

INFLUENZA DELL'ORIENTAZIONE ALL'INTERFACCIA E DELLA SEQUENZA DI SOVRAPPOSIZIONE SUL COMPORTAMENTO A FATICA DI GIUNZIONI INCOLLATE IN MATERIALE COMPOSITO

G. Meneghetti^a, M. Quaresimin^b and M. Ricotta^a

^aUniversità di Padova, Dipartimento di Ingegneria Meccanica,
via Venezia, 1 – 35131 Padova, e-mail: giovanni.meneghetti@unipd.it; mauro.ricotta@unipd.it

^bUniversità di Padova, Dipartimento di Tecnica e Gestione dei sistemi industriali,
stradella San Nicola, 3, 36100 Vicenza, e-mail: marino.quaresimin@unipd.it

SOMMARIO

In questo lavoro si analizza il comportamento a fatica di giunzioni incollate in materiale composito, con particolare attenzione all'influenza che possono avere la diversa orientazione delle lamine poste all'interfaccia fra aderendo ed adesivo e la sequenza di sovrapposizione degli aderendi. I giunti analizzati sono a semplice sovrapposizione e sono stati ottenuti partendo da laminati in resina epossidica rinforzata con tessuto in fibra di carbonio ed incollati tra loro con un adesivo epossidico bicomponente. Sono stati considerati due lay-up ($[45/0_2]_s$ e $[45_2/0]_s$), due lunghezze di sovrapposizione (20 e 40 mm) e due diverse geometrie della zona di fine incollaggio. L'analisi dell'evoluzione del danneggiamento per fatica ha permesso di identificare una prima fase di nucleazione del danneggiamento (cricche e/o delaminazioni), seguita da una seconda di propagazione fino ad una dimensione critica. Questo ha consentito l'ulteriore validazione di un modello per la stima della vita a fatica di giunzioni incollate, precedentemente sviluppato dagli autori, basato sulla somma della vita spesa per l'innescamento e quella spesa per la propagazione. Viene infine descritta una metodologia sperimentale, basata sull'andamento della rigidità, per la caratterizzazione della lunghezza di cricca durante la fase di propagazione.

ABSTRACT

The paper deals with the study of the fatigue behaviour of bonded joints in composite materials. The influence of the orientation of the composite layer at the adhesive-interface is investigated on single lap joints prepared by carbon fabric/epoxy laminates bonded together with a two-part epoxy adhesive. Different laminate lay-ups ($[45/0_2]_s$ and $[45_2/0]_s$), overlap lengths (20 and 40 mm) and corner geometry of bonded area (square edge and fillet, respectively) were investigated under tension-tension fatigue. Particular attention was devoted to the analysis of the fatigue damage evolution to identify initiation and subsequent growth of cracks. A previous model developed by the authors, for the prediction of the fatigue life of bonded joints as the sum of an initiation and propagation phase, was successfully applied to summarise the new data. Finally an alternative method to assess the crack growth is presented and validated.

1. INTRODUZIONE

Nel campo delle giunzioni incollate in materiale composito, la modifica dell'orientazione delle lamine nella zona di incollaggio rappresenta un'ulteriore variabile progettuale che influenza il loro comportamento strutturale. Le modifiche possono essere fatte sia a livello globale, variando indipendentemente le proprietà di rigidità assiale e flessionale [1,2], sia a livello locale variando le proprietà elastiche di aderendo ed adesivo. Questo comporta variazioni sia nella distribuzione complessiva delle tensioni sia nei campi di tensioni singolari, in corrispondenza dell'estremità della zona di sovrapposizione [3,4], con possibili variazioni anche delle proprietà statiche e a fatica delle giunzioni.

Pochi sono i lavori presenti in letteratura relativi a questo soggetto e i risultati presentati [1,5,6,7,8], relativi all'influenza dell'orientamento delle lamine all'interfaccia aderendo-adesivo sulle proprietà statiche e a fatica, non sono tra loro sempre coerenti: mentre in [1,5,6,7] gli autori riportano un peggioramento della resistenza a fatica all'aumentare del numero di lamine off-axis, i risultati presentati in [8] testimoniano un aumento del 10% del valore di soglia della quota totale di rilascio dell'energia di deformazione per l'innescò della cricca.

In questo lavoro si analizza la possibile influenza dell'orientamento delle lamine all'interfaccia aderendo-adesivo e della sequenza di sovrapposizione sul comportamento a fatica di giunzioni incollate in materiale composito. A tal fine, i nuovi risultati sono confrontati con altri già presentati in [9], relativi a giunti ottenuti da laminati $[0]_6$ dello stesso materiale. Dopo un'estesa analisi del danneggiamento, i risultati sono stati rielaborati utilizzando un modello per la stima della vita a fatica già sviluppato per questo tipo di giunzioni dagli autori [16]. Il modello si basa sulla meccanica del danneggiamento a fatica osservata sperimentalmente e descrive la vita totale della giunzione come somma di due contributi separatamente calcolati: una prima fase di innescò della cricca seguita dalla sua fase di propagazione. La prima fase è stimata mediante un approccio di campo basato sul Fattore di Intensificazione delle Tensioni generalizzato; la seconda è determinata mediante l'integrazione di una legge tipo-Paris che lega la velocità di propagazione della cricca alla quota di rilascio dell'energia di deformazione (SERR).

2. MATERIALI, GEOMETRIA DEI GIUNTI E METODOLOGIA SPERIMENTALE

I giunti a semplice sovrapposizione sono stati realizzati partendo da laminati di resina epossidica tenacizzata (ET442) e rinforzata con tessuto di fibra di carbonio (Seal Texipreg CC206, T300 twill 2x2) incollati tra loro con una colla epossidica bicomponente 9323 B/A fornita dalla 3M. La procedura seguita per l'incollaggio è dettagliatamente riportata in [9]. I lay-up analizzati sono stati $[45/0_2]_s$ e $[45_2/0]_s$ per avere lamine con fibre orientate a 45° all'interfaccia aderendo-adesivo, diversamente dai risultati già presentati in [9], ottenuti da aderendi con stratificazione $[0]_6$. È stata inoltre analizzata l'influenza sul comportamento a fatica della lunghezza di sovrapposizione (20 e 40 mm) e della geometria della zona di fine incollaggio (a spigolo vivo, denominata "square edge" o smussata, denominata "fillet"). La larghezza (24 mm) e la lunghezza complessiva dei giunti (260 mm) sono state mantenute costanti così come lo spessore degli aderendi (1.65 mm) e dell'adesivo (0.15 mm), come rappresentato in figura 1.

Dai pannelli incollati sono stati tagliati i giunti che sono stati quindi testati a temperatura ambiente con una macchina servoidraulica MTS 858 Mini Bionix II avente una cella di carico da 15 kN. Il comportamento statico delle giunzioni è stato analizzato mediante l'esecuzione di prove di trazione realizzate in controllo di spostamento con una velocità di 2 mm/min. Le prove di fatica sono state eseguite in controllo di forza con un rapporto di ciclo nominale

$R=0.05$ e una frequenza compresa fra 10 e 15 Hz, in funzione del livello di carico applicato al giunto.

L'analisi del danneggiamento a fatica è stata eseguita sia a livello macroscopico, monitorando la variazione della rigidità assiale delle giunzioni mediante il sensore LVDT della macchina di prova, sia a livello microscopico, mediante una accurata osservazione al microscopio ottico dell'evoluzione del danneggiamento. A tal fine le prove di fatica sono state eseguite a blocchi di carico ad ampiezza di sollecitazione costante fino alla rottura della giunzione. Al termine di ciascun blocco, i bordi dei campioni, precedentemente preparati, sono stati osservati mediante un microscopio ottico Leica Metallux 3 munito di una fotocamera Leica DC 100 dotata di una risoluzione di 0.05 mm.

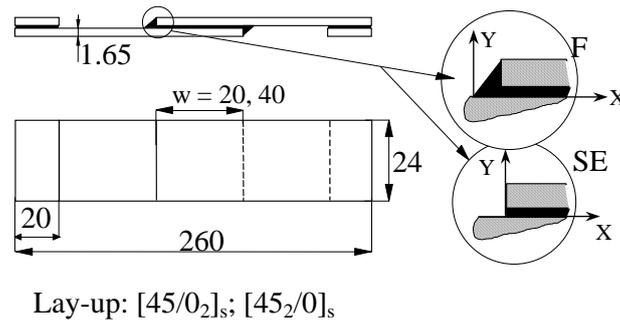


Figura 1: Geometria dei giunti a semplice sovrapposizione ($w=20$ e 40 mm)
(SE=square edge; F=fillet).

2. COMPORTAMENTO STATICO

I risultati delle prove statiche sono riassunti in tabella 1 e tabella 2. Poiché il cedimento statico delle giunzioni non ha mai interessato la zona di incollaggio, i risultati sono rappresentati facendo riferimento alla tensione nominale di trazione valutata negli aderendi, dividendo la forza applicata per la sezione trasversale di uno degli aderendi. Gli effetti di concentrazione delle tensioni e la singolarità dei campi di tensione presenti al termine della zona di sovrapposizione non sono stati considerati.

Il cedimento statico delle giunzioni $[45/0_2]_s$ è caratterizzato da due diverse modalità di cedimento: rottura alla fine della zona di sovrapposizione per lunghezza di sovrapposizione di 20 mm e cedimento misto per lunghezza 40 mm. In quest'ultimo caso, infatti, indipendentemente dalla presenza o meno del fillet, c'è stata la rottura contemporanea della zona di incollaggio e dei laminati. Questa è la ragione sia dalla notevole dispersione dei risultati sperimentali sia della non giustificabile diminuzione della resistenza statica all'aumentare della lunghezza di sovrapposizione per la geometria fillet.

Per il lay-up $[45_2/0]_s$ il cedimento è avvenuto sempre nei laminati, lontano dalla zona di sovrapposizione: questo giustifica la indipendenza della loro resistenza statica sia dalla lunghezza di sovrapposizione sia dalla presenza o meno del fillet. In questo caso la dispersione dei risultati sperimentali è molto ridotta e prossima a quella del materiale base.

Tabella 1: Resistenza statica a trazione dei giunti $[45/0_2]_s$.

	w [mm]	σ_{UTS} [MPa]	c.o.v. [%]	Modo di rottura ^(*)
Square edge	20	388	2.4	LF
	40	495	14.9	Misto
Fillet	20	459	0.3	LF
	40	434	21.8	Misto

^(*) LF: cedimento del giunto alla fine della zona incollata; Misto: cedimento del laminato e danneggiamento della zona incollata; (resistenza statica dei laminati $[45/0_2]_s$: 500 MPa, c.o.v. 12%).

Tabella 2: Resistenza statica a trazione dei giunti $[45_2/0]_s$.

	w [mm]	σ_{UTS} [MPa]	c.o.v. [%]	Modo di rottura ^(*)
Square edge	20	324	4.1	LFF
	40	336	5.8	LFF
Fillet	20	333	1.6	LFF
	40	319	3.6	LFF

^(*) LFF: cedimento del giunto al di fuori della zona di giunzione; (resistenza statica dei laminati $[45_2/0]_s$: 350 MPa, c.o.v. 4%).

3. COMPORTAMENTO A FATICA

I risultati delle prove a fatica sono rappresentati nelle figure 2 e 3, dove sono anche riportati, per consentire un rapido confronto, i valori relativi ai giunti ottenuti dai laminati $[0]_6$ (da ref. [9]) e la curva media S-N che li interpola, nell'ipotesi di una distribuzione log-normale dei cicli a rottura.

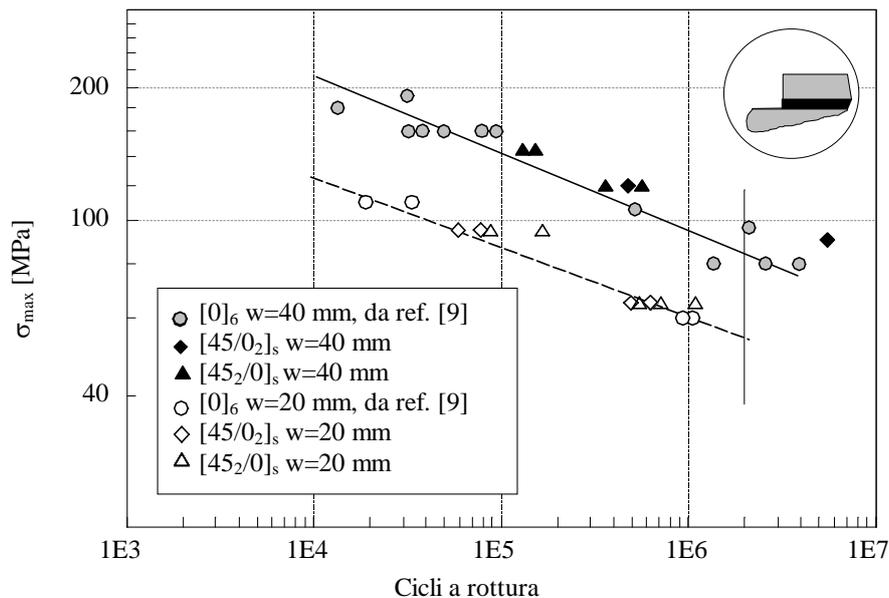


Figura 2: Influenza della lunghezza di sovrapposizione sulla resistenza a fatica di giunti "square edge" (le curve in figura sono relative al lay-up $[0]_6$).

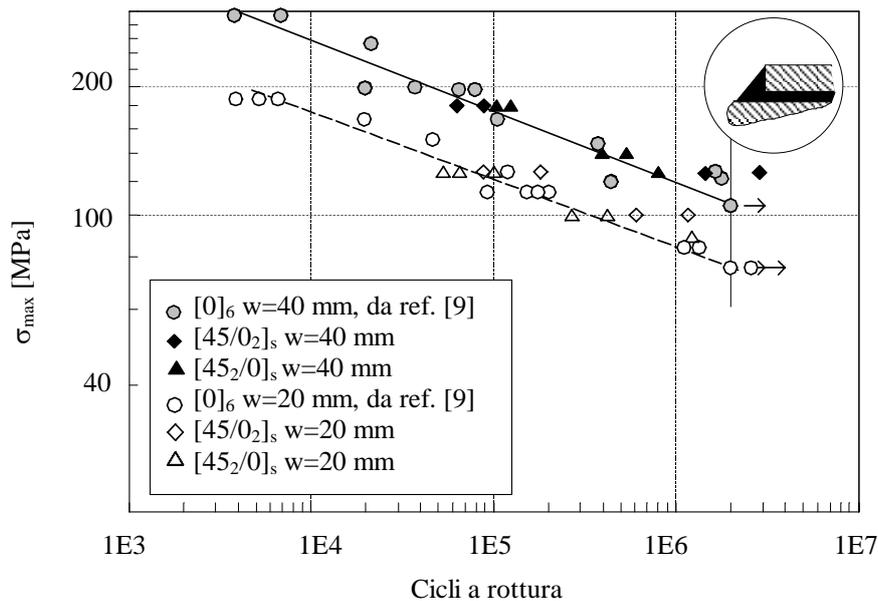


Figura 3: Influenza della lunghezza di sovrapposizione sulla resistenza a fatica di giunti “fillet” (la curve in figura sono relative al lay-up $[0]_6$).

I risultati delle prove a fatica sono stati quindi rianalizzati statisticamente nell'ipotesi di una distribuzione log-normale del numero di cicli a rottura e sono sinteticamente riassunti nella tabella 3, dove sono riportati i valori della resistenza a fatica valutata a 2 milioni di cicli con una probabilità di sopravvivenza del 50 e 90%, il valore della pendenza inversa k delle curve S-N e il valore dell'indice T_σ ($\sigma_{\max,10\%}/\sigma_{\max,90\%}$) rappresentativo della dispersione dei dati. Per valutare l'influenza della diversa orientazione delle lamine disposte all'interfaccia aderendo-adesivo, sono anche riportati i risultati relativi alle giunzioni con lay-up $[0]_6$. Dall'analisi dei risultati si può osservare che:

- la presenza dell'interfaccia a 45° e la variazione della sequenza di sovrapposizione comportano benefici marginali in termini di resistenza a fatica;
- a parità di lunghezza di sovrapposizione, la presenza del fillet all'estremità della zona incollata aumenta in modo significativo la resistenza a fatica a 2 milioni di cicli (50-75% per $w=20$ mm, 10-25% per $w=40$ mm);
- a parità di geometria della zona di fine incollaggio, l'aumento della lunghezza di sovrapposizione comporta un aumento della resistenza a fatica a 2 milioni di cicli (80-100% per giunzioni SE, 35-40% per giunzioni F).

Si può quindi concludere che la sequenza di sovrapposizione e la diversa interfaccia comportano variazioni nel comportamento a fatica delle giunzioni estremamente ridotte rispetto a quelle ottenibili incrementando la lunghezza di sovrapposizione o introducendo un fillet al termine della zona di incollaggio.

È interessante, inoltre, osservare come il rapporto fra i valori della resistenza a fatica a parità di lay-up ma diversa lunghezza di sovrapposizione sia generalmente diverso da 2 e quindi l'effetto della lunghezza di sovrapposizione sul comportamento a fatica non può essere valutato considerando il valor medio della tensione tangenziale, calcolato considerando l'area di incollaggio.

Considerando i dati riportati in tabella 3, si può infine concludere che la presenza di una giunzione incollata comporta una significativa riduzione delle prestazioni a fatica di un laminato composito. Questa affermazione può essere chiarita considerando il rapporto fra la resistenza a fatica del giunto, valutata a 2 milioni di cicli, ed il carico di rottura statico del laminato di cui è costituito. Questo rapporto varia da 0.10 nel caso di lay-up $[45/0_2]_s$, square edge e $w=20$ mm, fino a 0.31, nel caso di $[45_2/0]_s$, fillet e $w=40$ mm. Valori ancora più bassi (da 0.09 a 0.17) si ottengono facendo riferimento ai dati riportati in [9] per giunzioni $[0]_6$. Questi rapporti sono decisamente inferiori a quelli relativi a laminati del medesimo lay-up ma privi di effetti di intaglio, come riportato in [10]: nel caso, infatti, di carichi ciclici di trazione-trazione, il rapporto di fatica varia da 0.5 a 0.75.

Tabella 3: Risultati della rianalisi statistica dei dati a fatica per i diversi lay-up (resistenza a fatica valutata $2 \cdot 10^6$ cicli)

Lay-up	Geometria fine incollaggio	w [mm]	$\sigma_{MAX,50\%}$ [MPa]	$\sigma_{MAX,90\%}$ [MPa]	k	T_σ	Numero di dati
$[45/0_2]_s$	Square edge	20	51.3	46.5	5.47	1.215	4
		40	101.5	-	8.38	-	2
	Fillet	20	89.8	73.9	8.07	1.479	4
		40	125.5	110.1	9.08	1.300	4
$[45_2/0]_s$	Square edge	20	52.8	42.2	4.77	1.646	5
		40	94.2	82.8	6.15	1.295	4
	Fillet	20	79.4	71.3	7.31	1.240	6
		40	107.0	97.5	5.62	1.204	5
$[0]_6$ da ref [9]	Square edge	20	53.9	46.0	6.13	1.372	4
		40	88.7	70.0	5.84	1.498	12
	Fillet	20	77.5	69.2	6.50	1.253	14 (2 r.o)
		40	108.5	87.6	6.07	1.534	13 (1 r.o)

Come detto in precedenza, durante le prove a fatica è stata monitorata la variazione della rigidità assiale dei giunti. Considerando l'andamento della variazione della rigidità, normalizzata rispetto al suo valore iniziale, in funzione della vita a fatica, normalizzata rispetto al numero di cicli a rottura, è stato verificato che esso non dipende dal lay-up, dalla lunghezza di sovrapposizione, dal livello di carico e solo in maniera ridotta dalla geometria a fine zona di incollaggio. In quest'ultimo caso, infatti, la presenza del raccordo alla fine della zona di incollaggio ritarda l'innesco della cricca, identificato con un calo della rigidità del giunto. Questa generale indipendenza suggerisce la rigidità normalizzata quale possibile parametro utile per sintetizzare la fase di propagazione del danneggiamento, come verrà illustrato nel seguito del lavoro.

4. ANALISI DEL DANNEGGIAMENTO

Il danneggiamento a fatica è caratterizzato da una fase di nucleazione di cricche e/o delaminazioni tipicamente all'interfaccia fra aderendo ed adesivo ed una fase successiva di propagazione fino ad una lunghezza critica. Analogamente a quanto già fatto in [9], l'inesco è stato definito quando una delle cricche propaganti dai quattro vertici, A, B, C e D, ha raggiunto la lunghezza di 0.3 mm, come rappresentato in figura 4.

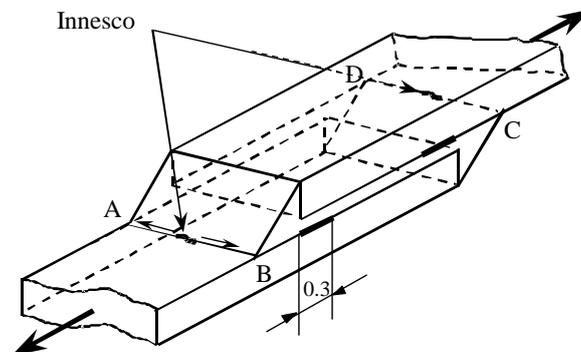


Figura 4. Definizione di cricca "tecnica" per la determinazione dell'inesco.

La definizione di un innesco "tecnico" è stata necessaria per due motivi principali:

- la difficoltà pratica di individuare con certezza la presenza di cricche di dimensione inferiore, specialmente nel caso di giunti square edge;
- la necessità di identificare in maniera precisa, seppur convenzionale, l'inesco: infatti nel caso di giunzioni con fillet, la cricca nuclea principalmente come rappresentato in figura 5(a) e 5(b), ma alcune volte anche come raffigurato in 5(c).

Sulla base di questa definizione, è stato determinato il numero di cicli ad innesco N_i e sono state misurate le lunghezze delle cricche durante la vita a fatica. Un esempio caratteristico di propagazione è rappresentato in figura 6, dove si può notare che le cricche innescate dai quattro angoli della zona di incollaggio non innescano e non propagano simultaneamente, rendendo quindi decisamente complessa l'evoluzione del danneggiamento. Si può inoltre notare come la presenza del fillet ritardi l'inesco. Questo risultato è confermato per tutte le giunzioni testate.

I risultati sperimentali disponibili (61 campioni) permettono, inoltre, di affermare che il lay-up, la lunghezza di sovrapposizione e il livello di carico non hanno un'importante influenza sulla frazione di vita spesa per l'inesco, definita come il rapporto fra N_i ed il numero di cicli a rottura N_f . Confrontando i risultati precedentemente ottenuti per giunzioni con lamine a 0° poste all'interfaccia aderendo-adesivo [9], si è potuto vedere che non vi è nemmeno una netta influenza dell'orientazione delle lamine sulla frazione di vita spesa per l'inesco. E', tuttavia, importante ricordare che la frazione di vita spesa per l'inesco non è mai inferiore al 20% arrivando anche l'80% della vita totale nel caso della presenza del fillet, con la conseguente necessità di dover considerare modelli per la stima della vita a fatica in grado di descrivere sia la fase di innesco sia quella di propagazione.

L'interfaccia aderendo-adesivo gioca, invece, un ruolo importante nella seconda parte della vita a fatica, caratterizzata dalla propagazione di cricche e di delaminazione fino al cedimento della giunzione. Nel caso di interfaccia a 0° , le cricche propagavano principalmente all'interfaccia aderendo-adesivo. La presenza delle lamine a 45° rende molto più complesso il percorso della propagazione: le cricche propagano sia all'interfaccia aderendo-adesivo sia all'interno degli aderendi immediatamente adiacenti allo strato di adesivo, seguendo percorsi

multipli e/o delaminazione inter/intralaminari, indipendentemente dalla sequenza di sovrapposizione degli aderendi. Un esempio tipico di danneggiamento è visibile in figura 7, per un giunto $[45/0_2]_s$.

Una possibile controindicazione alla quantificazione del danneggiamento sulla base dell'osservazione dei bordi lucidati di un campione è legato alla potenziale influenza degli effetti di bordo. Con l'obiettivo, quindi, di verificare che le osservazioni del danneggiamento fatte ai bordi dei giunti fossero rappresentative dell'evoluzione del danneggiamento anche al suo interno, alcuni giunti sono stati tagliati longitudinalmente a 2.5 mm e 12 mm dai bordi, lucidati ed osservati al microscopio ottico. Il risultato di queste analisi ha confermato che il danneggiamento quantificato ai bordi dei campioni e al loro interno è comparabile. Per una dettagliata descrizione di questo aspetto si rimanda il lettore al lavoro presentato in [11].

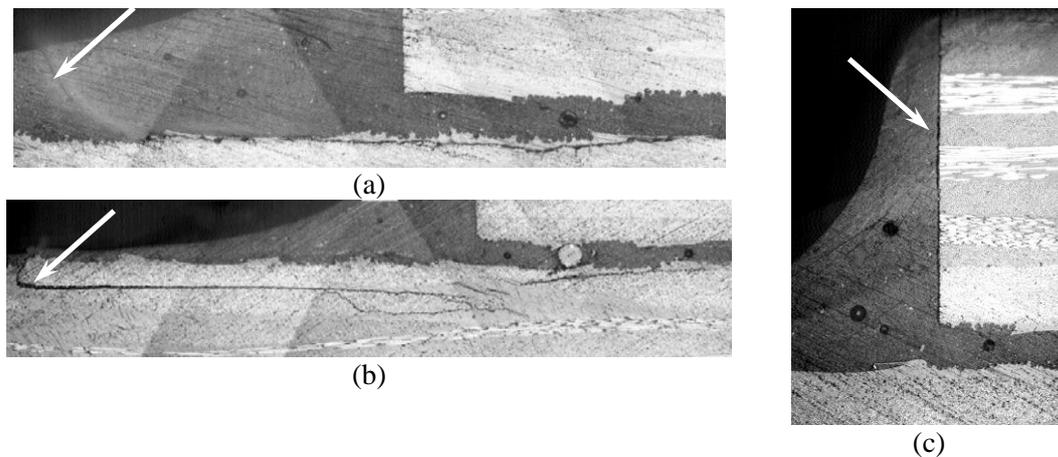


Figura 5: Diverse posizioni dell'innescò nel caso di giunti con fillet.

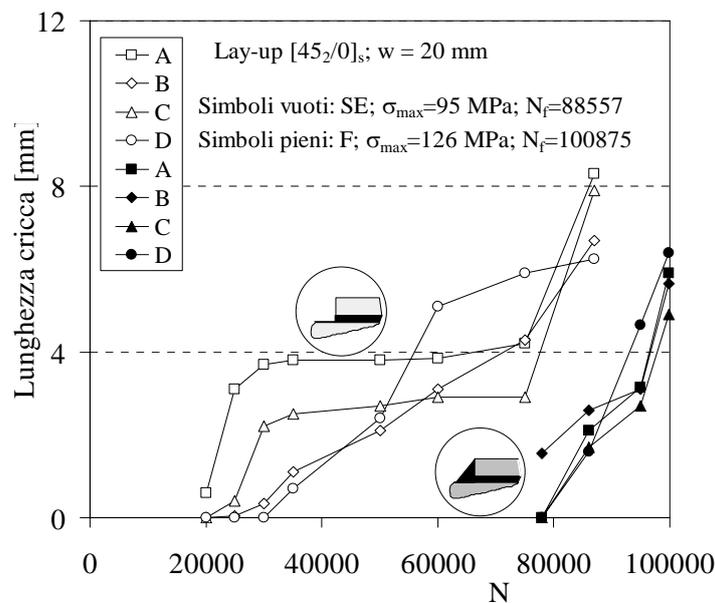


Figura 6: Influenza del raccordo sull'innescò e propagazione delle cricche.

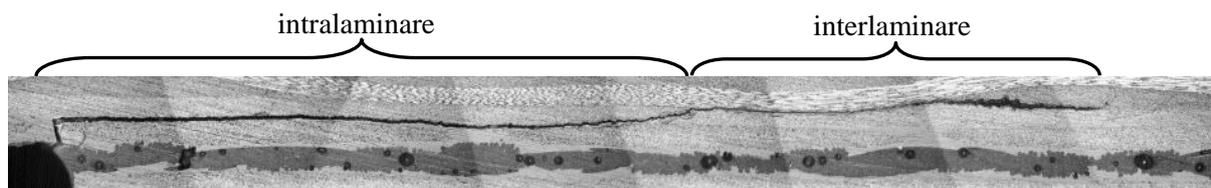


Figura 7: Innesco e propagazione intra/interlaminare di una cricca/delaminazione per un giunto SE. (lay-up $[45/0_2]_s$; $w=20$ mm, $\sigma_{max}=95$ MPa, $N_f=78209$ cicli).

5. STIMA DELLA VITA SPESA NELLA FASE DI INNESCO

Come precedentemente detto, né la tensione nominale valutata sugli aderendi né il valor medio della tensione tangenziale agente sull'area di incollaggio sono parametri in grado di unificare i dati di resistenza a fatica delle giunzioni incollate a semplice sovrapposizione al variare dei parametri presi in considerazione in questo lavoro. Per razionalizzare la loro resistenza a fatica si può utilizzare un altro parametro, legato all'intensità del campo di tensione valutato nelle immediate vicinanze del punto di innesco della cricca e definito fattore di intensificazione delle tensioni generalizzato H_0 . Questo parametro è già stato proposto in passato [12,13] per la sintesi dei dati di vita a fatica ad innesco ed il suo utilizzo è stato validato con successo [16]. Le basi teoriche di questo approccio si possono ritrovare in [15,16]. Per esigenze di sintesi si ricorda solamente che i campi di tensioni valutati nelle immediate vicinanze del punto di innesco della cricca risultano essere singolari per due ragioni: i) il raggio di raccordo sia per geometria square edge sia per quella fillet è stato assunto pari a zero (singolarità geometrica); ii) i materiali a contatto (aderendo e adesivo) hanno proprietà elastiche diverse (singolarità costitutiva). Si può dimostrare [12] che in molti casi di interesse pratico, il campo di tensione asintotico vicino alla zona di singolarità può essere descritto dal solo primo termine di una espansione in serie di potenze. Il fattore di intensificazione delle tensioni generalizzato H_0 associato al primo termine dell'espansione dipende dalle condizioni di vincolo e dalla configurazione del giunto, l'esponente s associato al primo termine dipende sia dalla geometria locale sia dalle proprietà elastiche dei materiali a contatto. La determinazione di H_0 e di s è stata fatta tramite analisi lineari agli elementi finiti, i cui dettagli sono riportati in [16] ed i valori sono riassunti in tabella 4, dove σ_0 è la tensione nominale. Dai valori riportati si vede come il valore di H_0/σ_0 diminuisce all'aumentare della lunghezza di sovrapposizione: questi risultati giustificano che, sperimentalmente, giunti con lunghezza di sovrapposizione maggior innescano ad un numero di cicli maggiore.

Nella figura 8a e figura 8b sono rappresentati i dati sperimentali rianalizzati in termini di range di H_0 , per i giunti square edge e fillet, rispettivamente. Per evidenziare la validità dell'approccio locale rispetto ad un approccio basato sulla tensione nominale, sono riportati i valori rappresentativi dell'ampiezza delle bande di dispersione, valutate al 10 e 90% di probabilità di sopravvivenza. A titolo di confronto, nelle stesse figure sono anche riportate le curve relative ai giunti $[0]_6$ e si vede come vi sia una leggera influenza del lay-up sulla resistenza all'innescamento. È importante ricordare che un confronto diretto fra i valori di H_0 nel caso di interfaccia a 0° e 45° non è in generale possibile per il diverso valore del grado di singolarità. Considerando però i valori in gioco, il confronto è stato considerato accettabile almeno da un punto di vista ingegneristico.

Tabella 4: Valori della singolarità s e del fattore di intensificazione delle tensioni generalizzato H_0 normalizzato rispetto alla tensione nominale σ_0 .

Square edge			Fillet	
	[45/0 ₂] _s	[45 ₂ /0] _s	[45/0 ₂] _s	[45 ₂ /0] _s
	$s = -0.432$	$s = -0.432$	$s = -0.226$	$s = -0.226$
w [mm]	H_0/σ_0 [mm ^{-s}]			
20	0.2374	0.2585	0.1900	0.2076
40	0.2091	0.2268	0.1664	0.1816
Valori relativi ai giunti [0] ₆ , da ref. [15]				
	$s = -0.423$		$s = -0.199$	
w [mm]	H_0/σ_0 [mm ^{-s}]		H_0/σ_0 [mm ^{-s}]	
20	0.1713		0.1683	
40	0.1577		0.1493	

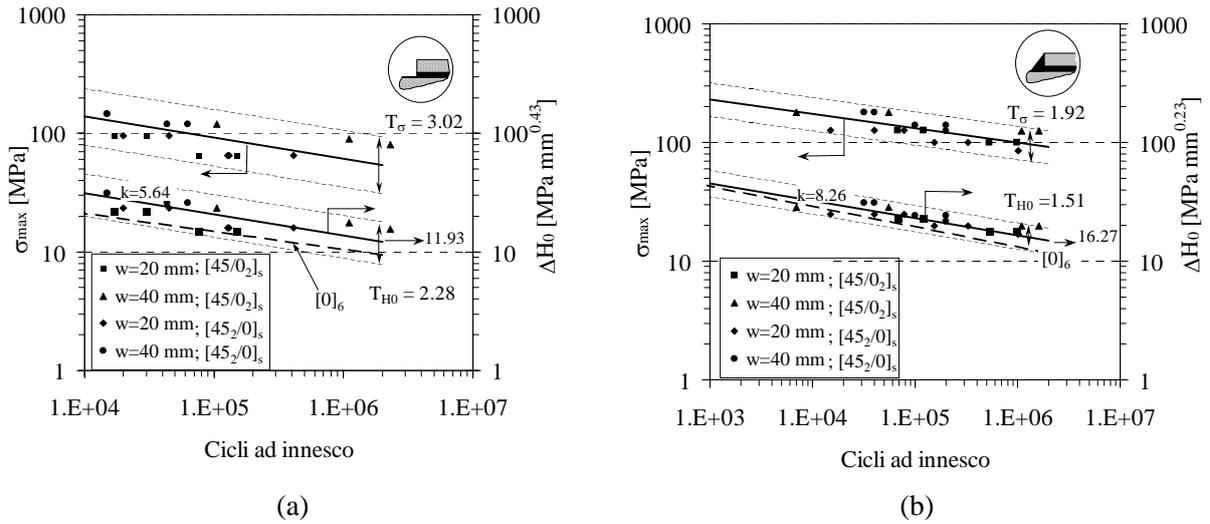


Figura 8: Confronto fra curve $S-N$ ed approccio locale per l'innesco di giunti [45/0₂]_s e [45₂/0]_s.

6. STIMA DELLA VITA SPESA NELLA FASE DI PROPAGAZIONE

Per modellare la fase di propagazione è stata assunta una relazione tipo-Paris:

$$\frac{da}{dN} = D(\Delta G_{\text{eqv}})^n \quad (1)$$

dove ΔG_{eqv} è il range di un'opportuna combinazione delle componenti di Modo I (opening mode), G_I , e Modo II (sliding mode), G_{II} , della quota di rilascio dell'energia di deformazione; D ed n sono parametri che vengono determinati dall'interpolazione dei dati sperimentali. G_{eqv} è definita come [16]:

$$G_{\text{eqv}}(a) = G_I(a) + \frac{G_{II}(a)}{G_I(a) + G_{II}(a)} G_{II}(a) \quad (2)$$

La determinazione delle componenti G_I e G_{II} è stata fatta mediante analisi agli elementi finiti applicando la Virtual Crack Closure Technique. I dettagli delle analisi sono ampiamente descritti in [16]. Si ritiene qui importante sottolineare che la analisi EF sono state eseguite considerando un modello bidimensionale e modellando la propagazione di due cricche simmetriche di lunghezza a_{exp} pari alla media delle quattro cricche sperimentalmente misurate nei campioni al termine di ogni blocco di carico, come schematicamente rappresentato in figura 9.

Nota la lunghezza a_{exp} in funzione del numero di cicli, è stata calcolata la velocità di propagazione da_{exp}/dN secondo ASTM 647-00. Si sono potute quindi rappresentare la velocità di propagazione in funzione di ΔG_{eqv} e determinare i valori delle costanti D ed n della relazione (1). La figura 10 riassume tutti i dati disponibili per i giunti $[45/0_2]_s$ e $[45_2/0]_s$, che sono stati rianalizzati assieme, la curve media e le curve al 10 e 90% di probabilità di sopravvivenza. Per valutare l'influenza dell'interfaccia sulla vita a propagazione è anche riportata la curva media relativi ai giunti $[0]_6$, già riportata in [16]. I valori di D ed n sono riassunti in tabella 5.

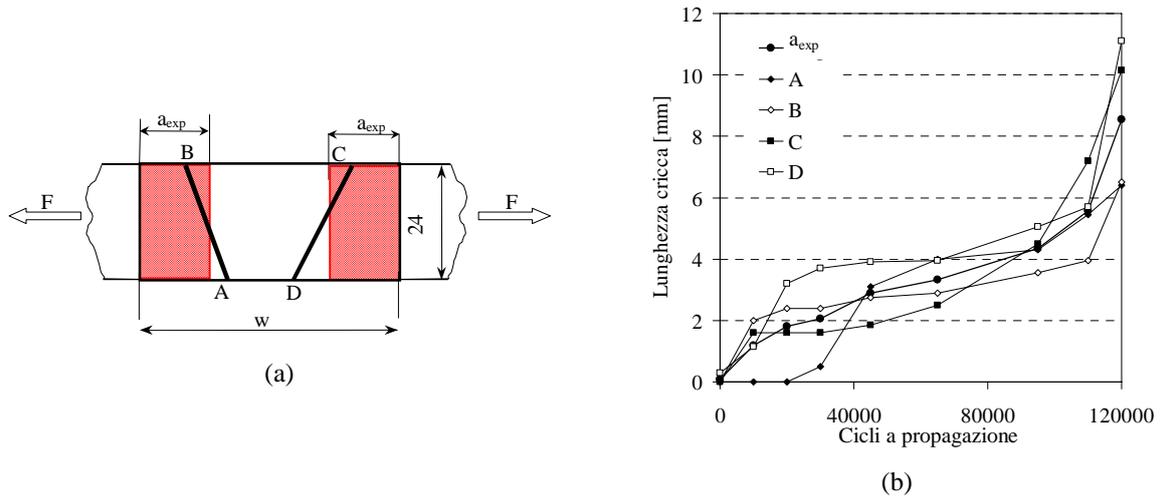


Figura 9: (a) Modello ipotizzato per la descrizione della fase di propagazione e (b) confronto degli andamenti delle cricche misurate ai quattro angoli ed il loro valore medio a_{exp} (lay-up $[45_2/0]_s$; $w=20$ mm; square edge; $\sigma_{\text{max}}=95$ MPa; $N_p=120262$ cicli $N_f=165262$ cicli).

Tabella 5: Valori medi (50%P.S) dei coefficienti D ed n ottenuti da best fit dei dati sperimentali (per valori di G in J/m^2 e da/dN in $mm/ciclo$).

giunti $[45/0_2]_s$ e $[45_2/0]_s$ (analizzati insieme)	giunti $[0]_6$ da ref [16]
$D = 1.169 \cdot 10^{-11}$	$D = 2.421 \cdot 10^{-11}$
$n = 2.688$	$n = 2.723$

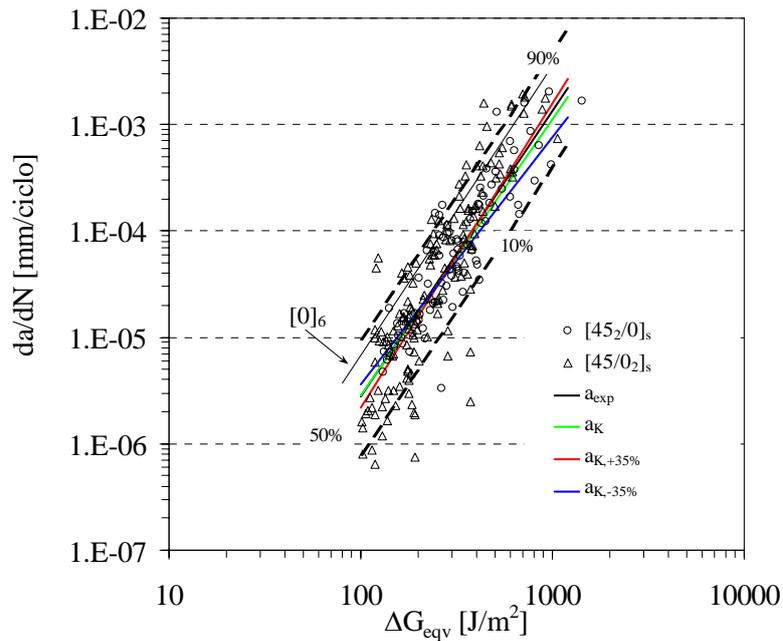


Figura 10: Curva di Paris per le giunzioni analizzate.

7. MODELLO PER LA PREVISIONE DELLA VITA A FATICA

La vita a fatica complessiva della giunzione é stata determinata come somma del numero di cicli spesi per l'innescò e quelli spesi nella fase di propagazione. Per una più estesa descrizione del modello si rimanda il lettore al lavoro presentato in [16]. La fase di innescò viene valutata facendo riferimento alle curve ΔH_0-N_i precedentemente illustrate. La fase di propagazione, invece, è determinata dall'integrazione dell'equazione (1) con estremi la lunghezza di cricca iniziale a_i , qui assunta pari a 0.3 mm, e una lunghezza di cricca finale pari ad a_f . Il valore di a_f si determina eguagliando ΔG_{eqv} al valore critico della componente di Modo I, G_{Ic} , determinato sperimentalmente mediante prove DCB e pari a 900 J/m^2 .

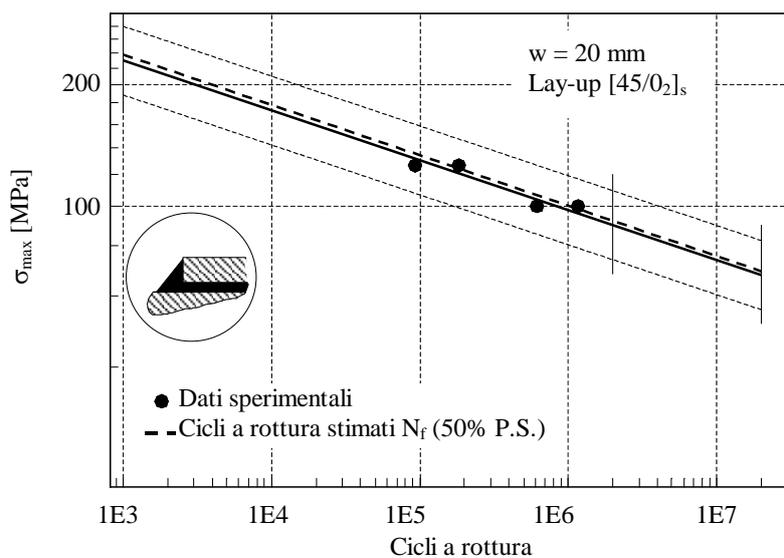


Figura 11: Banda sperimentale 10-90% di probabilità di sopravvivenza dei dati sperimentali per giunti $[45/0_2]_s$ fillet e $w=20 \text{ mm}$ confrontata con la curva media di previsione.

La figura 11 riporta un esempio della validazione del modello presentato. Nella peggiore delle condizioni riscontrate, verificatasi per i giunti $[45/0_2]_S$ SE $w=20$ e reperibile in [17], la curva media di previsione cade comunque all'interno della banda sperimentale 10-90% di probabilità di sopravvivenza.

8. UN METODO ALTERNATIVO PER LA STIMA DELLA LUNGHEZZA DI CRICCA

La determinazione del valore di a_{exp} richiede la misura, mediante l'utilizzo di un microscopio ottico, delle quattro cricche propaganti dai quattro angoli A, B, C e D di figura 9, al termine di ogni blocco di carico. E' facile quindi immaginare come tale fase sia estremamente onerosa dal punto di vista sperimentale. A tal fine è stata sviluppata una metodologia alternativa, che lega la propagazione della cricca media alla riduzione della rigidità assiale dei giunti misurata tramite il sensore LVDT della macchina di prova, in linea con quanto già riportato in letteratura [18,19]. In figura 12 è riportato il valore della rigidità misurata, normalizzata rispetto al valore iniziale, in funzione di a_{exp} , normalizzata rispetto alla lunghezza di sovrapposizione. Nonostante la dispersione dei dati sperimentali, è stata utilizzata una relazione lineare per interpolare i dati sperimentali. Più precisamente sono state considerate tre condizioni: la curva media e le curve con una pendenza maggiore e minore del 35% rispetto alla pendenza della linea media. La necessità di considerare la variabilità intrinseca della rigidità dei campioni è legata alle modalità operative di applicazione del metodo: la curva K-a (rigidità - lunghezza cricca media) viene determinata sulla base di un numero contenuto di campioni, al limite uno soltanto, ed assunta come "master curve", valida cioè per tutti i campioni rimanenti. E' quindi importante stimare la sensibilità del metodo all'intrinseca variabilità della relazione K - a.

Più in dettaglio, si propone di operare come segue: all'inizio del programma di prove su un numero limitato di campioni, da 1 a 3, viene misurato, in funzione del numero di cicli, l'andamento sperimentale della lunghezza di cricca, normalizzate rispetto alla lunghezza di sovrapposizione della giunzione e l'andamento della rigidità K normalizzato rispetto al valore iniziale K_i . Sulla base di questi dati viene determinata la "master curve". Per i campioni successivi viene misurato solamente l'andamento della rigidità in funzione del numero di cicli dal quale, attraverso la master curve, si può stimare, indirettamente, la lunghezza di una cricca media in funzione del numero di cicli. Vengono nel seguito definite con a_K la cricca media ottenuta facendo riferimento alla master curve, $a_{K+35\%}$ e $a_{K-35\%}$ le cricche ottenute, rispettivamente, dalle curve di rigidità per campioni più o meno rigidi.

In figura 13a è riportato un esempio di confronto fra la lunghezza della cricca media valutata sperimentalmente (a_{exp}) e quella stimata a partire dalla "master curve" (a_K). Un confronto analogo è rappresentato in figura 13b, dove sono confrontate le velocità di propagazione valutate a partire da a_{exp} o da a_K . Da entrambe le figure si può vedere come gli andamenti e i valori siano assolutamente comparabili. Infine, in figura 10 sono riportate le curve tipo Paris ottenute calcolando le velocità di propagazione a partire dalle tre "master curve" rappresentate in figura 12. Si può vedere come, nonostante la dispersione dei dati sperimentali osservata in figura 12 in termini di rigidità normalizzata, le tre curve di Paris (a_K , $a_{K+35\%}$, $a_{K-35\%}$), siano confrontabili con quella ottenuta sperimentalmente (a_{exp}).

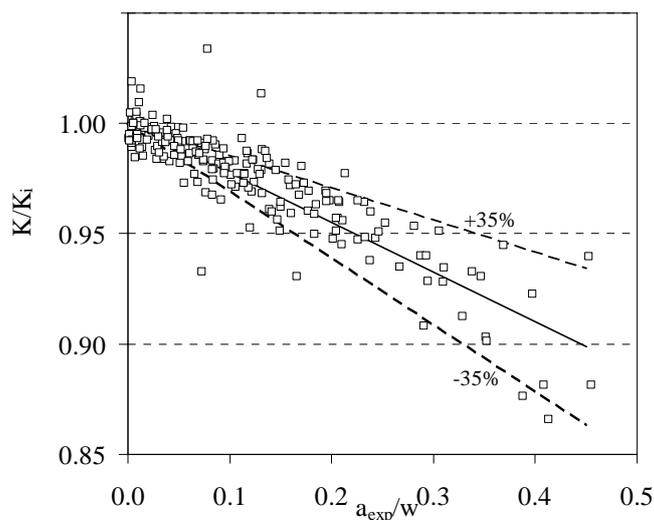


Figura 12: Andamento della rigidità normalizzata in funzione della lunghezza di cricca normalizzata per i campioni analizzati.

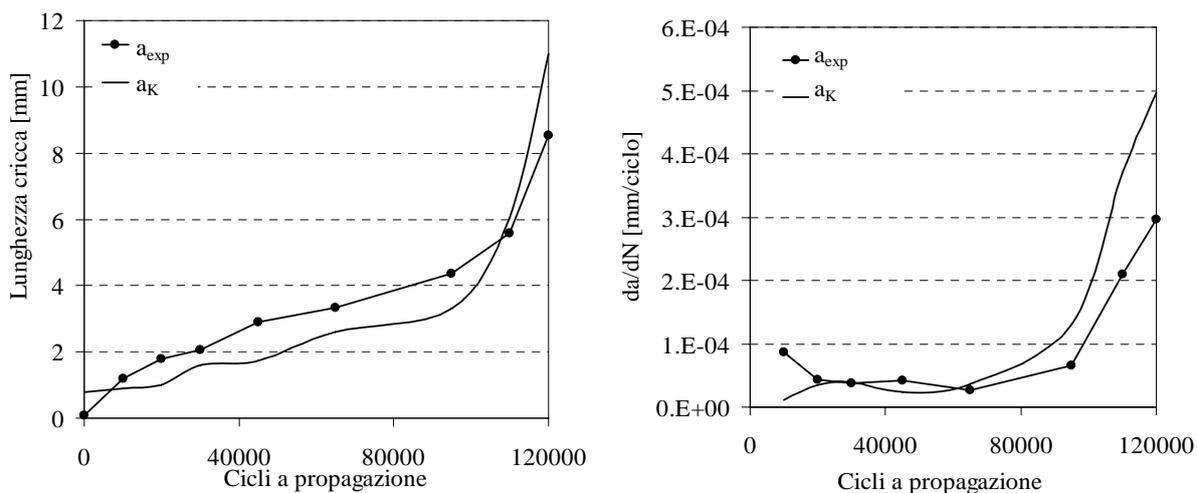


Figura 13a e b: confronto fra l'evoluzione della cricca media (a) e la velocità di propagazione (b) ottenute da misura diretta (a_{exp}) o indiretta (a_K) (*lay-up* [45₂/0]_s; $w=20$ mm; SE; $\sigma_{max}=95$ MPa; $N_f=165262$ cicli).

9. CONCLUSIONI

In questo lavoro è stato analizzato il comportamento a fatica di giunzioni incollate in materiale composito con particolare attenzione all'influenza dell'orientazione delle lamine poste all'interfaccia aderendo-adesivo e della sequenza di sovrapposizione degli aderendi. E' stata, inoltre, proposta e validata una metodologia sperimentale che semplifica la determinazione della lunghezza di cricca.

Le principali conclusioni ottenute sono:

- la presenza di un'interfaccia a 45° comporta un incremento pressoché trascurabile della resistenza a fatica rispetto alle giunzioni con interfaccia a 0°;

- la presenza dell'interfaccia a 45° comporta una complessa evoluzione del danneggiamento a fatica rispetto a quello precedentemente osservato nel caso di aderendi [0]₆: dopo la nucleazione della cricca, sono state osservate cricche di interfaccia e/o delaminazioni inter/intra laminari. Ne consegue un incremento della resistenza alla propagazione;
- l'influenza della sequenza di sovrapposizione ([45/0₂]_s e [45₂/0]_s) non appare significativa;
- l'influenza della geometria della zona di fine incollaggio (*square edge* oppure *fillet*) e della lunghezza di sovrapposizione sulla resistenza a fatica della giunzione incollata è più significativa rispetto all'effetto dell'orientamento delle lamine d'interfaccia; a parità di lunghezza di sovrapposizione il passaggio dalla configurazione *square edge* alla configurazione *fillet* comporta un incremento di resistenza a fatica, a 2·10⁶ cicli, dell'ordine del 50-75% per giunti con w=20 mm del 10-25% per giunti con w=40 mm); a parità di configurazione della zona di fine incollaggio l'aumento di lunghezza di sovrapposizione da 20 mm a 40 mm comporta un aumento di resistenza a fatica, sempre a 2·10⁶ cicli, di circa l'80-100% per le giunzioni *square edge*, del 35-40% per le giunzioni *fillet*;
- il modello proposto per la stima della vita a fatica è in buon accordo con i dati sperimentali;
- il metodo proposto per la determinazione della lunghezza di cricca in funzione della rigidità normalizzata della giunzione si è dimostrato estremamente efficace ed ha fornito previsioni in ottimo accordo con i dati sperimentali.

Bibliografia

- [1]. Matthews F.L, Tester T.T., "The influence of stacking sequence on the strength of bonded CFRP single lap joints", *Int J Adhesion and Adhesives* 1985; 5 13-18.
- [2]. Boss J.N, Ganesh V.K, Lim C.T., "Modulus grading versus geometrical grading of composite adherends in single-lap bonded joints", *Composite Structures* 2003, 62: 113-121.
- [3]. Barroso A, Mantic V, Paris F., "General solution for anisotropic multimaterial corners", *Int J Fract* 2003;119:1-23.
- [4]. Quaresimin M, Ricotta M, "Stress intensity factors and strain energy release rates in single lap bonded joints in composite materials", *Composites Science and Technology*, 2006, 66: 647-656.
- [5]. Renton W.J, Vinson J.R., "Fatigue behavior of bonded joints in composite material structures", *J Aircraft* 1975; 12 (5): 442-447.
- [6]. Ferreira J.A.M, Reis P.N, Costa J.D.M, Richardson MOW, "Fatigue behaviour of composite adhesive lap joints", *Composites Science and Technology* 2002, 62: 1373-1379.
- [7]. De Goeij W.C., Van Tooren M.J.L., Beukers A, "Composite adhesive joints under cyclic loading", *Materials and Design* 1999, 20: 213-221.
- [8]. Johnson W.S, Mall S, "Influence of interface ply orientation on fatigue damage of adhesively bonded composite joints", *Journal of Composites Technology and Research* 1986; 8: 3-7.
- [9]. Quaresimin M, Ricotta M, "Fatigue behaviour and damage evolution of single lap bonded joints in composite material", *Composite Science and Technology*, 66/2, 2006, 176-187.
- [10]. Quaresimin M. "Fatigue of woven composite laminates under tensile and compressive loading", *Proceedings of ECCM10, 10th European Conference on Composite Materials* - June 3-7, 2002, Brugge, Belgium.
- [11]. Lusiani M., Meneghetti G., Quaresimin M., Ricotta M., "Damage evolution in composite bonded joints under fatigue loading", *Proceedings of ECCM 13, 13th European Conference on Composite Materials* - June 2-5 2008, Stockholm, Sweden.
- [12]. Lazzarin P, Quaresimin M, Ferro P., "A two terms stress function approach to evaluate stress distributions in bonded joints of different geometry", *Journal of Strain Analysis and Engineering Design*, 2002, 37(5): 385-398.

- [13]. Lefebvre D. R, Dillard D. A., “A stress singularity approach for the prediction of fatigue crack initiation in adhesive bonds. Part I: theory”, *Journal of Adhesion*, 1999, 70: 119-138.
- [14]. Barroso A, Mantic V, Paris F., “General solution for anisotropic multimaterial corners”, *International Journal of Fracture* 2003;119:1–23.
- [15]. Quaresimin M, Ricotta M., “Stress intensity factors and strain energy release rates in single lap bonded joints in composite materials”, *Composites Science and Technology*, 2006, 66: 647-656.
- [16]. Quaresimin M, Ricotta M., “Life prediction of bonded joints in composite materials”, *International Journal of Fatigue*, 2006; 28:1166-1176.
- [17]. Meneghetti G, Quaresimin M, Ricotta M., “Influence of the interface ply orientation on the fatigue behaviour of bonded joints in composite materials”, accepted for publication in *International Journal of Fatigue*.
- [18]. Krenk S, Jonson J, Hansen LP, “Fatigue analysis and testing of adhesive joints”, *Engineering Fracture Mechanics*, 1996; 53(6):859-872.
- [19]. Pironi A, Nicoletto G, “Fatigue crack nucleation and propagation in bonded joints”, Atti ICF 11 – International Conference on Fracture. Torino, Marzo 2005.