grazie ai loro vantaggi le giunzioni incollate tendono sempre più a sostituire le unioni meccaniche nei componenti strutturali in materiale composito, come già dimostrato con successo da diversi anni in applicazioni avanzate in campo aeronautico e aerospaziale. Tuttavia l'interesse all'impiego di questa categoria di giunzioni da parte di settori industriali più tradizionali come automotive, attrezzature sportive, costruzioni ecc. sta crescendo solo in questi ultimi anni a causa della mancanza di linee guida per la progettazione di strutture efficienti ed affidabili.

I grandi vantaggi offerti dalle giunzioni incollate riguardano il minor peso della struttura finale, minori costi di fabbricazione, riduzione del problema della corrosione.

Un altro aspetto molto importante da considerare è l'entità delle concentrazioni delle tensioni generate dalla giunzione: a differenza delle unioni meccaniche nella quale c'è la necessità di eseguire fori danneggiando il materiale creando forti concentrazioni di tensione, nel caso di giunto incollato il trasferimento di carico risulta essere più omogeneo.

Bisogna fare molta attenzione comunque al campo di applicabilità dei giunti incollati, infatti non sempre è possibile utilizzarli, ed esistono alcuni svantaggi:

- non si possono utilizzare in strutture in cui è necessario dis-assemblare il giunto per la sostituzione di una parte danneggiata o per l'ispezione di particolari interni alla struttura;
- sono altamente sensibili a problematiche che riguardano il loro ottenimento in fase di produzione, ovvero si possono avere facilmente difettosità nello stato di adesione;
- nonostante vengano impiegate tecniche di controllo non distruttivo (raggi X e ultrasuoni) non esiste nessuna tecnica che assicuri che un giunto giudicato integro effettivamente riesca a trasferire i carichi per cui è stato progettato.
- Le superfici di incollaggio degli aderendi necessitano un trattamento superficiale.

Sicuramente il settore aeronautico/aerospaziale è stato il motore per la ricerca nell'ambito delle giunzioni incollate dapprima con lamine metalliche, ed oggi con materiali compositi.

Il lavoro svolto dai ricercatori nel corso degli anni in merito ai materiali compositi, è stato, molto spesso, un trasferimento di aspetti della conoscenza e della tecnologia dei giunti metallici ai materiali compositi, non sempre con buoni risultati. Il numero di lavori che è possibile reperire in letteratura specifici sulla progettazione di giunti in materiale composito è veramente limitato.

Altro aspetto che complica la questione, è la grande numerosità di variabili che influenzano la resistenza e l'integrità di una giunzione incollata:

- *Configurazione della giunzione*
- *Configurazione di carico*
- *Tipologia di adesivo*
- *Preparazione superficiale degli elementi da collegare*
- *Fattori ambientali*

Questo fa capire fin dal principio come sia molto difficile arrivare ad avere modelli previsionali semplici che riescano a tenere in conto di tutte le variabili in gioco.

1.4. Configurazioni di giunzioni incollate

In letteratura è presente un'ampia gamma di configurazioni di giunzioni incollate composito-composito o composito-metallo; le più usuali sono illustrate in figura 1.2.

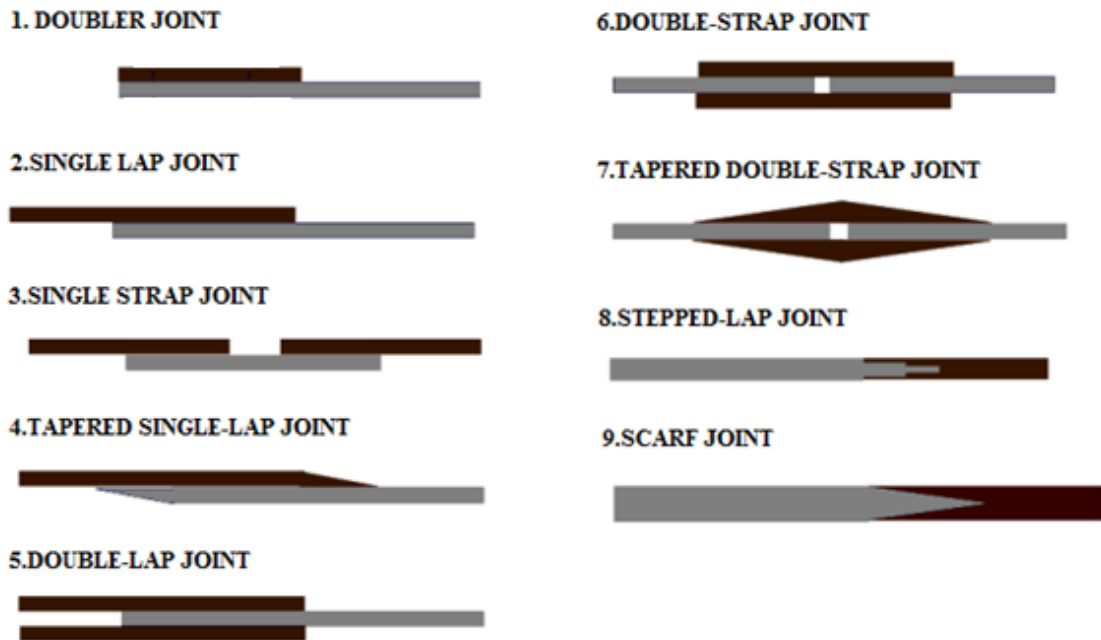


Figura 1.2 - Le più comuni tipologie di giunto incollato.

Analizzando nel dettaglio le singole tipologie di giunto si può dire che i *lap-joints* sono quelli caratterizzati dalla minor efficienza; infatti i carichi tendono ad essere disallineati con forti concentrazioni delle tensioni nello strato adesivo.

Il comportamento della categoria precedente può essere notevolmente migliorato utilizzando degli aderenti assottigliati (*tapering*), ovvero con uno spessore che si assottiglia nel bordo di uscita. Il beneficio è quello di ridurre fortemente gli sforzi di peel nelle zone in cui questi sono positivi, ovvero di trazione.

Un'altra soluzione intelligente è quella suggerita dai cosiddetti *stepped-lap joints*, ovvero dei giunti a gradino. Questi giunti presentano principalmente due vantaggi:

- sono facili da realizzare sfruttando le caratteristiche dei compositi laminati;
- trasferiscono anche carichi elevati distribuendoli in piccoli passi (*step*).

I giunti designati come *scarf joints* sono in teoria quelli che presentano la maggiore resistenza, a patto che il giunto sia spesso abbastanza. In campo pratico si osserva che essi sono caratterizzati da una durata minore per problemi legati al *creep*.

In generale si può affermare che a seconda della configurazione di giunto presa in esame cambia la capacità di carico e la modalità con cui le sollecitazioni vengono trasferite da un aderendo all'altro.

D'altro canto aumentando la complessità del giunto aumentano le difficoltà realizzative e di conseguenza i costi. Proprio per questo in campo pratico si può notare che la maggior parte dei giunti utilizzati si trovano nelle configurazioni più semplici. Le configurazioni più complesse devono essere necessariamente impiegate quando gli spessori degli elementi da collegare sono notevoli (maggiori di 6-7mm) e quindi la resistenza richiesta al giunto è importante.

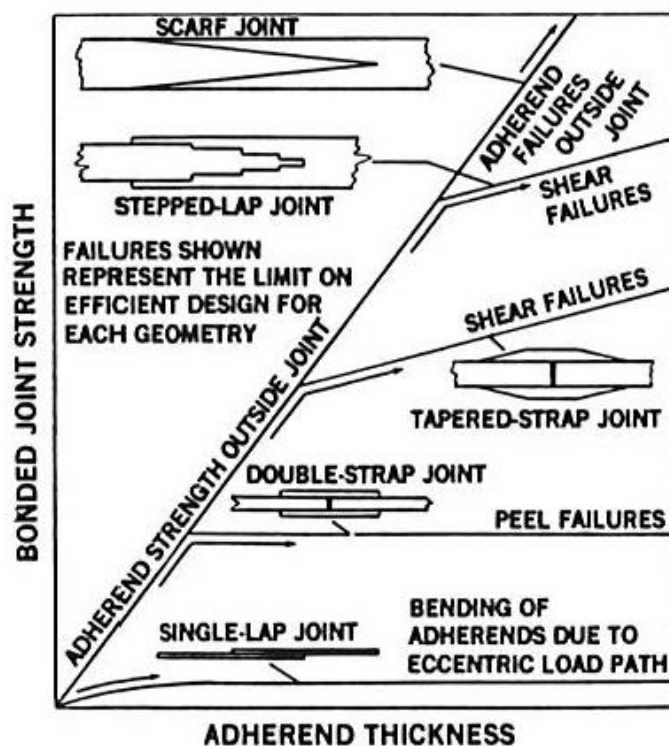


Figura 1.3 - Andamento dell'efficienza in funzione della tipologia di giunzione.

La figura 1.3 illustra come in funzione dello spessore degli aderenti e della tipologia di giunto si possano aumentare decisamente le capacità di carico del giunto stesso.

1.5. Tipologie di sollecitazioni

La giunzione incollata, e di conseguenza lo strato adesivo, possono essere sollecitati in diversi modi a seconda di quella che è la configurazione di carico esterna.



Figura 1.4 - Diverse tipologie di sollecitazione.

I migliori risultati in termini di resistenza della giunzione si possono ottenere progettando il giunto in maniera tale che le sollecitazioni agenti sull'adesivo che si generano siano di taglio e di compressione, cercando di eliminare o limitare al massimo le sollecitazioni di peel e trazione pura. Infatti l'adesivo per sua natura offre una grande resistenza al taglio e alla compressione, mentre risponde in maniera scarsa a sollecitazioni di peel.

1.6. Tipologie di adesivo

Il compito dell'adesivo all'interno di un giunto incollato è quello di trasferire il carico da un aderendo all'altro. Come già accennato in precedenza il giunto dovrà essere progettato in modo tale che il trasferimento di carico avvenga mediante tensioni di taglio. Per questo motivo la resistenza e la deformabilità a taglio essendo le caratteristiche meccaniche più importanti, vengono impiegate per classificare le diverse tipologie di adesivi strutturali.

La principale classificazione è tra:

- **adesivi strutturali fragili**, i quali presentano elevata resistenza e rigidità a taglio ma una limitata deformabilità;
- **adesivi strutturali duttili**, dove resistenza e rigidità sono inferiori ma la deformazione ammessa è sicuramente maggiore.

La scelta della tipologia di adesivo avrà importanti ripercussioni su quello che sarà lo stato tensionale all'interno del giunto e sulla modalità di cedimento. La duttilità dell'adesivo è un fattore che gioca un ruolo importante nella riduzione dei picchi di sforzo di taglio e normale.

Una tecnica che ultimamente è molto studiata per unire la resistenza e la rigidità offerta dagli adesivi fragili con la capacità di assorbire i picchi di tensione degli adesivi duttili, è quella di impiegare più di un adesivo lungo la zona di sovrapposizione. In pratica si va a posizionare un adesivo duttile in corrispondenza della fine della zona di sovrapposizione, mentre un adesivo rigido e fragile è posizionato al centro. Dalle prime pubblicazioni sull'argomento sembra che le prestazioni del giunto possano incrementare notevolmente.

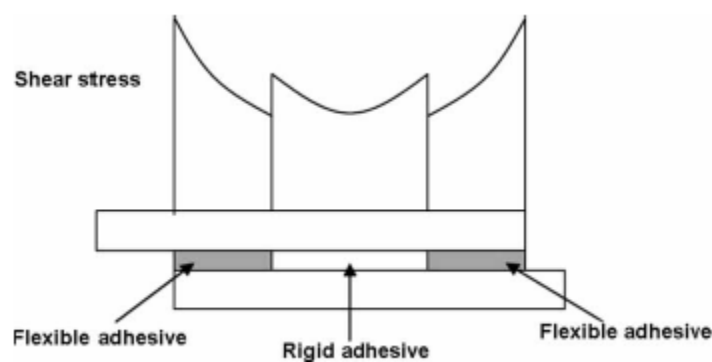


Figura 1.5 - Stato tensionale all'interno dello strato adesivo ibrido.

Il processo di selezione dell'adesivo risulta complesso in quanto non esiste un adesivo in grado di soddisfare tutte le applicazioni, ed i fattori che intervengono nella scelta sono molteplici:

- **Natura degli aderendi** da collegare in termini di materiale, resistenza, rigidità, stato superficiale;
- **Metodo di applicazione e cura** dell'adesivo;
- **Condizioni ambientali** a cui il giunto sarà sottoposto;
- **Sollecitazioni** alle quali l'adesivo sarà sottoposto in esercizio;
- **Costo**, preso in considerazione con applicazioni convenzionali.

Il sempre maggiore impiego di resine resistenti alle alte temperature come matrice dei materiali compositi, hanno reso necessario lo sviluppo di adesivi che offrirono la stessa resistenza al calore. In seguito si riportano le principali famiglie di adesivi impiegati in

applicazioni strutturali con relative proprietà; si può notare come le proprietà varino anche di ordini di grandezza, dimostrando l'importanza del processo di selezione.

Tabella 1.1 – Principali adesivi strutturali [2]

Tipologia	Commento	Range termico di impiego [°C]	Cura
Epossidico	Elevata resistenza meccanica e termica, temperatura di cura relativamente bassa, facile da usare, basso costo.	da -40° a +100°	Con epossidici monocomponente la cura viene eseguita semplicemente somministrando calore; con epossidici bi componente la cura avviene a temperatura ambiente.
Ciano-acrilati	Hanno una veloce capacità incollante, presentano un comportamento duttile, ma presentano una scarsa resistenza ad umidità e temperatura.	da -30° a +80°	Cura veloce (minuti o secondi) dopo un'esposizione ad umidità in condizioni termiche ambientali.
Acrilici	Categoria di adesivi versatili, presentano veloci tempi di cura. Possono essere impiegati anche con superfici non perfettamente preparate, tollerano la presenza di sporco.	da -40° a 120°	Cura attraverso un meccanismo a radicali liberi.
Poliuretani	Buona flessibilità alle basse temperature, buona resistenza a fatica ed impatti, buona durabilità Grande capacità sigillante per applicazioni con basse sollecitazioni, grande flessibilità, ottima	da -200° a + 80°	Cura a temperatura ambiente.
Siliconici	resistenza termica; presenza però lunghi tempi di cura e resistenza meccanica scarsa	da -60° a +300°	Cura a temperatura ambiente.
Fenolici	Buona resistenza meccanica, limitata resistenza a shock termici.	da -40° a +175°	Cura con calore ed elevata pressione.
Bismaelidici	Ottima rigidità, basse proprietà di peel.	da -50° a +200°	Cura con calore ed elevata pressione.

Tabella 1.2 – Proprietà meccaniche di alcuni adesivi [2].

Adesivo	Tipo	Modulo a taglio G [MPa]	Resistenza a taglio [MPa]	Deformazione a taglio [%]
AV 138	Epossidico	1559	30	7.8
DP805	Acrilico	159	8.4	180
SikaFlex 265*	Poliuretano	0.7	4.5	450
RTV 106	Siliconico	-	1.3	400
AS1805	Siliconico	0.68	1.47	330
Redux	Bismaelidico	11800	36.5	3.63

Gli adesivi epossidici risultano essere i più utilizzati per il fatto che con compositi a matrice epossidica (i più comuni) si riesce ad ottenere un'ottima compatibilità tra resina e adesivo con conseguente ottima resistenza della giunzione.

Prima che un adesivo sia pronto per un certo impiego, esso deve subire tutta una serie di test per valutare le sue reali caratteristiche. Questo processo è fondamentale per strutture portanti dove il cedimento dell'adesivo potrebbe causare conseguenze devastanti.

Attualmente esistono più normative ISO e ASTM che indicano i test da sostenere per caratterizzare l'adesivo in termini di resistenza e modulo elastico. I test più comuni sono prove a trazione, a taglio, compressione, peel e prove di fatica. Le prove vengono eseguite su provini di diversa geometria, sia costituiti da solo adesivo, sia contenenti superficie incollate; la diversa geometria dei provini permette di ottenere diversi stati di sollecitazione all'interno dell'adesivo.

Il test maggiormente utilizzato per testare provini incollati è una prova di trazione su giunti single-lap. La modalità di cedimento di questi provini raramente è controllata dalla resistenza a taglio dell'adesivo, ma in genere deriva dalla rotazione in corrispondenza del giunto che genera nello strato adesivo tensioni di peel. Proprio a causa di ciò i dati di resistenza forniti da questi test non vengono utilizzati per la progettazione, ma vengono impiegati per effettuare uno screening in fase di scelta dell'adesivo o per capire l'influenza di certe condizioni ambientali.

1.7. Fattori ambientali

Le giunzioni incollate possono essere esposte a varie condizioni ambientali durante la loro vita di servizio. È molto importante definire già in fase di progettazione quali sono le condizioni alle quali il giunto andrà in contro, in quanto esse possono produrre importanti riduzioni delle performance della giunzione stessa, sia in termini di durata sia in termini di resistenza.

I principali fattori ambientali che influenzano il comportamento della giunzione sono la temperatura e l'umidità. Un'esposizione sia prolungata che breve ad elevate temperature può produrre spesso trasformazioni irreversibili chimiche e fisiche all'interno dello strato adesivo. In genere si osserva che all'aumentare della temperatura la resistenza cala. Anche l'umidità può provocare effetti dannosi alla giunzione: essendo sia l'adesivo che la matrice degli aderenti materiali polimerici, essi tendono ad assorbire umidità con conseguenze come rigonfiamento, plasticizzazione e degradazione. La presenza di umidità oltre ad indebolire le proprietà dell'adesivo e degli aderenti, può anche indebolire l'interfaccia.

Infine si deve considerare che l'intera struttura può essere immersa in un ambiente corrosivo che, oltre a corrodere il giunto può causare l'intrusione di molecole che potrebbero causare un abbassamento significativo delle proprietà meccaniche dell'adesivo e dei componenti. Quindi è essenziale proteggere queste aree critiche con vernici e/o guarnizioni.

1.8. Modalità di cedimento

Le modalità con cui una giunzione incollata può arrivare a cedimento dipendono dagli stessi fattori che ne determinano la resistenza.

La normativa ASTM D5573 prevede la presenza di sei diversi tipi di cedimento per le giunzioni incollate in materiale composito, come riportato nella figura di seguito.

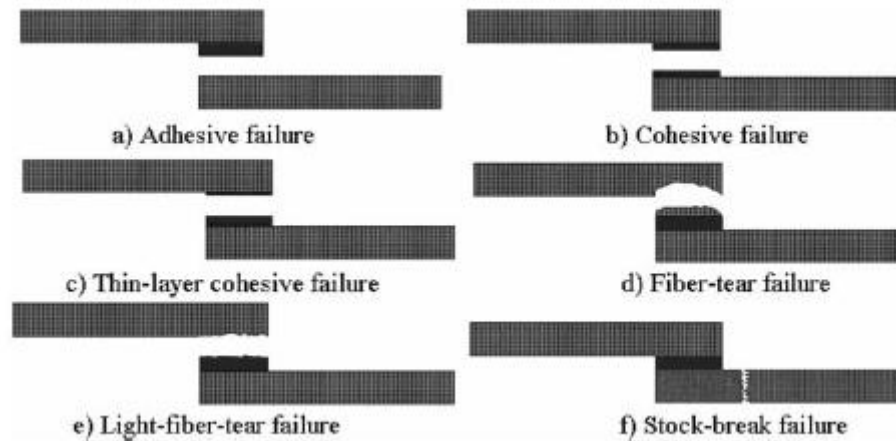


Figura 1.6 - Modalità di rottura previste dalla norma ASTM D5573

Tuttavia è possibile riordinare queste modalità di rottura in maniera più generale in tre gruppi:

- *Rottura degli aderendi, a causa di trazione/compressione o delaminazione;*
- *Rottura dell'interfaccia aderendo-adesivo;*
- *Cedimento coesivo nello strato adesivo;*

In letteratura è possibile reperire numerosi lavori nei quali si vanno ad investigare l'influenza di diversi parametri come condizione superficiale, tipologia di adesivo, condizioni ambientali ecc. ma non sempre i risultati sono in accordo. Con materiali compositi ciò risulta ancor più vero in quanto subentrano altri parametri ad influenzare i risultati, come la sequenza di lay-up, l'orientazione delle fibre, le proprietà meccaniche delle singole lamine. Per questi motivi la previsione di resistenza per questa tipologia di giunti risulta non facile.

In linea generale si osserva che nel caso di aderendi in materiale composito, i quali presentano bassa resistenza nella direzione dello spessore per la loro natura stratificata, la delaminazione locale è la modalità di cedimento più comune.

Questo non è il solo motivo per la quale la rottura nei giunti in materiale composito avviene preferenzialmente negli aderendi; infatti per andare verso una maggiore affidabilità si preferisce progettare il giunto in modo tale che sia l'aderendo a cedere piuttosto che l'adesivo. La ragione principale è che il cedimento dell'aderendo è controllato dalle fibre e dalle proprietà della matrice, mentre nell'adesivo sono molte di più le cause che possono portare a cedimento (difettosità, condizioni ambientali, spessore dello strato, etc.).

1.9. Effetto della preparazione superficiale

La preparazione della superficie a contatto con l'adesivo gioca un ruolo fondamentale nel processo di incollaggio, e forse è il parametro che più di tutti influenza la qualità della giunzione. Appropriati pretrattamenti possono conferire proprietà aggiuntive alla superficie che vanno ad incrementare la resistenza meccanica della giunzione e la sua durabilità. Molto spesso la rottura all'interfaccia aderendo-adesivo è attribuibile a una scarsa preparazione superficiale che non crea le condizioni adatte ad un ottimo incollaggio.

È molto diffusa l'idea, per altro sbagliata, che per avere un incollaggio ottimale basta una buona pulizia della superficie; questa è una condizione necessaria per avere un buon risultato finale, ma non sufficiente.

Il principale step nel processo di preparazione superficiale è la preparazione *chimica*: infatti gli adesivi strutturali lavorano grazie alla formazione di legami chimici (principalmente covalenti) tra gli atomi delle superfici degli aderenti e quelli dell'adesivo. Questi legami chimici costituiscono il meccanismo mediante il quale avviene il trasferimento di carico tra un aderente e l'altro. Per massimizzare la forza di questi legami i trattamenti devono mirare a incrementare l'energia superficiale degli aderenti e aumentare la bagnabilità. I trattamenti chimici più comuni sono la pulizia/immersione con solventi come idrocarburi e acetoni.

Fondamentali sono anche i trattamenti *meccanici* come l'abrasione, il cui scopo è quello di aumentare la rugosità superficiale ed eliminare la resina superficiale in eccesso senza però esporre le fibre. L'aumento di rugosità superficiale ha lo scopo di aumentare la superficie di contatto ma anche di migliorare la bagnabilità delle superfici in composito. Un trattamento molto utilizzato è la sabbiatura mediante ossido di alluminio in azoto secco.

CAPITOLO 2

Aspetti progettuali delle giunzioni incollate

2.1. Modelli previsionali: generalità

Un'adeguata progettazione di giunti strutturali incollati è essenziale per raggiungere le performance richieste alla struttura finale, infatti spesso il giunto impone un aumento di peso e gioca un importante ruolo sulla determinazione dell'efficienza strutturale. Per progettare giunti efficienti e utilizzare al meglio i vantaggi del giunto incollato, è fondamentale sviluppare metodologie che permettano di stimare in maniera veloce, semplice ed affidabile la resistenza dei giunti e la loro vita in servizio. In particolare lo scopo di un modello previsionale è quello di prevedere il carico di rottura, il modo e il punto in cui si avrà cedimento.

Dal punto di vista concettuale un modello per la previsione del carico di rottura di un giunto è basato su quattro elementi fondamentali:

- *Conoscenza delle modalità di cedimento del giunto;*
- *Conoscenza del comportamento dei materiali;*
- *Conoscenza dello stato di tensione/deformazione nel giunto;*
- *Applicazione di un buon criterio di rottura.*

Da questo elenco si vede come necessariamente il punto di partenza per lo sviluppo di un modello previsionale sia un'investigazione sperimentale del fenomeno.

La scelta del criterio di cedimento da implementare nel modello è un aspetto molto importante in quanto avrà una diretta influenza sui risultati finali. La scelta sarà guidata dal tipo di rottura, dalle proprietà dei materiali che costituiscono la giunzione e dal tipo di carico. È vero però che uno stesso criterio applicato in due modelli differenti può produrre risultati diversi; questo perché l'accuratezza di un modello è data dall'insieme degli elementi che lo compongono.

I metodi previsionali però non sempre riescono a garantire un'elevata affidabilità e accuratezza, portando il progettista ad utilizzare elevati coefficienti di sicurezza al fine di tutelarsi. Questo avviene per una serie di motivi che possono essere così riassunti:

- Il comportamento globale della giunzione incollata è non lineare se sottoposto a carichi elevati; è presente sia una non linearità di materiale per l'adesivo sia di deformazione per il giunto stesso.
- Sono presenti singolarità dei campi di tensione in corrispondenza dei bordi della superficie di incollaggio a causa della severa variazione geometrica e del sistema bi-materiale;
- La resistenza della giunzione è influenzata da tutta una serie di fattori elencati in precedenza, difficili da prendere tutti in considerazione all'interno di un unico modello previsionale.
- È difficile sperimentalmente determinare l'effettiva resistenza della superficie di incollaggio.

In linea generale si può affermare che all'aumentare della complessità del modello l'accuratezza della previsione risulta migliore: un modello complesso permette al progettista di tenere in considerazione molti più fattori, ma spesso necessita di numerose e complesse operazioni di calibrazione. Sarà compito del progettista selezionare il metodo che gli permetterà di raggiungere il miglior compromesso tra accuratezza dei risultati e efficienza computazionale.

2.2. Analisi della letteratura

Lo scopo dell'analisi che è stata condotta è stato quello di capire gli approcci seguiti dai diversi ricercatori, sia con aderenti in materiale metallico che in composito. In particolare si è cercato di reperire informazioni su quelle che sono le metodologie per la determinazione dello stato tensionale all'interno del giunto, i modelli previsionali proposti, ed i criteri di cedimento utilizzati.

Le giunzioni incollate sono state intensamente studiate per scopi aeronautici già a partire dalla seconda guerra mondiale, testimonianza del fatto sono i lavori riguardanti lo studio dello stato tensionale di Volkersen e Goland-Reissner datati rispettivamente 1938 e 1944.

La mole di lavori che è possibile reperire in letteratura riguardante lo studio della distribuzione di tensioni all'interno di giunti incollati è nettamente superiore rispetto a quella riguardante la previsione di resistenza.

Ciò che rende ancora più complessa questa analisi è il fatto che molti dei modelli previsionali sviluppati nel corso degli anni riguardano giunzioni che utilizzano aderenti in materiale metallico, essendo i materiali compositi di più recente utilizzo. Non sempre infatti è possibile il trasferimento di conoscenze da una famiglia di giunzioni all'altra, per le caratteristiche proprie del materiale composito: frazione volumetrica di fibre, sequenza di lay-up sono solo i principali parametri aggiuntivi che devono essere tenuti in considerazione.

Per una migliore comprensione risulta utile suddividere i principali lavori presenti in letteratura in base al criterio di cedimento che adottano. In particolare essi possono essere suddivisi in cinque grandi famiglie:

- *Criteri basati sulla massima tensione/deformazione*
- *Criterio della tensione o deformazione critica ad una certa distanza o in un'area*
- *Limit state criteria*
- *Criteri basati sulla meccanica della frattura*
- *Criteri basati sulla Damage Zone e sul Continuum Damage Mechanics (CDM)*

2.2.1. Criteri basati sulla massima tensione/deformazione

I primi criteri ad essere impiegati sono stati proprio quelli basati sulla massima tensione o deformazione presente nel giunto proprio grazie alla loro semplicità.

Adams ed i suoi collaboratori negli anni '80 si sono fatti conoscere per i loro lavori riguardanti la previsione di resistenza nei giunti incollati, abbinando un'analisi agli elementi finiti con un criterio di cedimento basato sulla massima tensione o deformazione.

Questa strada è stata seguita anche da altri autori come Ikegami(1992) per prevedere sia la rottura per delaminazione che la rottura dell'adesivo.

Purtroppo questi approcci presentano un problema concettuale alla base: essendo presente un campo di tensione singolare sia dovuto alla geometria sia al materiale, il picco di tensione tende all'infinito perdendo ogni significato in termini di resistenza del giunto. Inoltre l'utilizzo

del FEM per la determinazione del picco rende l'accuratezza del modello fortemente influenzato da quello che è il grado di refine della mesh.

2.2.2. Criterio della tensione o deformazione critica ad una certa istanza o in un'area

La prima naturale soluzione alla presenza della singolarità del campo di tensione è stata quella di valutare la massima tensione/deformazione ad una data distanza dal punto di singolarità, oppure un valore critico mediato su una data regione. Questo rende possibile ed utile l'utilizzo del FEM per il calcolo delle tensioni.

Purtroppo anche questa categoria di modelli presenta una limitazione: è necessaria infatti una fase di calibrazione nella quale si va a determinare la distanza critica dal punto di singolarità in cui posizionarsi per effettuare le valutazioni. Ogni modello propone la sua distanza critica, la quale è influenzata da parametri quali il tipo di materiale, le dimensioni del giunto ecc.

John nel suo lavoro [12] si è occupato di giunti double-lap in materiale composito, ed ha notato che per varie lunghezze di overlap, il cedimento della giunzione avviene quando ad una certa distanza normalizzata viene raggiunta la tensione di snervamento dell'adesivo. Ciò conferma che la distanza critica varia al variare della lunghezza di overlap, facendo sì che essa non possa essere considerata un unico parametro progettuale.

Altro autore che ha adottato questa filosofia è Kwang-Soo Kim [15]: il modello è stato applicato a giunti single-lap in carbonio unidirezionale, in cui la lunghezza caratteristica viene ottenuta dal confronto tra i risultati numerici e quelli sperimentali.

Un tentativo di superare il problema della determinazione della distanza critica è stato fatto dagli autori del report dell'*U.S. Department of Transportation Federal Aviation Administration* del 2001 [18] in cui a partire da evidenze sperimentali si afferma che la distanza critica sia il 2% della lunghezza di overlap, in quando in questa zona si concentra il danneggiamento che porta a rottura la giunzione.

Entrambi questi due articoli verranno approfonditi nei prossimi capitoli.

2.2.3. Limit state criteria

Il primo ad impiegare questa metodologia è stato Crocombe(1989), il quale propose un criterio di cedimento basato sullo snervamento globale nello strato adesivo sempre con lo scopo di superare i problemi legati ai punti di singolarità.

La premessa di questo criterio è che, per alcuni adesivi duttili, è possibile che prima che vengano raggiunte condizioni locali tali da portare a rottura il giunto, l'intero strato adesivo possa snervare e raggiungere una condizione limite tale per cui esso non possa sostenere altro carico (raggiungimento di una condizione limite da cui il nome limit state criteria). L'applicabilità di questo criterio è stata dimostrata per tre diversi giunti ottenuti sempre con adesivi duttili, single-lap, double-lap e compressive shear. Tramite un'analisi non lineare agli elementi finiti è possibile capire il carico alla quale viene raggiunta la condizione limite e confrontandola con i risultati delle prove sperimentali condotte da Crocombe si vede che l'accordo è molto buono.

C'è da dire che questo criterio va bene solo con adesivi duttili, e con la presenza di grandi raggi ai bordi. La maggior parte però degli adesivi strutturali (*epossidici*) non presenta una sufficiente duttilità per raggiungere un completo snervamento prima che avvenga la rottura, e le previsioni in queste condizioni risultano essere non conservative.

2.2.4. Meccanica della frattura

Per superare le problematiche legate ai criteri classici basati sulla resistenza dei materiali, molti ricercatori hanno proposto di utilizzare la meccanica della frattura per la previsione di resistenza in questa tipologia di giunti.

Il concetto alla base della meccanica della frattura è che si assume la presenza di una cricca o di un difetto nel materiale, ed il cedimento avviene a causa della sua propagazione.

I criteri che permettono di capire se si è giunti nelle condizioni di incipiente cedimento sono basati o sull'energy release rate G o sullo stress intensity factor (SIF): in particolare si raggiungono le condizioni di cedimento quando G raggiunge il valore critico G_c , oppure quando SIF raggiunge il proprio valore critico, entrambi ricavabili da un'analisi numerica abbinata a dati sperimentali.

Purtroppo come messo in luce da Kinloch(1987) l'utilizzo della meccanica della frattura nei giunti incollati non è semplice: la presenza degli aderenti fa sì che la propagazione della cricca non avvenga allo stesso modo di come accade all'interno di materiali omogenei, cioè lungo

una direzione perpendicolare alla massima tensione principale. Inoltre il valore di G_c dipende dallo spessore dell'adesivo.

Un autore che si è occupato della previsione di resistenza utilizzando lo stress intensity factor generalizzato è stato Groth(1988), ottenendo per altro dei risultati soddisfacenti.

È necessario però fare delle osservazioni a questa categoria di criteri: essi vengono ricavati come già detto a partire da provini con la presenza di macro-cricche, proprio perché i principi di meccanica della frattura sono validi per cricche di dimensioni elevate, nell'ordine del mm per i materiali polimerici. Difetti di queste dimensioni all'interno di uno strato adesivo o di aderenti in composito è molto difficile trovarli. Inoltre il posizionamento del difetto non è ovvio.

2.2.5. Criteri basati sulla damage zone

Recentemente sta riscuotendo sempre maggiore successo in letteratura una considerazione secondo la quale, in componenti strutturali polimerici che non contengono cricche macroscopiche, in particolare in giunzioni incollate, il cedimento avviene a partire da una zona di materiale danneggiato. Basandosi su questa osservazione si può concludere che sia meccanica della frattura che i classici approcci basati sulla resistenza dei materiali sono fisicamente non adeguati per la previsione di resistenza dei giunti incollati.

Un approccio più corretto risulta quello di studiare le tensioni e deformazioni in una zona finita di materiale posizionata attorno al punto di singolarità o ad una certa distanza, anziché concentrarsi sui singoli punti di singolarità.

Uno dei primi ricercatori che suggerirono questa metodologia da un punto di vista concettuale fu McClintock(1958), nel cui lavoro sostiene che la rottura di un materiale elasto-plastico, che non presenta incrudimento e soggetto a puro taglio arriva a cedimento quando in un volume finito di materiale raggiunge un valore critico di deformazione a taglio.

Più recentemente Clarke e McGreogor [16] hanno sviluppato un criterio nella quale si afferma che per arrivare a rottura, la massima tensione principale ottenuta da un'analisi elastoplastica agli elementi finiti deve superare la tensione di rottura dell'adesivo in una zona limitata (*UTS over a zone*). Il criterio è stato applicato a 3 differenti tipi di giunto (*single-lap, double-strap and T-peel*) e ha dato risultati in buon accordo con i dati sperimentali.

Sheppard [11] ha ripreso il concetto di volume di controllo o damage zone all'interno del quale viene determinato il cedimento o meno del giunto. Il modello, basato su uno studio agli elementi finiti della giunzione, sostiene che viene raggiunta la condizione di cedimento quando

la deformazione di peel all'interno dell'ultimo elemento dello strato adesivo della zona di sovrapposizione, raggiunge un valore critico calibrato sperimentalmente.

Sempre recentemente alcuni ricercatori si sono concentrati sulla previsione della resistenza della giunzioni incollate mediante *Continuum Damage Mechanics (CDM)*; questo approccio prevede di modellare e descrivere il progressivo danneggiamento del materiale e quindi la degradazione delle sue caratteristiche meccaniche prima della comparsa di macrodanneggiamenti.

Uno dei lavori pionieristici in questo campo è quello di Edlund del 1992, ma si è ancora in una fase preliminare ed è necessario ancora molto lavoro per la validazione dei modelli.

2.3. Considerazioni finali

Una volta illustrati i vari approcci che sono stati utilizzati per lo studio delle giunzioni incollate è possibile fare delle considerazioni di carattere generale e fissare alcuni punti:

1. È inappropriato usare criteri maximum stress/strain in accoppiamento con una dettagliata analisi agli elementi finiti. In presenza di spigoli vivi e di materiali diversi si generano delle singolarità che devono essere trattate in modo opportuno.
2. Criteri maximum stress/strain possono essere utilizzati in accoppiamento con analisi in forma chiusa che forniscono valori "mediati" del picco di tensione.
3. L'applicazione della meccanica della frattura classica a provini non criccati è particolarmente difficile. Se si usano gli elementi finiti per il calcolo della SERR con cricche molto piccole si ottengono valori nulli, quindi dei carichi di rottura infiniti.
4. Criteri basati sulla damage zone permettono di essere applicati indistintamente a componenti sia criccati che non.

CAPITOLO 3

Analisi dello stato di tensione all'interno di un giunto incollato

3.1. Tecniche per lo studio dello stato tensionale

Punto fondamentale per la previsione di resistenza di un giunto incollato è un'accurata determinazione del campo di tensione nei suoi punti critici, tra i quali lo strato adesivo.

Ciò è possibile ottenerlo con due metodologie differenti:

- *Analisi FEM*
- *Analisi analitiche in forma chiusa*

Entrambe le metodologie presentano vantaggi e svantaggi offrono un'ampia variabilità nell'accuratezza dei risultati e di conseguenza nella complessità di impiego.

In letteratura è possibile reperire un elevato numero di analisi analitiche a partire dalla prima del 1938 di Volkersen; il grado di complessità è molto variabile passando da teorie bi-dimensionali lineari elastiche a teorie tridimensionali elasto-plastiche. Resta il fatto che aumentando la complessità dell'analisi va a scemare il principale vantaggio di questa metodologia, cioè quello di dare dei risultati ingegneristicamente validi in tempi brevi ottenibili "carta e penna".

Altro vantaggio importante dell'approccio analitico è che permette di effettuare più agevolmente uno studio parametrico sul ruolo delle varie grandezze caratteristiche del giunto: si può andare ad intervenire su **parametri geometrici** (spessori, lunghezza di overlap) o **parametri meccanici** (proprietà meccaniche di aderenti e adesivo e carico applicato).

Un limite comune a tutte le analisi teoriche è che in molti casi, a causa della natura complessa della geometria, dei differenti materiali, non è possibile arrivare ad una soluzione esatta. In questi casi dovranno essere fatte delle semplificazioni per adattare la teoria al particolare caso di studio.

In aggiunta a questo limite, le teorie classiche presentano altri tre svantaggi:

- Esse non tengono conto della variazione di tensione lungo lo spessore dello strato adesivo, specialmente non si occupano delle tensioni all'interfaccia.
- I picchi di tensione si verificano in corrispondenza della fine della zona di overlap, violando le condizioni di bordo libero. Analisi che ignorano queste condizioni sovrastimano il picco di tensione e tenderanno quindi a dare delle previsioni di resistenza conservative.
- Infine gli aderendi vengono considerati come sottili travi, trascurando le tensioni di taglio lungo lo spessore e le deformazioni normali. Le tensioni di taglio all'interno degli aderendi assumono però un'elevata importanza con il composito per la loro ridotta resistenza interlaminare.

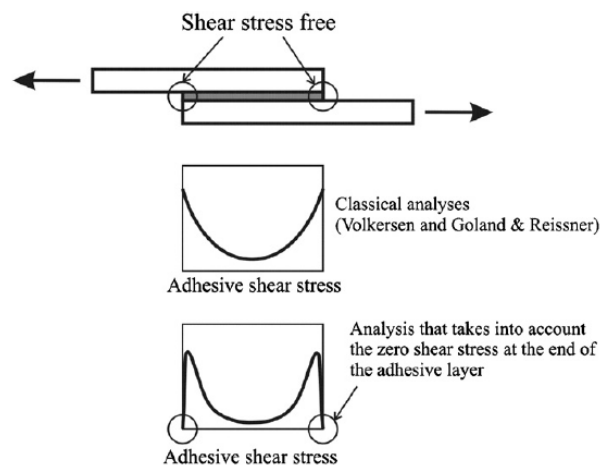


Figura 3.1 – Stato tensionale alla fine della zona di overlap a seconda se si rispetti o meno la condizione di bordo libero.

Per superare i limiti delle teorie classiche e grazie al continuo sviluppo dei moderni mezzi di calcolo, lo studio attraverso l'utilizzo degli elementi finiti è sempre più utilizzato da ricercatori e progettisti.

Lo strumento **FEM** offre grandi vantaggi in termini di versatilità: non ci sono più limiti di geometria e configurazione di carico, tutto può essere implementato. Per ottenere però dei risultati che abbiano senso deve essere prestata grande attenzione alla scelta del tipo di elemento e della densità della mesh, soprattutto in prossimità della fine della zona di overlap dove è presente un punto di singolarità del campo di tensione.

Altro grande vantaggio dell'utilizzo dello strumento FEM rispetto alla soluzione analitica è la possibilità di conoscere gli sforzi non solo sull'adesivo ma anche sugli aderendi: quest'ultima informazione risulta essenziale nel caso di cedimento del giunto per rottura dell'aderendo, come accade nella maggioranza dei casi con aderendi in materiale composito.

Tutti questi benefici derivanti dall'utilizzo del FEM sono però controbilanciati dal fatto che molto spesso il tempo necessario ad ottenere i risultati rispetto ad una teoria classica è molto maggiore: all'aumentare della complessità del modello aumentano i tempi di implementazione e di risoluzione.

Lo scopo del lavoro riportato nei prossimi paragrafi è quello di andare ad effettuare un confronto tra i risultati ottenuti mediante l'utilizzo di una teoria in forma chiusa e l'utilizzo del FEM, per capire se sia possibile basare delle previsioni sugli andamenti previsti dall'analisi analitica.

Come soluzione analitica si è scelta l'analisi presentata nel 1989 da Bigwood-Crocombe [6], la quale si distingue per la propria semplicità di impiego e per il fatto che può essere applicata a diverse tipologie di giunzione, tra le quali single-lap, T-peel, L-joints.

3.2. Analisi analitica di Bigwood-Crocombe

3.2.1. Introduzione

La metodologia si basa su un'analisi in forma chiusa per il calcolo delle tensioni di taglio e di peel all'interno dello strato adesivo di giunzioni di tipo *lap*, e nasce da due necessità riscontrate dagli autori da un'analisi dei lavori presenti in letteratura fino a quel momento:

- L'assenza di un'analisi generale, applicabile a più tipologie di giunti. Come si vedrà in seguito l'unico requisito che si dovrà rispettare sarà che la zona di overlap sia modellabile come un sandwich aderendo-adesivo.
- L'assenza di relazioni semplificate che permettessero ai progettisti di compiere analisi preliminari e di confronto tra varie tipologie di giunti con un accettabile grado di precisione.

Nell'articolo oltre ad essere presentata l'analisi generale che presenta un certo grado di complessità, sono presentate una serie di relazioni ottenute da semplificazioni della teoria

generale. Ciò va a costituire un set di relazioni veloci da implementare che comunque mantengono un buon grado di precisione.

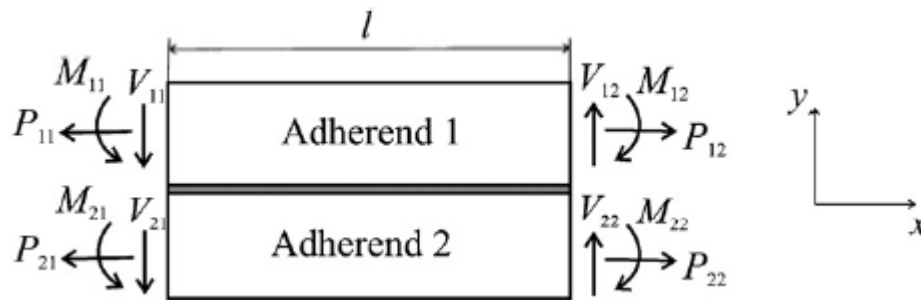


Figura 3.2 – Schema dei carichi presenti in corrispondenza della zona di overlap.

Le relazioni analitiche sono ottenute considerando gli aderendi connessi da uno strato di adesivo che trasmette il carico da un aderendo all'altro tramite tensioni di taglio e peel.

Il problema considerato è un problema in deformazione piana e l'analisi è completamente lineare-elastica.

Per l'analisi generale e completa si rimanda all'articolo originale [6], infatti in questa tesi si andranno ad applicare solo le relazioni semplificate. Questo è possibile in quanto per le tipologie di giunti considerate le semplificazioni che vengono fatte non alterano il grado di precisione dei risultati.

3.2.2. Analisi semplificata per il calcolo delle tensioni di Peel

Quest'analisi parte dallo stesso schema impiegato nell'analisi generica (figura 3.3). Le ipotesi di partenza sono:

- Stato di deformazione piano
- Proprietà lineari elastiche sia di aderendi che di adesivo
- Condizioni di carico generiche, trazione, flessione, taglio per unità di larghezza applicati alle estremità della zona di overlap.

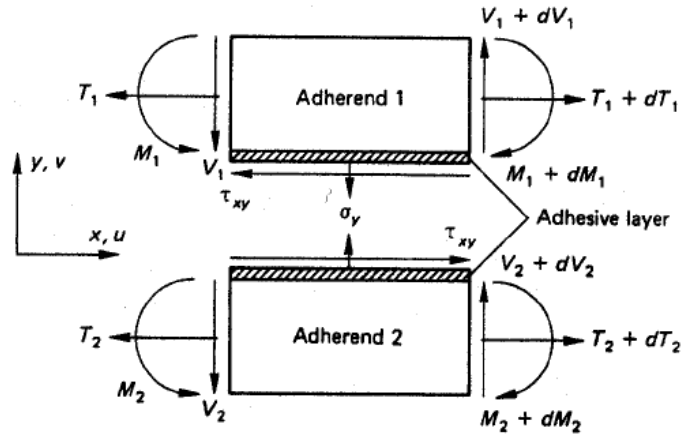


Figura 3.3 – Schema tensionale.

La prima semplificazione che viene fatta rispetto all'analisi generale, è quella di trascurare la presenza di tensioni di taglio nello strato adesivo finché si studia la distribuzione delle tensioni di peel.

Questo permette, a differenza di quello che avviene nell'analisi generale, di disaccoppiare la distribuzione della tensione di peel dalla tensione di taglio, e come si vedrà in seguito, vale anche il viceversa.

L'equazione differenziale che si ottiene è:

$$\frac{d^4 \sigma_y}{dx^4} + 4K_5^4 \sigma_y = 0$$

dove

$$K_5^4 = \frac{E_a}{4t} \left(\frac{1}{D_1} + \frac{1}{D_2} \right) \quad \rightarrow \quad D_n = \frac{E_n h_n^3}{12(1 - \mu_n^2)}$$

E_n : modulo elastico aderendo

E_a : modulo elastico adesivo

h_n : spessore aderendo

t : spessore adesivo

μ_n : rapporto di Poisson aderendo

n : 1,2 a seconda dell'aderendo

Dalla risoluzione dell'equazione differenziale si ottiene l'equazione che descrive la distribuzione di tensione di peel:

$$\sigma_y = A_1 \cos(K_5 x) \cosh(K_5 x) + A_2 \cos(K_5 x) \sinh(K_5 x) + A_3 \sin(K_5 x) \cosh(K_5 x) + A_4 \sin(K_5 x) \sinh(K_5 x)$$

3.2.3. Analisi semplificata per il calcolo delle tensioni di taglio

Anche per questa analisi, il modello rappresentante il sandwich costitutivo della giunzione è lo stesso illustrato in figura 3.3. Le ipotesi di partenza sono le stesse.

La semplificazione che permette di disaccoppiare anche in questo caso peel e taglio, è che l'adesivo non sia in grado di supportare tensioni trasversali, ma solo tensioni di taglio.

Si arriva così alla definizione dell'equazione differenziale dalla quale deriverà la distribuzione della tensione di taglio all'interno dello strato adesivo:

$$\frac{d^3 \tau_{xy}}{dx^3} - K_6^2 \frac{d\tau_{xy}}{dx} = 0$$

dove

$$K_6^2 = \frac{4G_a}{t} \left(\frac{(1 - \mu_1^2)}{E_1 h_1} + \frac{(1 - \mu_2^2)}{E_2 h_2} \right)$$

Si arriva così alla distribuzione di tensione di taglio:

$$\tau_{xy} = B_1 \cosh(K_6 x) + B_2 \sinh(K_6 x) + B_3$$

3.3. **Analisi FEM**

L'utilizzo dello strumento FEM nello studio delle giunzioni incollate oggi risulta assolutamente consolidato, come viene confermato dal grande numero di pubblicazioni in merito presenti in letteratura [11-20]. In genere la simulazione può seguire due approcci diversi:

- **Modello bidimensionale**, con elementi piani 2d
- **Modello tridimensionale**, con l'utilizzo di elementi solid 3d

Sicuramente la prima strategia risulta essere la più utilizzata in ambito ingegneristico, grazie alla sua maggiore semplicità ed efficienza. Nel modello tridimensionale infatti, l'aumento di complessità computazionale non è giustificato da un aumento significativo nella precisione dei

risultati, a meno di casi particolari. Uno di questi potrebbe essere lo studio delle deformazioni/tensioni indotte da una variazione termica all'interno del giunto: in questi casi il modello tridimensionale è assolutamente indispensabile.

L'ipotesi fondamentale alla base del modello bidimensionale è quella di assumere per la sezione considerata lo stato di deformazione piano (*plain-strain*): questo perché la dimensione longitudinale di questo tipo di strutture è predominante rispetto alla dimensione trasversale e allo spessore.

Altro capitolo importante riguardante l'approccio FEM è la tipologia di analisi: si può passare dalla più semplice **analisi lineare-elastica** alla più complessa **analisi completamente non-lineare**.

Per analisi completamente non lineare viene intesa una duplice non-linearità:

- **Non-linearità di spostamento**, dovuta alla grande deformazione che subisce il giunto sotto carico, invalidando il legame lineare esistente tra carico e deformazione;
- **Non-linearità di materiale**, per la simulazione del comportamento dell'adesivo nel caso in cui esso presenti delle proprietà tali da sopportare un certo livello di deformazione plastica. Per quanto riguarda gli aderenti in composito è assodato che per questo tipo di analisi si assuma un comportamento lineare-elastico fino a rottura.

Per quanto riguarda la scelta del tipo di analisi, essa rientra nell'ambito delle decisioni che deve prendere il progettista a seconda dell'applicazione che si trova davanti: dall'analisi dei lavori disponibili in letteratura infatti, non si è trovata una predominanza di una tipologia di analisi rispetto ad un'altra. Il progettista, caso per caso, dovrà valutare quello che è il rapporto efficienza/precisione del modello che vuole ottenere, tipologia di adesivo in termini di duttile/fragile; non ha infatti alcun senso implementare una non-linearità di materiale per un adesivo fragile.

3.4. Caso studio: giunto single-lap

Come primo caso studio si prende in esame un giunto single-lap. Una giunzione di questo tipo, per effetto del disallineamento del carico di trazione applicato è soggetta ad uno stato di tensione complesso in corrispondenza della zona di overlap come rappresentato in figura 3.4.

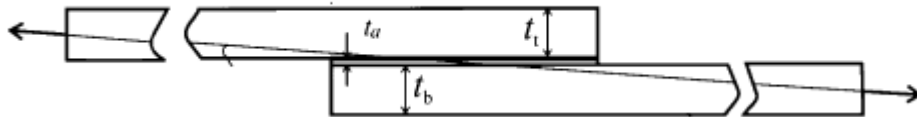


Figura 3.4 – Disallineamento del carico di trazione applicato.

Per tenere conto di questo fatto gli autori suggeriscono di seguire l'approccio di Hart-Smith presentato nel suo articolo del 1973. Hart-Smith va a definire un carico di taglio V e un momento flettente M da applicare ad entrambi gli aderendi in corrispondenza della fine della zona di overlap.

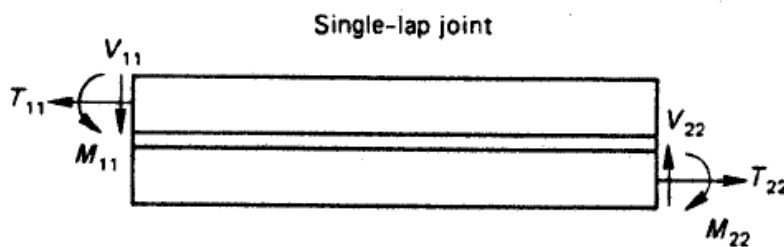


Figura 3.5 – Carichi presenti nel caso di giunto single-lap.

Queste sollecitazioni aggiuntive vengono calcolate a partire dal carico di trazione applicato al giunto attraverso dei coefficienti :

$$M = K \frac{Ph}{2} \quad V = K' \frac{Ph}{C}$$

dove

P = carico di trazione per unità di larghezza [N/mm]

C = semi-lunghezza di overlap [mm]

$$K = \left(1 + \frac{t_a}{h}\right) \frac{1}{1 + \xi C + \frac{1}{6}(\xi C)^2} \quad \xi^2 = \frac{P}{D} \quad D = \frac{Eh^3}{12(1 - \nu^2)}$$

$$K' = \frac{KC}{h} \sqrt{3(1 - \nu^2)} \frac{P}{tE}$$

3.4.1. Aderendi in lega leggera

3.4.1.1. 1° Prova

La prima indagine che si va ad effettuare è il confronto tra i dati che si possono ottenere con la teoria di *Bigwood-Crocombe* ed i risultati ottenuti con il *FEM*. All'interno dell'articolo originale [6] è possibile trovare un esempio proposto dagli autori per validare la propria teoria. Sulla base di questo esempio si cercherà di arrivare agli stessi risultati. Qui sotto vengono riportati tutti i dati necessari:

Tabella 3.1 – Proprietà degli aderendi.

Dati aderendi	
E	70000 MPa
ν	0.33
h	1 mm
L	25 mm

Tabella 3.2 – Proprietà dell'adesivo.

Dati adesivo	
E	1875 MPa
ν	0.40
t	0.10 mm

Nell'articolo vengono riportate anche le sollecitazioni aggiuntive *V* e *M* ottenute con le formule di Hart-Smith; non vengono però riportate le formulazioni per arrivare a questi risultati.

Tabella 3.3 – Valori riportati nell'articolo [8] dei carichi V_{ij} e M_{ij} .

T_{11}	100 N/mm	T_{22}	100 N/mm
V_{11}	-2.641 N/mm	V_{22}	-2.641 N/mm
M_{11}	-16.991 Nmm/mm	M_{22}	-16.991 Nmm/mm

A questo punto è possibile andare ad ottenere le distribuzioni di tensione. Essendo gli andamenti simmetrici se ne riporta solo metà per apprezzare meglio la variazione.

Grafico 3.1 – Andamento delle tensioni di peel all'interno dello strato adesivo lungo la zona di overlap.

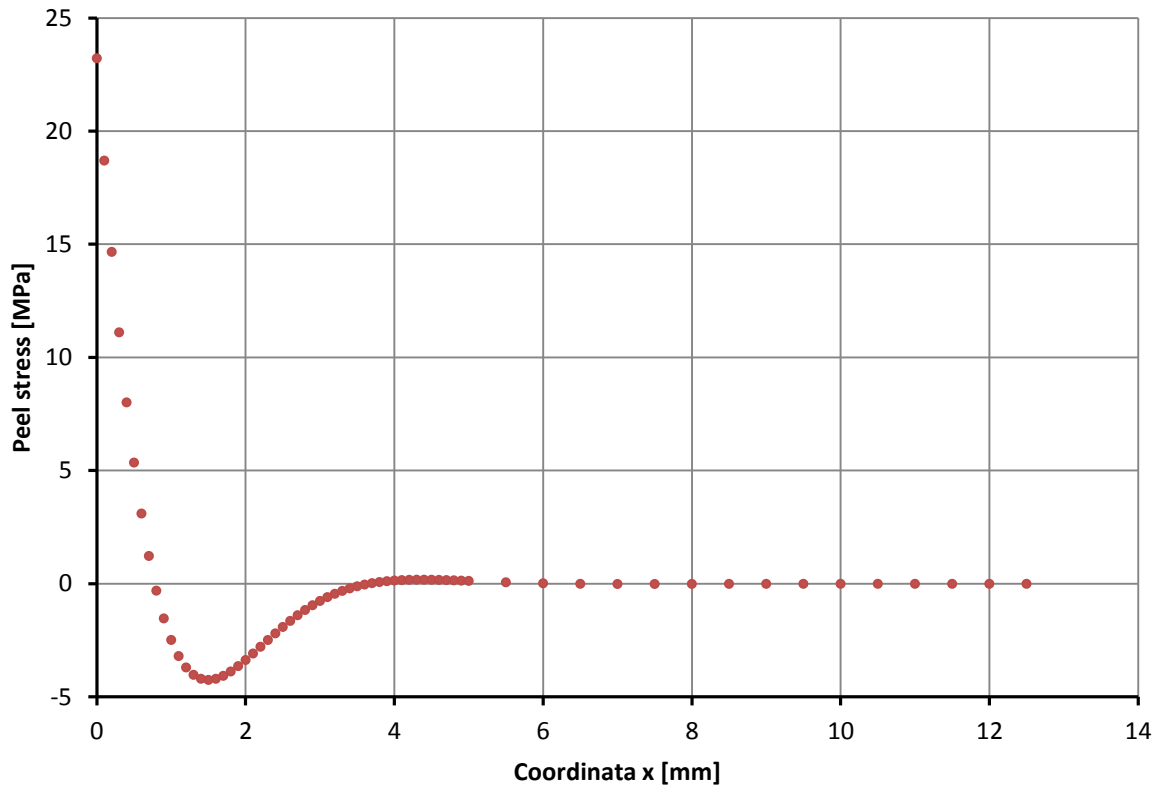
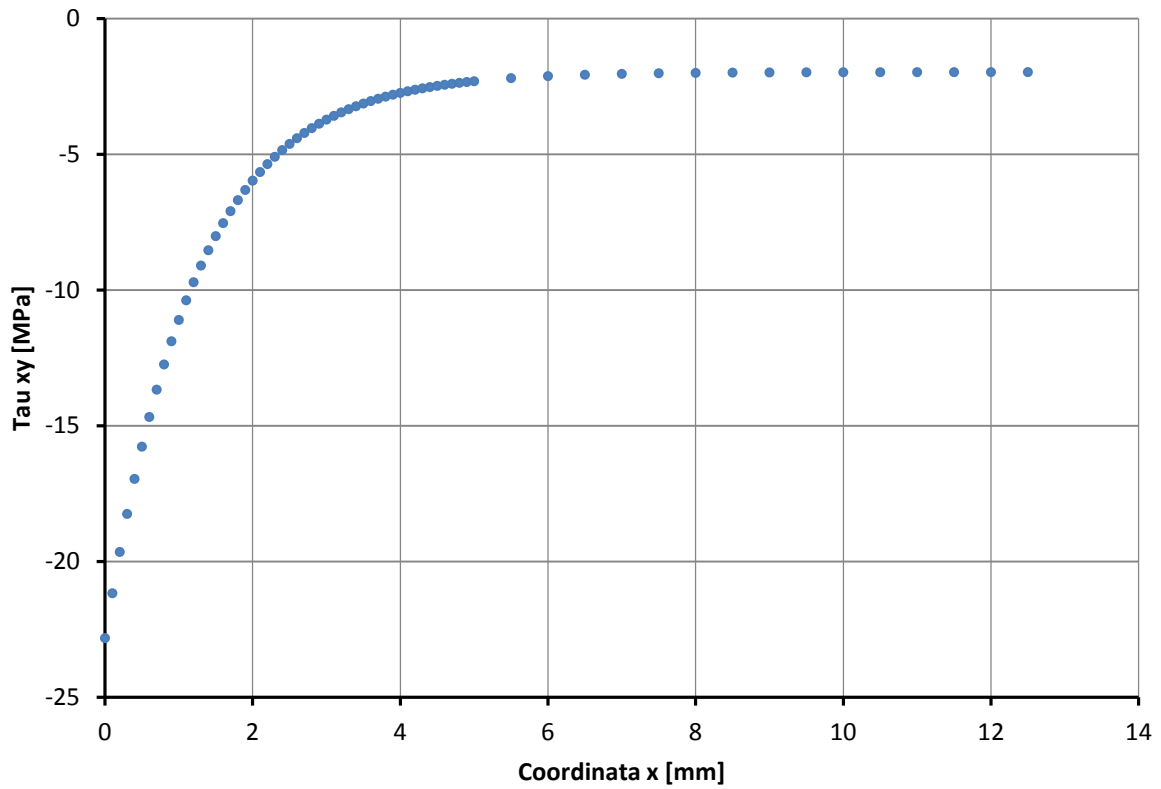


Grafico 3.2 – Andamento della tensione di taglio all'interno dello strato adesivo lungo la zona di overlap.



3.4.1.2. 2° Prova

Si vanno ad utilizzare le formule descritte in precedenza per il calcolo delle sollecitazioni aggiuntive M e V .

Tabella 3.4 – Valori di V_{ij} e M_{ij} calcolati.

T_{11}	100 N/mm	T_{22}	100 N/mm
V_{11}	-2.31 N/mm	V_{22}	-2.31 N/mm
M_{11}	-18.689 Nmm/mm	M_{22}	-18.689 Nmm/mm

Si riportano ora gli andamenti tensionali calcolati con questi valori di sollecitazioni aggiuntive.

Grafico 3.3 – Andamento delle tensioni di peel ottenuto con i carichi V_{ij} e M_{ij} ricalcolati.

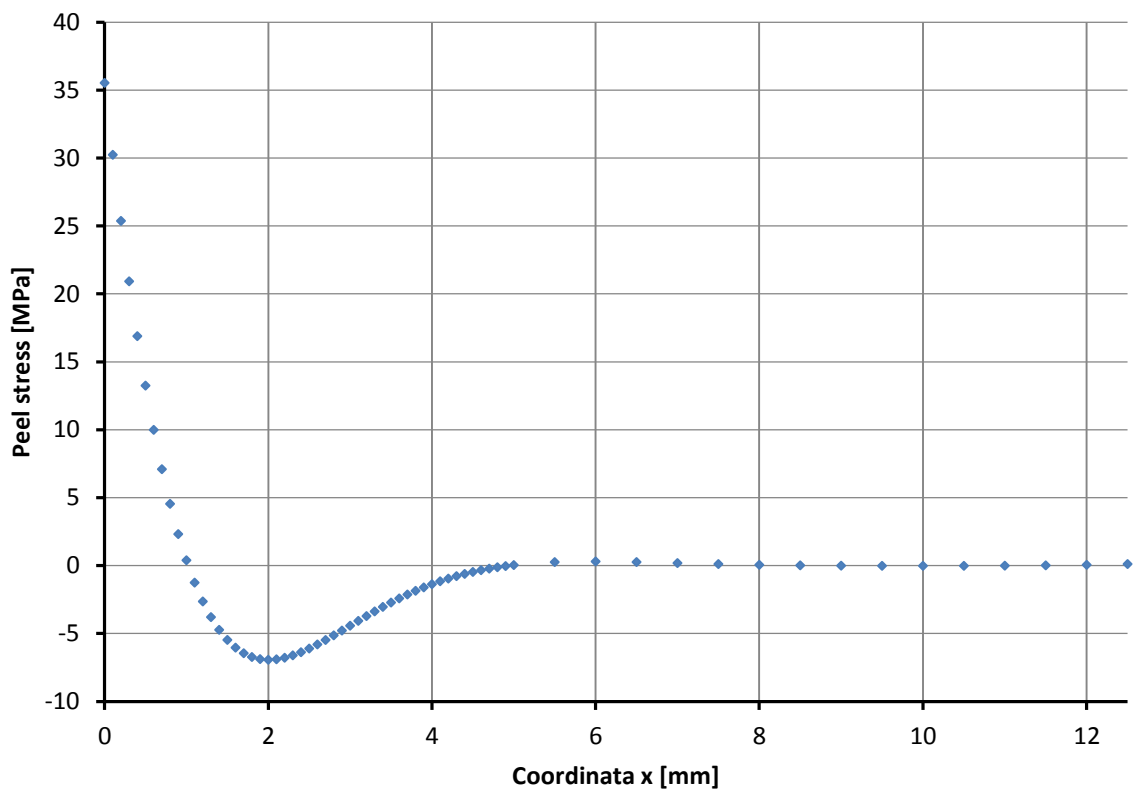
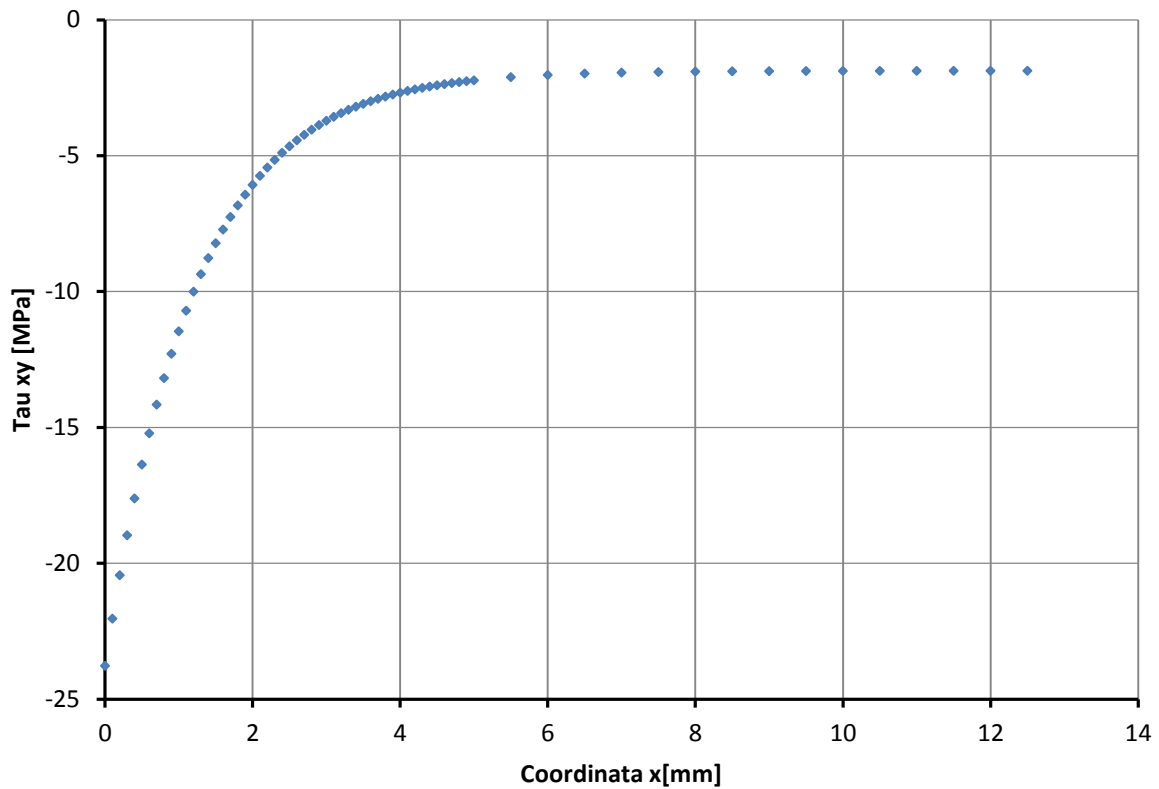


Grafico 3.4 - Andamento delle tensioni di taglio ottenuto con i carichi V_{ii} e M_{jj} ricalcolati.



Dal confronto tra prima e seconda prova si osserva che gli andamenti delle tensioni sono praticamente identici, cambia solo leggermente il valore di picco sia nel caso del taglio che del peel.

Tabella 3.5 – Confronto tra i picchi di tensione nei due casi analizzati.

	Max Peel Stress [MPa]	Max Shear Stress [MPa]
1° Prova	23.49	-22.83
2° Prova	25.13	-23.77

3.4.2. Analisi FEM

Il software impiegato per effettuare lo studio agli elementi finiti è ANSYS 11.0. In prima battuta si effettua l'analisi più semplice possibile, modellando quindi il giunto in 2D e considerando i materiali con comportamento lineare-elastico. In accordo con la teoria di Bigwood-Crocombe l'analisi è un'analisi completamente lineare-elastica.

L'elemento che si va ad utilizzare è un *plane82*, elemento piano isoparametrico a 8 nodi, in una condizione di *plain strain*. Tutte queste scelte sono tutte state effettuate sulle base delle

informazioni reperite in articoli di letteratura [11-20] che si occupano dello studio di questo tipo di giunzioni.

La mesh risulta essere fitta in corrispondenza dello strato adesivo, zona di nostro interesse e nella quale è presente una forte variazione del campo di tensione. La geometria modellata rispecchia esattamente le dimensioni riportate nelle tabelle 3.1 e 3.2.

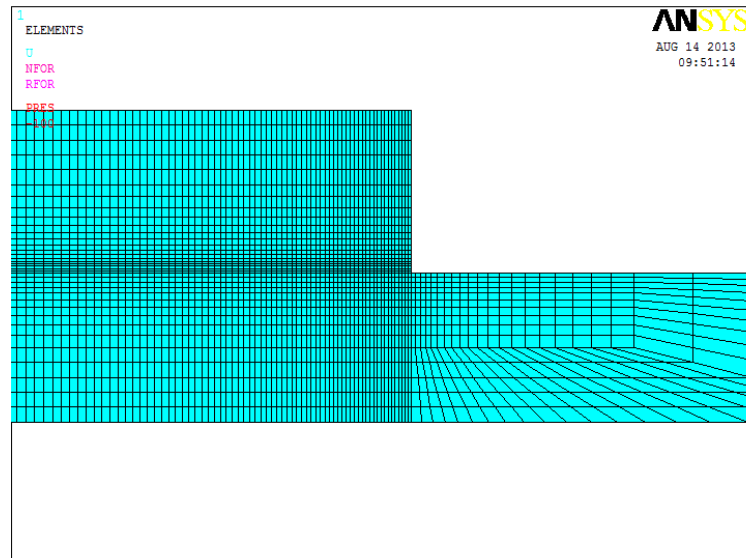


Figura 3.6 – Rappresentazione della mesh adottata.

Come è possibile vedere dalla figura successiva da un lato la giunzione è vincolata lungo la direzione x e due keypoints lungo y; dall'altro lato invece è applicata una tensione di trazione di 100MPa in accordo con il carico che si era applicato negli esempi precedenti e sempre i due keypoints sono vincolati lungo la direzione y.

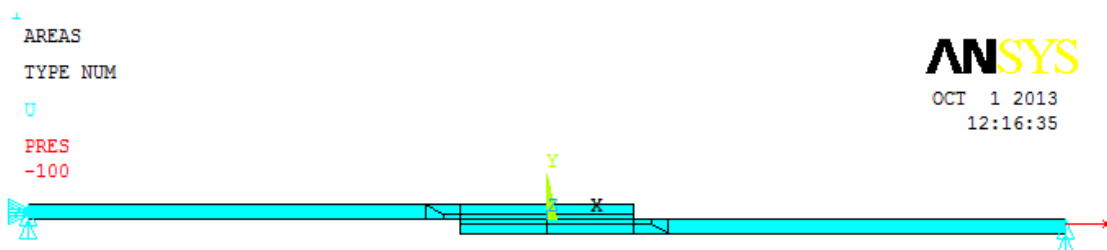
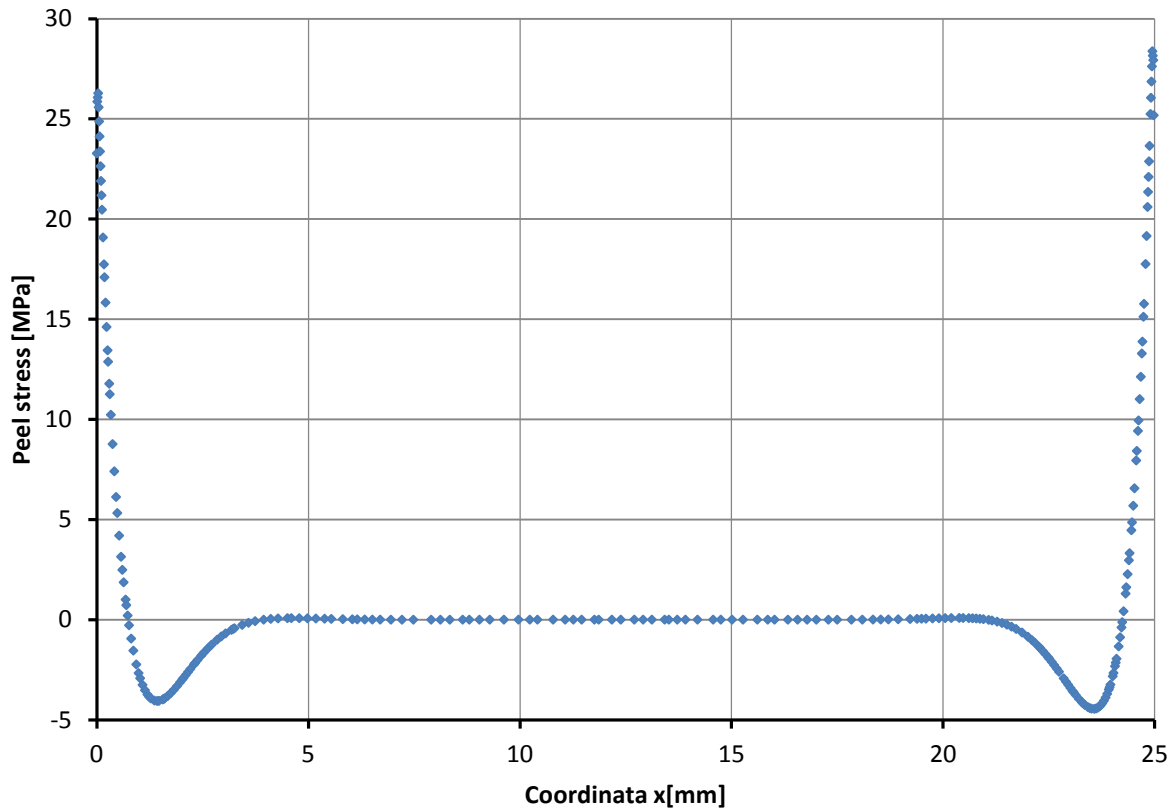


Figura 3.7 – Modello implementato completo di condizioni di carico e vincolo.

Una volta lanciata la soluzione è possibile effettuare un path delle tensioni lungo lo strato adesivo: in particolare ci posizioneremo lungo la mezzeria dello strato adesivo, in quanto non ha senso confrontare i risultati ottenuti con Bigwood-Crocombe con le tensioni interfacciali.

Grafico 3.5 – Andamento delle tensioni di peel ottenute al FEM.



La prima cosa che si può notare è la non perfetta simmetria dell'andamento della tensione di peel, ma si nota dai grafici 3.6 3.7 che l'andamento ed i valori sono in perfetto accordo con quanto ricavato dall'analisi in forma chiusa.

Grafico 3.6 – Confronto tra l'andamento delle tensioni di peel ottenuto al FEM e ottenuto con la teoria di Bigwood-Crocombe.

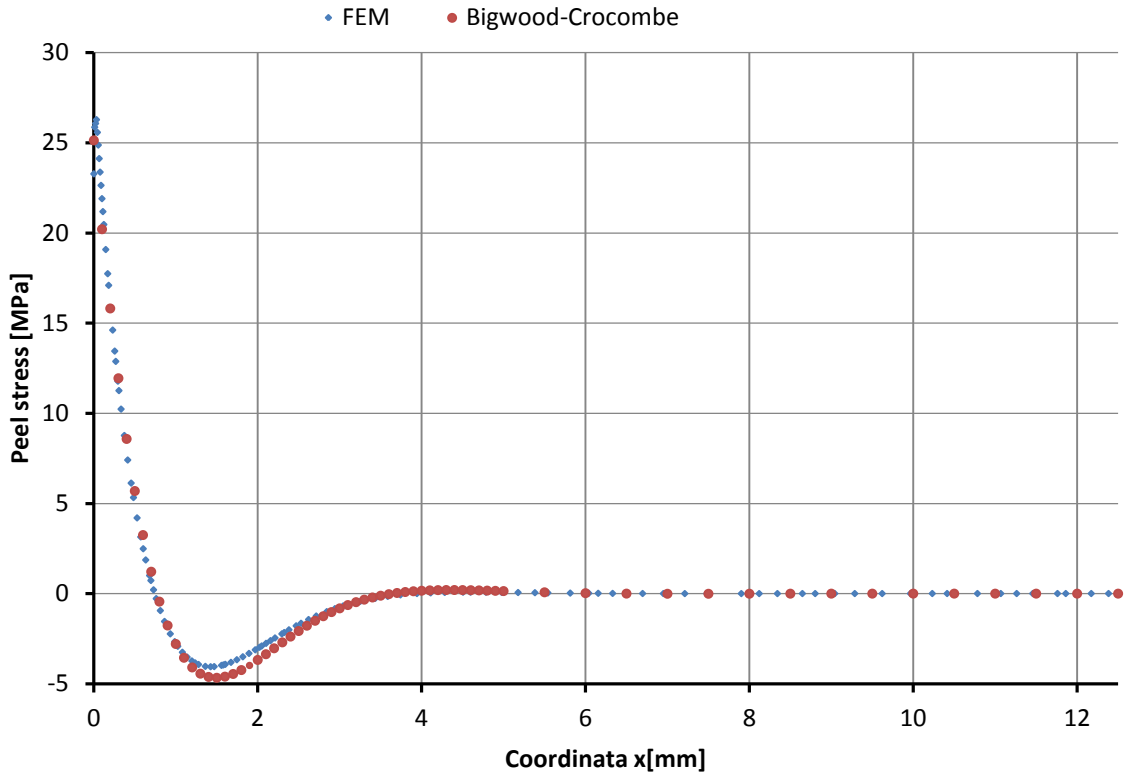
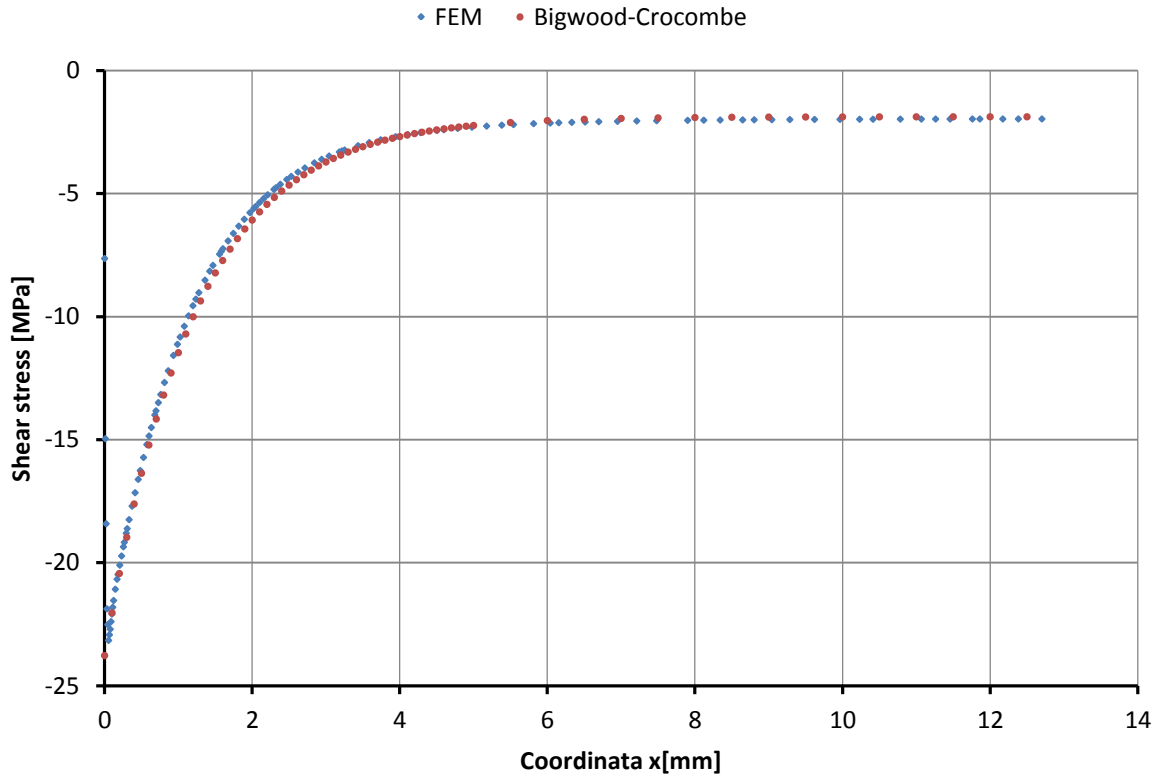


Grafico 3.7 - Confronto tra l'andamento delle tensioni di taglio ottenuto al FEM e ottenuto con la teoria di Bigwood-Crocombe.



3.4.3. Aderendi in composito

Una volta accurato che l'analisi in forma chiusa di Bigwood-Crocombe presenta dei risultati in accordo con ciò che ci viene fornito dal FEM con una giunzione con aderendi in lega leggera, si passa allo studio di una giunzione con aderendi in composito.

È noto che a seconda delle lamine utilizzate e del lay-up impiegato il grado di anisotropia di un laminato in materiale composito può variare in maniera importante. A questo proposito, risulta interessante andare a testare la teoria di Bigwood-Crocombe su provini che utilizzano due differenti tipologie di laminati in composito:

- *Giunti di Kwang-Soo Kim et al.* [15], nella quale i laminati sono realizzati con lamine UD e lay-up [0], in questo modo viene spinta al massimo l'anisotropia.
- *Giunti di Quaresimin-Ricotta* [7], nella quale i laminati sono realizzati con lamine di tessuto bilanciato in modo tale da ottenere proprietà meccaniche uguali nelle due direzioni del piano della lamina.

3.4.3.1. *Giunti di Kwang-Soo Kim et al.* [15]

I provini impiegati sono illustrati in figura 3.8; il carico di trazione applicato alle estremità della giunzione è $T_{11}=T_{22}= 100$ N/mm.

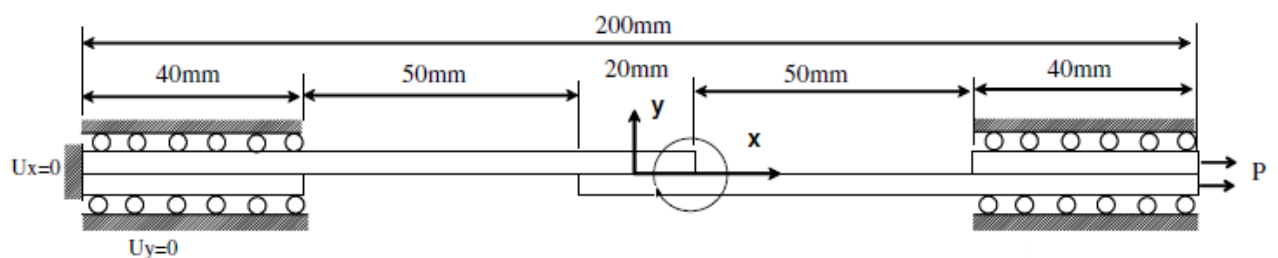


Figura 3.8 – Schema dimensionale del giunto considerato.

Il modello che si va ad implementare rispetta la geometria illustrata in figura.

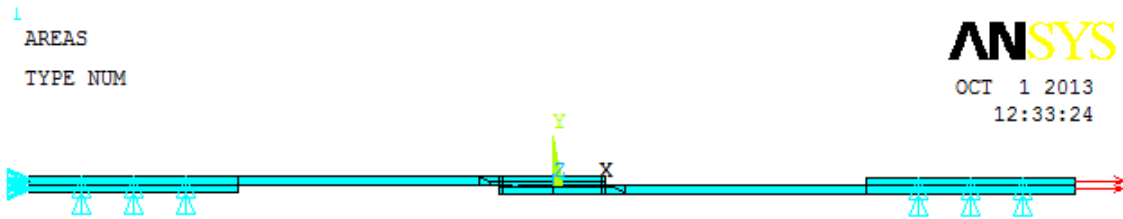


Figura 3.8 – Modello FEM completo di condizioni di carico e di vincolo.

Nelle seguenti tabelle vengono riportate tutte le proprietà di aderendi e adesivo necessarie per il calcolo dello stato tensionale.

Tabella 3.6 – Proprietà degli aderendi.

Dati aderendi	
E	119000 MPa
ν	0.34
h	1.55 mm
L	20 mm

Tabella 3.7 – Proprietà dell'adesivo.

Dati adesivo	
E	2620 MPa
ν	0.38
t	0.13 mm

Osservando i grafici nella quale viene riportato il confronto tra l'andamento tensionale calcolato mediante FEM e mediante la teoria di Bigwood-Crocombe si nota come non si ritrova l'accordo ottenuto con l'impiego di aderendi in alluminio. In particolare l'analisi di Bigwood-Crocombe fornisce un andamento non conservativo con picchi di tensione, sia di taglio che di peel, nettamente inferiori a quelli calcolati con il FEM.

Grafico 3.8 - Confronto dell'andamento delle tensioni di peel ottenute con FEM e modello analitico di Bigwood-Crocombe

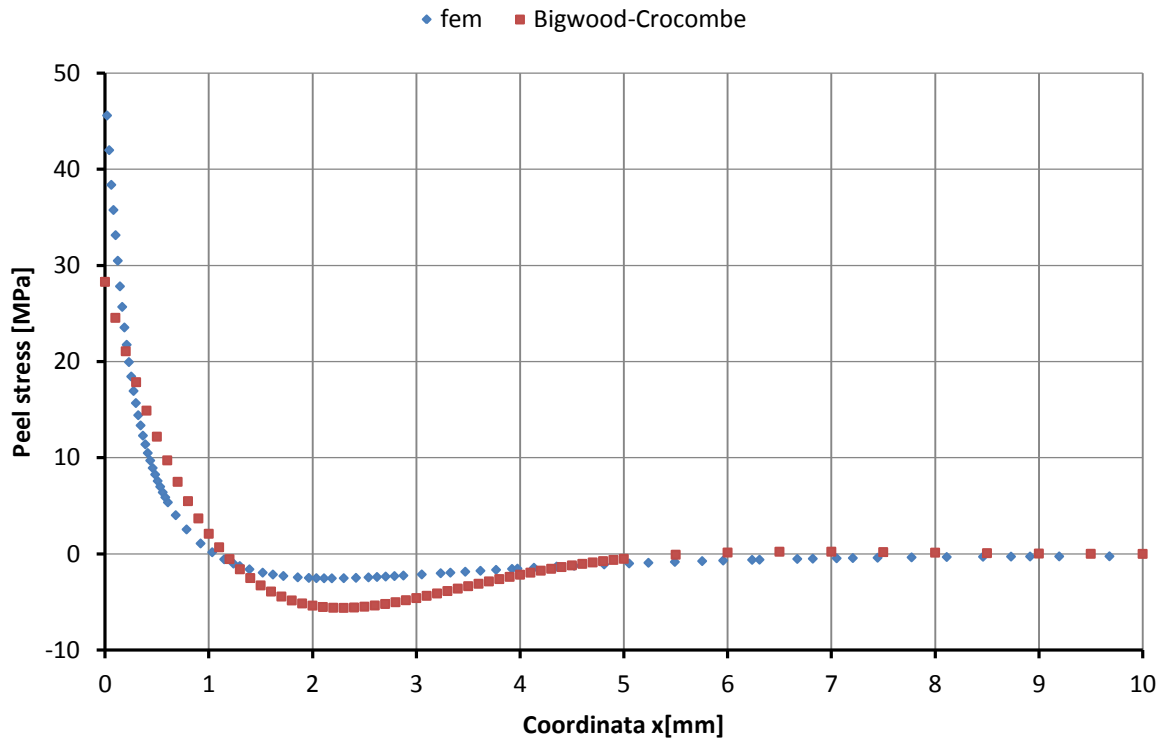
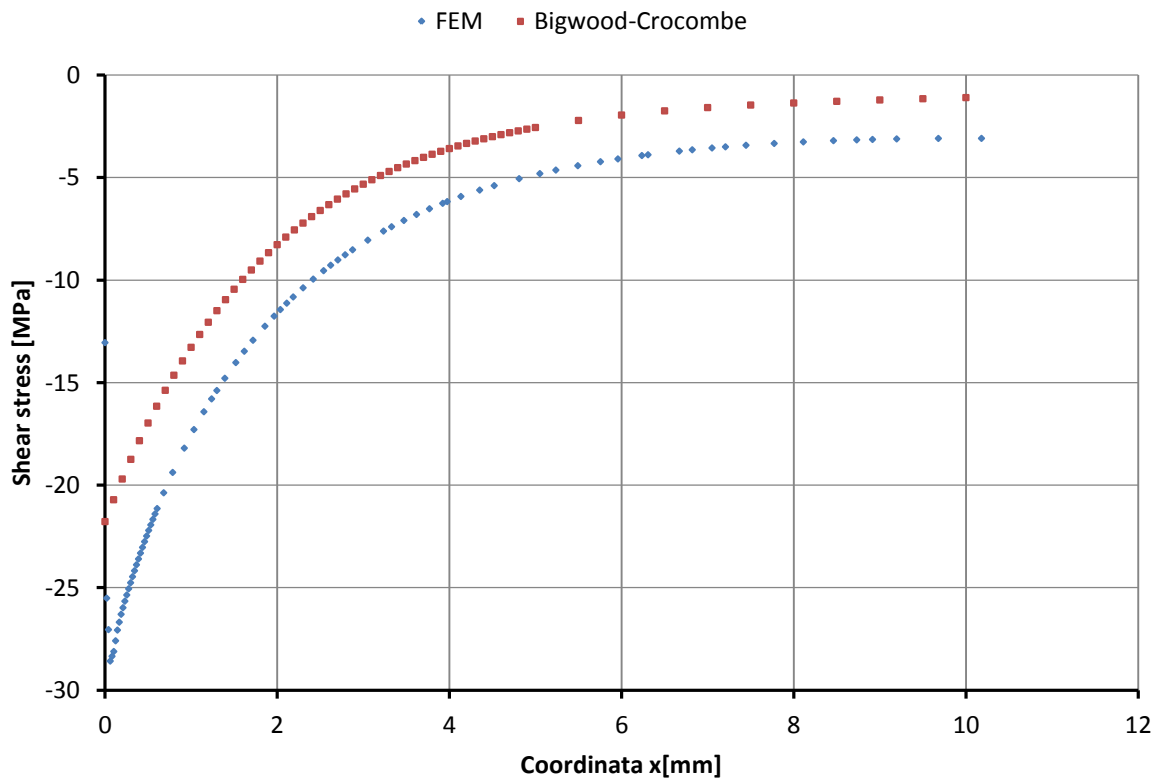


Grafico 3.9 - Confronto dell'andamento delle tensioni di taglio ottenute con FEM e modello analitico di Bigwood-Crocombe



3.4.3.2. Giunti di Quaresimin-Ricotta [7]

In figura 3.9 si riporta la geometria dei provini, la quale è del tutto simile alla geometria dei provini analizzati in precedenza. La teoria di Bigwood-Crocombe viene applicata a provini di geometria square edge (SE) e si ipotizza una tensione applicata ad una delle due estremità del giunto sempre di 100 MPa.

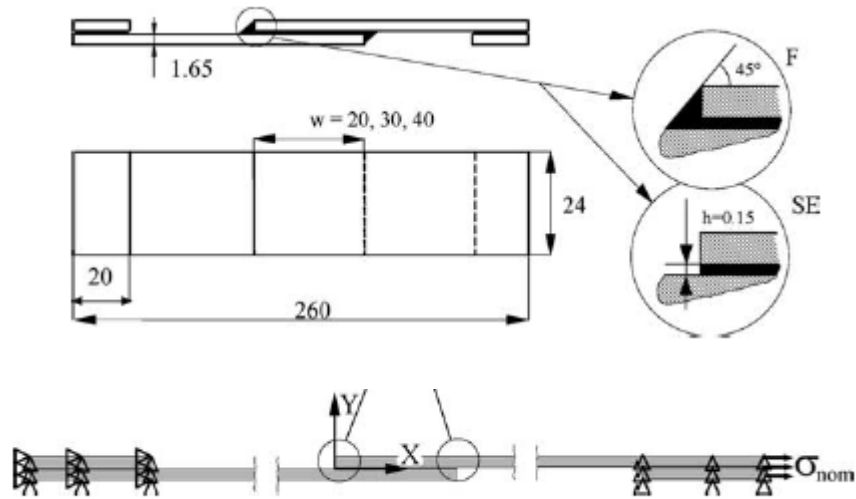


Figura 3.9 – Rappresentazione schematica dei provini impiegati da Quaresimi-Ricotta.

Nelle seguenti tabelle vengono riportate tutte le proprietà di aderendi e adesivo necessarie per il calcolo dello stato tensionale.

Tabella 3. – Proprietà degli aderendi.

Dati aderendi	
E	58050 MPa
ν	0.27
h	1.65 mm
L	20 mm

Tabella 3. – Proprietà dell'adesivo.

Dati adesivo	
E	2870 MPa
ν	0.37
t	0.15

Grafico 3.10 – Confronto tra l'andamento della tensione di peel ottenuta con il FEM e il modello analitico di Bigwood-Crocombe

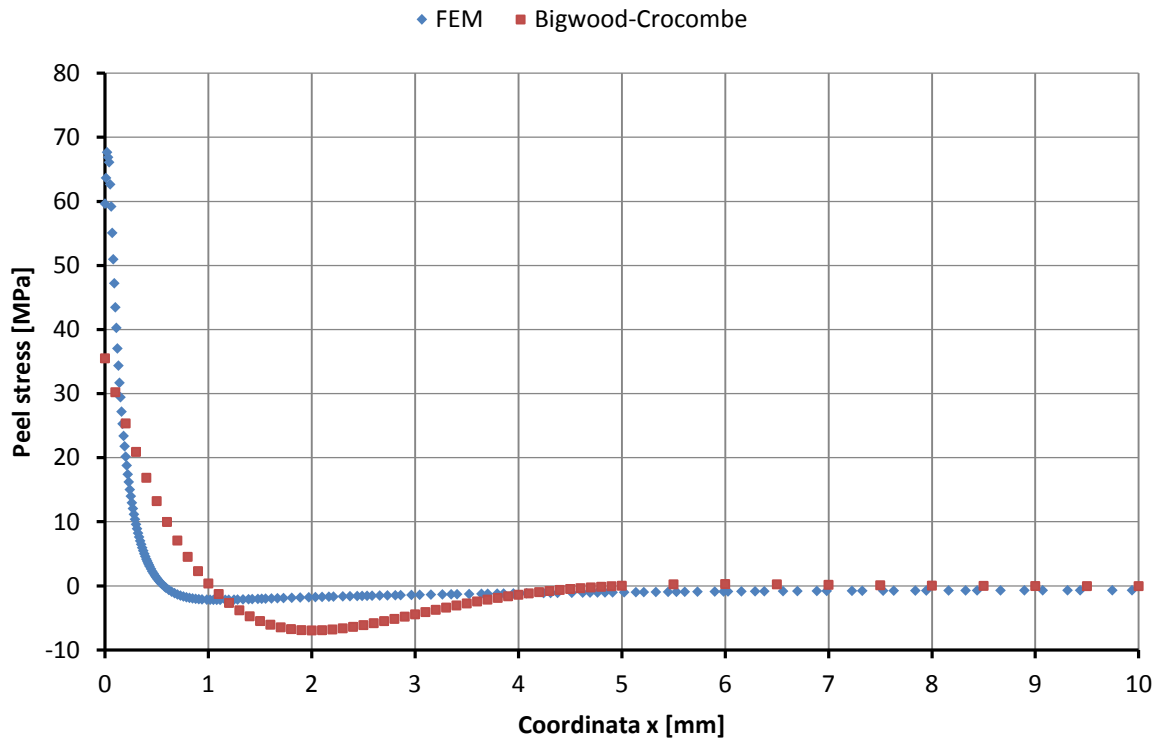
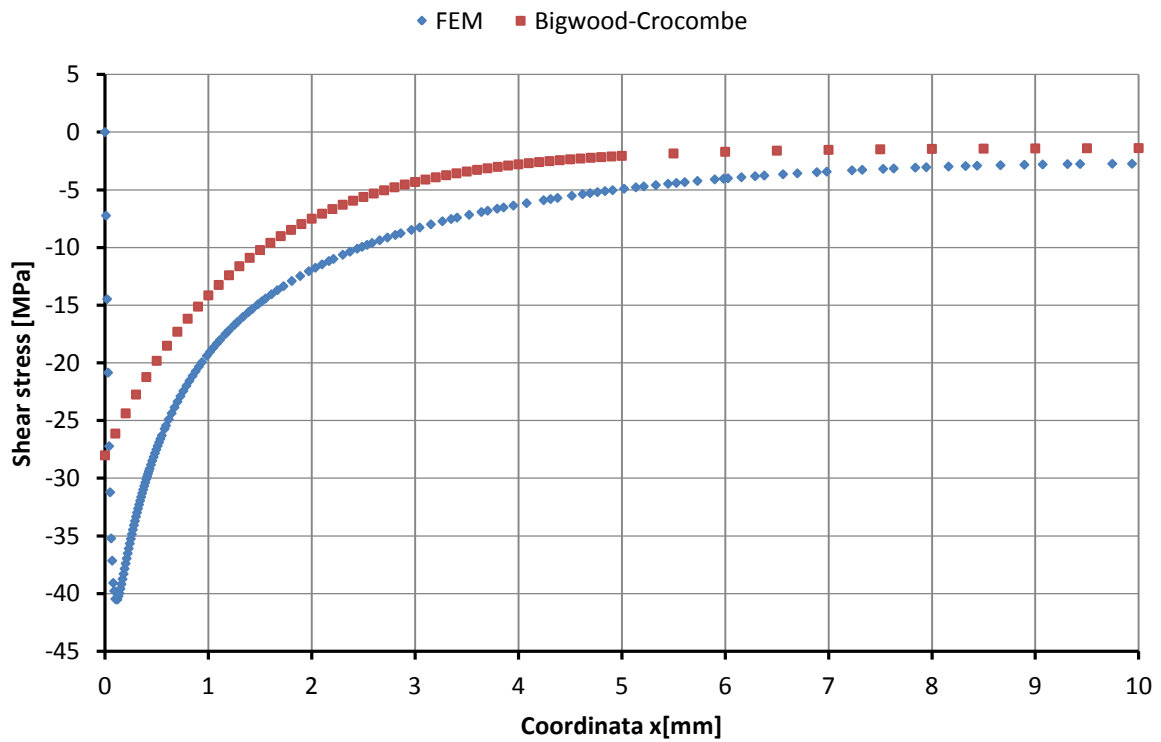


Grafico 3.11 - Confronto tra l'andamento della tensione di taglio ottenuta con il FEM e il modello analitico di Bigwood-Crocombe.



Come illustrato dai grafici anche nel caso di aderendi che presentano proprietà elastiche uguali nelle due direzioni del piano della lamina, la teoria di Bigwood-Crocombe sottostima drasticamente i picchi di tensione.

Dal grafico 3.11 si nota in maniera chiara uno dei difetti della teoria di Bigwood-Crocombe, e più in generale delle teorie classiche: si può notare infatti come il FEM rispetti la condizione di bordo libero, con le tensioni di taglio che si annullano per $x=0\text{mm}$, mentre l'analisi teorica in questo punto prevede proprio il valore massimo.

Questa differenza nei risultati ci porta a concludere che con giunzioni di tipo single-lap e aderendi in composito la teoria di Bigwood-Crocombe non può essere impiegata per prevedere con precisione l'andamento tensionale.

CAPITOLO 4

Implementazione del modello di Kwang-Soo Kim et al. [15]

4.1. Introduzione

A partire da questo capitolo si entra nella parte operativa di questa tesi; i modelli più significativi presenti in letteratura che affrontano il problema della previsione di resistenza statica di giunti incollati in materiale composito vengono analizzati nel dettaglio.

Lo scopo sarà quello, oltre di verificare i dati presenti negli articoli, di applicare i modelli ad altri set di dati per valutarne l'effettiva funzionalità.

L'elenco dei modelli considerati è:

- **Kwang-Soo Kim et al. [15]:** modello che si occupa della previsione di resistenza di giunti single-lap mediante l'applicazione di un criterio di cedimento ad una distanza critica dal punto di singolarità;
- **Charles Yang, John S. Tomblin [18]:** in questo modello l'applicazione del criterio di cedimento avviene in un punto posizionato al 2% della lunghezza di overlap dal punto di singolarità;
- **Sheppard et al. [11]:** modello basato sul concetto di damage zone. In particolare la previsione di resistenza è effettuata sulla base di un valore critico di deformazione di peel ottenuto nella fase di calibrazione.
- **IFM (Interface fracture mechanics):** modello basato sull'utilizzo della meccanica della frattura in corrispondenza dell'interfaccia adesivo/aderendo.
- **Goglio et al. [21]:** modello che cerca di prevedere la resistenza dello strato adesivo sulla base dei picchi di tensione σ_y e τ_{xy} ottenuti tramite un'analisi lineare elastica.

In questo capitolo si andrà ad analizzare il primo modello della lista, per poi passare nei prossimi capitoli ai modelli successivi.

4.2. Sintesi del modello di Kwang-Soo Kim et al. [15]

4.2.1. Introduzione

Il primo modello che viene considerato si occupa di giunti single-lap con aderendi in materiale composito unidirezionale. Il lavoro completo è composto oltre che da questo articolo, anche da un ulteriore articolo [14] nel quale sono riportati i dettagli dell'analisi sperimentale che è stata condotta.

Lo scopo del lavoro è quello di prevedere il cedimento basandosi su un modello FEM, la cui particolarità è quella di rappresentare l'adesivo con un comportamento elastico-perfettamente plastico, adatto quindi ad adesivi dal comportamento "duttile".

Dall'analisi sperimentale effettuata si osserva che questa tipologia di giunti sono soggetti a due tipologie di rottura:

- *Rottura per delaminazione*
- *Rottura dello strato adesivo*

Il metodo che si andrà a presentare utilizza due criteri di cedimento, che considerano separatamente la rottura della superficie di incollaggio e la delaminazione degli aderendi, con l'intento di prevedere non solo il carico di cedimento ma anche la modalità.

4.2.2. Criteri di cedimento

Il modello elastico-perfettamente plastico adottato per la modellazione dell'adesivo necessita di soli 3 parametri: modulo elastico, modulo di Poisson e tensione di rottura.

In accordo con l'indagine sperimentale effettuata, gli autori hanno adottato una modalità di cedimento che prevede l'insorgenza di una zona plasticizzata in corrispondenza della fine di overlap dove è presente una forte concentrazione delle tensioni; aumentando il carico la regione plastica tende a propagare fintantoché tutto lo strato adesivo arriva a plasticizzare; a questo punto lo strato adesivo non può supportare alcun aumento di carico e si arriva a cedimento.

Questo approccio è stato utilizzato anche da *Yuqiao Zhu e Keith Kedward* nel final report dell' U.S. Federal Aviation Administration del 2005 [19], nel quale è stato applicato con successo a giunti sigle-lap con aderendi in titanio.

Dal punto di vista operativo si andrà a considerare la tensione di vonMises all'interno dello strato adesivo, e si considera l'avvenuto cedimento quando tutto lo strato raggiunge il valore limite imposto con il modello elastico-perfettamente plastico.

Al fine di migliorare il fitting con i dati sperimentali, la tensione di rottura dell'adesivo viene ottenuta da prove sperimentali su provini incollati; non si utilizzano quindi i dati di resistenza derivanti da prove sul solo adesivo (*bulk material*). In questo modo si riesce a tener conto di eventuali iterazioni tra adesivo-aderendo che possono incrementare la forza dell'adesivo.

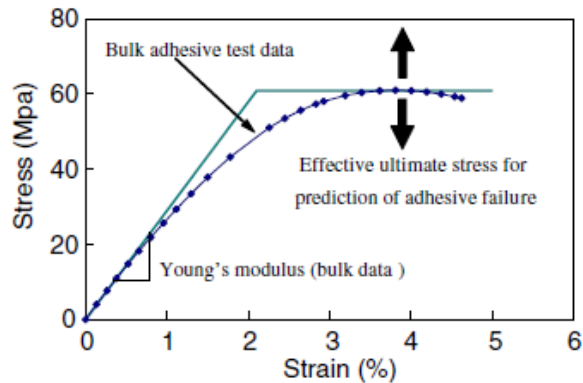


Figura 4.1 – Comportamento dell'adesivo [15].

Per quanto riguarda la rottura degli aderendi in composito, essa avviene in tutti i casi per delaminazione; per la previsione di questa tipologia di cedimento si ricorre ad un criterio quadratico:

$$\sqrt{\frac{\sigma_{yy}^2}{Y_T^2} + \frac{\sigma_{xy}^2}{S_{xy}^2}} = 1$$

dove σ_{xy} e σ_{yy} sono le tensioni interlaminari di taglio e di trazione, mentre Y_T e S_{XY} sono rispettivamente la resistenza a trazione trasversale e la resistenza a taglio.

4.2.3. Calibrazione del modello

Il criterio di cedimento appena presentato, oltre ai dati di resistenza dei materiali necessita di un ulteriore parametro che è la **distanza critica o caratteristica**: essa è definita come la distanza lungo l'interfaccia aderendo-adesivo dal punto di singolarità, alla quale poter applicare il criterio di delaminazione.

In questo modello, la distanza critica viene ottenuta attraverso una fase di calibrazione nella quale si esegue un confronto tra dati sperimentali ed i dati numerici relativi a provini nella quale la rottura è chiaramente avvenuta per delaminazione.

La procedura seguita è la seguente:

- Dall'osservazione del modo di cedimento dei provini sperimentali, si individuano quelli che si sono rotti chiaramente per delaminazione;
- Si implementa al FEM il modello rappresentante questi provini;
- Si applica il carico che li ha portati a rottura durante la prova sperimentale;
- La distanza critica risulterà essere la distanza dal punto di fine sovrapposizione al punto in cui il criterio di cedimento viene soddisfatto (risultato uguale a 1).

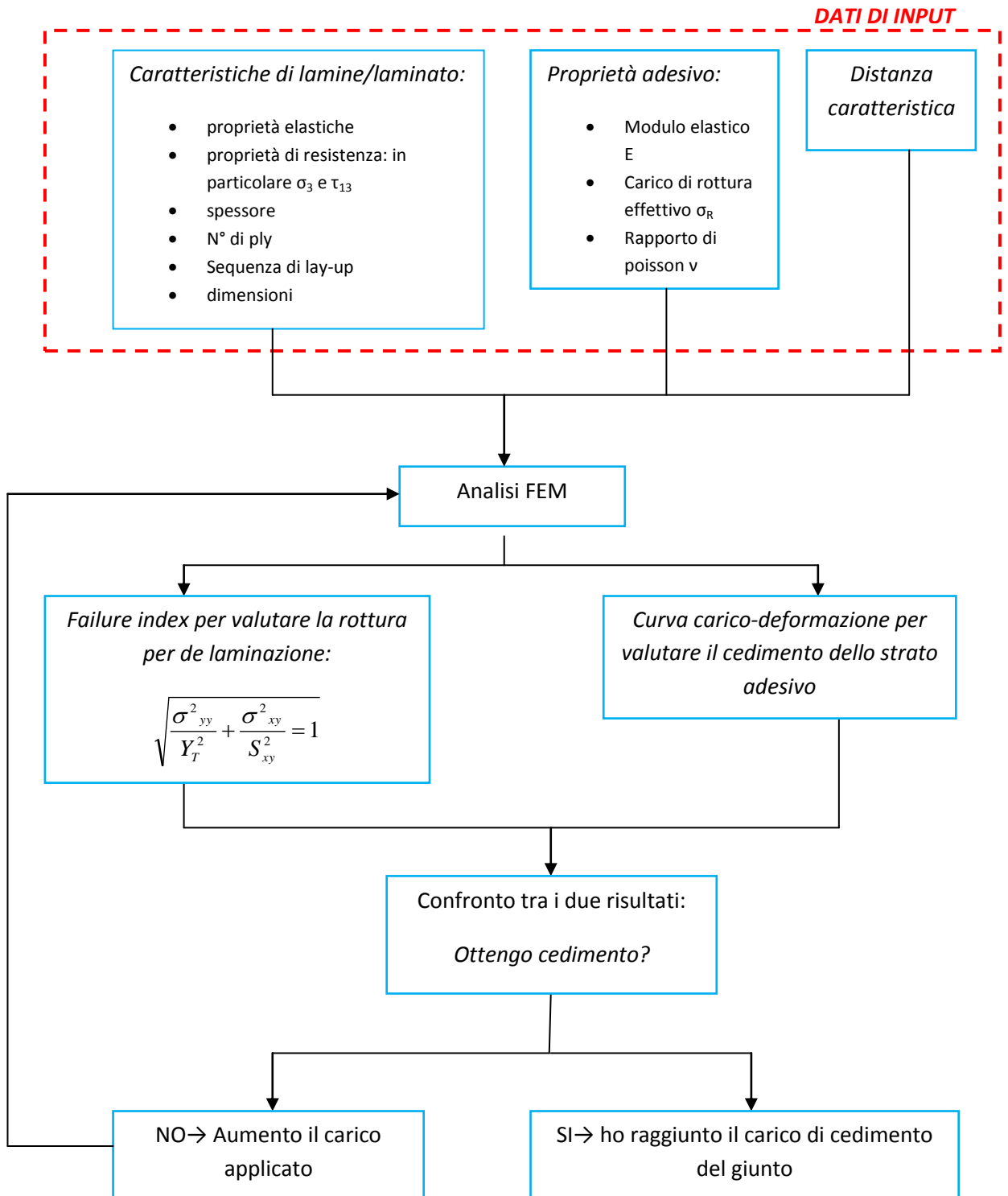
Gli autori per la tipologia di giunti che hanno testato hanno ricavato una lunghezza caratteristica di **0.432mm**. Purtroppo però non è stata pubblicata alcuna analisi che valuti l'influenza di fattori quali la tipologia di materiale, lunghezza di overlap sulla lunghezza caratteristica.

4.2.4. Analisi Numerica

L'analisi che viene suggerita dagli autori presenta le seguenti caratteristiche:

- Analisi 2D, utilizzando elementi a 8 nodi in condizione di plain-strain;
- Analisi non lineare per tener conto delle larghe deformazioni
- Gli aderendi in carbonio, essendo unidirezionali, vengono rappresentati come corpi omogenei dalle proprietà ortotrope lineari elastiche;
- L'adesivo viene modellato con un comportamento elastico-perfettamente plastico; ciò implica una non linearità anche di materiale.

4.2.5. Filosofia del modello



4.2.6. Geometria e proprietà dei materiali

L'immagine che viene riportata di seguito rappresenta il provino utilizzato per i test, completa di dimensioni e condizioni al contorno dovute alla presenza degli afferraggi e del carico applicato.

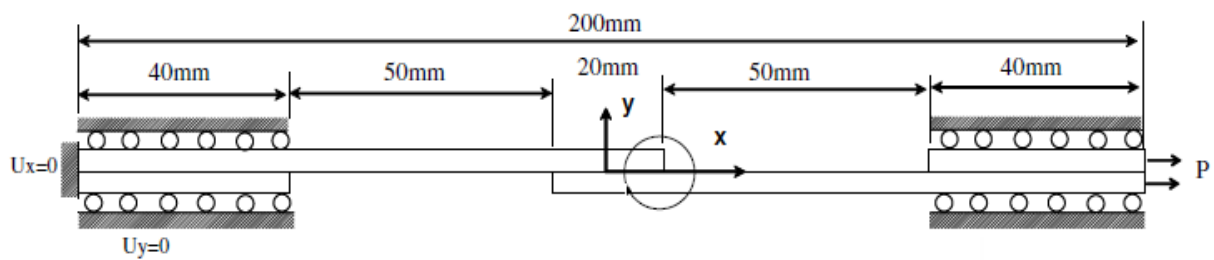


Figura 4.2 – Schema dimensionale del giunto considerato [15].

La profondità del giunto è 25mm. Gli aderendi in composito sono $[0]_{10T}$ con uno spessore totale di 1.55mm. Lo spessore dello strato adesivo è variabile a seconda dell'adesivo impiegato.

4.2.6.1. Composito

Le proprietà meccaniche delle lamine in composito che vengono impiegate per la realizzazione dei giunti sono:

$$E_{11}=119 \text{ GPa} \quad E_{22}=9.28 \text{ GPa} \quad G_{12} = 4.64 \text{ GPa} \quad Y_T=34.1 \text{ MPa} \quad S_{xy}=88.9 \text{ MPa}$$

$$v_{12}=0.34$$

Le altre proprietà meccaniche necessarie alla modellazione sono ottenute dalle seguenti relazioni:

$$E_{33}= E_{22} \quad G_{13}= G_{12} \quad v_{13}= v_{12} \quad v_{23}=0.59 \quad G_{23} = \frac{E_{22}}{2(1 + v_{23})}$$

4.2.6.2. Adesivi

Vengono impiegate tre differenti tipologie di adesivi.

Tabella 4.1 – Proprietà degli adesivi utilizzati.

Denominazione	Modulo Elastico [GPa]	Rapporto di poisson	Resistenza effettiva [MPa]
EA9309NA	2.45	0.38	45.5
EA9303.3NA	2.62	0.38	46.8
FM73	2.87	0.40	77.4

Gli adesivi EA9309NA e EA9303.3NA sono entrambi due colle bi-componente tenacizzate, con proprietà meccaniche molto simili; la differenza sta nel fatto che il EA9303.3NA ha delle sferette in vetro del diametro di 0.13mm per controllare lo spessore dello strato incollato. FM-73 invece è un adesivo epossidico tenace disponibile sotto forma di film, il quale presenta caratteristiche superiori a quelle dei due adesivi precedenti.

4.3. Implementazione del modello

Sulla base delle informazioni contenute nell’articolo si cerca di implementare al FEM il modello per cercare di riprodurre i risultati ottenuti dagli autori.

Il software che si andrà ad utilizzare è ANSYS 11.0, a differenza degli autori del lavoro che impiegano il software commerciale MSC/MARC.

L’elemento scelto per la modellazione sia degli aderendi sia dell’adesivo è il PLANE82, elemento 2D ad 8 nodi. Come suggerito dagli autori l’analisi viene condotta in plane strain e tenendo conto delle larghe deformazioni. Le condizioni di vincolo e carico vengono rispettate come illustrato in figura.

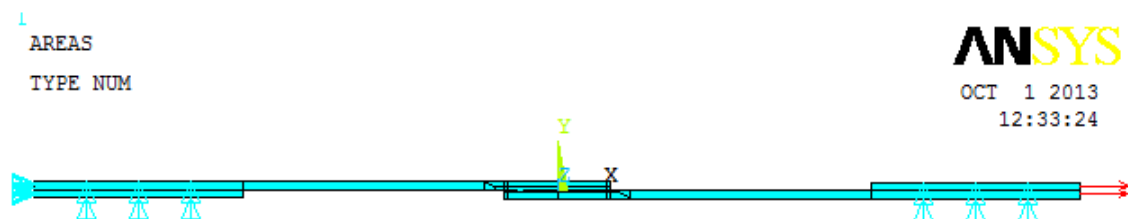


Figura 4.3 – Modello implementato completo di carichi e vincoli.

Ansys ci permette di introdurre il comportamento elastico-perfettamente plastico per l'adesivo introducendo due punti della curva: il punto iniziale, e il punto corrispondente all'inizio della deformazione plastica facilmente ricavabile conoscendo modulo elastico e tensione di rottura.

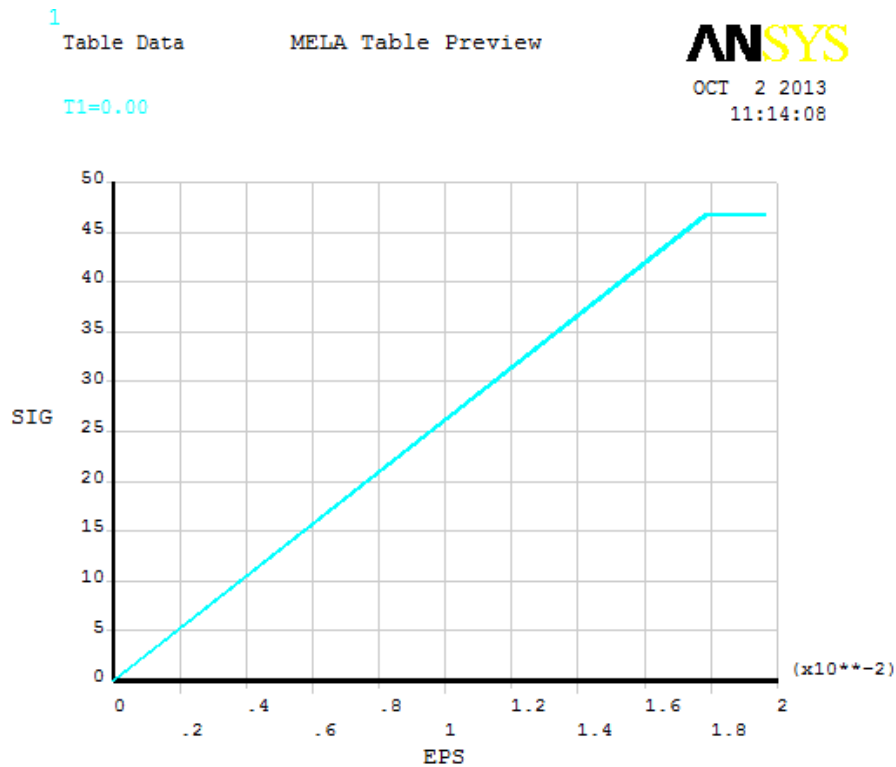


Figura 4.4 – Implementazione del comportamento elastico-perfettamente plastico per l'adesivo.

In corrispondenza dello strato adesivo ed in particolare in corrispondenza della fine della zona di overlap la mesh si andrà ad infittire; questo è necessario per la presenza di una concentrazione delle tensioni e per il fatto che proprio in questa zona andremo ad applicare il criterio di cedimento.

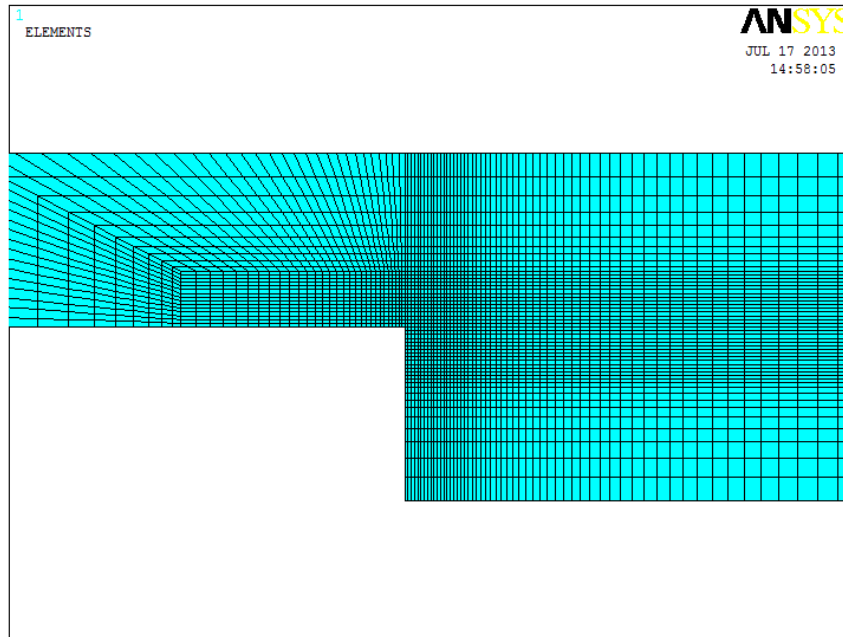
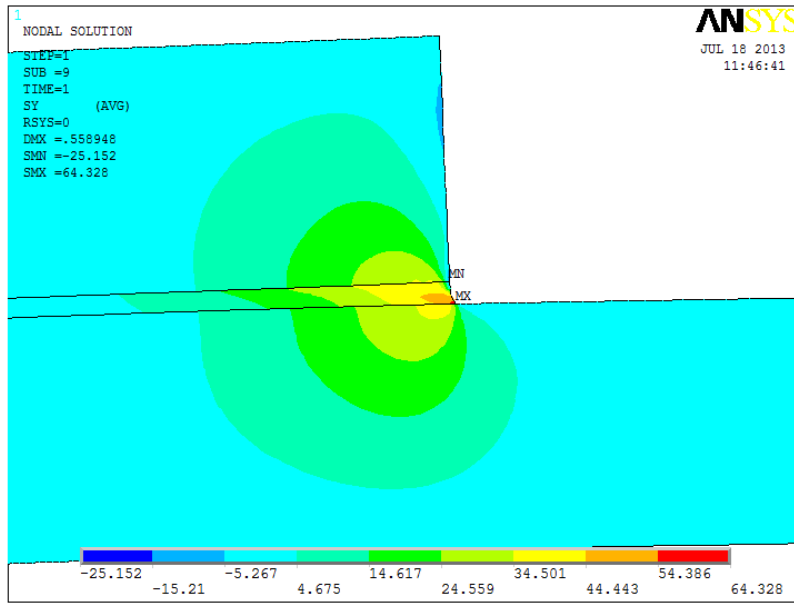


Figura 4.5 – Mesh adottata.

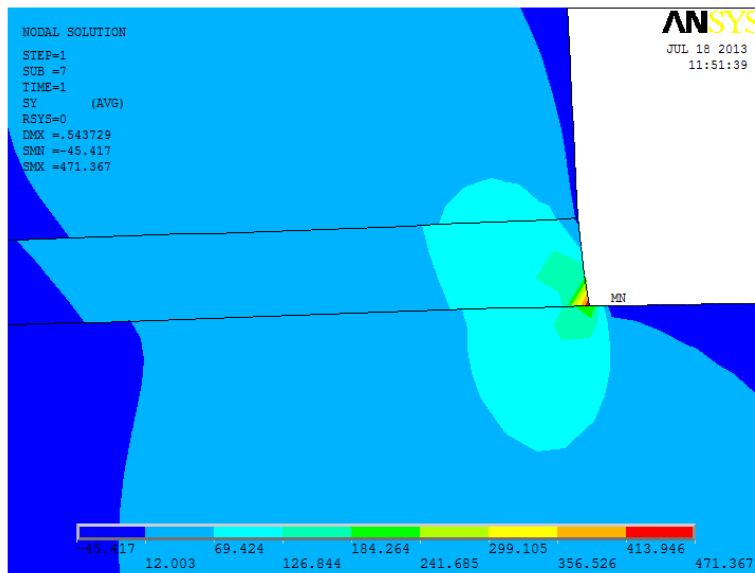
Come si è detto in precedenza il criterio di delaminazione quadratico deve essere applicato ad una certa distanza dalla fine della zona di overlap ottenuta nella fase di calibrazione. Gli autori suggeriscono una distanza critica comune a tutti i tipi di giunti analizzati pari a 0.432 mm.

Per tenere conto di ciò nel modello è stato posizionato un keypoint proprio a una distanza di 0.432 mm, in modo tale da essere comodi a valutare le tensioni in questo punto.

Le analisi sono sempre non lineari, sia per quanto riguarda la deformazione, sia per quanto riguarda il materiale. Come si illustrerà di seguito, e come ci si aspettava, questo ha l'effetto di abbassare notevolmente il picco di tensione, e di omogeneizzare le tensioni nello strato adesivo.



a)



b)

Figura 4.6 – Differenza nel valore di picco di tensione nello strato adesivo (EA9309.3NA), passando da comportamento non lineare a), a comportamento lineare-elastico b).

4.4. Risultati

4.4.1. Primo modello: adesivo EA9309.3NA

Lo strato adesivo presenta uno spessore di 0.13 mm. L'analisi viene condotta aumentando progressivamente il carico registrando ad ogni step il valore di deformazione e delle tensioni alla distanza critica per poter calcolare il failure index.

Tabella 4.2 – Valori di spostamento e failure index al variare del carico applicato.

Carico [N]	Spostamento [mm]	Failure index
1000	0.04510	0.105
2000	0.0862	0.203
3000	0.1253	0.302
5000	0.2003	0.556
8000	0.3105	0.764
10000	0.3843	0.851
12000	0.4595	0.893
13000	0.4983	0.898
13200	0.5063	0.898
13400	0.5148	0.894
13450	0.5171	0.892

Il carico limite determinato è di 13450N, e la modalità di cedimento è la rottura dell'adesivo, in accordo con quanto sostenuto dagli autori.

La rottura dello strato adesivo viene messa in luce dal fatto che tutto lo strato adesivo raggiunge la tensione limite imposta con il modello elastico perfettamente plastico. Questo è confermato anche dal fatto che per un piccolo aumento di carico oltre i 13450N il modello non arriva più a convergenza.

Dalle immagini riportate in figura 4.7, una ottenuta per un carico di 8000N e l'altra per il carico di cedimento si vede come la zona plasticizzata si sia espansa a partire dalle zone vicino ai punti di singolarità per poi inglobare tutto lo strato adesivo.

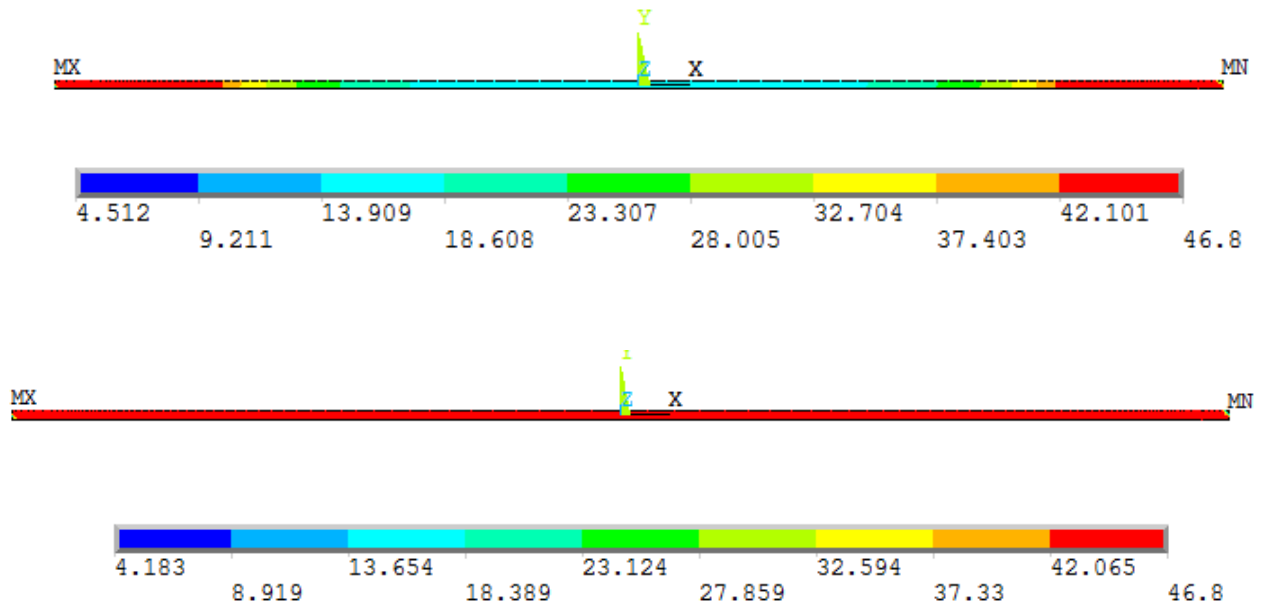


Figura 4.7 – Incremento della zona elasticizzata passando da un carico di 8000N a 13450N, carico corrispondente al cedimento del giunto.

Dal grafico 4.2 si può notare che già a partire da un carico di 13200N ci si scosta dal comportamento lineare con un forte aumento della deformazione soprattutto nello strato adesivo. Osservando l'andamento del failure index (grafico 4.2) si nota che all'aumentare del carico esso resta praticamente costante, altro sintomo dell'imminente cedimento dello strato adesivo.

Dal confronto con gli stessi grafici ottenuti dagli autori dell'articolo si può notare un buon accordo.

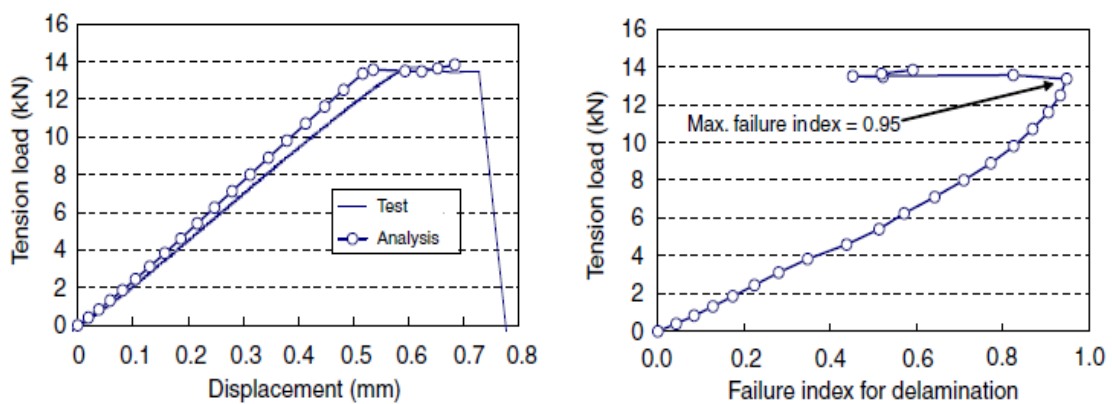


Figura 4.8 – Risultati ottenuti dagli autori [15].

Grafico 4.1 – Andamento dello spostamento al variare del carico applicato.

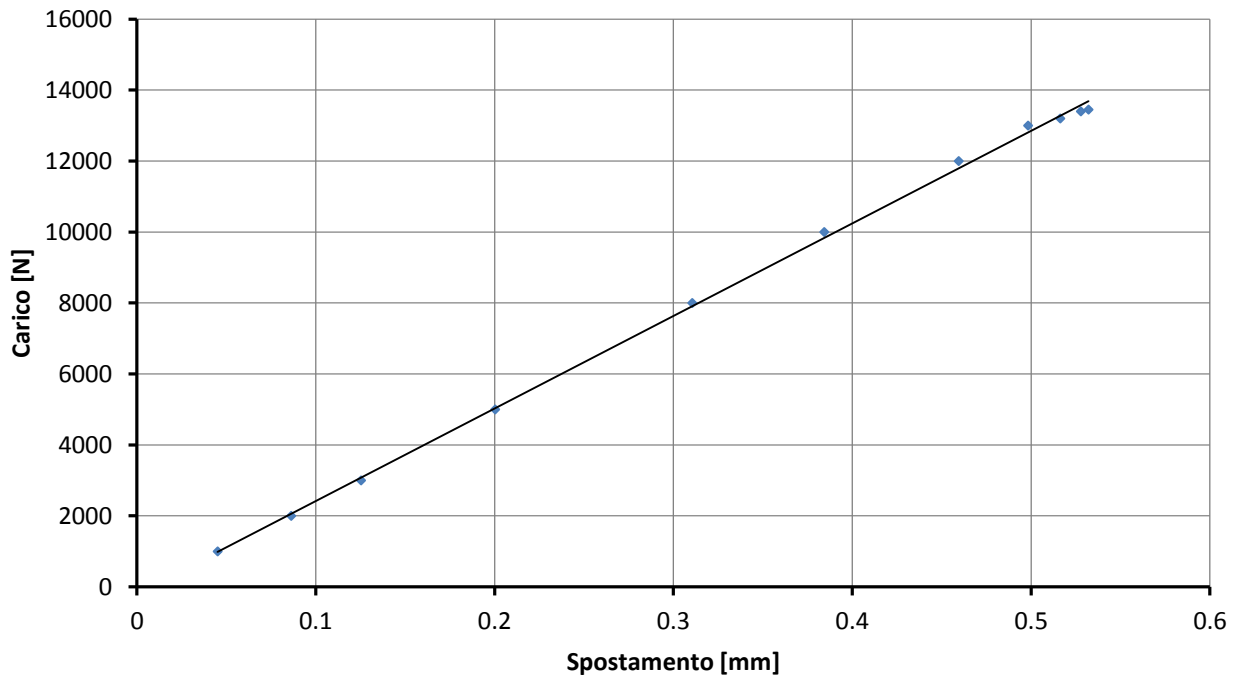


Grafico 4.2 – Andamento del failure index al variare del carico applicato.

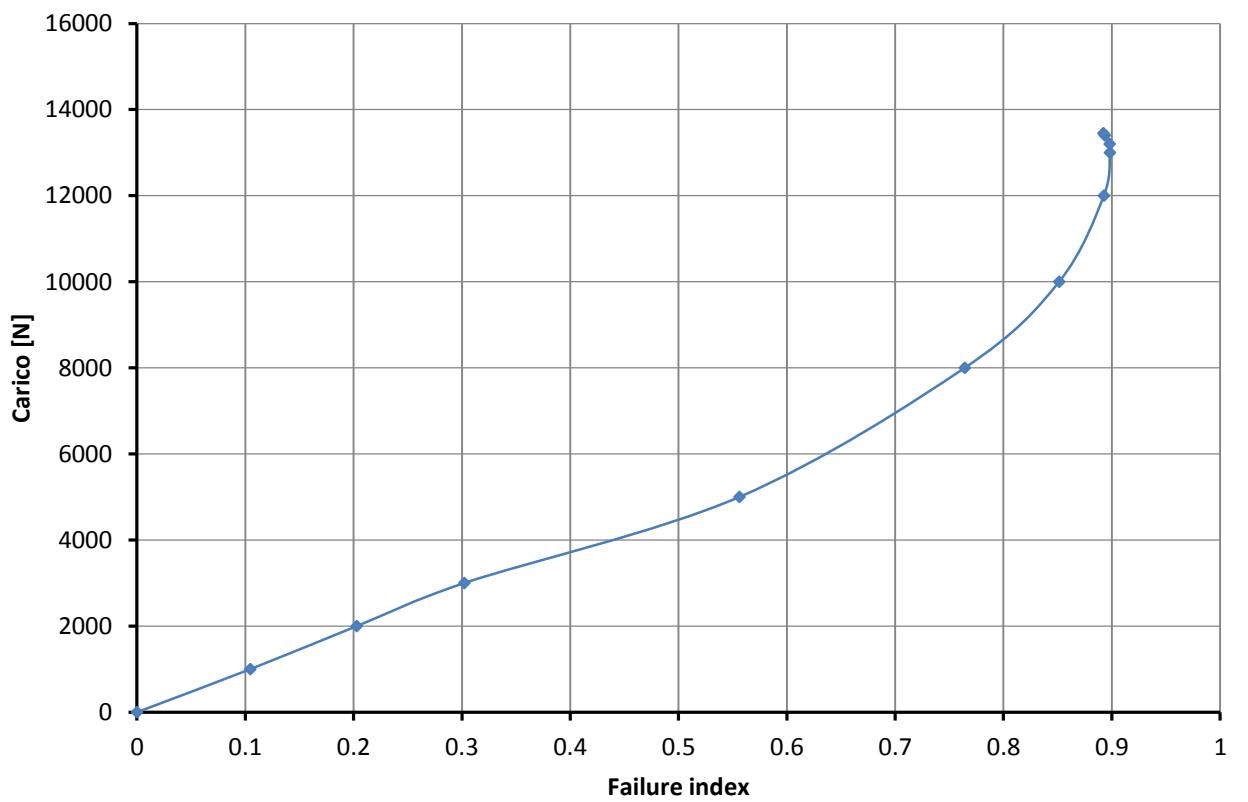


Tabella 4.3 – Tabella riassuntiva dei risultati ottenuti.

Adesivo	Test sperimentali [N]	Carico di cedimento previsto dagli autori [N]	Carico di cedimento previsto[N]
EA9309.3NA	14000	13800	13450

4.4.2. Secondo modello: co-cured

Nei giunti co-cured non è presente uno strato adesivo, in quanto l'adesione avviene direttamente in fase di stratificazione degli aderendi. Gli autori in questo caso prevedono un cedimento per delaminazione.

L'analisi sarà non lineare solo per quanto riguarda lo spostamento, per l'assenza di adesivo.

Si può notare dal grafico carico-spostamento 4.3 come il comportamento di questa tipologia di giunto sia completamente lineare fino a cedimento, cosa per altro confermata anche dai dati riportati nell'articolo.

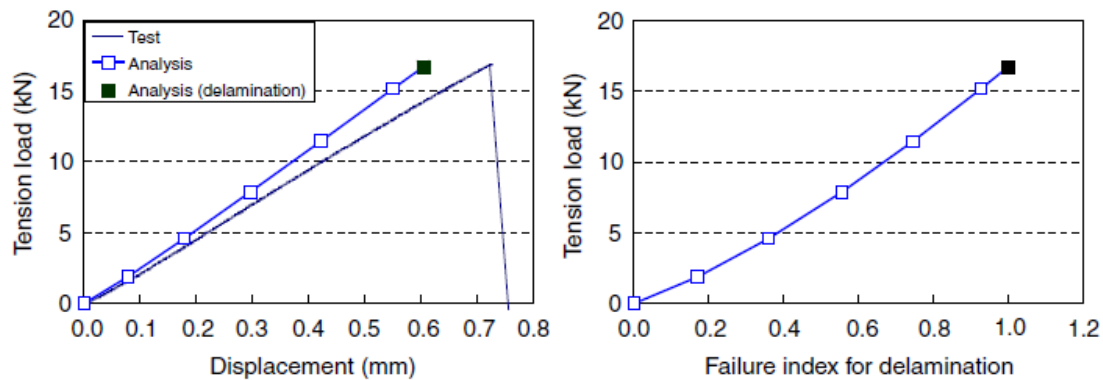


Figura 4.9 – Risultati ottenuti dagli autori [15].

Tabella 4.4 - Valori di spostamento e failure index al variare del carico applicato.

Carico [N]	Spostamento [mm]	Failure Index
0	0	0
1000	0.0428	0.103
2000	0.0823	0.199
3000	0.1201	0.292
5000	0.1928	0.466
8000	0.2988	0.717
10000	0.3686	0.878
11000	0.4033	0.960
11500	0.4205	1.001

Grafico 4.3 – Andamento dello spostamento al variare del carico applicato.

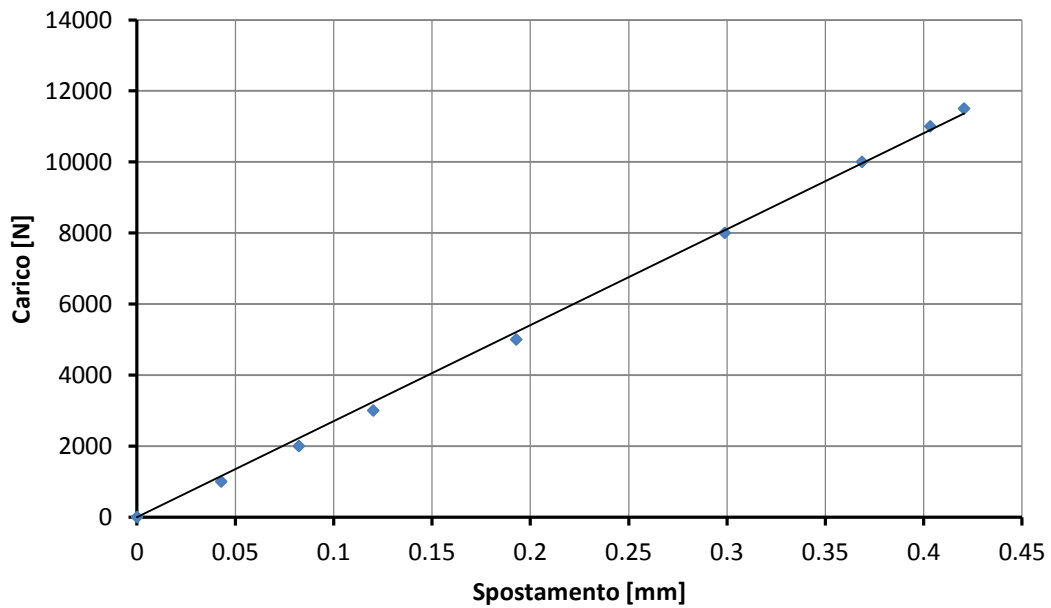


Grafico 4.4 – Andamento del failure index al variare del carico applicato.

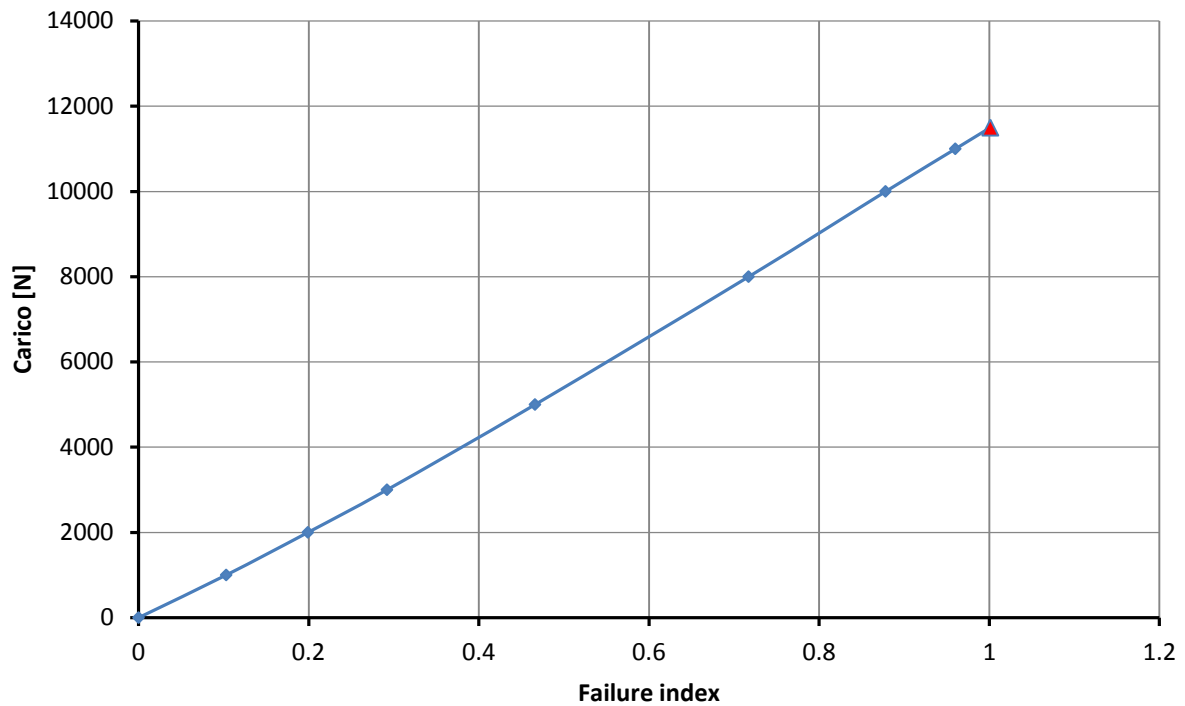


Tabella 4.5 – Tabella riassuntiva dei risultati ottenuti.

Adesivo	Test sperimentali [N]	Carico di cedimento previsto dagli autori [N]	Carico di cedimento previsto[N]
No adesivo	17300	16800	11500

Dal confronto tra i dati ottenuti con la nostra analisi e quelli degli autori si nota che la previsione ottenuta risulta essere più conservativa. In seguito si cercherà di dare una spiegazioni a questo fenomeno.

4.4.3. Terzo modello:adesivo FM-73

L'adesivo FM-73 è un adesivo disponibile sottoforma di film con uno spessore di 0.12mm. È l'adesivo che presenta le migliori caratteristiche meccaniche tra quelli presi in esame. Esso viene modellato sempre con un comportamento elastico-perfettamente plastico, quindi l'analisi risulterà doppiamente non lineare.

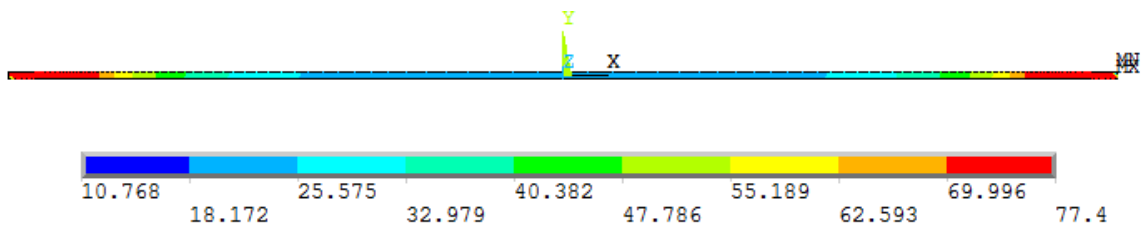


Figura 4.10 – Stato tensionale dello strato adesivo applicando il carico di cedimento; si ha un'ulteriore conferma del fatto che la rottura avviene per delaminazione.

Tabella 4.6 – Valori di spostamento e failure index al variare del carico applicato.

Carico [N]	Spostamento [mm]	Failure index
0	0	0
1000	0.0449	0.103
2000	0.0848	0.198
3000	0.1247	0.290
4000	0.1624	0.382
5000	0.1993	0.476
8000	0.3075	0.844
9000	0.3432	0.918
10000	0.3789	0.999
10100	0.3824	1.001

Grafico 4.5 – Andamento dello spostamento al variare del carico applicato.

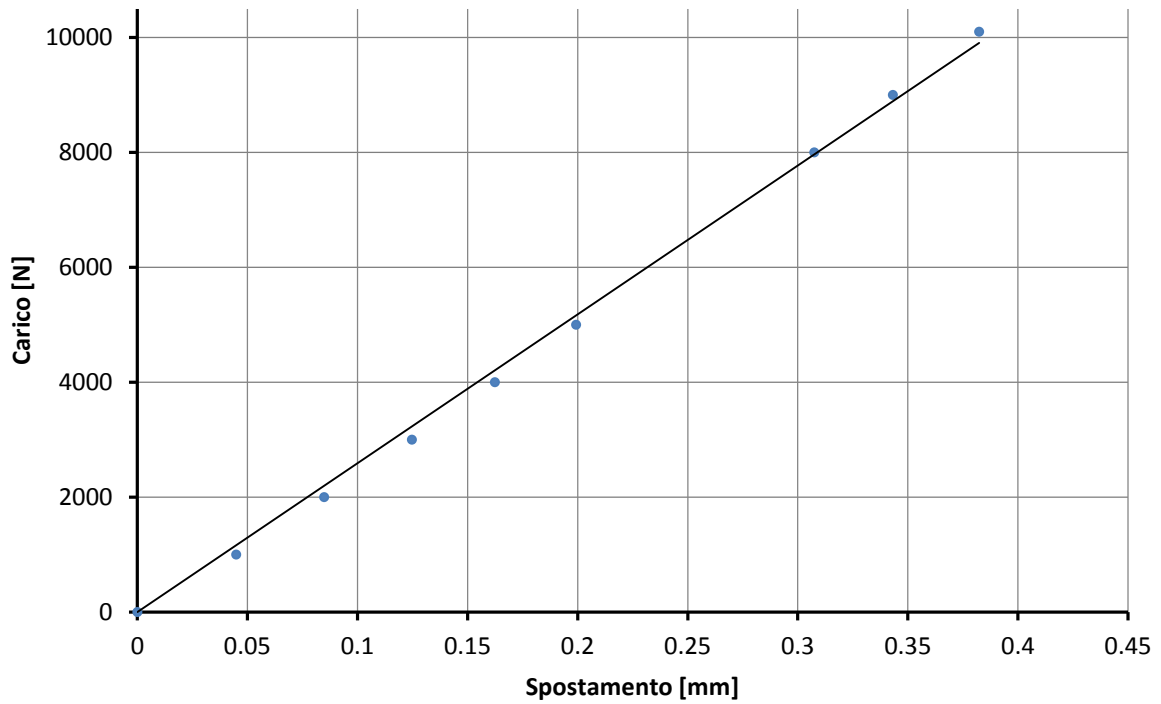
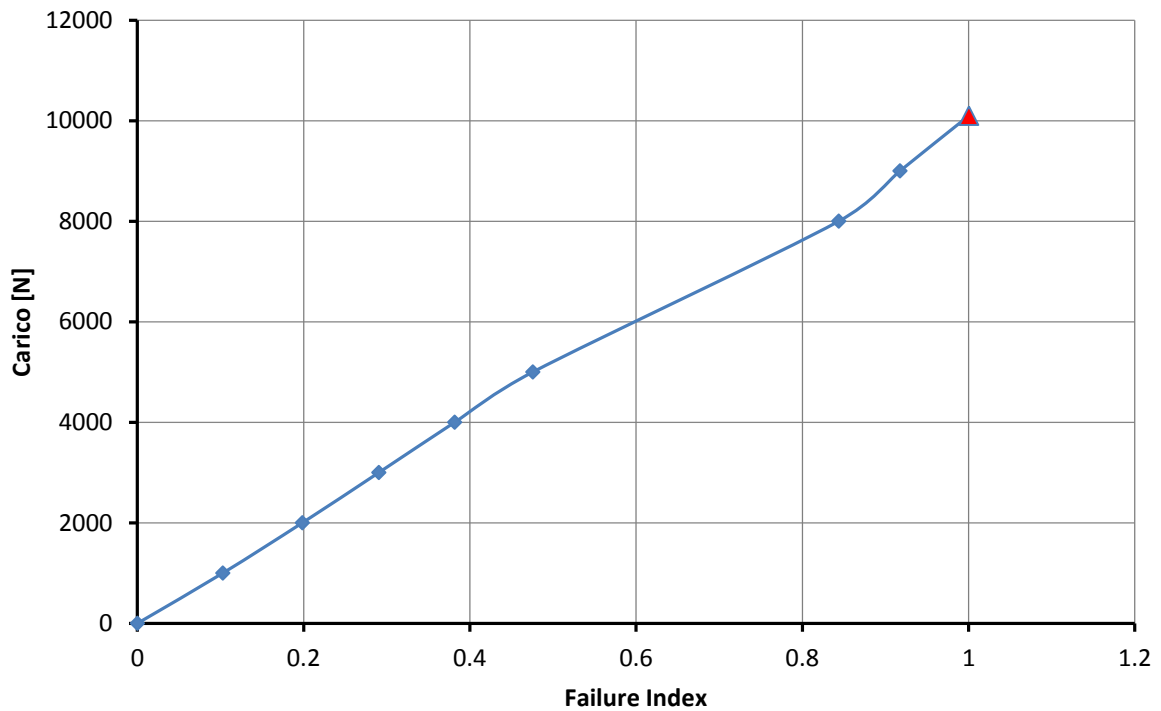


Grafico 4.6 – Andamento del failure index al variare del carico applicato.



Osservando i risultati ottenuti si nota che il cedimento avviene per delaminazione, con comportamento lineare fino a rottura. Ciò risulta essere in accordo con i dati sperimentali, ma ancora una volta il carico previsto risulta essere conservativo.

Tabella 4.7 – Tabella riassuntiva dei risultati ottenuti.

Adesivo	Test sperimentali [N]	Carico di cedimento previsto dagli autori [N]	Carico di cedimento previsto[N]
FM-73	12000	12400	10100

4.5. Riepilogo e conclusioni

Tabella 4.8 – Tabella riassuntiva.

Adesivo	Modalità di cedimento	Test sperimentali [N]	Carico di cedimento previsto[N]	Errore %
EA9309.3NA	adesivo	14000	13450	-3.9
No adesivo	delaminazione	17300	11500	-33.5
FM-73	delaminazione	12000	10100	-15.8

Dai dati riportati si può notare come, soprattutto nel modello senza adesivo, i risultati ottenuti siano conservativi sia rispetto ai dati sperimentali sia rispetto alle previsioni riportate nell'articolo.

Ciò che sorprende è il fatto che nonostante si sia implementato il modello seguendo le indicazioni riportate nell'articolo, con la stessa dimensione della mesh, comunque ci siano delle differenze. Questo con ogni probabilità è dovuto al fatto che utilizzando due software differenti le analisi non-lineari possono essere gestite in maniera diversa portando a risultati diversi.

Questo fatto tende ad indebolire il modello, in quanto la distanza caratteristica, parametro principe sulla quale si basa la previsione, oltre a non sapere se dipende da fattori come materiali, lunghezza di overlap, dipende dal tipo di software.

Sembra invece consistente l'approccio impiegato per prevedere la rottura dello strato adesivo, anche se servirebbe un maggior numero di dati per dare un giudizio più generale. Il difetto sta nel fatto che è applicabile a soli adesivi tenacizzati che presentano una certa deformazione plastica a rottura.

CAPITOLO 5

Implementazione del modello di Charles Yang e John S. Tomblin [18]

5.1. Sintesi del modello

5.1.1. Introduzione

Nell'articolo che è stato analizzato [18] viene proposto un approccio più generalizzato per la previsione di rottura di giunti in materiale composito per delaminazione.

Il criterio proposto indica di porsi, indipendentemente dal materiale impiegato, lungo l'interfaccia aderendo/adesivo al 2% della lunghezza di overlap. In questo punto si andranno a valutare le tensioni esistenti e si andranno ad applicare i criteri di cedimento tipici per la rottura per delaminazione.

La metodologia è stata applicata dagli autori su provini rispondenti alle specifiche della norma ASTM D3165, dando dei buoni risultati.

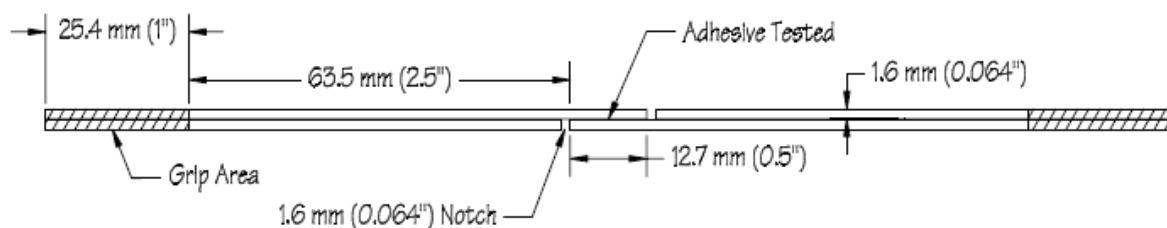


Figura 5.1 – Rappresentazione del giunto impiegato dagli autori nel loro lavoro [18].

Un altro lavoro che adotta il criterio del porsi al 2% della lunghezza di overlap, è quello di M. Marchetti et al. [10], in cui viene applicato a giunti single-lap.

La decisione di porsi al 2% della distanza di overlap deriva dall'evidenza sperimentale dell'estensione della zona in cui ha avuto inizio il cedimento del giunto, nella quale si è evidenziato cioè un distacco interlaminare ed un danneggiamento.

Charles Yang e John S. Tomblin per la determinazione delle tensioni hanno impiegato sia un modello analitico sia un modello FEM, in cui sia aderenti che adesivo sono considerati con comportamento lineare elastico.

Vengono impiegati quattro differenti criteri di cedimento per prevedere la resistenza della giunzione:

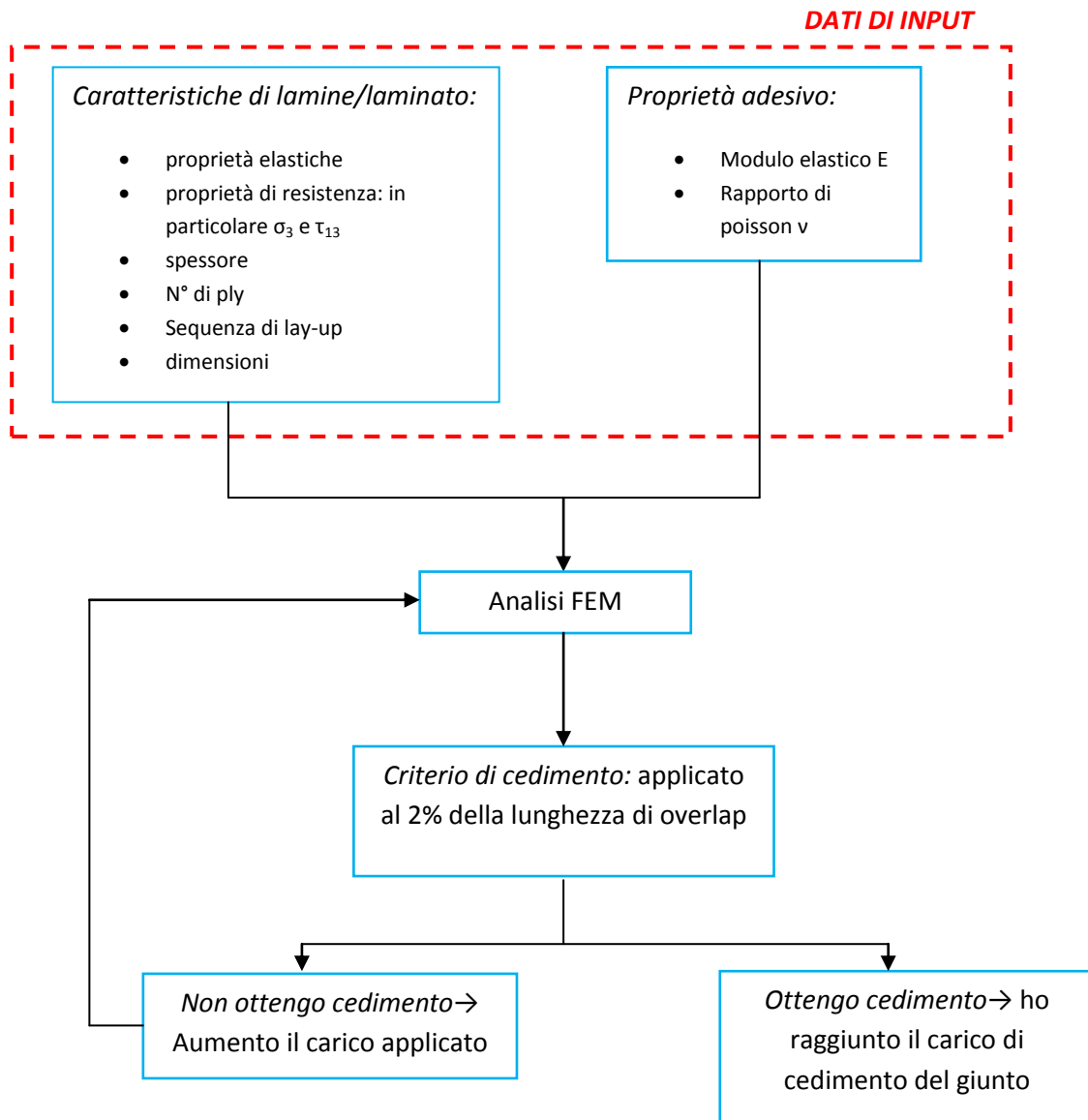
- *Tsai-Hill*
- *Criterio della massima tensione di peel interlaminare (direzione y)*
- *vonMises*
- *Criterio della massima tensione di trazione (direzione x)*

L'utilizzo del criterio di vonMises in presenza di materiali compositi, quindi anisotropi, desta qualche perplessità; infatti ha poco senso definire una resistenza di vonMises per materiali che presentano diversa resistenza lungo diverse direzioni. Per questo motivo, per le previsioni che verranno effettuate in seguito si decide di sostituire il criterio di vonMises con il criterio di delaminazione introdotto da Kwang-Soo Kim et al. [15].

In tutti i casi si utilizzano le tensioni presenti all'interfaccia aderendo-adesivo ad una distanza del 2% della lunghezza di overlap dal bordo.

Per valutare la validità di questo modello si decide di applicarlo ai dati di resistenza contenuti negli articoli di Kwang-Soo Kim et al. [15], di Quaresimin-Ricotta [7] e di Reis et al. [20]. Sono dati riferiti a giunti single-lap realizzati con diversi materiali e diverse geometrie che ci permettono quindi una valutazione abbastanza generale del modello.

5.1.2. Filosofia del modello



5.1.3. Criteri di cedimento

5.1.3.1. Tsai-Hill

$$\frac{\sigma_x(\sigma_x - \sigma_y)}{X^2} + \frac{\sigma_y^2}{Y^2} + \frac{\tau_{xy}^2}{R^2} = 1$$

dove X , Y , R sono rispettivamente la resistenza lungo la direzione x , la resistenza interlaminare a peel e la resistenza interlaminare a taglio della lamina.

Gli autori per ottenere delle previsioni il più possibile in accordo con le prove sperimentali hanno ricavato le proprietà di resistenza attraverso una regressione non lineare dei dati sperimentali dei giunti incollati.

Anche ciò desta qualche perplessità, in quanto nel momento in cui si vuole progettare un giunto non si ha la disponibilità dei dati di resistenza del giunto stesso, ma eventualmente si hanno solo le proprietà di resistenza delle singole lamine. Per questo motivo per le previsioni effettuate in seguito si sono impiegate solo le proprietà di materiale ottenute da test specifici sulle singole lamine.

Dati di resistenza necessari:

- X , resistenza a trazione in direzione x
- Y , resistenza a trazione interlaminare
- R , resistenza a taglio interlaminare.

5.1.3.2. Criterio della massima tensione interlaminare di peel

Osservando il criterio di Tsai-Hill si nota che il secondo e il terzo termine della formula sono sempre i più rilevanti. Da questa osservazione, si può considerare la tensione di trazione interlaminare (peel) come criterio di cedimento per prevedere la resistenza della giunzione.

$$\frac{\sigma_y}{Y} = 1$$

Dati di resistenza necessari:

- Y , resistenza a trazione interlaminare

5.1.3.3. Criterio della massima tensione normale

In questo tipo di giunti a causa dell'eccentricità del carico, gli aderendi tendono a ruotare. Questo genera elevate tensioni lungo la direzione x sulla lamina a contatto con l'adesivo del laminato superiore. Nasce quindi la possibilità di andare a prevedere la resistenza concentrandosi solo sulla tensione lungo la direzione x:

$$\frac{\sigma_x}{X} = 1$$

Dati di resistenza necessari:

- X , resistenza a trazione lungo la direzione x

5.2. Applicazione del modello ai dati di Kwang-Soo Kim et al. [15]

L'applicazione del modello del 2% è possibile solo su quei provini che presentano un cedimento per delaminazione. Per questo motivo, si considerano solo i dati di rottura relativi al provino con adesivo FM73, spessore 0.12mm.

Il 2% della lunghezza di overlap (20mm) risulta essere 0,4mm, che si avvicina molto a quella che è la lunghezza caratteristica di 0,432mm individuata dagli autori dell'articolo.

Le tensioni vengono ottenute del modello FEM 2D, nel quale viene considerata solo la non linearità di spostamento dovuta alla grandi deformazioni in accordo con il modello del 2%; adesivo e aderendi vengono considerati con comportamento lineare elastico.

Con i dati di resistenza disponibili sul materiale impiegato da Kwang-Soo Kim (si rimanda al paragrafo 4.2.6) possiamo applicare solo due criteri di cedimento:

- *Criterio di delaminazione:*
$$\sqrt{\frac{\sigma_{yy}^2}{Y_T^2} + \frac{\sigma_{xy}^2}{S_{xy}^2}} = 1$$
- *Criterio della massima tensione interlaminare:*
$$\frac{\sigma_y}{Y} = 1$$

Tabella 5.1 – Valori di tensione e failure index in corrispondenza del punto di 2%.

Carico [N]	τ_{UTS} [MPa]	σ_x [MPa]	σ_y [MPa]	τ_{xy} [MPa]	Criterio delaminazione	Criterio max. int. stress
6000	12.5	413.651	15.56945	-34.1219	0.597	0.457
8000	16.6666	525.844	20.2775	-44.2345	0.775	0.595
10500	20.8333	657.375	26.0725	-56.51	0.994	0.764
10600	21.875	662.472	26.3035	-56.995	1.003	0.771
11000	21.9791	682.751	27.226	-58.9295	1.038	0.798
12500	22.0833	757.308	30.682	-66.132	1.167	0.899
14000	22.6041	829.765	34.139	-73.265	1.297	1.001

Tabella 5.2 – Tabella riassuntiva dei risultati ottenuti.

Adesivo	Test sperimentali [N]	Criterio di delaminazione [N]	Criterio max interl. stress[N]
FM-73	12000	10600	14000
Errore		-11.67%	+16.67%

5.3. Applicazione del modello ai dati di Quaresimin- Ricotta [7]

I giunti considerati sono sempre giunti single-lap, ma al posto di avere aderendi ottenuti con lamine UD, qui si impiegano lamine di tessuto, delle quali in seguito ne vengono riportate le caratteristiche. Forma e dimensioni dei giunti sono riportate in figura 5.2.

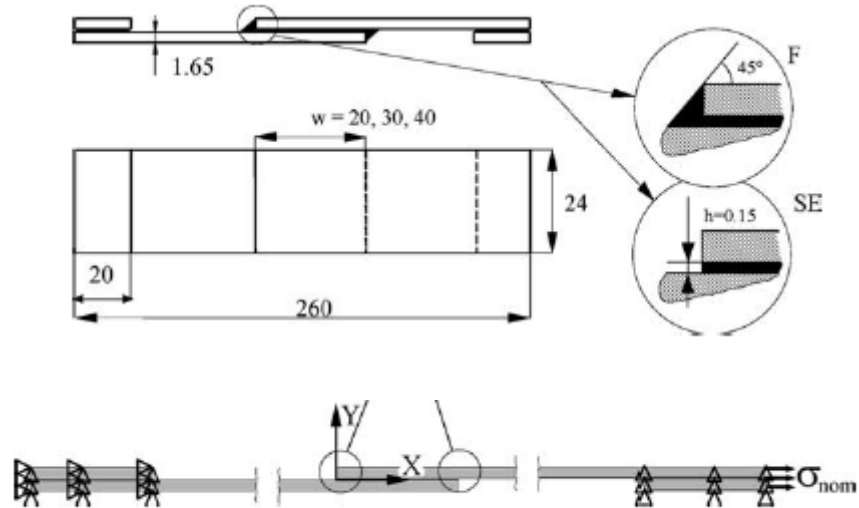


Figura 5.2 – Geometrie dei provini impiegati da Quaresimin-Ricotta [7].

Il materiale impiegato per la realizzazione degli aderendi di queste giunzioni sono delle lamine di tessuto pre-impregnato Seal Texipreg CC206, costituite da un tessuto 2x2 di fibra di carbonio T300 e matrice epossidica ET442. Il lay-up impiegato è $[0]_6$.

L'adesivo impiegato è un adesivo epossidico bi-componente, il 9323 B/A, il quale presenta un comportamento fragile.

Di seguito vengono riportate le proprietà meccaniche dei materiali impiegati, concordi con il sistema di riferimento come in figura 5.2.

Tabella 5.3 – Proprietà degli aderendi necessarie alla modellazione.

	E_x [MPa]	E_y [MPa]	E_z [MPa]	G_{xy} [MPa]	G_{xz} [MPa]	ν_{xy}	ν_{xz}
<i>Adherends</i>							
T300/ET442	58050	6000	58050	500	3300	0.27	0.06

Tabella 5.4 – Proprietà dell'adesivo necessarie alla modellazione.

	E [MPa]	G [MPa]	ν	τ_r [MPa]
<i>Adhesive 9323 B/A</i>	2870	1050	0.37	39.1

Le altre proprietà meccaniche necessarie alla modellazione sono ottenute dalle seguenti relazioni:

$$G_{xy} = G_{yz} \quad \nu_{xy} = \nu_{yz}$$

Per l'applicazione dei criteri di cedimento sono necessarie anche informazioni riguardanti la resistenza delle lamine che costituiranno gli aderendi, in particolare:

- **X**, resistenza lungo la direzione delle fibre; in questo particolare caso $X=Z$ in quanto siamo in presenza di un tessuto bilanciato.
- **Y**, resistenza a trazione interlaminare;
- **R**, resistenza a taglio interlaminare

Purtroppo, l'unico dato di resistenza noto è la resistenza lungo la direzione delle fibre $X = Z = 625\text{MPa}$ mentre i dati riguardanti le proprietà di resistenza interlaminari del materiale in questione non sono disponibili.

Nel report della *US Federal Aviation* del 2001 [18] sono però presenti i dati sperimentali di resistenza ottenuti dal *National Institute for Aviation Research* sul materiale E765/T300 3KPW carbonio/epossidico che presenta caratteristiche meccaniche molto simili al materiale utilizzato nell'articolo di Quaresimin-Ricotta [7].

Tabella 5.5 – Proprietà meccaniche riferite al materiale E765/T300 3KPW, contenute nell'articolo [18].

	E_{11} [MPa]	E_{22} [MPa]	G_{12} [MPa]	ν_{12}	X [MPa]	R [MPa]	Y [MPa]
<i>Adherends E765/T300</i>	56500	55200	3860	0.076	624	71.57	42.2

In mancanza di dati, sembra quindi ragionevole impiegare questi dati di resistenza per effettuare delle ragionevoli previsioni di resistenza. Di seguito nelle tabelle si riportano i dati sperimentali presenti nell'articolo di Quaresimin-Ricotta [7].

Tabella 5.6 – Dati riferiti a provini senza peel-ply.

Geometria	Overlap [mm]	τ_{UTS} [MPa]	c.o.v.[%]	Failure mode
square edge	20	28.1	5.3	LF
	40	16.4	4.2	LF
spew fillet	20	31.0	3.7	LF
	30	23.6	8.2	LF
	40	20.3	0.6	LF

Tabella 5.7 – Dati riferiti a provini con peel-ply.

Geometria	Overlap [mm]	τ_{UTS} [MPa]	c.o.v.[%]	Failure mode
square edge	20	29.2	29.2	A
	30	22.6	11.5	LF
	40	18.5	7.4	LF
spew fillet	20	33.8	-	A
	30	27.6	2.9	LF
	40	22.7	10.9	LF

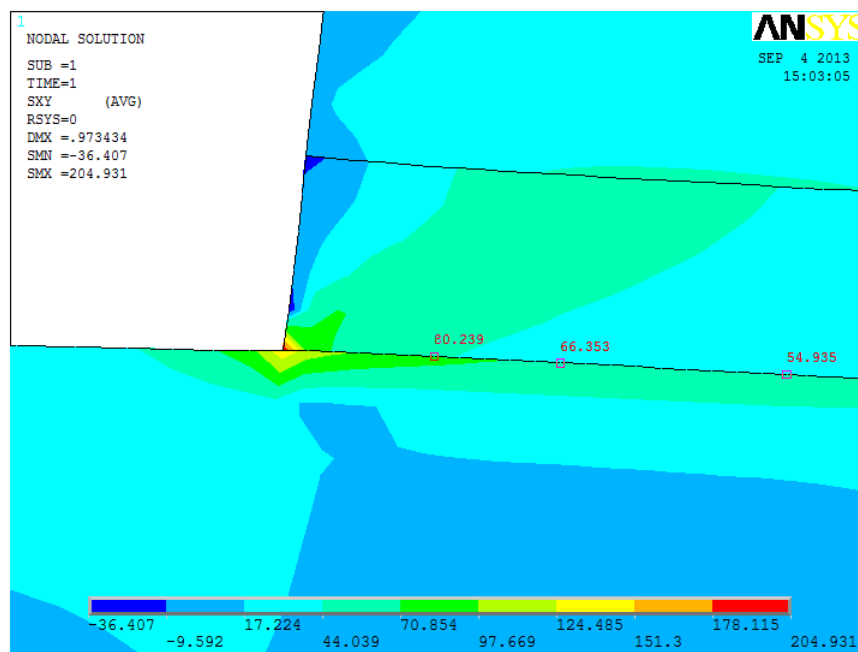
Con τ_{UTS} si intende la tensione di taglio all'interno della zona di overlap, ottenuta semplicemente dividendo il carico applicato e l'area di overlap. Con LF ed A si intende rispettivamente rottura del laminato e rottura dello strato adesivo.

Naturalmente per la nostra analisi prenderemo in considerazione solo i dati relativi ai provini in cui il cedimento è avvenuto per rottura dei laminati in composito.

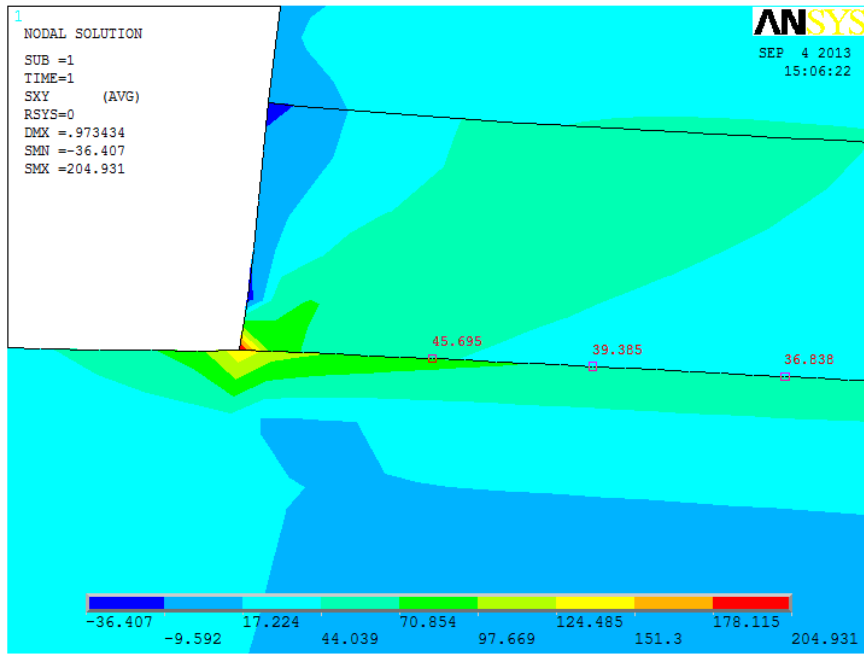
5.3.1. Analisi FEM

I giunti single-lap vengono modellati al calcolatore con elementi piani plane 82. L'idea iniziale è quella di considerare la non linearità di spostamento, scelta in linea con le altre analisi fin qui effettuate. Come si è detto anche in precedenza la non linearità di materiale non viene considerata.

Fin dalle prime analisi, effettuate con una giunzione avente overlap 20mm, si nota che all'interfaccia adesivo aderendo le tensioni σ_y e τ_{xy} nello stesso nodo riferite ai due diversi materiali sono diverse: ciò per ragioni di equilibrio non ha nessun senso. Il problema numerico, come viene messo in luce in figura 5.3 e 5.4, si manifesta non solo in prossimità del punto di singolarità del campo di tensione, ma anche in punti in cui la singolarità non ha alcuna influenza. Le immagini riportano il valore di tensione riferita allo stesso nodo, una volta riferita all'adesivo e una volta riferita all'aderendo: in certi immagini (5.3 a,b) si nota proprio il cambio di colore in corrispondenza dell'interfaccia tra un materiale e l'altro.

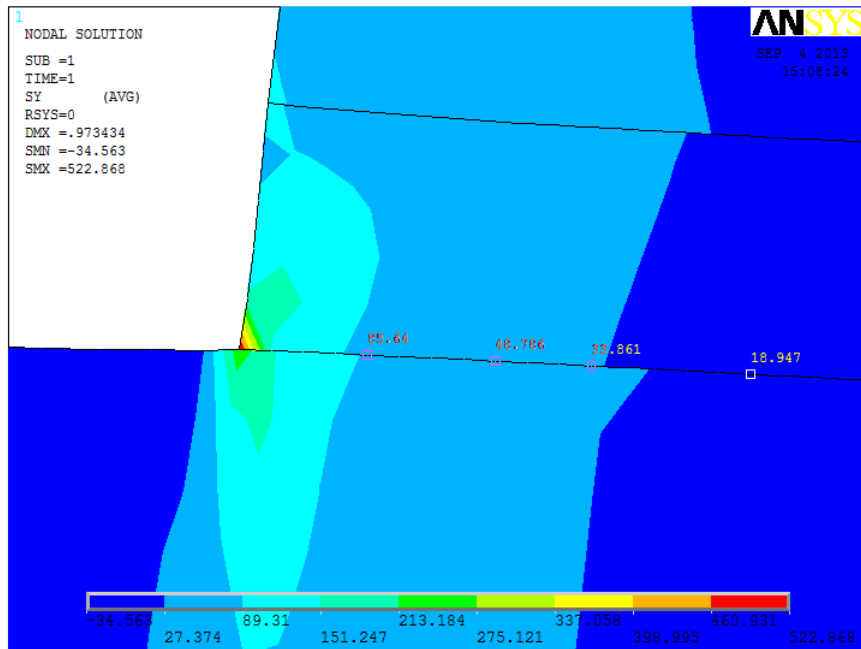


a)

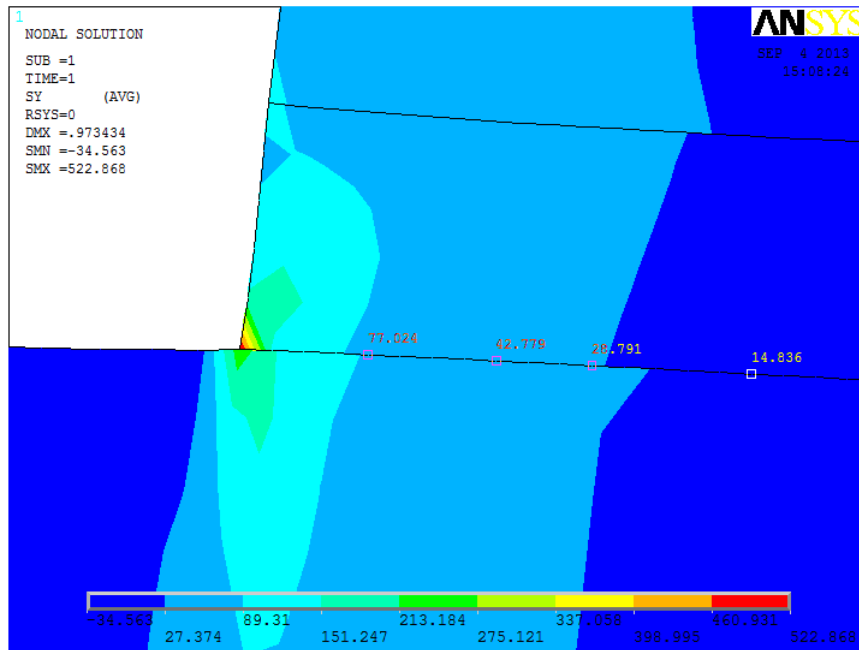


b)

Figura 5.3 – Differenza nei valori di tensione τ_{xy} riferiti all'aderendo a), e all'adesivo b).



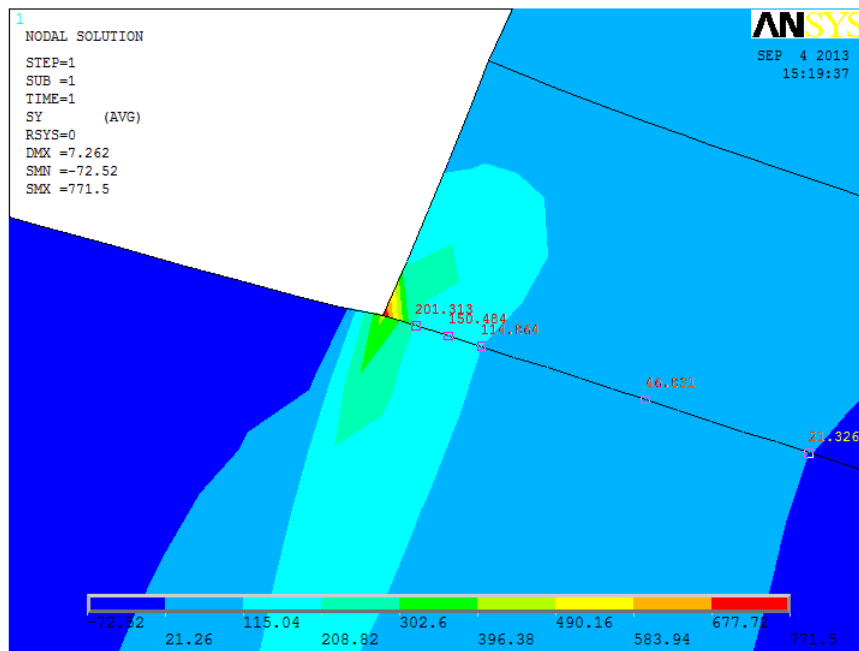
a)



b)

Figura 5.4 - Differenza nei valori di tensione σ_y riferiti all'aderendo a), e all'adesivo b).

Naturalmente non avrebbe nessun senso effettuare delle previsioni di resistenza basandosi su questi valori di tensione affetti da un errore numerico; per ovviare al problema si tenta la strada dell'analisi lineare elastica. Dalle immagini successive si nota che in questo caso solo nelle immediate vicinanze della singolarità esiste questo problema, ma nei punti di nostro interesse (al 2% della lunghezza di overlap) la differenza è trascurabile.



a)

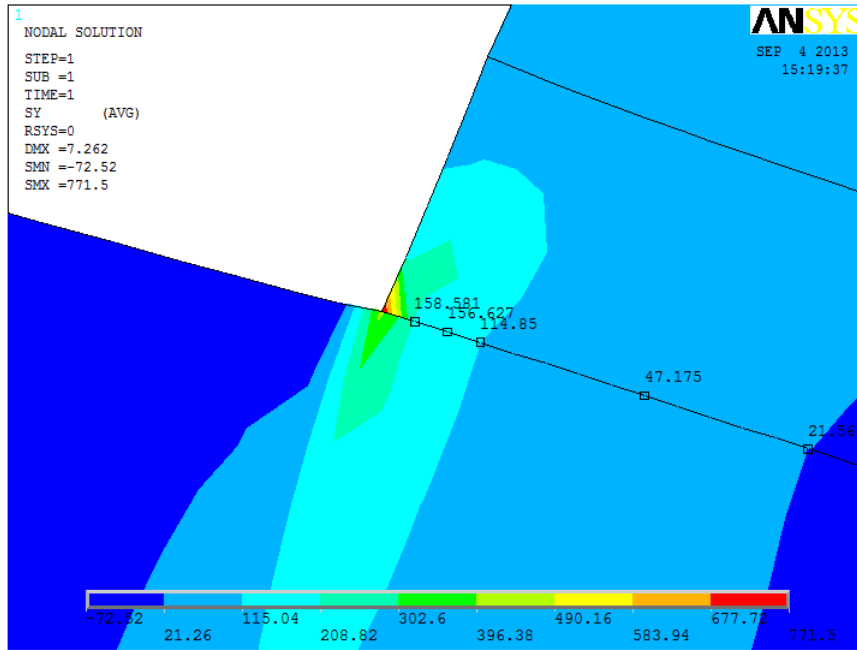


Figura 5.5 – Corrispondenza dei valori di tensione negli stessi nodi se a) riferiti all'aderendo, b) riferiti allo strato adesivo.

In definitiva quindi, il modello che si impiegherà per il calcolo delle tensioni all'interfaccia aderendo/adesivo è un modello 2D lineare elastico.

5.3.2. Risultati

Tabella 5.8 – Risultati per una geometria square edge e overlap 20mm.

Carico [N]	τ_{nom} [MPa]	σ_x [MPa]	σ_y [MPa]	τ_{xy} [MPa]	Crit. Delam	Tsai-Hill	Max. peel stress	Max tens. X
2000	4.167	201.703	1.182	13.572	0.193	0.141	0.028	0.323
5000	10.417	504.258	2.955	33.929	0.483	0.880	0.070	0.807
5350	11.146	539.556	3.162	36.304	0.517	1.008	0.075	0.863
6000	12.500	605.109	3.546	40.715	0.580	1.268	0.084	0.968
6250	13.021	630.322	3.694	42.411	0.604	1.376	0.088	1.009
10000	20.833	1008.515	5.909	67.858	0.966	3.522	0.141	1.614
10900	22.708	1099.281	6.170	70.879	1.009	4.094	0.147	1.759

50000	104.167	5042.575	17.529	202.138	2.877	73.148	0.417	8.068
--------------	---------	----------	--------	---------	-------	--------	-------	-------

Con τ_{nom} si intende la tensione di taglio all'interno della zona di overlap, ottenuta semplicemente dividendo il carico applicato e l'area di overlap.

Dai dati si nota come il criterio di cedimento della massima tensione interlaminare di peel presenti dei valori molto bassi di failure index, prevedendo dei carichi di cedimento assolutamente lontani da quelli reali. Questo è dovuto in parte al fatto che l'analisi lineare tende a prevedere delle tensioni di peel inferiori rispetto all'analisi non lineare. Per questo motivo il criterio della massima tensione interlaminare di peel non viene più preso in considerazione.

Tabella 5.9 – Risultati per una geometria square edge e overlap 30mm.

Carico [N]	τ_{nom} [MPa]	σ_x [MPa]	σ_y [MPa]	τ_{xy} [MPa]	Crit. Delam	Tsai-Hill	Max. tens. x
2000	2.778	155.974	-0.776	11.337	0.161	0.088	0.250
5000	6.944	389.935	-1.940	28.341	0.402	0.553	0.624
6750	9.375	526.412	-2.619	38.261	0.542	1.007	0.842
8050	11.181	627.795	-3.123	45.629	0.647	1.433	1.004
10000	13.889	779.870	-3.880	56.683	0.804	2.211	1.248
12000	16.667	935.844	-4.656	68.019	0.964	3.183	1.497
12500	17.361	974.838	-4.850	70.853	1.005	3.454	1.560

Tabella 5.10 – Risultati per una geometria square edge e overlap 40mm.

Carico [N]	τ_{nom} [MPa]	σ_x [MPa]	σ_y [MPa]	τ_{xy} [MPa]	Crit. Delam	Tsai-Hill	Max. tens. x
2000	2.083	128.768	-1.238	9.468	0.137	0.062	0.206
5000	5.208	321.920	-3.095	23.670	0.341	0.384	0.515
6000	6.250	386.304	-3.713	28.404	0.410	0.554	0.618
8100	8.438	521.510	-5.013	38.346	0.553	1.009	0.834
9800	10.208	630.963	-6.065	46.394	0.669	1.477	1.010
10000	10.417	643.840	-6.189	47.340	0.683	1.538	1.030
14000	14.583	901.376	-8.665	66.276	0.956	3.014	1.442
14750	15.365	949.664	-9.129	69.827	1.007	3.345	1.519

Tabella 5.11 – Risultati per una geometria spew fillet con overlap 20mm.

Carico [N]	τ_{nom} [MPa]	σ_x [MPa]	σ_y [MPa]	τ_{xy} [MPa]	Crit. Delam	Tsai-Hill	Max. peel stress	Max tens. X
2000	4.167	265.088	12.070	14.317	0.351	0.295	0.287	0.424
3500	7.292	463.904	21.123	25.055	0.614	0.903	0.503	0.742
3700	7.708	490.413	22.330	26.486	0.649	1.009	0.532	0.785
4650	9.688	616.330	28.064	33.287	0.816	1.594	0.668	0.986
4720	9.833	625.608	28.486	33.788	0.829	1.643	0.678	1.001
5500	11.458	728.992	33.193	39.372	0.965	2.231	0.790	1.166
5700	11.875	755.501	34.400	40.803	1.001	2.396	0.819	1.209
7000	14.583	927.808	42.246	50.110	1.229	3.613	1.006	1.484

Tabella 5.12 – Risultati per una geometria spew fillet con overlap 30mm.

Carico [N]	τ_{nom} [MPa]	σ_x [MPa]	σ_y [MPa]	τ_{xy} [MPa]	Crit. Delam	Tsai-Hill	Max. peel stress	Max tens. X
2000	2.778	181.225	4.083	7.768	0.146	0.104	0.097	0.290
6000	8.333	543.675	12.248	23.303	0.439	0.932	0.292	0.870
6220	8.639	563.610	12.697	24.157	0.455	1.002	0.302	0.902
6900	9.583	625.226	14.085	26.798	0.505	1.233	0.335	1.000
10000	13.889	906.125	20.413	38.838	0.732	2.590	0.486	1.450
13670	18.986	1238.673	27.904	53.091	1.000	4.840	0.664	1.982
18000	25.000	1631.025	36.743	69.908	1.317	8.392	0.875	2.610
20700	28.750	1875.679	42.254	80.394	1.515	11.098	1.006	3.001

Tabella 5.13 – Risultati per una geometria spew fillet con overlap 40mm.

Carico	tau uts	Sigma x	Sy medio	Tau medio	Crit. Delam	Tsai-Hill	Max. tens. Inter	Max tens. X
2000	2.083	162.111	2.190	6.457	0.105	0.077	0.052	0.259
5000	5.208	405.278	5.475	16.143	0.262	0.483	0.130	0.648
7200	7.500	583.600	7.884	23.245	0.377	1.003	0.188	0.934
7710	8.031	624.939	8.442	24.892	0.404	1.150	0.201	1.000
13000	13.542	1053.723	14.235	41.971	0.681	3.268	0.339	1.686
19100	19.896	1548.162	20.915	61.664	1.001	7.055	0.498	2.477
25000	26.042	2026.390	27.375	80.713	1.310	12.087	0.652	3.242
38500	40.104	3120.641	42.158	124.297	2.018	28.666	1.004	4.993

Tabella 5.14 – Tabella riassuntiva per geometria square edge.

Giunto	Overlap [mm]	Test sperimentale τ_{UTS} [MPa]	c.o.v. [%]	Crit. Delam τ_{UTS} [MPa]	Errore [%]	Tsai-Hill τ_{UTS} [MPa]	Errore [%]	Crit. Max. X Stress τ_{UTS} [MPa]	Errore [%]
Square edge/no peel ply	20	28.1	5.3	22.708	-19.2%	11.146	-60.3%	13.021	-53.7%
	40	16.4	4.2	15.365	-6.3%	8.438	-48.5%	10.208	-37.8%
Square edge/peel ply	30	22.6	11.5	17.361	-23.2%	9.375	-58.5%	11.181	-50.5%
	40	18.5	7.4	15.365	-16.9%	8.483	-54.1%	10.208	-44.8%

Tabella 5.15 – Tabella riassuntiva per geometria spew fillet.

Giunto	Overlap [mm]	Test sperimentale τ_{UTS} [MPa]	c.o.v. [%]	Crit. Delam τ_{UTS} [MPa]	Errore [%]	Tsai-Hill τ_{UTS} [MPa]	Errore [%]	Crit. Max. peel Stress τ_{UTS} [MPa]	Errore [%]	Crit. Max X stress τ_{UTS} [MPa]	Errore [%]
Spew fillet/no peel ply	20	31.0	3.7	11.875	-61.6%	7.708	-75%	14.583	-53%	9.833	-68.3%
	30	23.6	8.2	18.986	-19.6%	8.639	-63.4%	28.750	+21.8%	9.583	-59.4%
	40	20.3	0.6	19.896	-2%	7.500	-63.1%	40.104	+97.6%	8.031	-60.4%
Spew fillet/peel ply	30	27.6	2.9	18.986	-31.2%	8.639	-68.7%	28.750	+4.2%	9.583	-65.3%
	40	22.7	10.9	19.896	-12.4%	7.500	-66.9%	40.104	+76.7%	8.031	-64.6%

5.3.3. Conclusioni

In questa fase si è cercato di prevedere la resistenza di giunzioni single-lap con diversa lunghezza di overlap e diverso fillet ponendosi ad una distanza del 2% dal punto di singolarità e applicando diversi criteri di cedimento. Si cercherà ora di analizzare i risultati ottenuti.

Per quanto riguarda la geometria square edge, si è già accennato al fatto che il criterio della massima tensione di peel fin da subito risultasse inadatto, generando previsioni non ragionevoli. Gli altri tre criteri impiegati forniscono tutti previsioni a favore di sicurezza, riproducendo tutti quanti l'andamento della τ_{uts} dei dati sperimentali come è possibile notare dai grafici sottostanti. Tutti e tre i criteri si avvicinano di più ai dati di resistenza dei provini senza peel ply, proprio per il fatto che con il fem non è possibile riprodurre l'aumento della capacità di adesione della superficie dei laminati dovuta all'impronta lasciata dal peel-ply.

In definitiva per quanto riguarda questa geometria, si può dire che il criterio di delaminazione risulta il migliore con un errore medio del -17,5%, seguito dal criterio della massima tensione lungo X con il -48,4%, ed infine il criterio di Tsai-Hill che risulta essere il più conservativo con il -56,7%.

Grafico 5.1 – Dati relativi a provini square edge, no peel-ply.

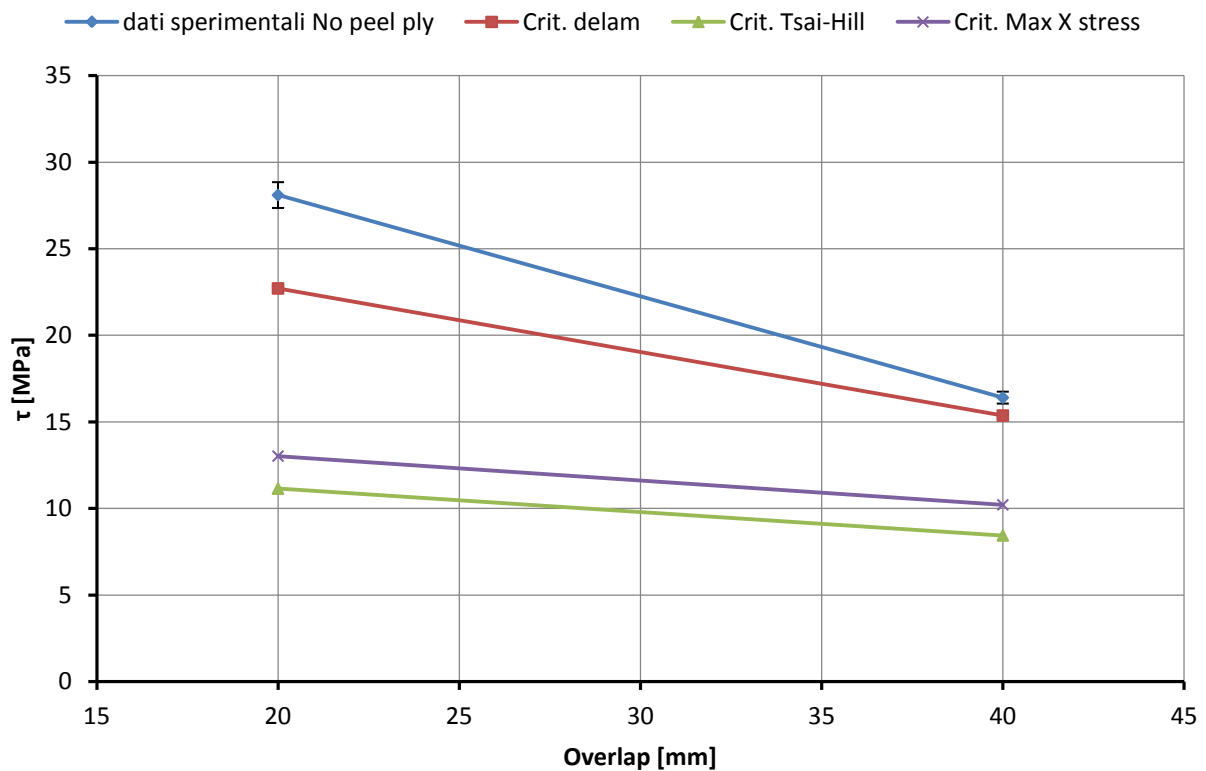
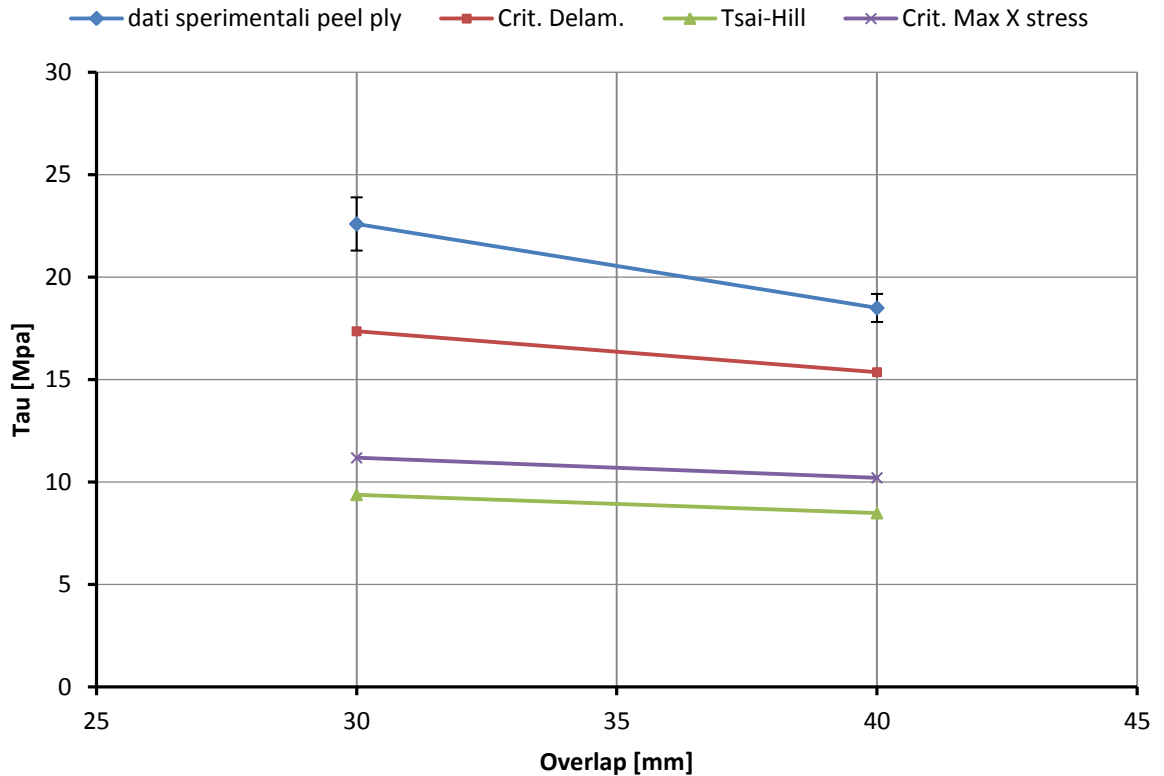


Grafico 5.2 – Dati relativi a provini square edge, con peel-ply.



Si passa ora all'analisi della geometria spew-fillet: come evidenziato dai grafici nessuno dei criteri di cedimento riesce a riprodurre l'andamento della τ_{uts} dei dati sperimentali. In particolare il criterio della massima tensione di peel, che per questa geometria è stato preso in considerazione, da dei risultati in completo disaccordo confermando la sua non idoneità ad essere impiegato come criterio di resistenza per questa tipologia di analisi.

Anche qui il resto dei criteri di cedimento danno delle previsioni a favore di sicurezza: criterio di delaminazione -32%, criterio della massima tensione lungo X -64.8% e Tsai-Hill con -69.

In definitiva si può affermare che il posizionarsi al 2% del punto di singolarità è una strategia che può funzionare per giunti con geometria square edge, soprattutto se abbinata al criterio di cedimento di delaminazione. Per la geometria spew fillet, i risultati ottenuti manifestano che questa metodologia non è adatta.

Grafico 5.3 – Dati relativi a provini spew fillet, senza peel - ply.

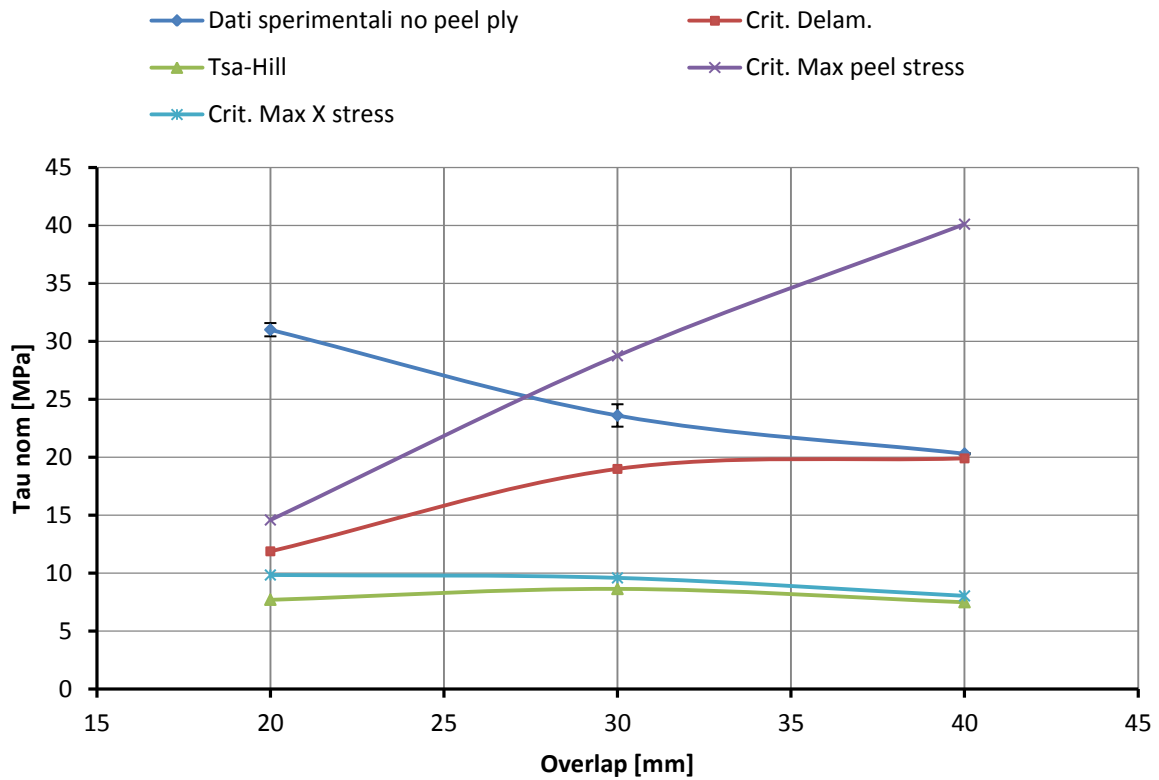
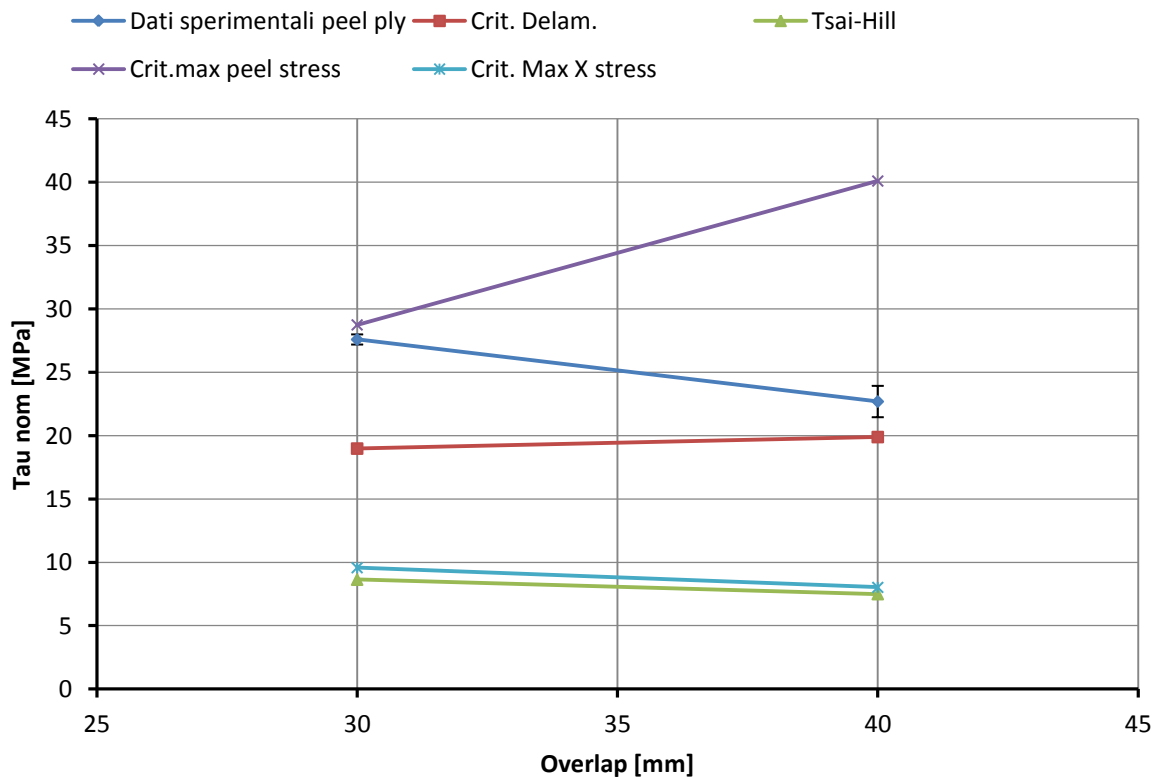


Grafico 5.4 – Dati relativi a provini spew fillet con peel-ply.



5.4. Applicazione del modello ai dati di Reis et al. [20]

Nei due paragrafi precedenti si è andati a testare il modello del 2% su provini realizzati con aderendi in carbonio/epossidico con elevata percentuale di fibre.

Il set di dati che viene ora proposto, ottenuto dall'articolo di P.N.B. Reis et al.[20], riguarda giunti single-lap realizzati con aderendi in polipropilene rinforzato con fibre di vetro. Dalle osservazioni sperimentali si nota che la rottura di queste giunzioni avviene sempre per delaminazione, sicché sembra opportuno provare ad utilizzare il modello proposto.

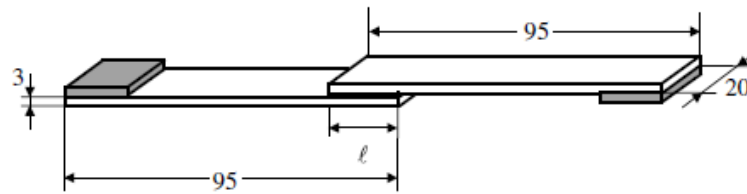


Figura 5.6 – Schema della geometria adottata per i provini [20].

5.4.1. Materiali impiegati

I materiali impiegati per la realizzazione dei giunti sono un polipropilene rinforzato con fibre di vetro mentre l'adesivo impiegato è un adesivo a base di ciano-acrilato (Bostic 7452) con uno spessore di 0.1mm.

Tabella 5.16 – Dati relativi ai carichi di cedimento riportati nell'articolo [20].

Overlap [mm]	P_1 [N]	P_2 [N]	P_3 [N]	P_m [N]	c.o.v. [%]
15	3674	3799	4157	3877	6.5
30	8701	8961	9216	8959	2.9
45	8086	8535	10190	8937	12.4
60	9410	11580	12302	11097	13.6

Le proprietà meccaniche degli aderendi necessarie alla modellazione al FEM sono riportate in tabella 5.17 e sono in accordo con il sistema di riferimento riportato in figura 5.6; esse sono riferite alle lamine in PP impiegate per la realizzazione degli aderendi, le quali risultano essere bilanciate nelle due direzioni del piano e presentano una frazione volumetrica di fibre pari al 33.4%.

Tabella 5.17 – Proprietà necessarie per la modellazione.

Proprietà	Valore
E_1 [MPa]	1789.2
E_2 [MPa]	1500
E_3 [MPa]	1789.2
ν_{12}	0.32
ν_{23}	0.028
ν_{31}	0.125
G_{12} [MPa]	6548.86
G_{23} [MPa]	729.57
G_{31} [MPa]	768.4

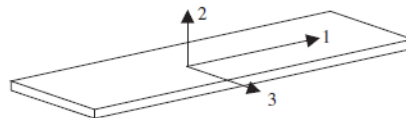


Figura 5.7 – Sistema di riferimento adottato per la definizione delle proprietà.

Le proprietà di materiale necessarie alla modellazione inerenti all'adesivo sono:

- *Modulo elastico:* $E=956.44$ MPa
- *Rapporto di Poisson:* $\nu=0.446$

Per poter applicare questo modello si ha la necessità di conoscere le proprietà di resistenza del materiale, in particolare:

- X , resistenza lungo la direzione x
- R , resistenza a taglio interlaminare
- Y , resistenza a trazione interlaminare.

Questi dati purtroppo non sono disponibili nell'articolo, quindi le proprietà dovranno essere adeguatamente stimate.

Essendo la lamina bilanciata nelle due direzioni del piano la sua resistenza è uguale nelle due direzioni; dal data sheet reso disponibile dal fornitore [21] si ricava un valore di resistenza pari a 300 MPa.

La resistenza a taglio e a trazione interlaminare sono proprietà governate principalmente dalla resistenza della matrice. In questo caso la matrice è il polietilene, il quale presenta una resistenza a trazione compresa tra i 20 - 40 MPa (Fonte: CES- Edupack 2011): si sceglie un valore medio pari a 30MPa.

La resistenza a trazione interlaminare in genere è inferiore alla resistenza della pura resina, per effetto dell'amplificazione dello strain dovuto alla presenza delle fibre. Esiste un formulazione che permette di ricavare questa resistenza in funzione dei moduli elastici di fibra/matrice e della frazione volumetrica di fibre:

$$Y = \frac{1}{F} \frac{\sigma_m^*}{E_m} E_2 \quad F = \frac{1}{\left(\frac{E_m}{E_f} \cdot V_f + 1 - V_f \right)}$$

dove F è chiamato fattore di amplificazione dello strain.

V_f = frazione volumetrica di fibre = 33.4%

σ_m^* = tensione di rottura della matrice = 30 MPa

E_m = modulo elastico della matrice = 1500 MPa

E_f = modulo elastico delle fibre di vetro E = 75000 MPa

E_2 = modulo elastico delle lamina in direzione 2 = 1500 MPa

Utilizzando questi dati si ottiene una resistenza a trazione interlaminare pari a :

$$F = 1.49 \quad Y = \frac{1}{1.49} \cdot \frac{30}{1500} \cdot 1500 = 20.1 \text{ MPa}$$

Per quanto riguarda la resistenza a taglio interlaminare sembra opportuno, in prima analisi, mantenerla uguale alla resistenza a trazione della matrice pari a 30 MPa.

5.4.2. Risultati

In accordo con quanto previsto dagli autori del modello del 2%, i primi modelli FEM che si andranno ad implementare utilizzeranno l'elemento plane82 e conteranno la non linearità di spostamento, mentre aderenti ed adesivo avranno un comportamento lineare elastico (tabella 5.18).

In questo caso, a differenza di quanto successo con i giunti di Quaresimin-Ricotta, non si nota la differenza tra le tensioni σ_y e τ_{xy} : esiste una leggera variazione tra i valori riferiti ad adesivo ed aderendo, ma del tutto trascurabile.

La tabella 5.19 riassume invece quelli che sono i risultati ottenuti con modelli FEM che considerano lo spostamento lineare: lo scopo è valutare la differenza di previsione tra le due metodologie per capire quanto l'aspetto della non-linearità di spostamento possa incidere.

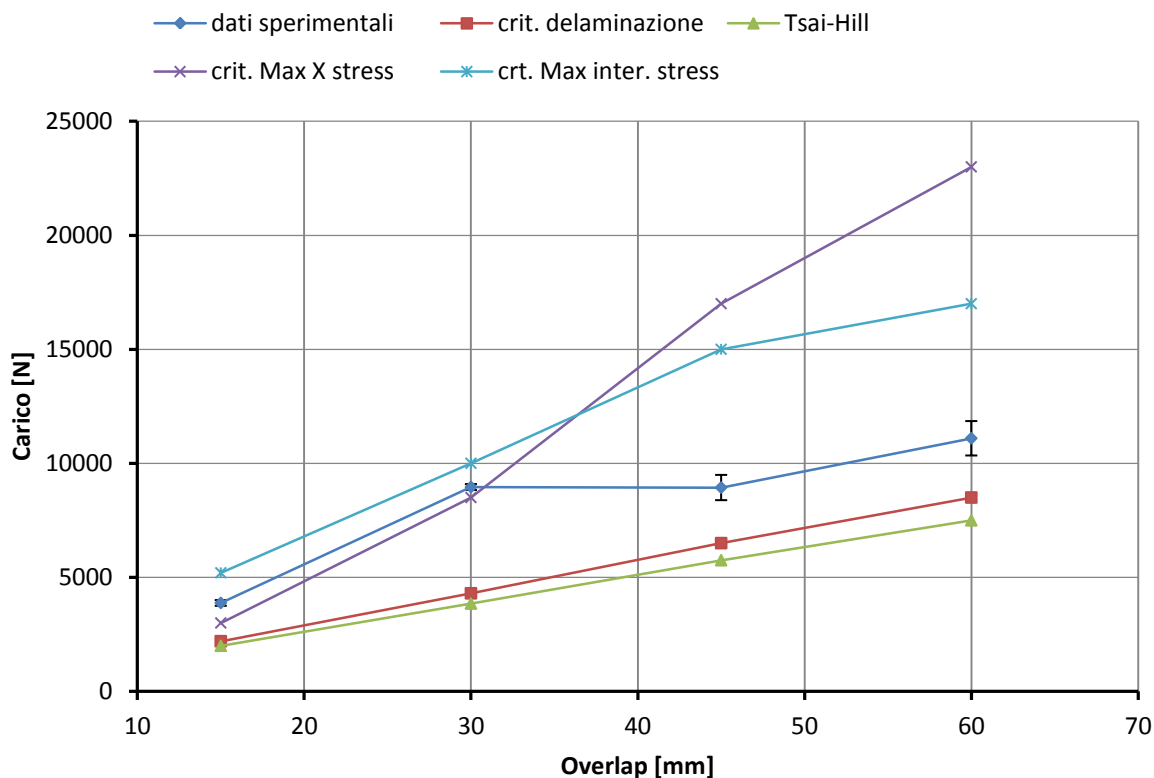
Tabella 5.18 – Tabella riassuntiva dei dati relativi a previsioni effettuate considerando la non-linearità di spostamento.

Overlap [mm]	Test sperimentale [N]	c.o.v [%]	Crit. Delam [N]	Errore [%]	Tsai-Hill [N]	Errore [%]	Crit. Max. X Stress [N]	Errore [%]	Crit. Max. Inter. Stress [N]	Errore [%]
15	3877	6.5	2200	-43.3	2000	-48.4	3000	-22.6	5200	+34.1
30	8959	2.9	4300	-52.0	3850	-57.0	8500	-5.1	10000	+11.6
45	8937	12.4	6500	-27.3	5750	-35.7	17000	+90.2	15000	+67.8
60	11097	13.6	8500	-23.4	7500	-32.4	23000	+107.3	17000	+53.2

Tabella 5.19 – Tabella riassuntiva dei dati relativi a previsioni effettuate trascurando la non-linearità di spostamento.

Overlap [mm]	Test sperimentale [N]	c.o.v [%]	Crit. Delam [N]	Errore [%]	Tsai-Hill [N]	Errore [%]	Crit. Max. X Stress [N]	Errore [%]	Crit. Max. Inter. Stress [N]	Errore [%]
15	3877	6.5	2070	-46.6	1855	-52.2	4050	+4.5	2850	-26.5
30	8959	2.9	3500	-60.9	3090	-65.5	6500	-27.4	7300	-18.5
45	8937	12.4	5100	-42.9	4465	-50.0	9200	+2.9	16300	+82.3
60	11097	13.6	7100	-36.0	6140	-44.7	12300	+10.8	41000	+269.5

Grafico 5.5 – Confronto tra i diversi criteri di cedimento e i dati sperimentali nel caso di spostamento non lineare.



5.4.3. Conclusioni

La prima cosa da evidenziare è l'anomalia che affligge il dato di resistenza di overlap 30mm: dai dati riportati nell'articolo il giunto con overlap 30mm presenta una resistenza maggiore rispetto al giunto con overlap 45mm, cosa che fa entrare in crisi il modello con un forte aumento dell'errore.

Da come si può notare in tabella 5.18 e da grafico 5.5, ancora una volta il criterio di delaminazione e Tsai-Hill sono i criteri che garantiscono la maggiore omogeneità nelle previsioni di resistenza, fornendo previsioni sempre a favore di sicurezza. D'altro canto viene confermata la non validità dei criteri della massima tensione in x e della massima tensione di peel, i quali forniscono previsioni che oscillano, a seconda della lunghezza di overlap, dall'essere conservative al non essere conservative.

Passando da una analisi non lineare ad una analisi lineare si ha un incremento nella sottostima del carico di cedimento dei giunti, passando da un errore medio rispettivamente di -36.4% a -46.7% per il criterio di delaminazione, e dal -43.4% al -53.1% per il criterio di Tsai-Hill.

La sottostima del carico di cedimento resta comunque importante anche nel caso di analisi non lineare, ma si deve tenere in considerazione che si sono utilizzate delle proprietà di materiale stimate e non effettive.

5.5. Conclusioni finali sul modello

Arrivati a questo punto è possibile dare una valutazione più generale sulla metodologia proposta da Charles Yang e John S. Tomblin nel loro lavoro [18].

Ripercorrendo il lavoro svolto, si è andati ad applicare il modello a tre set di dati riguardanti tutti giunti single-lap in cui il cedimento è avvenuto per delaminazione. I tre set presentano le seguenti caratteristiche:

- *Kwang-Soo Kim et al.[15]*: giunti realizzati con aderendi ottenuti da lamine UD in carbonio/epossidico e un adesivo FM73 con comportamento tenacizzato.
- *Quaresimin-Ricotta [7]*: giunti realizzati con aderendi ottenuti da lamine di tessuto bilanciato in carbonio/epossidico con adesivo 9323 B/A dal comportamento fragile. Il set di dati è composto da dati di resistenza di giunti con e senza peel ply , in due configurazioni geometriche square edge e spew fillet.
- *Reis et al. [20]*: giunti realizzati con aderendi ottenuti con lamine in tessuto bilanciato vetro E/polipropilene con un basso contenuto di fibra.

Utilizzando tre set di dati riferiti a materiali differenti, permettono di capire se questo modello ha le potenzialità per essere utilizzato in maniera generalizzata; naturalmente tre set sono ancora pochi per dare un giudizio esatto e completo.

Dai risultati che si sono ottenuti si è potuto constatare che dei quattro criteri di cedimento che il modello suggeriva, solo due hanno dimostrato di dare risultati in linea con quelli che sono i dati sperimentali; in particolare il migliore è risultato essere il criterio di delaminazione introdotto da Kwang-Soo Kim et al. [15], il quale ha fornito sempre previsioni a favore di sicurezza e con l'errore minore. Tsai-Hill si è rivelato ancor più conservativo, mentre i due criteri basati sulla singola tensione lungo X e sulla tensione di peel hanno dimostrato di dare previsioni oscillanti tra l'essere a favore di sicurezza e non esserlo, e per questo motivo non è consigliabile impiegarli.

Nel set di dati di Quaresimin-Ricotta [7] sono contenuti dati riguardanti anche giunti aventi lo spew-fillet: purtroppo il modello del 2% applicato a questa geometria non riesce a dare delle previsioni di resistenza attendibili.

In definitiva si può sostenere che il modello del 2% applicato a giunti single-lap con geometria square-edge e abbinato al criterio di cedimento di delaminazione da risultati consistenti sia al variare delle lunghezza di overlap, sia al variare dei materiali impiegati: con i giunti di Kwang-Soo Kim et al.[15] l'errore è stato del -11%, con Quaresimin-Ricotta [7] del -17%, con Reis et al. [20] -36,4%.

In considerazione del fatto che:

- nella maggioranza dei casi le proprietà di resistenza delle lamine non sono quelle effettive ma sono stimate,
- è presente un'importante variabilità intrinseca dei dati sperimentali, come è naturale che sia in presenza di materiali compositi;
- il modello è molto semplice da applicare;

si può affermare che il modello fornisce dei buoni risultati.

CAPITOLO 6

Implementazione del modello di Sheppard et al. [5]

6.1. Filosofia del modello

La novità, rispetto agli approcci presentati fin qui, sta nel fatto che questo modello non focalizza l'attenzione sulle tensioni che si hanno in un punto, ma si riferisce ad una superficie finita che fisicamente rappresenta la zona danneggiata.

Nel materiale composito il danneggiamento sarà rappresentato dalla formazione di cricche all'interno della matrice, debonding tra fibra e matrice ed in particolare delaminazione, fenomeno molto probabile in virtù della degli sforzi di peel presenti in corrispondenza della zona di overlap. Al crescere del carico la damage zone aumenta di estensione fino a raggiungere una dimensione critica, alla quale corrisponde il cedimento della giunzione.

Dallo studio condotto da Sheppard et al., si nota che la dimensione della damage zone è legata in maniera lineare a quella che è la deformazione di peel presente in corrispondenza dell'estremità della zona di overlap. Sulla base di questo risultato, si è deciso di impostare il criterio di cedimento sulla deformazione di peel e non sulla damage zone, la quale risulta più difficile da misurare e richiederebbe un modello agli elementi finiti più complesso.

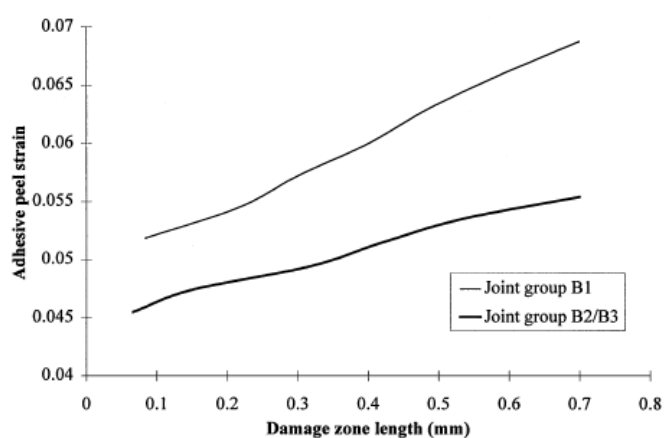


Figura 6.1 – Grafico raffigurante la correlazione tra la dimensione della damage zone e il valore di peel strain nello strato adesivo [5].

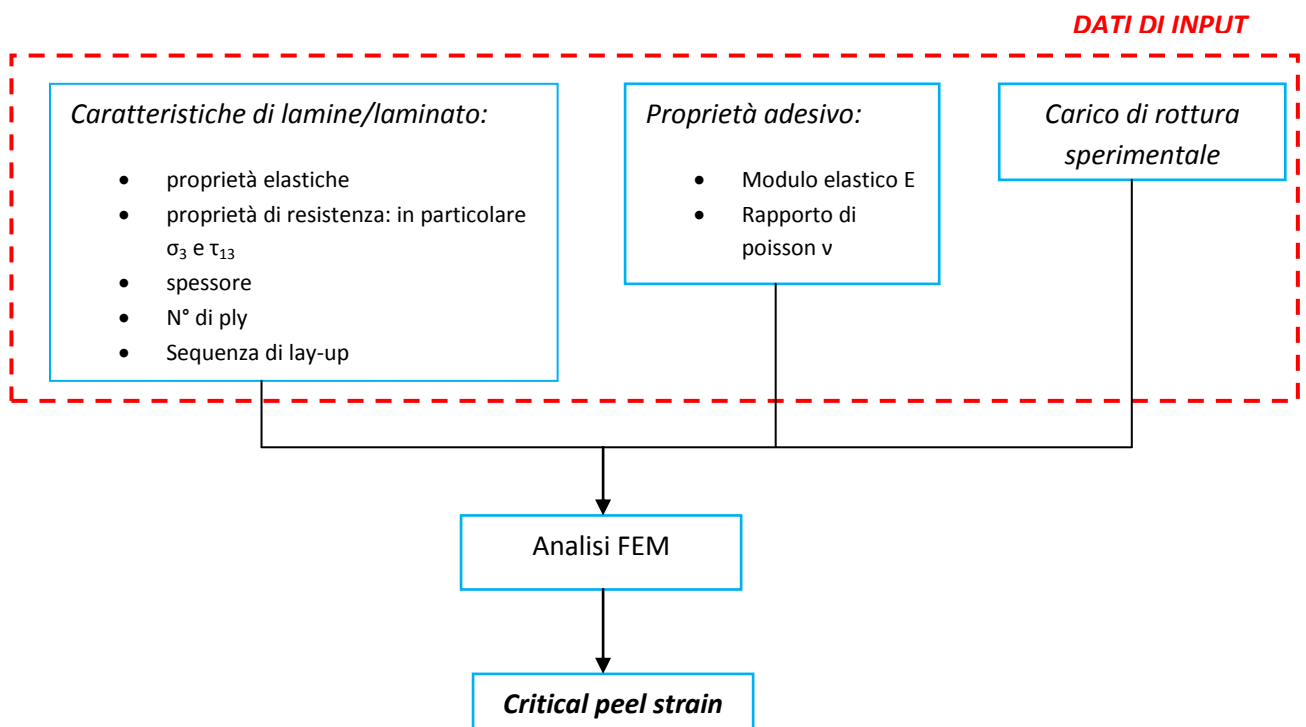
Il modello predittivo si articola in due fasi:

- **1° fase: “calibrazione del modello”.** L’autore suggerisce di impiegare un provino *double-strap* con spessore degli aderendi compreso tra 1,5-3mm, costruito con stessi aderendi e adesivo del giunto che si intende progettare. Sperimentalmente si ottiene il carico di cedimento a trazione, per poi passare all’analisi dello stesso al FEM utilizzando una mesh rada, i cui elementi quadrati presentano la dimensione del lato pari allo spessore dell’adesivo. Imponendo al modello il carico ottenuto sperimentalmente, si va ad ottenere il valore della deformazione a peel dell’ultimo elemento che costituisce l’adesivo.
- **2° fase:** Il valore di deformazione a peel appena determinato, costituisce il *valore critico*, sulla quale si baserà qualsiasi previsione. In particolare sarà possibile prevedere il carico di qualsiasi giunto single-lap/double-lap/double-strap che presenti simili aderendi e adesivo.

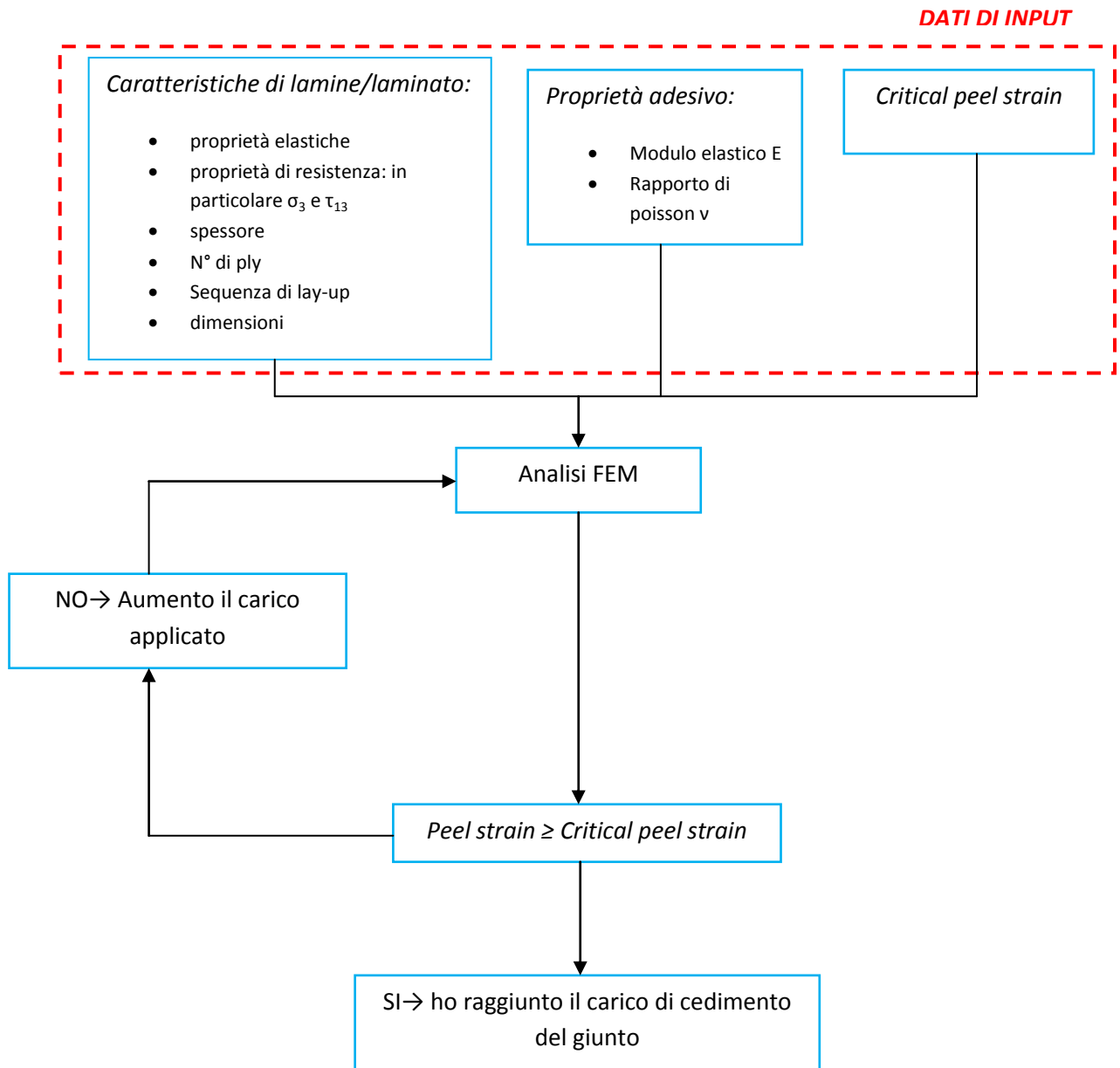
Il modello FEM impiegato per la calibrazione è un modello in plain strain che tiene conto sia della non linearità di materiale (adesivo) che di spostamento ottenuto con elemento plane82.

Il principale limite di questo modello è che non distingue le diverse modalità con cui può avvenire il cedimento.

6.1.1. 1° FASE: CALIBRAZIONE



6.1.2. 2° FASE: PREVISIONE



6.2. Applicazione del modello di Sheppard ai dati di S. J. John [12]

Lo scopo di questo tentativo è quello di prevedere i dati riportati da J. John relativi a giunti double-lap [12] con il modello di Sheppard.

La calibrazione viene effettuata utilizzando il dato relativo ad una lunghezza di overlap tra quelle disponibili; ottenuto il valore di peel strain critico si passa alla previsione dei carichi di cedimento delle altre lunghezze di overlap.

Sulla base di quelli che sono i dati a disposizione si debbono fare delle variazioni rispetto al modello di Sheppard:

- La fase di calibrazione dovrebbe essere effettuata su provini double-strap; questo perché questa tipologia di giunti fornisce un valore di peel critico che permette di prevedere la resistenza in maniera molto buona anche di altre tipologie di giunti. Nel caso preso in esame si hanno a disposizione solo dati riguardanti provini double-lap. Ciò vuol dire che sia calibrazione che previsione vengono fatti sulla stessa categoria di giunti, ma ciò non dovrebbe provocare alcun problema.
- Sheppard prevede l'implementazione della non linearità di materiale per quanto riguarda l'adesivo; purtroppo nell'articolo di John [12] non è riportata la legge di non linearità; si è deciso di effettuare una prima analisi in condizioni lineari e solo successivamente provare a ricavare una curva di non linearità.
- Relativamente alle dimensioni dei giunti si conosce solo la lunghezza di overlap, le altre dimensioni sono state assunte in base al buon senso.

6.2.1. Materiali impiegati

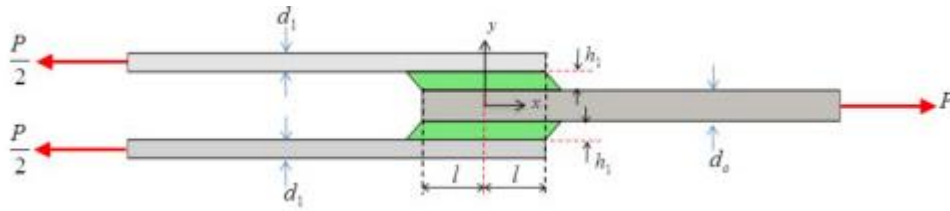


Figura 6.2 – Classico giunto double-lap impiegato da John nel suo lavoro.

I provini impiegati da John sono classici provini double-lap; non conoscendo le dimensioni si è deciso di assumere spessore pari a 2mm per tutti e tre gli aderendi e uno spessore dell’adesivo pari a 0.15mm, dimensioni in linea con quelle che possiamo trovare in letteratura. Le lunghezze di overlap sono note, e avranno valori 10, 20, 40, 60 mm.

Tabella 6.1 – Proprietà dell’adesivo.

Adesivo	E [MPa]	G [MPa]	ν	Fracture Strain [%]	Fracture stress [MPa]
Redux 410	1400	509	0375	12	33.3

I laminati che costituiscono gli aderendi sono ottenuti dalla sovrapposizione di lamine UD in carbonio/epossidico di cui sono note le proprietà:

$$\begin{aligned}
 E_{11} &= 120 \text{ GPa} & E_{22} &= 7.14 \text{ GPa} & G_{12} &= 4.64 \text{ GPa} & \nu_{12} &= 0.34 \\
 E_{33} &= E_{22} & G_{13} &= G_{12} & \nu_{13} &= \nu_{12} & \nu_{23} &= 0.59 & G_{23} &= \frac{E_{22}}{2(1 + \nu_{23})}
 \end{aligned}$$

6.2.2. Calibrazione

Per la calibrazione viene implementato il modello che riproduce il provino con una lunghezza di overlap pari a 10mm.

L'immagine mostra la mesh utilizzata: si può notare come essa sia rada come voluto dal modello di Sheppard, in particolare con elementi quadrati nello strato adesivo; si può notare anche la presenza dei due differenti materiali (adesivo-composito).

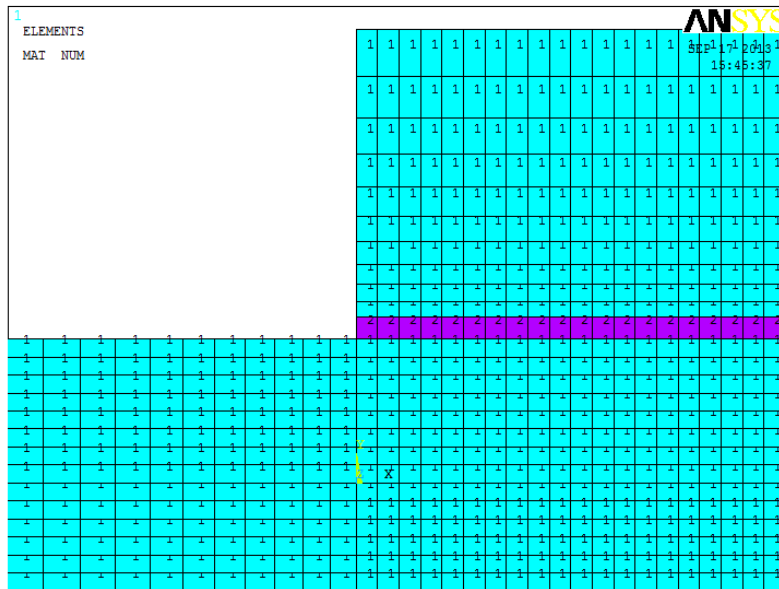


Figura 6.3 – Mesh utilizzata.

L'immagine successiva riporta il modello con le condizioni al contorno applicate.

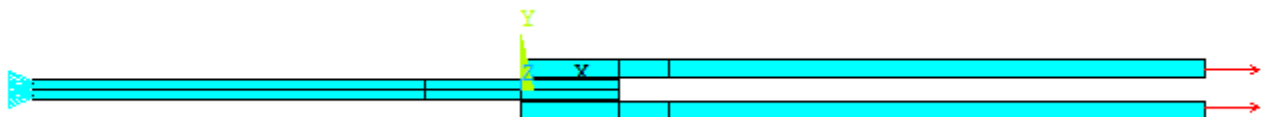


Figura 6.4 – Carichi e vincoli applicati.

Nell'immagine successiva si nota invece l'elemento selezionato sulla quale si farà la calibrazione: si dovrà valutare il peel strain all'interno di questo elemento quando al giunto viene applicato il carico di rottura ottenuto sperimentalmente.

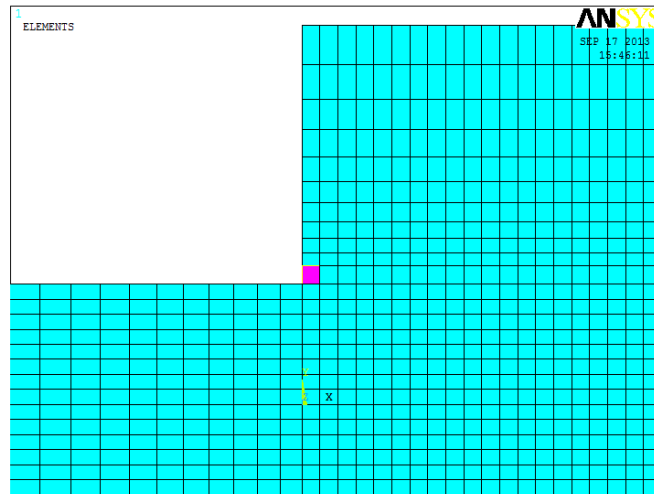


Figura 6.5 – Elemento sulla quale si andrà a valutare il valore il peel strain.

L'immagini successiva mostra i risultati all'interno dell'elemento selezionato: si nota la non uniformità della peel strain all'interno dell'elemento stesso. Ciò può essere dovuto al non aver considerato la non linearità di materiale. Si vede che il valore massimo della peel strain è di **0.058914**.

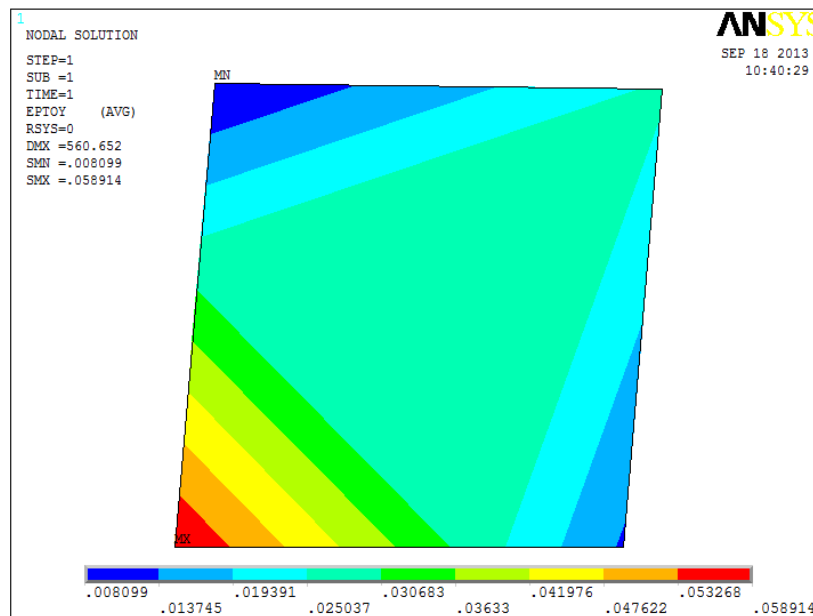


Figura 6.6 – Distribuzione della peel strain all'interno dell'elemento considerato, nel caso della seconda configurazione di carico.

6.2.3. Risultati

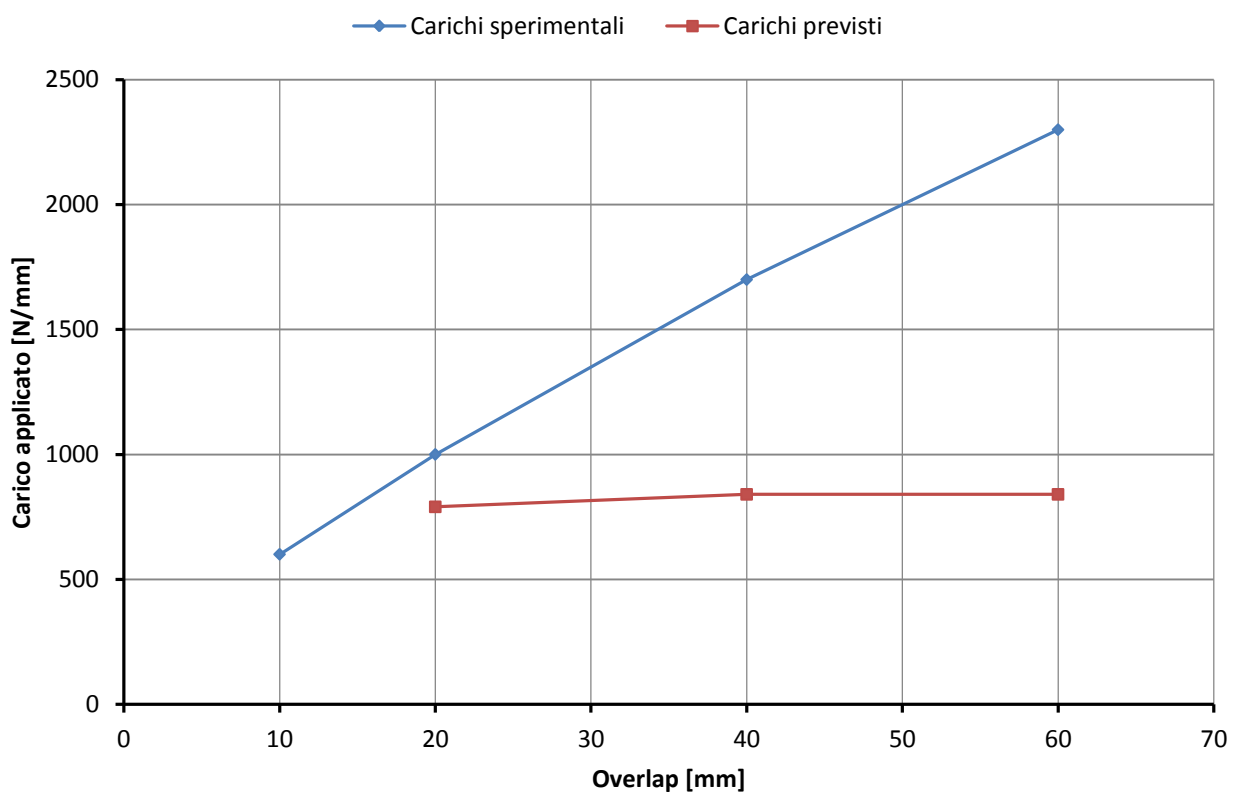
Questi sono i carichi di cedimento ottenuti sperimentalmente.

Tabella 6.2 – Risultati ottenuti.

Lunghezza di overlap [mm]	Sperimentale Failure load F/W [N/mm]	Failure load previsti [N/mm]	Peel strain*
10	600	/	0.57942
20	1000	790	0.07429
40	1700	840	0.124813
60	2300	840	0.173759

Peel strain*: è il valore di deformazione ottenuto applicando al modello il carico di cedimento sperimentalmente.

Grafico 6.1 – Confronto tra previsioni ottenute e carichi sperimentalmente.



Dall'analisi dei dati raccolti si nota come non ci sia alcun accordo con quanto sostenuto da Sheppard. Si vede infatti come il valore di peel strain critico continua ad aumentare, con un

andamento lineare, all'aumentare della lunghezza di overlap invece di rimanere costante come ci si sarebbe aspettati.

Il completo non funzionamento del modello potrebbe essere dovuto al fatto che non si è implementata la non-linearità di materiale per l'adesivo.

6.3. Implementazione della non-linearità di materiale

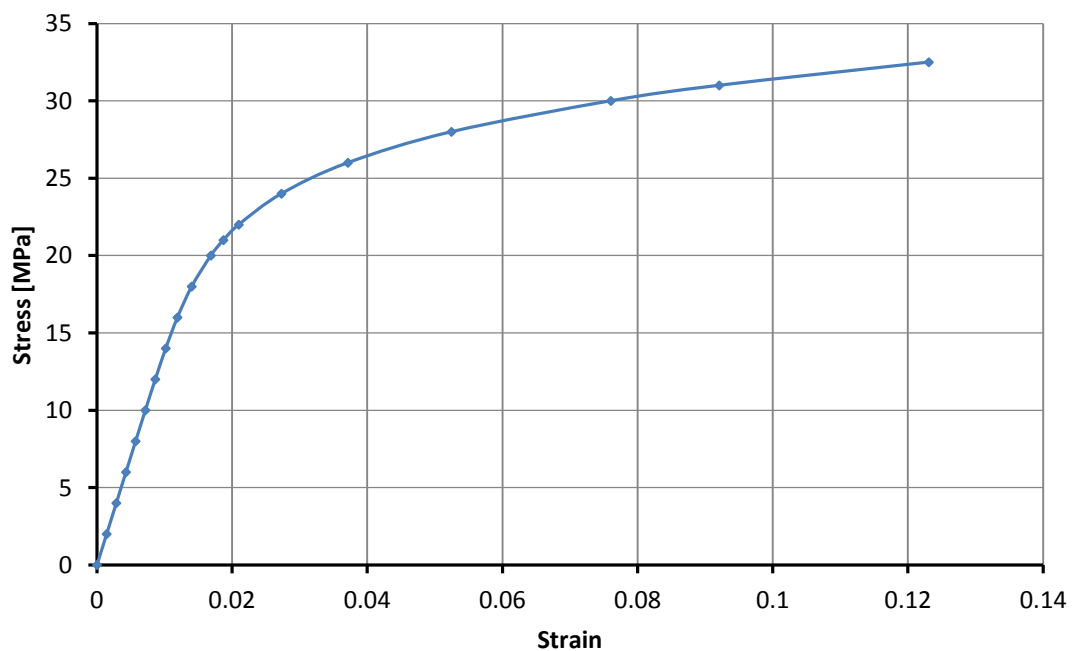
Visto il completo fallimento ottenuto applicando il modello di Sheppard senza l'implementazione della non-linearità di materiale, si va a implementare un ulteriore set di modelli fem in cui anche questo aspetto viene considerato.

Con i dati a nostra disposizione si può solo ipotizzare la curva di non linearità dell'adesivo: conoscendo infatti il punto di rottura e il modulo elastico resta solo da stabilire il carico a cui avviene lo snervamento per poter definire tutti i parametri della curva. Si ipotizza un rapporto

tra $\frac{\sigma_{sn}}{\sigma_R} = 0.6 \div 0.7$, rapporto tipico per adesivi epossidici tenacizzati. Si ottiene l'equazione:

$$\varepsilon_{tot} = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{44.113} \right)^{1/0.1326}$$

Grafico 6.2 – Rappresentazione grafica della non-linearità di materiale implementata.



6.3.1. Risultati

Prima di effettuare una calibrazione, si va ad investigare l'andamento della peel strain critica al variare della lunghezza di overlap applicando ai diversi modelli il proprio carico di cedimento sperimentale. Solo se si noterà una certa costanza allora avrà senso procedere con delle previsioni di resistenza.

Utilizzando la curva di materiale presentata nel grafico 6.2 nessuno dei modelli implementati riesce ad arrivare a convergenza se applicato il carico di cedimento. Questo perché localmente l'adesivo supera il limite in termini di carico e deformazione imposto dalla curva. Si decide allora di allungare la curva del materiale come raffigurato nel grafico 6.3, riuscendo a portare a convergenza tre configurazioni su quattro.

Grafico 6.3 – Non-linearità di materiale estesa a valori più elevati di strain.

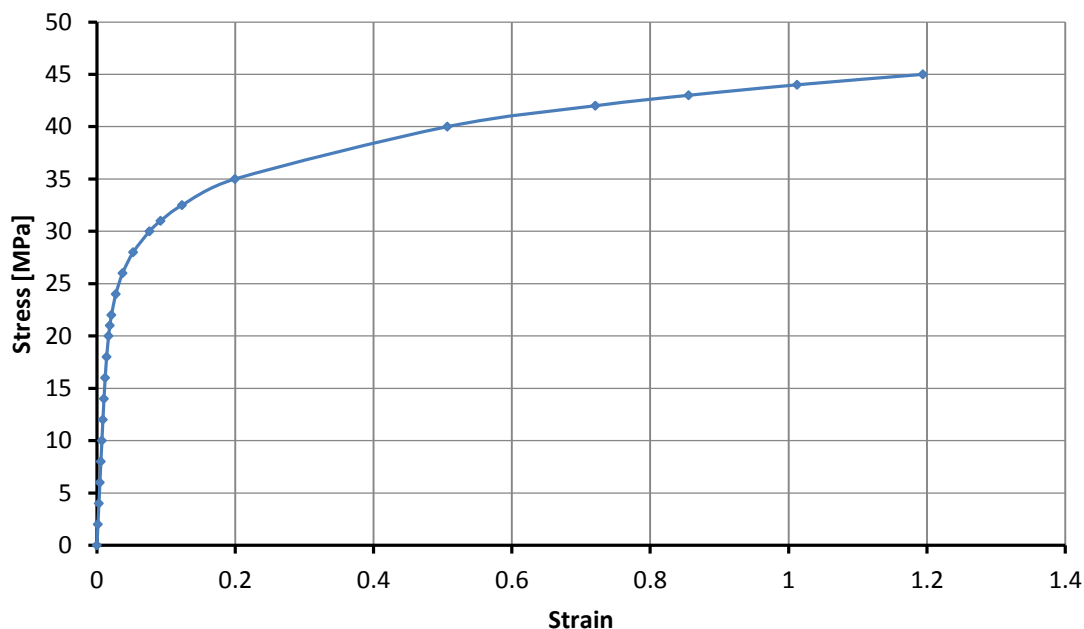


Tabella 6.3 – Valori di peel-strain* al variare della lunghezza di overlap.

Lunghezza di overlap [mm]	Sperimental Failure load F/W [N/mm]	Peel strain*
10	600	/
20	1000	0.7528
40	1700	0.2803
60	2300	0.3507

Dai dati che si sono riportati si nota che per una lunghezza di overlap di 10mm il modello non arriva a convergenza; per lunghezze superiori si raggiunge la convergenza ma i dati di peel strain critici non sono assolutamente in accordo.

Di seguito si riportano le immagini degli elementi utilizzati per ottenere il valore di peel strain critico, e si nota come non ci sia nemmeno accordo sulla distribuzione di deformazione all'interno dell'elemento.

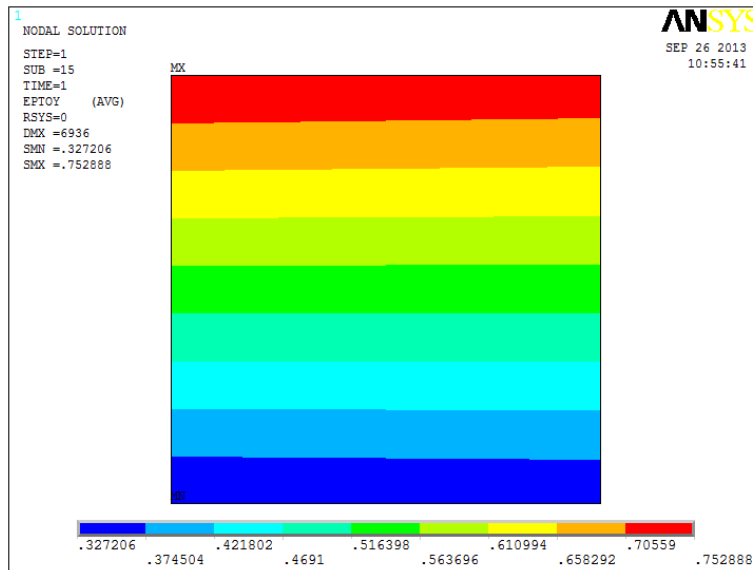


Figura 6.7 – Distribuzione della peel strain* all'interno dell'elemento scelto, con un overlap di 20mm.

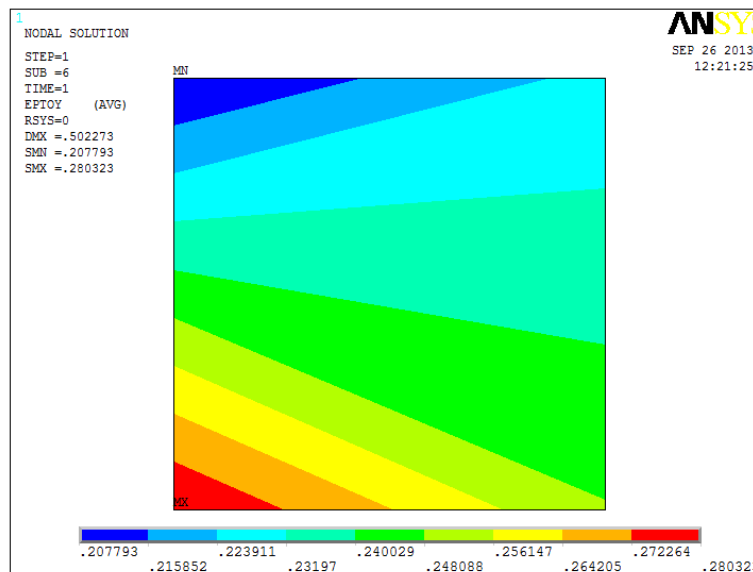


Figura 6.8 – Distribuzione della peel strain* all'interno dell'elemento scelto, con un overlap di 40mm.

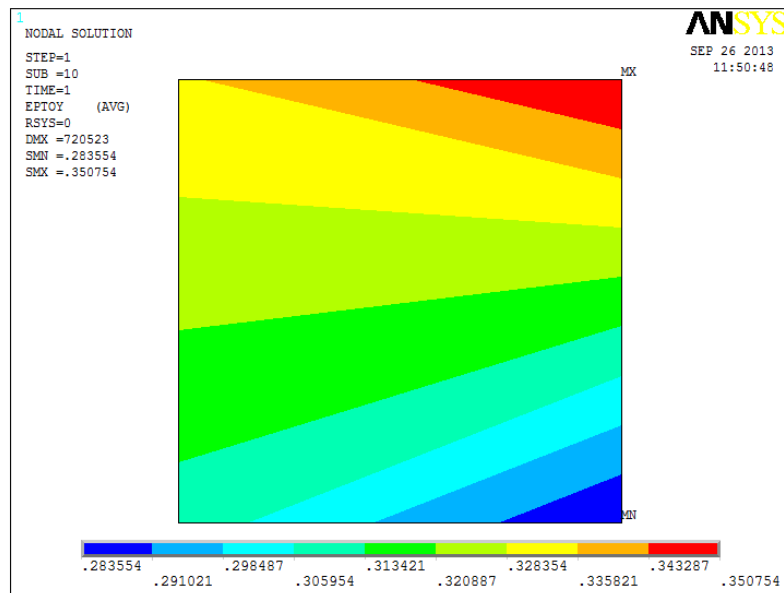


Figura 6.9 – Distribuzione della peel strain* all'interno dell'elemento scelto con un overlap di 60m.

6.4. Applicazione del modello di Sheppard a giunti sigle-lap

Risulta possibile andare ad applicare il modello di Sheppard ad un ulteriore set di dati, reso disponibile nell'articolo di Reis et al [20].

Il set di dati è stato ottenuto con giunti single-lap caratterizzati da diverse lunghezze di overlap. Anche qui, come nel caso precedente si utilizza una lunghezza di overlap per effettuare la calibrazione ed ottenere il valore di peel strain critico, per poi passare alla fase di previsione.

Questo set di dati è stato scelto per il fatto che gli autori forniscono l'equazione della curva che descrive il comportamento plastico dell'adesivo, in modo tale da poter includere al FEM la non linearità di materiale come previsto dal modello di Sheppard.

Per le informazioni riguardanti i materiali impiegati si rimanda al paragrafo 5.4.

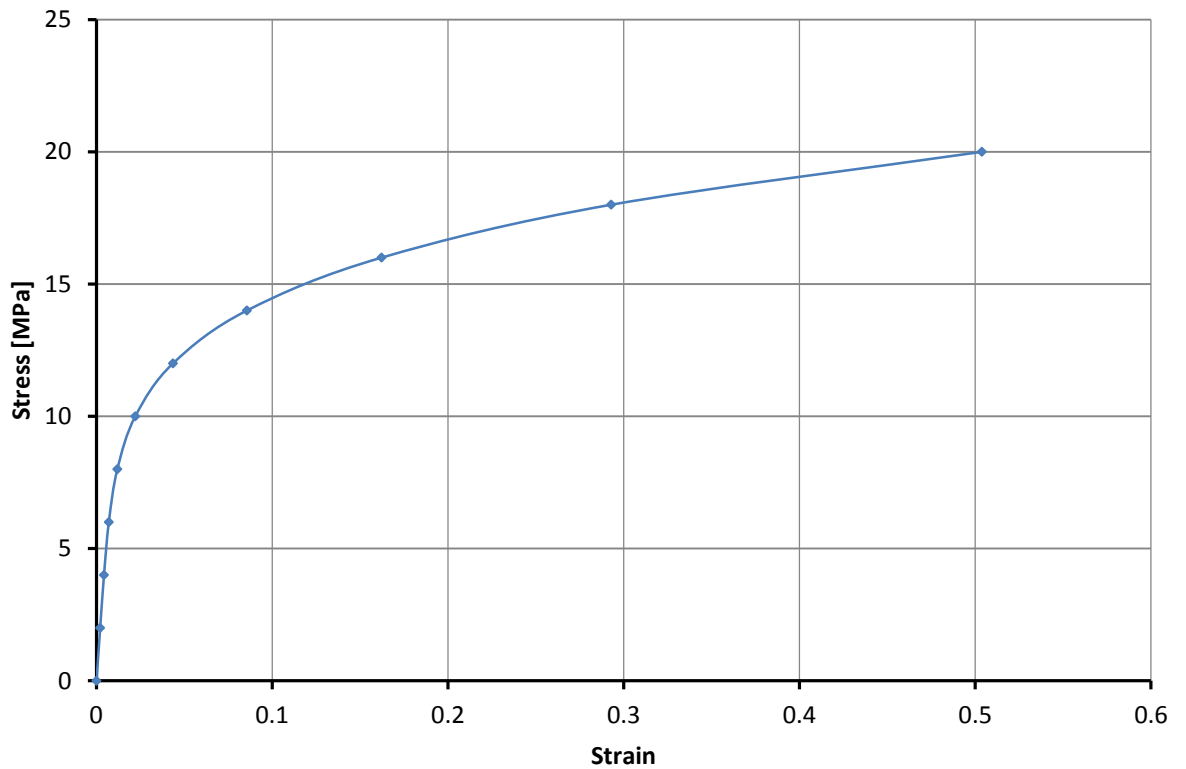
Le proprietà di materiale inerenti all'adesivo sono:

- *Modulo elastico:* $E=956.44$ MPa
- *Rapporto di Poisson:* $\nu=0.446$
- *Eq. di Nadai:* $\sigma = 22.9 \cdot (\varepsilon_p)^{0.186}$ → tale equazione riproduce la parte plastica della curva carico-deformazione.

Conoscendo questi dati possiamo ricavare la curva di Ramberg-Osgood che andrà a riprodurre l'intera curva carico-deformazione dell'adesivo:

$$\varepsilon_{tot} = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{1/0.186} \quad K = 22.9 \quad n = 0.186$$

Grafico 6.4 – Comportamento non lineare dell'adesivo Bostic 7452.



6.4.1. Calibrazione

Per la fase di calibrazione viene scelta la configurazione con overlap 15mm; il resto delle dimensioni geometriche sono riportate in figura.

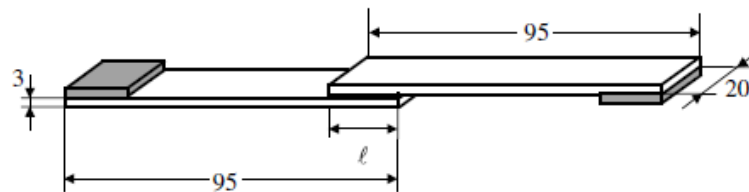


Figura 6.10 – Schema dimensionale del giunto considerato nell'articolo.

Gli aderendi presentano uno spessore pari a 3mm ottenuto dalla sovrapposizione delle lamine con un lay-up [+45/0/-45/0/-45/0/45]. Lo spessore dello strato adesivo è 0,1mm. Nel modello FEM gli aderendi vengono considerati come materiale omogeneo con comportamento lineare elastico e proprietà ortotrope.

Durante l'indagine sperimentale varierà solo la lunghezza di overlap, mentre il resto delle caratteristiche rimarrà costante.

La configurazione di carico e vincolo viene riportata di seguito, dove il carico applicato al modello è il carico medio delle tre prove sperimentali (3877N).



Figura 6.11 – Modello implementato completo di carichi e vincoli.

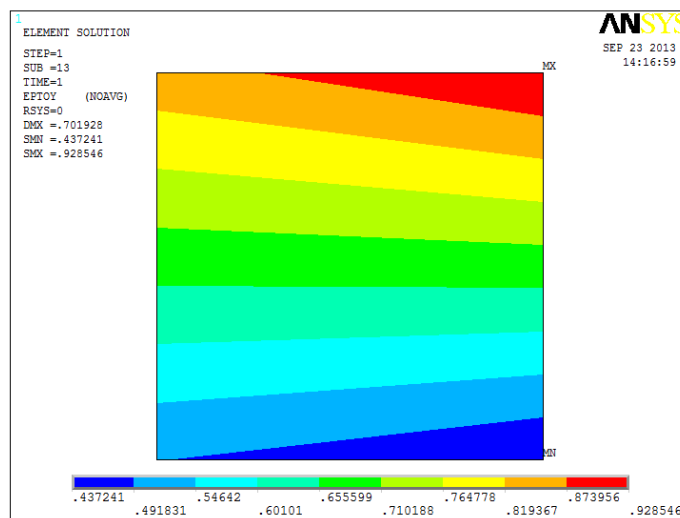


Figura 6.12 – Distribuzione della peel strain all'interno dell'elemento selezionato.

Il valore di peel strain critico risulta essere 0.9285.

6.4.2. Risultati

Tabella 6.4 – Previsioni di resistenza ottenute con il metodo illustrato.

Lunghezza di overlap [mm]	Sperimentale Failure load [N]	c.o.v. [%]	Failure load previsti [N]	Peel strain*
15	3877	6.5	/	0.9285
30	8959	2.9	6850	/
45	8937	12.4	9900	0.8370
60	11097	13.6	13500	0.8114

Si nota innanzitutto che il dato sperimentale di resistenza per overlap 30mm non è in linea con le altre lunghezze di overlap, in particolare presenta la stessa resistenza dell'overlap 45mm. Il carico previsto dal modello è del 15% più basso, mentre il peel strain* non si riesce a calcolare in quanto il modello non arriva a convergenza.

Per entrambe le lunghezze di overlap 45 e 60mm si ottengono delle previsioni a sfavore di sicurezza.

6.5. Conclusioni

In questo paragrafo si è andati ad applicare il modello di Sheppard et al. [12] a due differenti set di dati sperimentali, differenti sia dal punto di vista del materiale che del tipo di giunzione.

In entrambi i casi però i risultati ottenuti non sono in accordo con ciò che Sheppard sostiene nel suo articolo, cioè l'esistenza di un valore critico della peel strain legato alla dimensione della damage zone costante al variare della dimensione/tipologia di giunto.

In particolare dai risultati appena raccolti, si mette in evidenza come, sia considerando la non linearità di materiale che nel caso lineare, il valore di peel critico varia al variare della lunghezza di overlap impedendo la formulazione accurata di previsioni di resistenza.

Dai grafici sottostanti, si nota anche come non ci sia un accordo nemmeno tra gli andamenti della peel strain al variare della lunghezza di overlap.

Gráfico 6.5 – Andamento della peel strain* al variare della lunghezza di overlap riferito ai dati di John e adesivo lineare-elastico.

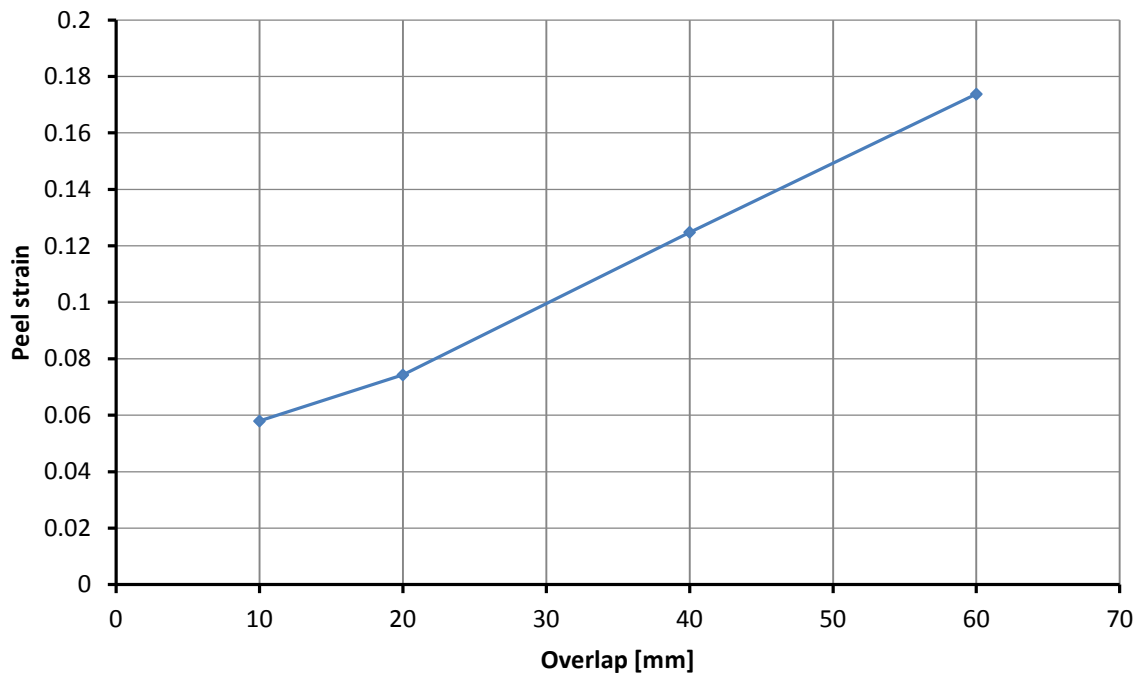


Gráfico 6.6 - Andamento della peel strain* al variare della lunghezza di overlap riferito ai dati di John e adesivo non lineare.

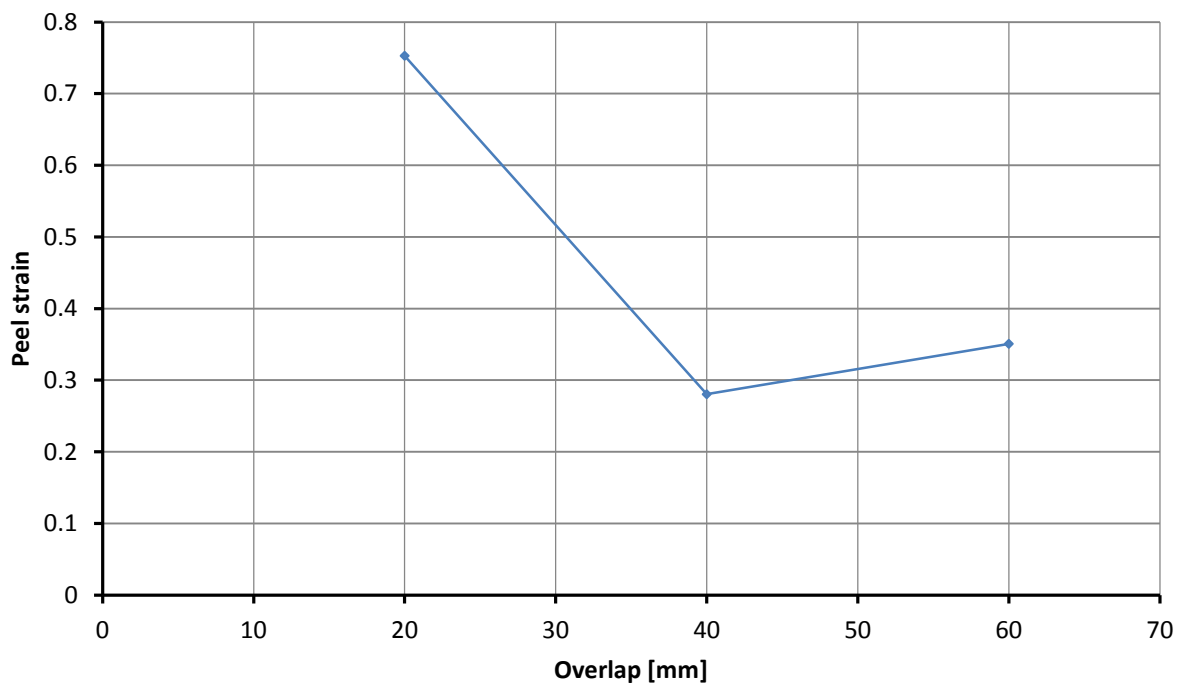
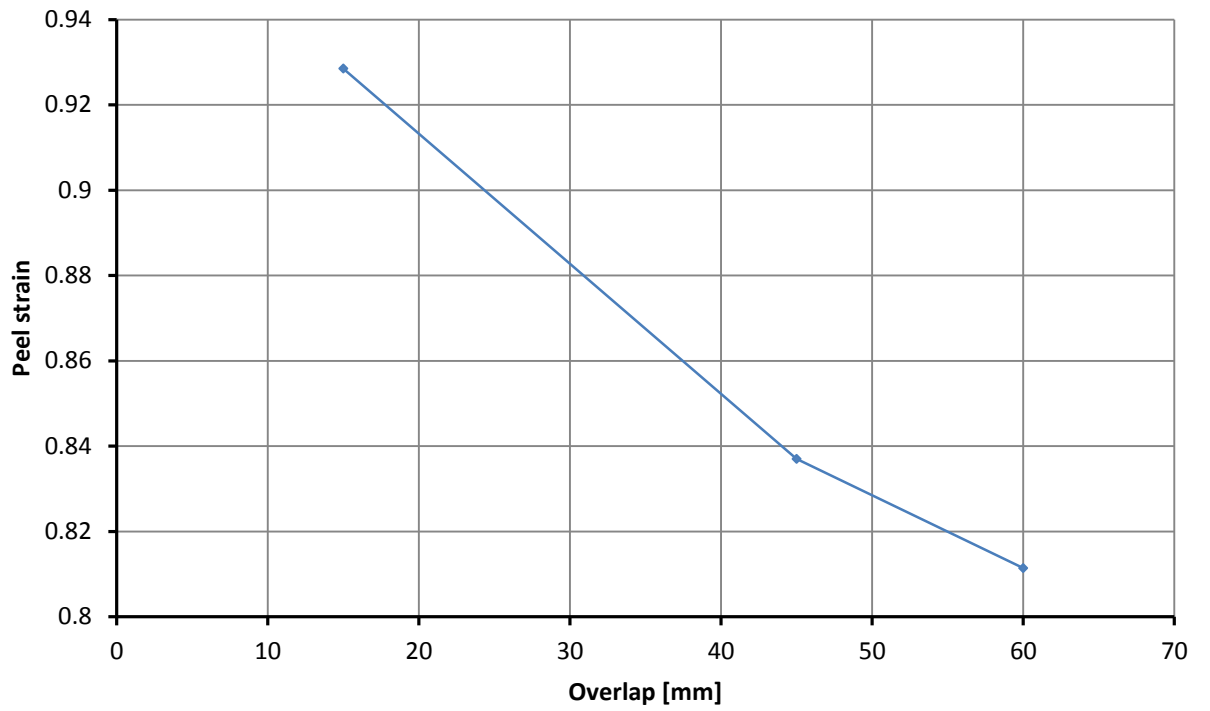


Grafico 6.7 - Andamento della peel strain* al variare della lunghezza di overlap riferito ai giunti single-lap.



CAPITOLO 7

Modello IFM

7.1. Introduzione

Come messo in luce nell'analisi letteraria, alcuni ricercatori per la stima della resistenza statica dei giunti incollati hanno impiegato un approccio basato sulla meccanica della frattura, concentrandosi quindi sulla singolarità del campo di tensione in prossimità della fine della zona di overlap.

L'approccio che verrà presentato in questo capitolo, che può prendere il nome di **IFM** (*interface fracture mechanics*), è basato sullo stress intensity factor generalizzato H_0 .

L'idea di base è verificare che il parametro H_0 controlli il cedimento del giunto in corrispondenza dell'interfaccia adesivo/aderendo o nelle immediate vicinanze: dalle osservazioni sperimentali è possibile individuare i provini che sono arrivati a cedimento mediante questo meccanismo e calcolare un H_0 critico. Lo scopo sarà quello di verificare che, nei provini in cui la rottura avviene per delaminazione, lo stress intensity factor risulti inferiore del valore critico.

Il set di dati a cui si intende applicare questo approccio sono:

- Quaresimin-Ricotta[7]
- P.N.B. Reis et al. [20]
- Sabu J. John [12]

7.2. Distribuzione di tensione e stress intensity factor H_0

Come si è già detto in corrispondenza della fine della zona di overlap è presente una singolarità del campo di tensione, singolarità dovuta sia al fatto che è presente un sistema bi-materiale, sia alla geometria.

Una trattazione del problema che ci porta a definire il parametro H_0 è contenuta nell'articolo di Quaresimin-Ricotta[8].

In particolare il campo di tensione singolare, in coordinate polari in accordo con il sistema di riferimento riportato in figura 7.1, può essere descritto dalla seguente formulazione analitica:

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \sum_{k=0}^{\infty} T_{ij}^k(\theta) \cdot r^{\lambda_k} + \bar{T}(\theta)$$

Dove $T_{ij}^k(\theta)$ sono le funzioni angolari che dipendono dalla posizione ϑ , carico e geometria, r è la distanza dal punto di singolarità e λ_k sono gli autovalori del problema.

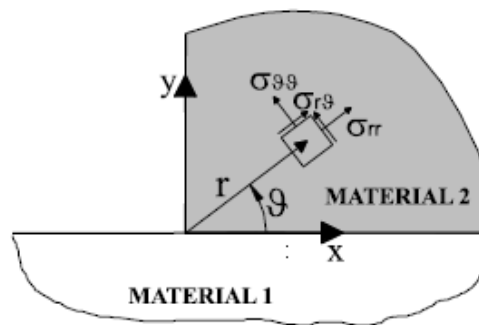


Figura 7.1 – Schematizzazione del sistema di riferimento in coordinate polari nei pressi della singolarità.

Tuttavia, la distribuzione di tensione può essere descritta in maniera soddisfacente da un'espansione di soli due termini, sotto l'ipotesi che entrambi siano in variabili separabili. Ogni termine può essere rappresentato da una componente radiale elevata all'autovalore che moltiplica una funzione angolare.

Sempre in accordo con il sistema di riferimento riportato in figura 7.1, si può riscrivere la formulazione che descrive la distribuzione di tensione nel seguente modo:

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = H_0 r^s f_{ij}^{(0)}(\theta) + H_1 r^t f_{ij}^{(1)}(\theta)$$

dove gli auto valori s e t dipendono dalla geometria dello spigolo e dalle proprietà elastiche dei due materiali a contatto; naturalmente per ottenere un campo di tensione singolare, l'esponente s dovrà essere negativo. Inoltre, a causa dei limiti imposti dell'energia di deformazione in corrispondenza della singolarità, entrambi gli autovalori non possono essere inferiori a -1.

I parametri costanti H_0 e H_1 sono proprio gli stress intensity factors generalizzati, rispettivamente per il primo e il secondo termine dell'espansione, e dipendono dalle condizioni

al contorno applicate. Si sottolinea che, in generale, H_0 e H_1 non si riferiscono alle condizioni di carico di modo1 e modo2.

Nella maggioranza dei casi però, i risultati confermano che nelle vicinanze del punto di singolarità, il primo termine della relazione risulta dominante permettendo una semplificazione della relazione che descrive il campo di tensione:

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = H_0 r^s f_{ij}^{(0)}(\theta)$$

Nei nostri casi di interesse si andrà a studiare il campo di tensione $\sigma_{\theta\theta}$ all'interfaccia adesivo/aderendo, lungo una traiettoria individuata da $\theta=0^\circ$: per questo valore di angolo la funzione angolare $f_{\theta\theta}^{(0)}$ assume valore unitario, sicché la relazione si semplifica ulteriormente:

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = H_0 r^{-s}$$

7.3. Strategia di modellazione al FEM

A differenza di quanto fatto fino a questo momento, in questo capitolo si è interessati allo studio della singolarità del campo di tensione e per questo la modalità di modellazione deve in parte cambiare.

I modelli che riproducono le giunzioni incollate prese in considerazione sono sempre dei modelli 2D in condizioni di deformazione piana (plain strain), ottenuti impiegando l'elemento palane82. Ciò che cambia è la mesh adottata: è necessario infatti un infittimento della mesh in corrispondenza del punto di singolarità con un elemento all'apice nell'ordine dei 10^{-5} mm. Per ottenere ciò si realizzano tre archi concentrici, il cui centro è il punto di singolarità, di raggio rispettivamente $5 \cdot 10^{-5}$, 10^{-3} , $5 \cdot 10^{-2}$ mm. Sempre in corrispondenza del punto di singolarità si crea un *Concentrat-Keypoint*: ciò permette di ottenere una mesh i cui elementi degenerano proprio nel punto di singolarità.

Le immagini 7.2 e 7.3 permettono proprio di osservare la mesh adottata.

Sia l'adesivo che gli aderenti vengono considerati con comportamento lineare elastico.

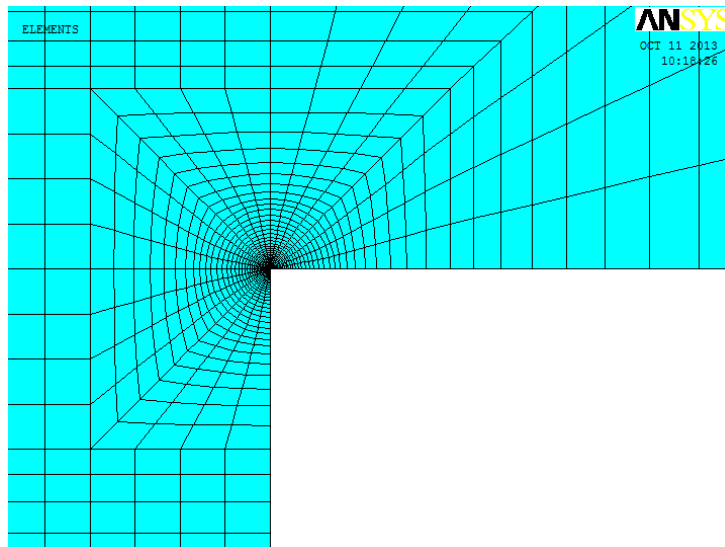


Figura 7.2 – Mesh in corrispondenza del punto di singolarità con geometria square-edge.

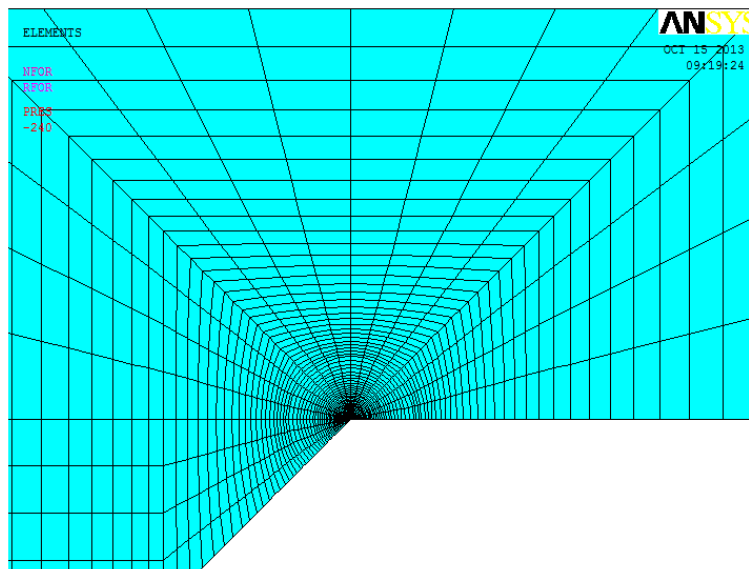


Figura 6.3 – Mesh in corrispondenza del punto di singolarità con geometria spew-fillet.

Per il calcolo dello stress intensity factor H_0 è necessario effettuare un path della componente di tensione $\sigma_{g,g}$ (la componente di peel) all'interfaccia aderendo-adesivo; i valori così ottenuti vengono posti all'interno di un grafico a doppie scale logaritmiche ottenendo così il legame desiderato tra r e $\sigma_{g,g}$.

7.4. Applicazione dell'approccio IFM ai dati di Quaresimin-Ricotta [7]

Dall'osservazione dei dati riportati nell'articolo [7], si nota che per lunghezza di overlap di 20mm e peel ply sia nel caso di square-edge che nel caso di spew-fillet, il cedimento del giunto avviene in corrispondenza dello strato adesivo.

In maniera separata per le due geometrie sarà quindi possibile ricavare l' H_0 critico, per poi confrontarlo con quello dei provini in cui il cedimento avviene per delaminazione.

Per il calcolo degli H_0 ci poniamo nelle condizioni di carico di cedimento, e l'analisi condotta in un primo momento è un'analisi completamente lineare.

7.4.1. Geometria square-edge

Grafico 7.1 – Overlap 20mm

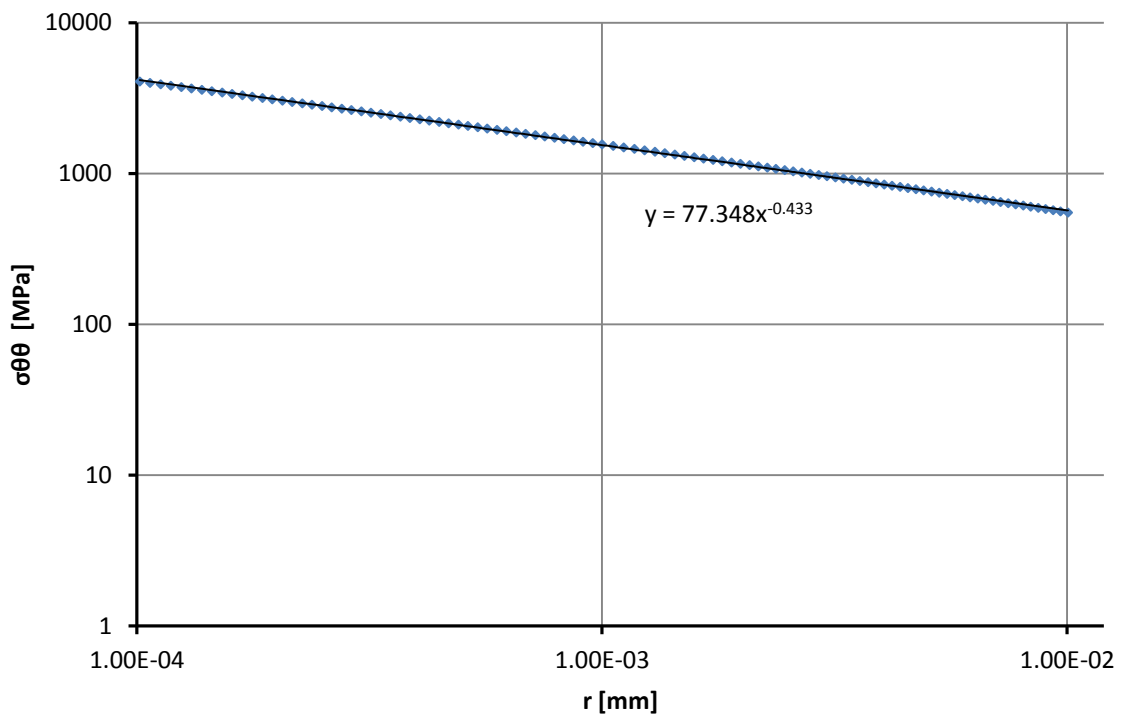


Grafico 7.2 – Overlap 30mm

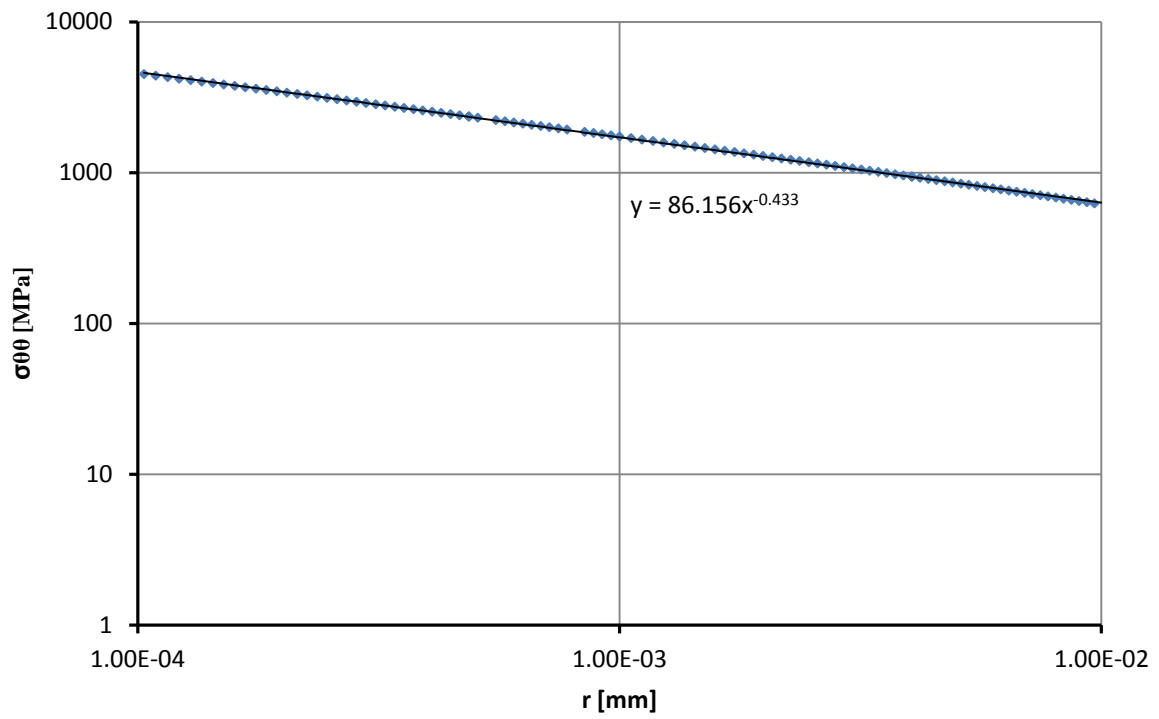
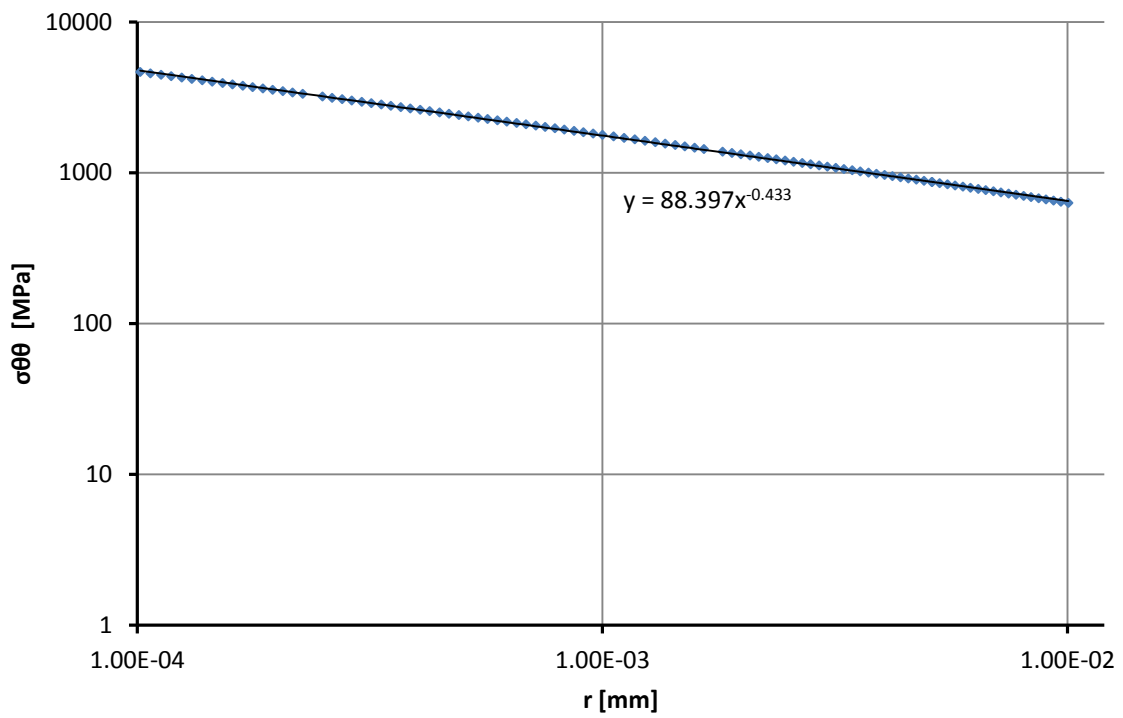


Grafico 7.3 – Overlap 40mm



Come si osserva anche dai grafici è opportuno partire da una distanza di 10^{-4} mm dall'apice, in quanto per distanze inferiori il fem potrebbe fornire valori senza senso per l'effetto di errori numerici.

Si nota il perfetto accordo nel valore dell'autovalore s per le diverse lunghezze di overlap, dimostrando che esso dipende solo dalla geometria dello spigolo e dalle proprietà elastiche dei materiali a contatto.

Nella seguente tabella si riportano i valori degli H_0 calcolati:

Tabella 7.2 – Dati relativi ai giunti di geometria square-edge.

Overlap [mm]	H_0 [MPa mm⁻⁵]	s	H_0/σ_0 [mm⁻⁵]
20	77.348	0.433	0.2185
30	86.156	0.433	0.2097
40	88.397	0.433	0.1971

Con H_0/σ_0 si indica il valore di stress intensity factor normalizzato rispetto alla tensione del singolo aderendo una volta applicato il carico di cedimento del giunto. Questo permette facilmente di calcolare lo stress intensity factor per diversi livelli di carico senza dover effettuare il path, ma semplicemente moltiplicando H_0/σ_0 per il valore di tensione desiderato.

7.4.2. Geometria spew-fillet

Grafico 7.4 – Overlap 20mm

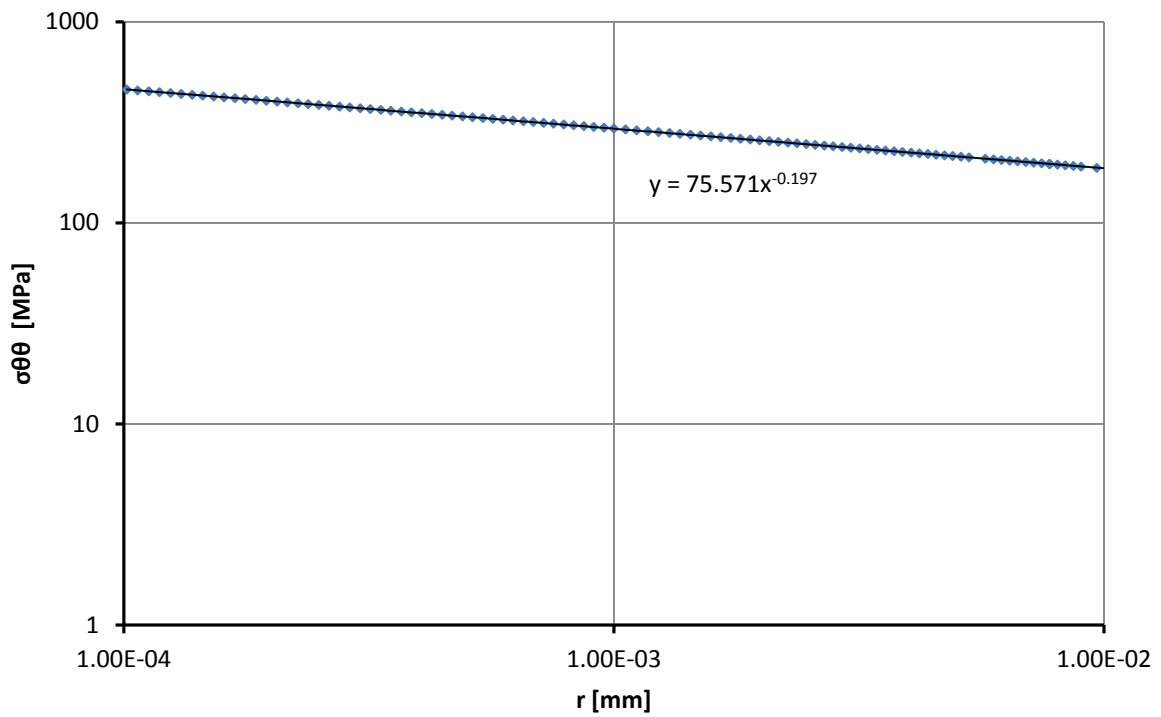


Grafico 7.5 – Overlap 30mm

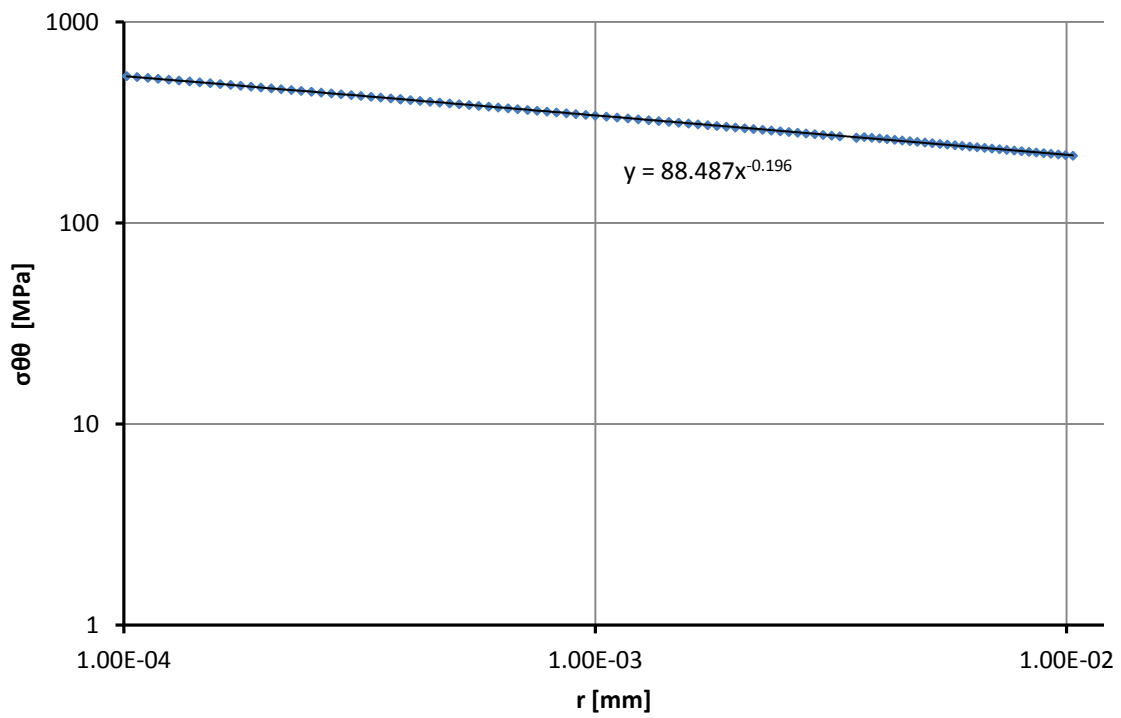


Grafico 7.6 – Overlap 40mm

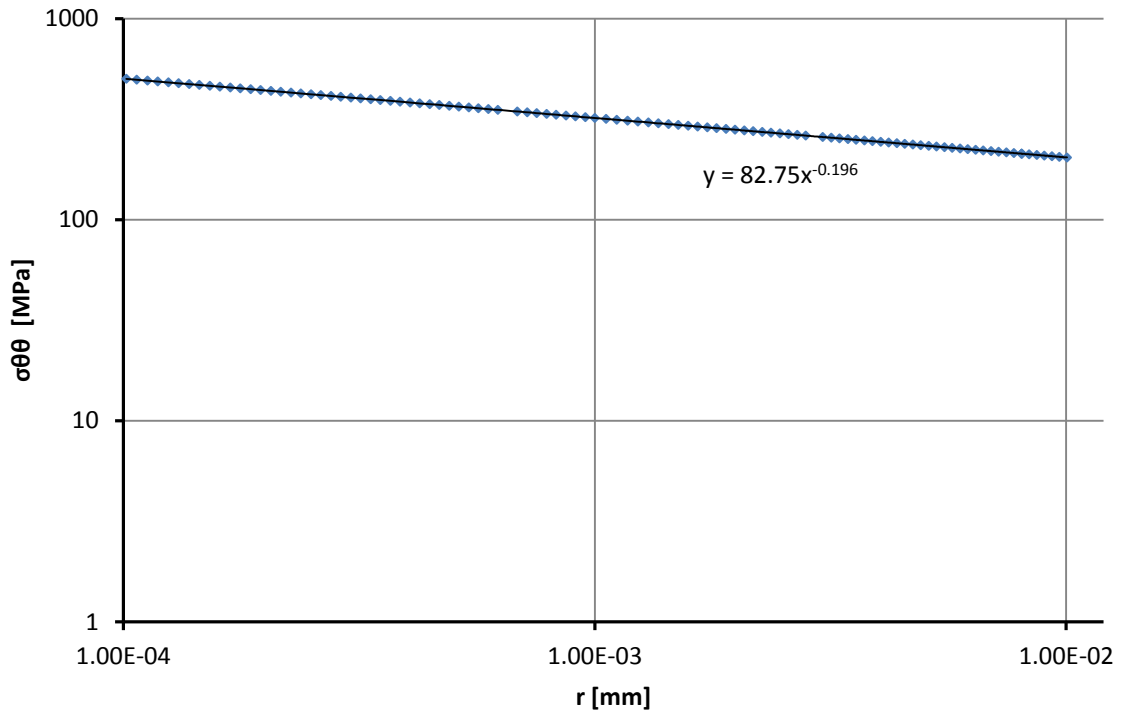


Tabella 7.3 – Dati relativi ai giunti di geometria spew-fillet.

Overlap [mm]	H_0 [MPa mm ⁻⁵]	s	H_0/σ_0 [mm ⁻⁵]
20	75.571	0.197	0.1845
30	88.487	0.196	0.1763
40	82.750	0.196	0.1504

7.4.3. Commento ai risultati

Confrontando i risultati qui ottenuti con quelli riportati nell'articolo di Quaresimin-Ricotta [7] è possibile notare una leggera differenza nei valori di H_0/σ_0 per entrambe le geometrie: questo è dovuto al fatto che i dati dell'articolo sono stati ottenuti con una versione di Ansys 5, che non permetteva l'introduzione delle proprietà ortotrope fuori piano del materiale composito.

Dato che solo per overlap 20mm (per entrambe le geometrie) si ha rottura dell'adesivo, ci si aspettava che i valori di H_0 per overlap 30 e 40mm fossero inferiori. Questo perché l' H_0 per

20mm viene visto come il valore critico, mentre per 30 e 40mm questo valore non dovrebbe essere raggiunto in quanto la rottura avviene per delaminazione.

I risultati riportati in tabella 7.1 e 7.2 denotano però come il comportamento supposto non trovi riscontro nei dati sperimentali.

Si passa allora ad un'analisi che tenga conto della non linearità di deformazione.

7.5. Applicazione dell'approccio IFM con analisi non lineari ai dati di Quaresimin-Ricotta [7]

Lo scopo dell'introduzione della non linearità di deformazione è sempre quello di verificare che nel caso di overlap 20mm l' H_0 rappresenti il valore critico che non può essere superato dagli H_0 delle altre lunghezze di overlap.

Per questa tipologia di analisi si utilizza un elemento plane183, in quanto si è verificato che all'interfaccia adesivo/aderendo la differenza nei valori di tensione $\sigma_{\theta\theta}$ riferiti ad adesivo o aderendo risulta minimizzata.

Di seguito si riportano i risultati della geometria spew-fillet.

Grafico 7.7 – Overlap 20mm

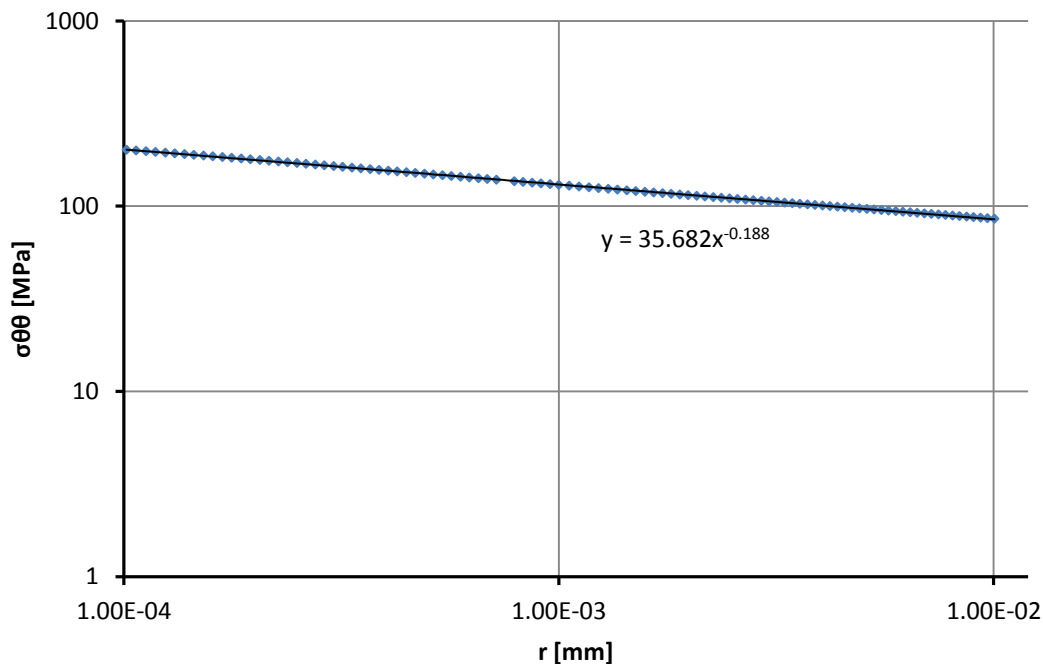


Grafico 7.8 – Overlap 30mm

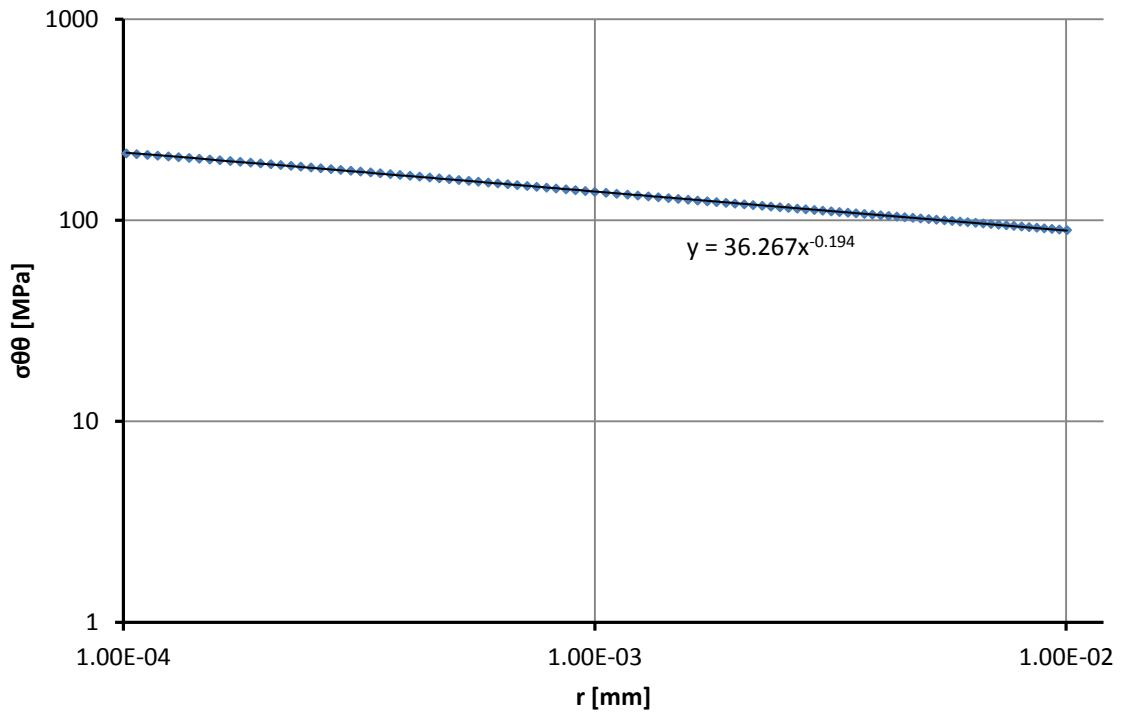


Grafico 7.9 – Overlap 40mm

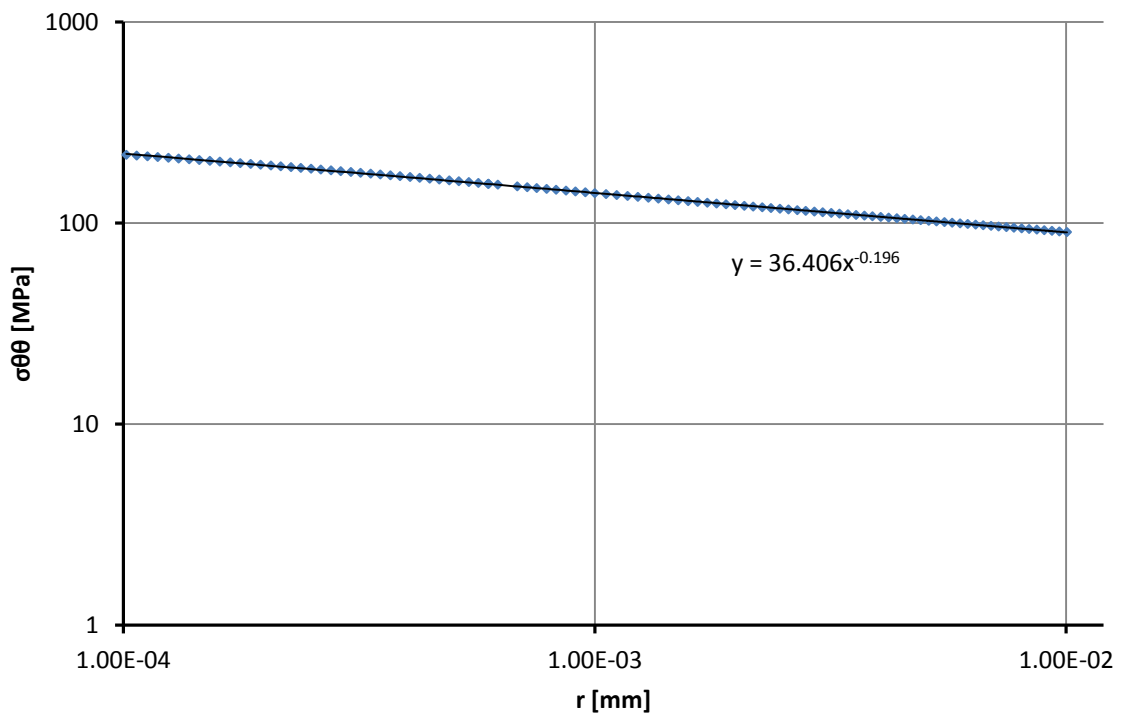


Tabella 7.4

Overlap [mm]	H_0 [MPa mm⁻⁵]	s	H_0/σ_0 [mm⁻⁵]
20	35.682	0.188	0.182
30	36.267	0.194	0.151
40	36.406	0.196	0.138

7.5.1. Commento ai risultati

Si nota che a differenza delle altre analisi in cui l'autovalore s restava costante al variare dell'overlap, qui s tende ad aumentare all'aumentare dell'overlap.

Ciò si spiega con il fatto che con analisi non lineari l'angolo di apertura dell'intaglio può variare in funzione del carico applicato, cosa che non succede per analisi lineari.

In particolare all'aumentare dell'overlap aumenta la rigidità della struttura e l'angolo di apertura dell'intaglio tende a restare uguale a quello del provino non caricato (135°): si passa quindi da un valore di s pari a 0.188 per 20mm che indica un'apertura maggiore di 135°, a un valore di 0.196 per 40mm.

Questo però crea un notevole problema, in quanto diventa impossibile andare a confrontare gli H_0 ; essi infatti presentano unità di misura differenti, annullando il senso di qualsiasi confronto.

Per quanto riguarda la geometria square-edge non si è riusciti ad arrivare a convergenza con nessuna delle lunghezze di overlap proposte.

7.6. Applicazione dell'approccio IFM ai dati di Reis et al. [20]

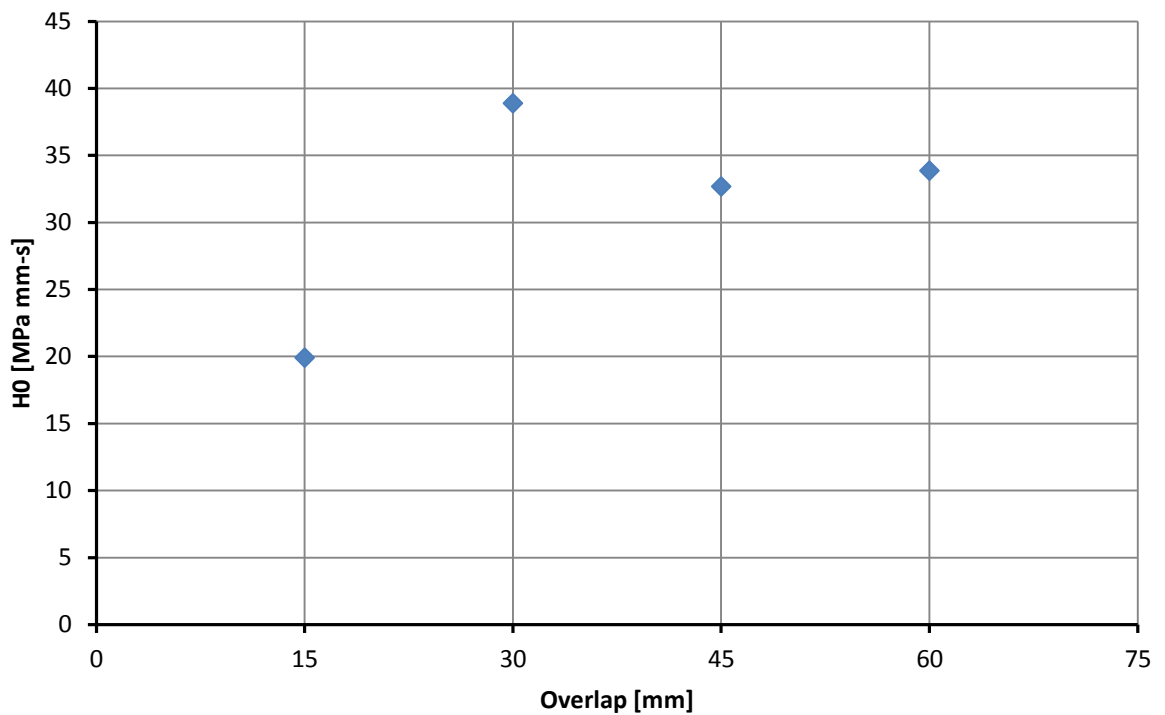
Come già specificato in precedenza questo set di dati riguarda provini single-lap con aderendi in fibra di vetro. La rottura per tutte le lunghezze di overlap considerate (15, 30, 45, 60mm) avviene all'interno degli aderendi ma in prossimità dello strato adesivo.

In questo caso ci si aspetta quindi che gli H_0 calcolati per i diversi provini in corrispondenza del loro carico di cedimento, si dispongano in una banda a dimostrazione del fatto che la modalità di cedimento è la stessa e che l' H_0 critico è unico.

Di seguito si riportano i valori degli stress intensity factors calcolati in condizioni completamente lineari elastiche:

Tabella 7.5

Overlap [mm]	H_0 [MPa mm ^{-s}]	s	H_0/σ_0 [mm ^{-s}]
15	19.905	0.450	0.3081
30	38.884	0.450	0.2604
45	32.677	0.451	0.2194
60	33.854	0.451	0.183

Grafico 7.10 – Valori di H_0 al variare della lunghezza di overlap.

Da come si può osservare dal grafico 7.10 non è possibile individuare una banda contenente i vari valori di H_0 , facendo cadere così l'ipotesi iniziale.

Anche in questo caso introducendo la non-linearità di deformazione non si arriva a convergenza.

7.7. Applicazione dell'approccio IFM ai dati di Sabu J. John [12]

In questo caso si ha a che fare con provini double-lap con aderendi in carbonio; la rottura avviene sempre all'interno dello strato adesivo.

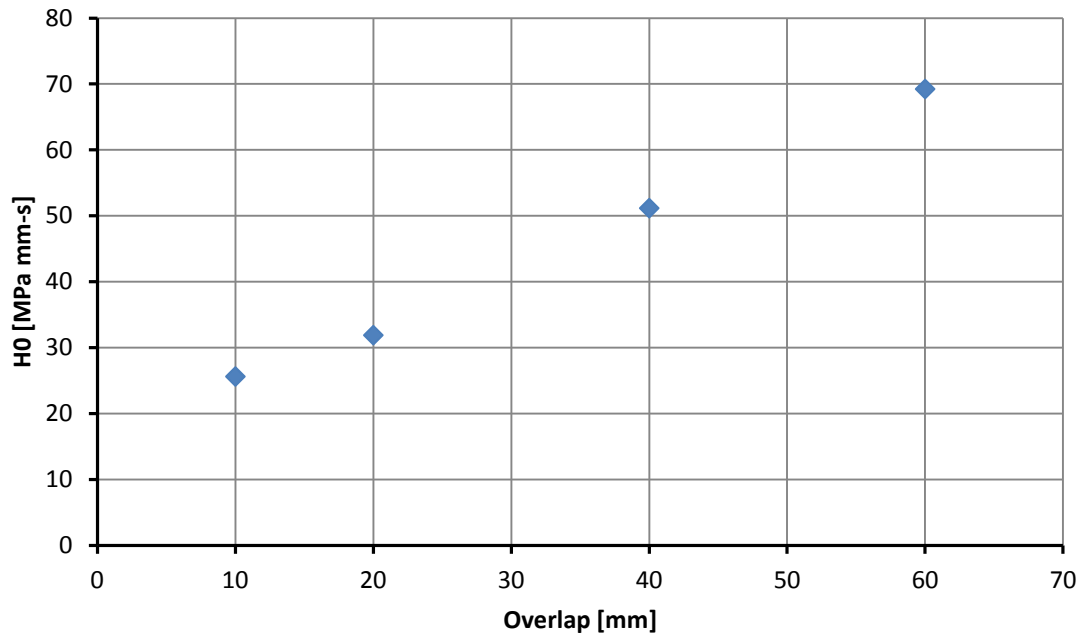
Anche in questo caso, come nel caso precedente ci si aspetta che i valori di H_0 al variare della lunghezza di overlap si dispongano all'interno di una banda. I valori di H_0 sono ottenuti tramite analisi lineari-elastiche.

Tabella 7.6

Overlap [mm]	H_0 [MPa mm ⁻⁵]	s	H_0/σ_0 [mm ⁻⁵]
10	25.62	0.374	0.0854
20	31.89	0.377	0.0638
40	51.164	0.377	0.0604
60	69.24	0.377	0.0602

Dove il valore normalizzato H_0/σ_0 è ottenuto assumendo come σ_0 la tensione dell'aderendo singolo.

Anche qui si può facilmente notare come i valori di H_0 non si dispongano all'interno di una banda, anzi aumentino linearmente con la lunghezza di overlap.

Grafico 7.11 – Valori di H_0 al variare della lunghezza di overlap.

7.8. Conclusioni

In questo capitolo si è andati ad applicare il modello IFM (*interface fracture mechanics*) a tre diversi set di dati che, come si è potuto notare, presentano caratteristiche differenti.

Lo scopo è stato quello di verificare che il cedimento all'interfaccia aderendo/adesivo fosse governato dallo stress intensity factor H_0 , e quindi dalla singolarità del campo di tensione.

Purtroppo questa supposizione è stata contraddetta dai dati ottenuti in tutti e tre i set di dati.

Si è partiti con i dati di Quaresimin-Ricotta in cui i provini con una lunghezza di overlap pari a 20mm presentano la rottura dell'adesivo, mentre a overlap maggiori la rottura avviene per delaminazione.

Da questa osservazione dei dati sperimentali è stata formulata l'ipotesi che il valore di H_0 per 20mm assumesse il significato di valore critico, che non potesse essere superato dagli H_0 delle lunghezze superiori. Le analisi condotte hanno prodotto però degli H_0 crescenti all'aumentare dell'overlap, in contraddizione con ciò che si era supposto.

Con i dati relativi alla geometria spew-fillet si è riusciti a portare a termine delle analisi in condizione di non-linearità di deformazione, ma i dati si sono rivelati inutilizzabili. Infatti introducendo la non linearità di deformazione si permette al modello di variare l'angolo di apertura presente tra aderendo e adesivo, che in condizioni di assenza di carico è 135° , in funzione della rigidità della struttura e del carico, ottenendo dei gradi di singolarità differenti. Di conseguenza gli H_0 presentano unità di misura diverse e non possono essere confrontati.

Nel caso della geometria square-edge non si è riusciti ad arrivare a convergenza: il motivo è con buona probabilità da ricercarsi nell'elevato grado di singolarità dovuto all'angolo di 90°.

Si è passati poi ai dati di P.N.B. Reis et al. [20], relativi sempre a provini single-lap ma realizzati con aderendi in fibre di vetro. Qui il modo di cedimento si è dimostrato uguale per tutte le lunghezze di overlap, e ci si aspettava che i valori di H_0 fossero raggruppabili all'interno di una banda. Purtroppo anche in questo caso si assiste ad un aumento degli stress intensity factors all'aumentare della lunghezza di overlap.

Infine si è passati ai dati di Sabu J. John [12] relativi a provini double-lap: allo stesso modo del set precedente i valori di H_0 crescono al crescere della lunghezza di overlap con nessuna possibilità di essere raggruppati all'interno di una banda.

Giunti a questo punto si può affermare che, relativamente a giunzioni incollate single-lap e double-lap con aderendi in materiale composito, l'applicazione del modello IFM non può trovare applicazione per la previsione della resistenza statica. Lo stress intensity factor H_0 che rappresenta l'intensità del campo di tensione, considerato così come lo si è considerato all'interno di questa trattazione, dimostra di non avere legami con il carico e la modalità di cedimento statica.

CAPITOLO 8

Implementazione del modello di Goglio et al. [21]

8.1. Introduzione

Visto il parziale insuccesso nell'applicazione dei modelli fin qui analizzati, si introduce in questo capitolo il modello presentato da Goglio et al. [21].

Lo scopo del lavoro presentato nell'articolo [21] è quello di andare ad investigare il problema della resistenza statica delle giunzioni incollate e di definire una semplice legge progettuale. Lo studio è rivolto a giunzioni incollate single-lap e T-peel la cui rottura avviene sempre nello strato adesivo, ottenute con aderendi in acciaio e un adesivo strutturale acrilico.

Inizialmente si è eseguita un'indagine sperimentale, con lo scopo di ottenere i vari carichi di cedimento e le curve carico-deformazione al variare di parametri quali lo spessore dell'adesivo, spessore degli aderendi, lunghezza di overlap, mantenendo sempre inalterata la modalità di cedimento.

Mediante l'analisi di Bigwood-Crocombe, analisi presentata nel capitolo 3, è possibile, una volta noto il carico di cedimento, andare a definire per ogni giunto quello che è il picco di tensione σ_y e τ_{xy} presente nella mezzeria dello strato adesivo.

In particolare gli autori suggeriscono di andare a calcolare i picchi di tensione in corrispondenza del *proof load*, definito come il carico corrispondente ad una differenza di $0.02P_u$ tra la curva carico-deformazione misurata e la regressione lineare della curva stessa fino al 50-75% del carico di rottura (fig 8.1).

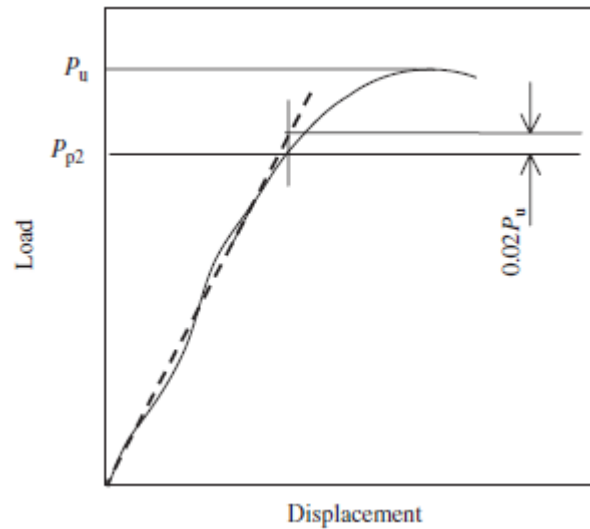


Figura 8.7 – Definizione del carico di rottura P_u e del proof load P_{p2} . La linea continua identifica la curva reale, la linea tratteggiata la regressione [21].

Questo perché la teoria di Bigwood –Crocombe è valida solo in campo lineare, e superato il P_{p2} la non linearità si fa importante.

Ottenuti i picchi di tensione per i diversi set di provini si va a sistemarli all'interno di un grafico τ - σ e si nota che è possibile individuare un'area rettangolare che involupa tutti i punti. Proprio da questa osservazione prende vita una semplice regola progettuale: i picchi elastici di tensione devono posizionarsi all'interno di quest'area per assicurare il successo della giunzione.

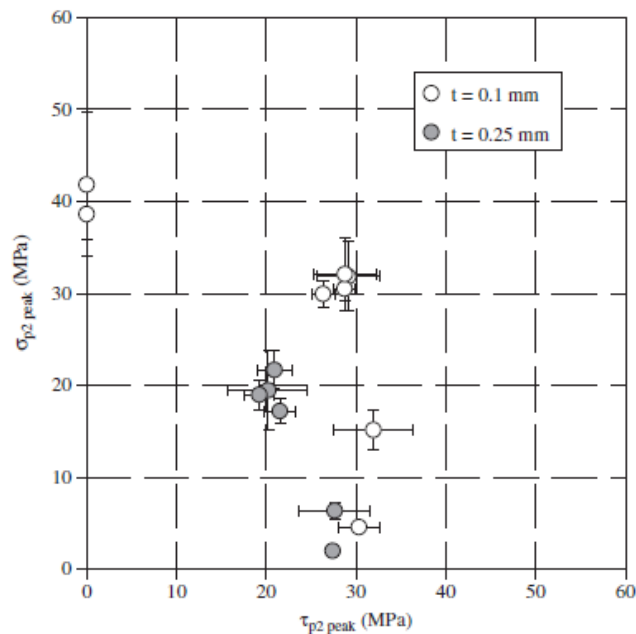


Figura 8.8 – Grafico rappresentante i picchi di tensione [21].

8.2. Applicazione del modello ai set di dati

Una volta illustrati quelli che sono i punti fondati del lavoro di Goglio et al. si passa alla validazione di questo modello sui set di dati fin qui utilizzati.

Purtroppo non possiamo utilizzare il modello così come illustrato e si dovranno adottare degli accorgimenti:

- Come si è visto nel capitolo 3 l'analisi di Bigwood-Crocombe così come è stata presentata non funziona con materiali ortotropi. I picchi di tensione saranno calcolati mediante l'utilizzo di analisi lineari elastiche al FEM.
- Si è in possesso dei soli dati di cedimento dei giunti e non delle curve carico-deformazione, ciò fa sì che i picchi di tensione debbano essere calcolati con il carico di rottura.

8.2.1. Risultati

Di seguito vengono riportati i grafici τ - σ relativi ai tre set di dati impiegati per la validazione di tale modello.

Tabella 8.7 – Dati relativi ai giunti di Quaresimin-Ricotta.

Overlap [mm]	Failure load [N]	σ_y [MPa]	τ_{xy} [MPa]
20	14016	240.09	143.65
30	16272	270.42	158.24
40	17760	277.75	163.58

Tabella 8.8 – Dati relativi ai giunti single-lap in PP+fibre di vetro.

Overlap [mm]	Failure load [N]	σ_y [MPa]	τ_{xy} [MPa]
15	3877	84.453	55.513
30	8959	162.61	110.07
45	8937	135.42	93.664
60	11097	140.38	105.07

Tabella 8.9 – Dati relativi ai giunti double-lap di Sabu J. John.

Overlap [mm]	Failure load [N/mm]	σ_y [MPa]	τ_{xy} [MPa]
10	600	48.91	48.87
20	1000	56.37	64.94
40	1700	88.65	105.66
60	2300	121.64	141.24

Grafico 8.10 – Dati relativi ai giunti di Quaresimin-Ricotta.

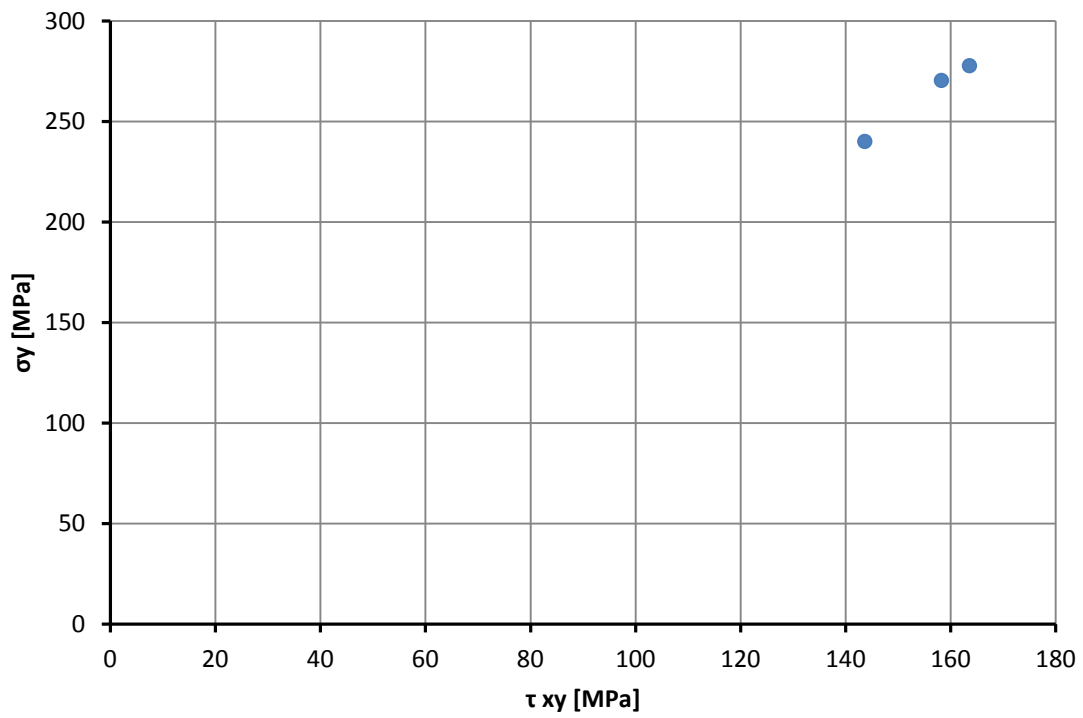


Grafico 8.11 – Dati relativi ai giunti single-lap in PP+fibre di vetro.

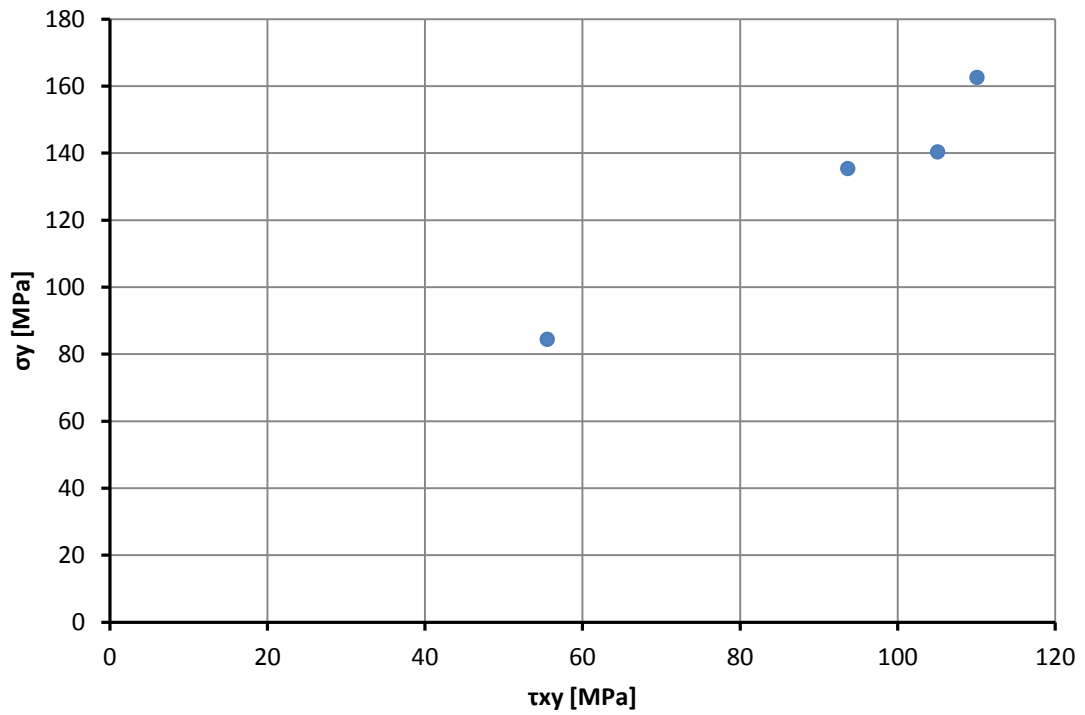
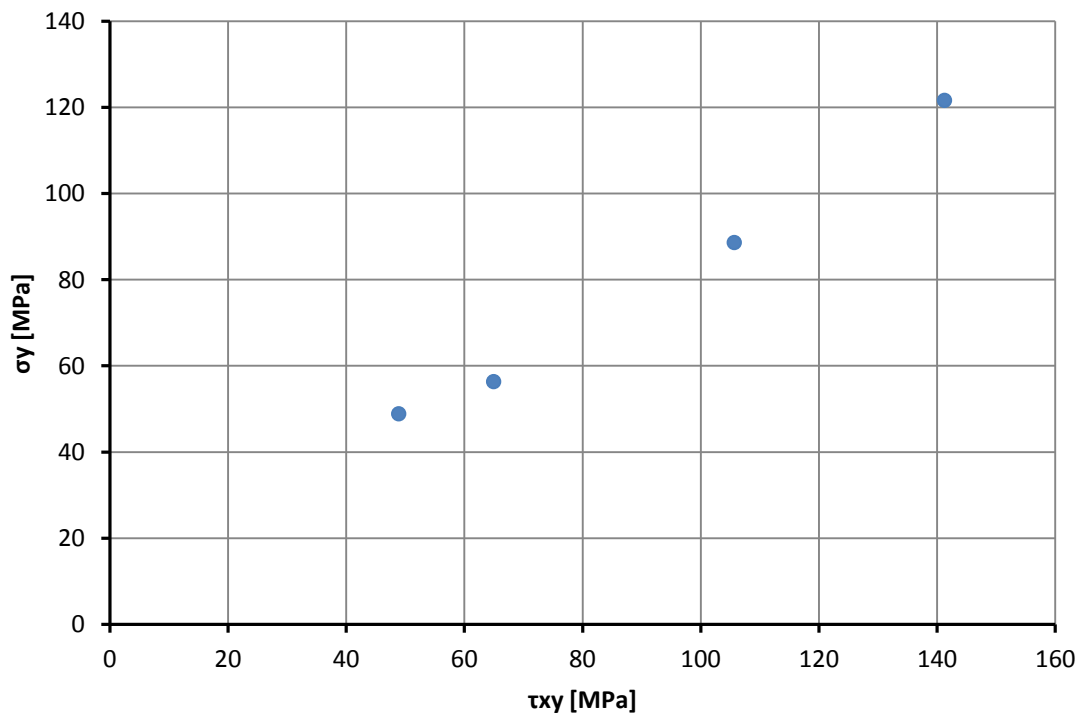


Grafico 8.12 – Dati relativi ai giunti double-lap di Sabu J. John.



Prima di partire con l'analisi è doverosa una precisazione: nell'introduzione si è detto che il modello di Goglio è stato sviluppato su provini in cui la rottura avviene sempre nello strato adesivo, mentre qui lo si è applicato in maniera generale a tutti i set di dati. Si ricorda infatti che per i dati di Quaresimin-Ricotta la rottura dell'adesivo si ha solo con overlap 20mm, per i giunti single-lap in PP+fibre di vetro la rottura è sempre per delaminazione, mentre nei giunti double-lap effettivamente il cedimento è nello strato adesivo. La scelta di applicare indifferentemente il modello è stata fatta proprio per evidenziare una differenza nei risultati, differenza che però, come si vedrà, non si è manifestata.

Andando ad analizzare i risultati ottenuti si nota fin da subito una certa differenza tra il set relativo ai dati di Quaresimin-Ricotta rispetto agli altri due. In particolare nel caso di Quaresimin-Ricotta i tre punti sono abbastanza raccolti facendo intendere che, come ottenuto da Goglio et al., esista effettivamente un'area in cui si dispongono tutti i punti.

Per quanto riguarda invece i risultati ottenuti dai provini single-lap in PP+fibre di vetro e double-lap si nota come all'aumentare della lunghezza di overlap e quindi del carico di cedimento, i picchi di tensione aumentino in maniera importante.

Questa differenza di comportamento può essere spiegata con il fatto che i giunti di Quaresimin-Ricotta, a differenza degli altri due set, sono ottenuti con un adesivo dal comportamento fragile.

L'adesivo duttile porta ad abbassare i picchi e ad omogeneizzare le tensioni in prossimità del punto di singolarità; ciò fa sì che il cedimento dello strato adesivo non sia più controllato dal picco di tensione ma dal valore di tensione all'interno di un certo volume di materiale, portando quindi ad ottenere dei risultati contrari alle aspettative.

CAPITOLO 9

Riepilogo e Conclusioni

9.1. Riepilogo

Arrivati a questo punto risulta utile andare a ripercorrere il lavoro eseguito e raccolto all'interno dei capitoli precedenti.

Si è partiti da un'analisi letteraria ampia per prendere in considerazione tutte le tipologie di giunzioni incollate, principalmente per il numero limitato di articoli specifici sulla resistenza statica dei giunti incollati in materiale composito.

Fondamentale per il proseguo del lavoro è stato individuare quale metodologia, tra un'analisi analitica e un'analisi FEM, fosse la più adatta per il calcolo delle tensioni: l'analisi analitica scelta è stata quella sviluppata da Bigwood-Crocombe [6], ma testata sia su giunti con aderendi fortemente anisotropi che con aderendi con proprietà uguali sul piano, i risultati sono stati insoddisfacenti se confrontati con quelli ottenuti con un'analisi FEM. Una prima conclusione che si può trarre è quindi, che la teoria di Bigwood-Crocombe così come è stata utilizzata non è efficace: un miglioramento potrebbe essere ottenuto andando a riformulare la trattazione tenendo in considerazione l'anisotropia del materiale.

A questo punto è iniziato il lavoro di implementazione e validazione dei modelli di previsione di resistenza statica che si sono ritenuti più idonei rispetto ai set di dati a disposizione. È utile descrivere brevemente le tipologie di giunzione alla quale si riferiscono i set di dati utilizzati:

- **Giunti relativi al lavoro di Kwang-Soo Kim et al. [15]:** sono giunti single-lap con aderendi ottenuti dalla laminazione di lamine di carbonio-epossidico $[0]_{10T}$ per uno spessore totale di 1.55mm. Si sono testate tre diverse tipologie di adesivo mantenendo costanti gli altri parametri progettuali come adesivo e lunghezza di overlap. La rottura è stata sia per delaminazione che per rottura dello strato adesivo a seconda dell'adesivo impiegato.

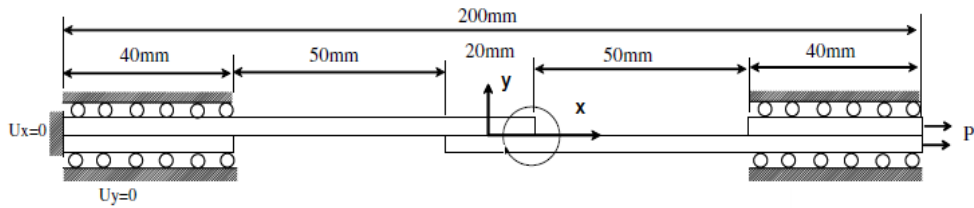


Figura 9.1 – Schema dei giunti di Kwang-Soo Kim et al.

- Giunti relativi al lavoro di Quaresimin-Ricotta [7]:** sempre giunti single-lap con aderendi ottenuti dalla sovrapposizione di lamine in carbonio epossidico di tessuto ed un adesivo dal comportamento fragile. Il set di dati è composto da giunti con geometria sia spew-fillet che square-edge ottenuti con e senza peel-ply. Un altro parametro che cambia è la lunghezza di overlap, e le rotture sono prevalentemente per delaminazione, tranne in due casi in cui avviene il cedimento dello strato adesivo.

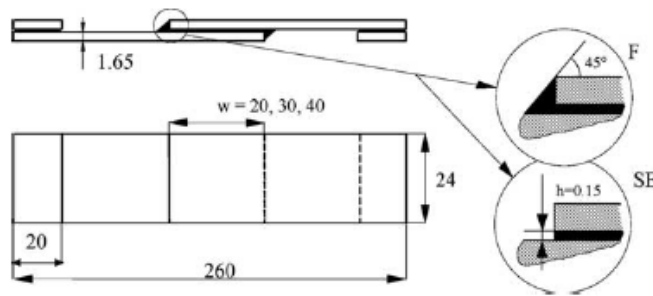


Figura 9.2 – Schema dei giunti di Quaresimin-Ricotta.

- Giunti relativi al lavoro di Reis et al. [20]:** sempre giunti single-lap con aderendi ottenuti dalla sovrapposizione di lamine di tessuto in polipropilene-fibre di vetro. L'adesivo impiegato è un ciano-acrilato e l'unico parametro che varia è la lunghezza di overlap. In questo caso le rotture avvengono tutte per delaminazione nelle immediate vicinanze dello strato adesivo.

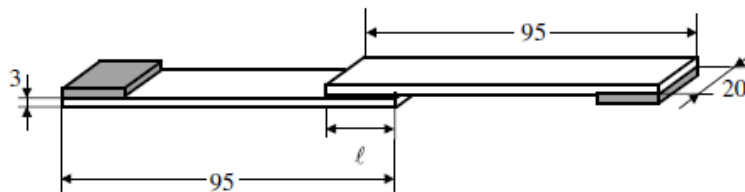


Figura 9 – Schema dei giunti di Reis et al.

- **Giunti relativi ai dati di S. J. John [12]:** si tratta di giunti double-lap con aderendi ottenuti dalla sovrapposizione di lamine di carbonio-epossidico UD e un adesivo tenacizzato. L'unico parametro progettuale che varia è la lunghezza di overlap ed il cedimento si è verificato sempre all'interno dello strato adesivo.

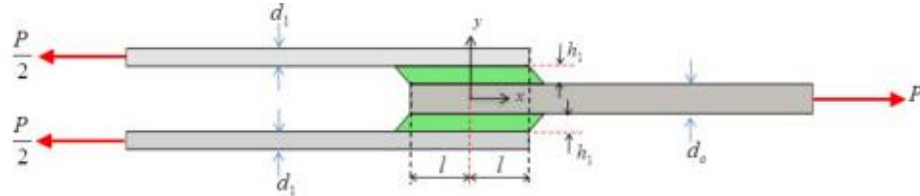


Figura 10 – Schema dei giunti di S. J. John.

Si elencano ora i modelli che sono stati analizzati e implementati all'interno di questa tesi. Ogni modello è stato applicato su quei set di dati che lo rendevano possibile, cioè su set che rendevano disponibili tutti i dati necessari al funzionamento del modello:

- **Kwang-Soo Kim et al. [15]:** modello che si occupa della previsione di resistenza di giunti single-lap mediante l'applicazione di un criterio di cedimento ad una distanza critica dal punto di singolarità;
- **Charles Yang, John S. Tomblin [18]:** in questo modello l'applicazione del criterio di cedimento avviene in un punto posizionato al 2% della lunghezza di overlap dal punto di singolarità;
- **Sheppard et al. [11]:** modello basato sul concetto di damage zone. In particolare la previsione di resistenza è effettuata sulla base di un valore critico di deformazione di peel ottenuto nella fase di calibrazione.
- **IFM (Interface fracture mechanics):** modello basato sull'utilizzo della meccanica della frattura in corrispondenza dell'interfaccia adesivo/aderendo.
- **Goglio et al. [21]:** modello che cerca di prevedere la resistenza dello strato adesivo sulla base dei picchi di tensione σ_y e τ_{xy} ottenuti tramite un'analisi lineare elastica.

Molto utile è andare a sintetizzare tutti quelli che sono i dati raccolti all'interno di una tabella per poter meglio confrontare le performance dei singoli modelli.

Tabella 9.10 – Tabella riassuntiva.

Modello	Caratteristiche modello	Criterio di cedimento	Modalità di cedimento	Set di dati	Risultati
<i>Kwang-Soo Kim et al. [15]</i>	Basato su un'analisi FEM 2D totalmente non-lineare	Applicazione del criterio di delaminazione quadratico ad una distanza critica. VonMises per adesivo	Delaminazione Cedimento adesivo	Kwang-Soo Kim et al. [15]	Rottura adesivo: -3.9% Rottura delaminazione: dal -15.8% al -33.5%
<i>Charles Yang, John S. Tomblin [18]</i>	Basato su un'analisi FEM 2D con non-linearità di spostamento.	Applicazione del criterio di delaminazione quadratico al 2% della distanza di overlap.	Delaminazione	Kwang-Soo Kim et al. [15] Quaresimin-Ricotta[7] Reis et al. [20]	-11% -17% -36.4%
<i>Sheppard et al. [11]</i>	Basato su un'analisi FEM 2D completamente non lineare	Peel strain critico all'interno di un elemento di riferimento	Qualsiasi	S. J. John [12] Reis et al. [20]	/ /
<i>IFM (interface fracture mechanics)</i>	Basato sul calcolo dello stress intensity factor generalizzato H_0	Cedimento quando H_0 supera il valore critico.	Cedimento interfaccia adesivo-aderendo	Quaresimin-Ricotta[7] P.N.B. Reis et al. [20] Sabu J. John [12]	/ / /
<i>Goglio et al. [21]</i>	Basato sul calcolo dei picchi lineari elastici all'interno dello strato adesivo	Individuazione di un'area ammissibile all'interno di un grafico τ - σ .	Cedimento adesivo	Quaresimin-Ricotta[7] P.N.B. Reis et al. [20] Sabu J. John [12]	/ / /

9.2. Conclusioni

Una volta illustrato nei capitoli precedenti tutto il lavoro svolto, è fondamentale arrivare a delle conclusioni che mettano in luce gli aspetti sulla quale si è raggiunta una certa chiarezza e gli aspetti alla quale non si è riusciti a dare una risposta e sulla quale si dovrà ancora lavorare.

Il punto di partenza per le conclusioni finali è la tabella 9.1 nella quale viene illustrata l'associazione tra set di dati, modello previsionale e risultati ottenuti.

Seguendo l'ordine di implementazione, il primo modello è quello di **Kwang–Soo Kim et al. [15]**, il quale prevede la resistenza statica di giunzioni in cui il cedimento avviene sia per delaminazione che per rottura coesiva.

Osservando i risultati per quanto riguarda la resistenza a delaminazione si nota che, a seconda dell'adesivo impiegato nel giunto, l'errore passa dal -15.8% al -33.5%. Ciò che sorprende, è il fatto che nonostante si sia implementato il modello seguendo le indicazioni riportate nell'articolo, con la stessa dimensione della mesh, comunque ci siano delle differenze. Questo con ogni probabilità è dovuto al fatto che utilizzando due software differenti le analisi non-lineari possono essere gestite in maniera diversa portando a risultati diversi. Tale problema tende ad indebolire il modello, in quanto la distanza caratteristica, parametro sulla quale si basa la previsione, oltre che dipendere da tutti i parametri progettuali, dipende anche dal tipo di software.

Sembra invece consistente l'approccio impiegato per prevedere la rottura dello strato adesivo, anche se servirebbe un maggior numero di dati per dare un giudizio più generale. Il difetto sta nel fatto che è applicabile a soli adesivi tenacizzati che presentano una certa deformazione plastica a rottura.

Il secondo modello ad essere analizzato è stato quello proposto da **Charles Yang e John S. Tomblin [18]**; fin da subito questo modello ha colpito per la sua semplicità sia teorica che operativa, strumento molto adatto quindi alla progettazione industriale.

Il numero limitato di dati richiesto ha reso possibile la sua applicazione su tre differenti set di dati: questi tre set riportati in tabella 9.1 sono tutti giunti single-lap, che presentano caratteristiche di materiale differenti sia per quanto riguarda l'adesivo che gli aderenti proprio per dare al modello una validazione di carattere generale. Il modello per quanto semplice sia, ha dimostrato una sua solidità nella previsione di resistenza di giunti single-lap con geometria square-edge soprattutto se abbinato ad un criterio di cedimento di delaminazione quadratico. La solidità del modello è rafforzata se si considera che:

- nella maggioranza dei casi le proprietà di resistenza delle lamine non sono quelle effettive ma sono stimate,
- è presente un'importante variabilità intrinseca dei dati sperimentali, come è naturale che sia in presenza di materiali compositi;
- il modello è molto semplice da applicare;

Fino a questo momento si sono presi in considerazione modelli che focalizzassero la loro attenzione sul cedimento per delaminazione, situazione più frequente nel caso di aderendi in materiale composito. Il modello di **Sheppard et al. [11]** nasce invece per prevedere la resistenza indipendentemente dal tipo di rottura, basandosi sulla damage zone.

Il modello in esame è stato applicato a due set di dati, ad un set di giunti single-lap e ad un set di giunti double-lap. Purtroppo però, dalle analisi che si sono fatte il modello è risultato inconsistente. In particolare sia utilizzando analisi lineari che non-lineari non si è riusciti a definire un valore di peel strain critico per il tipo di giunzione considerato, rendendo impossibile qualsiasi previsione.

Gli ultimi due approcci che sono stati presi in considerazione in questa tesi si focalizzano sulla previsione di resistenza di giunzioni in cui il cedimento avviene all'interno dello strato adesivo. In particolar modo, seguendo l'approccio illustrato nel lavoro di Quaresimin-Ricotta [8], si è cercato di basare delle previsioni di resistenza sui principi di meccanica della frattura, dando origine ad una procedura che prende il nome di **IFM (Interface fracture mechanics)**. Lo scopo è stato quello di verificare che il cedimento all'interfaccia aderendo/adesivo fosse governato dallo stress intensity factor H_0 , e quindi dalla singolarità del campo di tensione.

Purtroppo, dai dati ottenuti, questa supposizione è stata disattesa ed in particolare si nota che i valori di H_0 al variare della lunghezza di overlap non possono essere raggruppati all'interno di una banda; ciò significa che lo stress intensity factor H_0 , così come lo si è considerato, dimostra di non avere legami con il carico e la modalità di cedimento statica.

Infine si è andati ad analizzare il modello proposto da **Goglio et al. [21]**, sviluppato per giunzioni single-lap con aderendi in acciaio e adesivo fragile, giunzioni la cui rottura avviene sempre all'interno dello strato adesivo. In contrasto con quanto appena detto, si è andati ad applicare tale modello a set di dati indistintamente dal tipo di cedimento, con lo scopo di mettere in luce differenze nei risultati tra i giunti che presentano cedimento nell'adesivo e giunti che cedono per delaminazione. Purtroppo le differenze attese non si sono manifestate, ma i risultati hanno evidenziato un altro aspetto: il set di dati relativi ai provini di Quaresimin-Ricotta ottenuti con un adesivo fragile hanno manifestato un comportamento coerente con ciò

che aveva determinato Goglio, al contrario dei dati relativi a provini in cui l'adesivo impiegato è un adesivo tenacizzato.

In conclusione si può affermare che il modello di Charles Yang e John S. Tomblin [18], è risultato essere il più adatto, sia per i risultati ottenuti, sia per la semplicità. La limitazione sta nel fatto che è applicabile con successo solo a giunzioni single-lap con geometria square-edge, che comunque risulta essere una delle geometrie di giunto più utilizzata in campo industriale.

Bibliografia

1. AD Crocombe, AJ Kinloch, 1994, "**Review of Adhesive Bond Failure Criteria**", Edited by JC McCarthy.
2. M.D. Banea, L.F.M. da Silva, 2009, "**Adhesively bonded joints in composite materials: an overview**", *Journal of Materials Design and Applications*, vol. 223:1.
3. L.F.M. da Silva, P.J.C. das Neves, R.D. Adams, J.K. Spelt, 2009, "**Analytical modes of adhesively bonded joints-Part I: Literature survey**", *International Journal of Adhesion & Adhesives*, vol. 29, pp. 319-330.
4. L.F.M. da Silva, P.J.C. das Neves, R.D. Adams, J.K. Spelt, 2009, "**Analytical modes of adhesively bonded joints-Part II: Comparative study**", *International Journal of Adhesion & Adhesives*, vol. 29, pp. 331-341.
5. Liyong Tong, Costas Soutis. **Recent advances in structural joints and repairs for composite materials**. Kluwer academic Publishers 2003.
6. D.A. Bigwood and A.D. Crocombe, 1989, "**Elastic analysis and engineering design formulae for bonded joints**", *International Journal of Adhesion & Adhesives*, vol. 9, pp. 229-242.
7. M. Quaresimin, M. Ricotta, 2006, "**Fatigue behavior and damage evolution of single lap bonded joints in composite material**", *Composite Science and Technology*, vol. 66, pp. 176-187.
8. M. Quaresimin, M. Ricotta, 2006, "**Stress intensity factors and strain energy release rates in single lap bonded joints in composite materials**", *Composite Science and Technology*, vol. 66, pp. 647-656.
9. P.A. Carraro, G. Meneghetti, M. Quaresimin, M. Ricotta, 2013, "**Crack propagation analysis in composite bonded joints under mixed mode (I+II) static and fatigue loading: a damage-based model**", *Journal of Adhesion Science and Technology*, vol. 27, No. 13, pp. 1393-1406.
10. M. Marchetti, G. Pozzi, E. Di Rocco, "**Bonding processes for aerospace hot structures**". XVII Convegno nazionale IGF, 2006.
11. Andrew Sheppard, Don Kelly, Liyong Tong, 1998, "**A damage zone model for the failure analysis of adhesively bonded joints**", *International Journal of Adhesion & Adhesives*, vol. 18, pp. 385-400.
12. Sabu J. John, 1994, "**Predicting the strength of bonded carbon fibre/epoxy composite joints**", *Composite bonding*, ASTM STP 1227, American Society for testing and Materials, Philadelphia.

13. Randolph A. Odia, Clifford M. Friend, 2004, "**An improved 2D model for bonded composite joints**", *International Journal of Adhesion & Adhesives*, vol. 24, pp. 389–405.
14. Kwang-Soo Kim, Jae-Seok Yoo, Yeong-Moo Yi, Chun-Gon Kim, 2006, "**Failure mode and strength of uni-directional composite single lap bonded joints with different bonding methods**", *Composite Structures* vol. 72, pp. 477-485.
15. Kwang-Soo Kim, Yeong-Moo Yi, Gwang-Rae Cho, Chun-Gon Kim, 2008, "**Failure prediction and strength improvement of uni-directional composite single lap bonded joints**", *Composite structures*, vol. 82, pp. 513-520.
16. J.D. Clark, I.J. McGregor, 1993, "**Ultimate Tensile Stress over a Zone: a new failure criterion for adhesive joints**", *International Journal of Adhesion & Adhesives* , vol. 42, pp. 227-245.
17. S. Feih, H.R. Shercliff, 2005, "**Adhesive and composite failure prediction of single-L joint structures under tensile loading**" , *International Journal of adhesion & adhesives*, vol. 25, pp. 47-59.
18. Charles Yang and John S. Tomblin, 2001, "**Investigation of adhesive behavior in aircraft applications**", U.S. Department of Transportation, Federal Aviation Administration, Office of Aviation Research, Washington, DC20591.
19. Yuqiao Zhu, Keith Kedward, 2005, "**Methods of analysis and failure predictions for adhesively bonded joints of uniform and variable bondline thickness**", U.S. Department of Transportation, Federal Aviation Administration, Office of Aviation Research, Washington, DC20591.
20. P.N.B. Reis, F.J.V. Antunes, J.A.M. Ferreira. "**Influence of superposition length on mechanical resistance of single-lap adhesive joints**", *Composite Structures*, vol. 67, pp. 125-133.
21. L. Goglio, M. Rossetto, E. Dragoni, 2008, "**Design of adhesive joints based on peak elastic stresses**", *International Journal of adhesion & adhesives*, vol. 28, pp. 427-435.
22. OCV Reinforcements, product information, **Twintex T PP**.

