

COMPORTAMENTO ALLO STATO LIMITE ULTIMO DI GIUNTI INCOLLATI DI FRP

F. Ascione^(a)

^(a) Università di Roma "Tor Vergata", Dipartimento di Ingegneria Civile

e-mail: ascione@ing.uniroma2.it

Sommario

In questo lavoro si riportano alcuni risultati numerici relativi allo studio del problema di equilibrio di giunti incollati tra aderendi di FRP. In particolare, sono presi in considerazione giunti a doppia sovrapposizione bilanciati. Il comportamento meccanico dell'adesivo è modellato mediante due distribuzioni di molle interfacciali indipendenti in grado di caratterizzare rispettivamente le interazioni normali e tangenziali. L'uso del criterio di frattura mista proposto inizialmente da Hutchinson e Suo consente di individuare cinque soli parametri adimensionali che governano il problema di progetto e verifica di tali giunti. Sono forniti esempi di domini ultimi di resistenza dell'interfaccia e confronti con risultati disponibili in letteratura.

1. Introduzione

L'uso dei giunti incollati per scopi strutturali risulta molto conveniente in svariati settori dell'ingegneria, soprattutto in campo aeronautico e meccanico. Il loro impiego consente infatti di ridurre notevolmente i tempi e i costi di realizzazione, di beneficiare di cospicue resistenze nei riguardi della corrosione e della fatica, di contare su elevate tenacità nei confronti della frattura e su notevoli proprietà dissipative.

Negli anni più recenti tale impiego si è diffuso anche nel campo dell'Ingegneria Civile, con particolare riguardo alle applicazioni strutturali dei materiali compositi fibrorinforzati (FRP: *Fiber Reinforced Polymer*). Queste ultime consistono sia in interventi di riabilitazione di strutture esistenti, principalmente di conglomerato cementizio armato e di muratura, sia nella realizzazione di nuove costruzioni, interamente di FRP.

Il comportamento dei giunti incollati dipende da numerosi fattori quali le proprietà fisiche e meccaniche di aderendi e adesivo, dalla geometria degli stessi giunti, come ad esempio dalla lunghezza della zona di sovrapposizione, dalla lunghezza totale del provino, dallo spessore di aderendi ed adesivo.

L'esperienza ha anche insegnato come tale comportamento sia sensibile alle imperfezioni geometriche e meccaniche ed alle modalità di applicazione del carico.

Storicamente, gli approcci utilizzati nello studio del comportamento meccanico dei giunti incollati sono essenzialmente due. Il primo è basato sull'analisi degli stati di tensione e di deformazione dei giunti in elasticità lineare [1-3,6-8,10,11]. Il secondo, più moderno, si ispira ai principi della Meccanica della frattura, articolandosi in due filoni differenti [4,5,9,12,13-17].

Il primo di tali filoni, ambientato in elasticità lineare, fa uso del classico criterio di Griffith (L.E.F.M.: *Linear Elastic Fracture Mechanics*). Il secondo è basato su una opportuna modellazione dell'interfaccia aderendo/adesivo in grado di simulare le possibili modalità di frattura, tra cui le più frequenti e significative sono il tipo *opening* (modo I) e il tipo *sliding* (modo II).

Il limite applicativo di tale approccio è rappresentato dalla ipotesi di comportamento elastico lineare fino a rottura di aderendi ed adesivi.

Nel caso di giunti incollati realizzati con materiali compositi fibrorinforzati, la suddetta ipotesi è certamente soddisfatta dagli aderendi ma è manifestamente disattesa dagli adesivi per le proprietà costitutive possedute dai prodotti più moderni presenti sul mercato.

Risulta perciò più realistica la modellazione dell'interfaccia aderendo/adesivo mediante legami costitutivi di tipo coesivo, come quelli indicati nelle figure 1a-b. Essi sono generalmente esprimibili attraverso relazioni fra loro indipendenti, che correlano, rispettivamente, l'interazione normale o tangenziale all'interfaccia, σ o τ , al concomitante spostamento relativo, δ o s , mobilitato tra le superfici adese del giunto. Gli spostamenti δ sono responsabili del modo I di frattura (*per opening*); gli spostamenti s sono responsabili del modo II (*per sliding*).

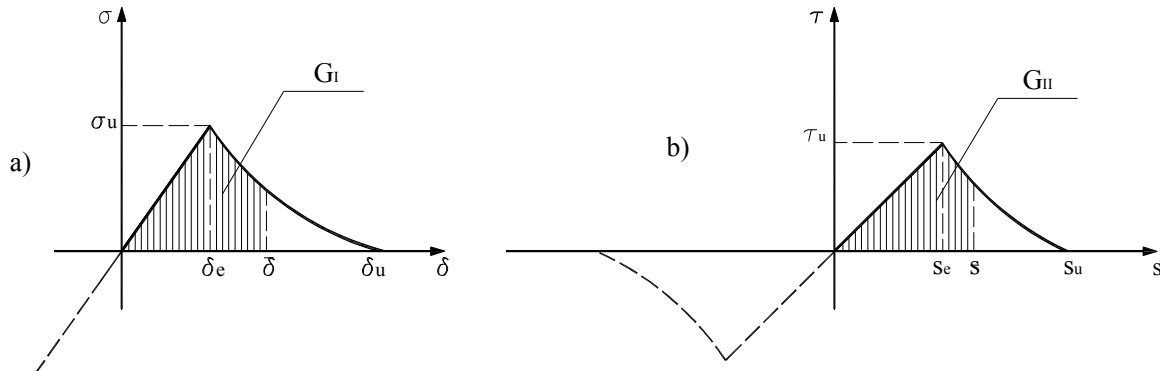


Figura 1 – Leggi di interfaccia: a) opening; b) sliding.

In letteratura hanno riscosso notevole successo lavori che hanno studiato il comportamento di giunti incollati nei confronti del modo II di frattura, assumendo un legame di interfaccia del tipo di figura 1b.

Il modo II è di solito quello predominante, dal momento che i giunti sono realizzati principalmente per trasferire sforzi assiali.

La possibile compresenza nei giunti di sforzi taglianti e flessionali, accanto a quelli normali, sia pure il più delle volte di intensità inferiore a questi ultimi, giustifica l'interesse tecnico per modelli che consentono di analizzarne il comportamento nei confronti della frattura per modo misto I/II.

Esistono in letteratura illuminanti lavori sull'argomento, cui va riconosciuto il merito di aver evidenziato gli aspetti fondamentali del problema e di aver dimostrato, con l'ausilio di analisi numeriche e sperimentali, spesso sofisticate, l'efficacia del modello di interfaccia [12-15,17].

Entrando più nel merito, oltre ad assumere che le due leggi $\sigma(\delta)$ e $\tau(s)$ siano tra loro indipendenti, si suole ammettere che l'energia totale di frattura, G , possa essere decomposta additivamente nella forma:

$$G = G_I + G_{II} . \tag{1.1}$$

Nella (1.1), i due addendi hanno il seguente significato (Fig.1a-b):

$$G_I = G_I(\bar{\delta}) = \int_0^{\bar{\delta}} \sigma(\delta) d\delta, \tag{1.2a}$$

$$G_{II} = G_{II}(\bar{s}) = \int_0^{\bar{s}} \tau(s) ds, \tag{1.2b}$$

e devono soddisfare il seguente criterio di frattura (per modo misto I/II) [4-5]:

$$\frac{G_I}{G_{I0}} + \frac{G_{II}}{G_{II0}} \leq 1, \tag{1.3}$$

dove i denominatori delle due frazioni a primo membro rappresentano, rispettivamente, le aree sottese dai due diagrammi delle figure 1, per $\bar{\delta} = \delta_u$ e $\bar{s} = s_u$. In altri termini, tali aree rappresentano, nell'ordine, le energie di frattura per il modo I e per il modo II.

E' in corso di pubblicazione la tesi di dottorato dell'autore [18] sulla modellazione di giunti sia incollati che bullonati in strutture di FRP. Per quanto riguarda i giunti incollati, a semplice e doppia sovrapposizione, essa si propone di svilupparne un'analisi organica del comportamento meccanico, adottando leggi di interfaccia del tipo di quelle rappresentate nelle figure 1. Più specificamente, sono prese in considerazione leggi di interfaccia bilineari (Figg. 2), costituite da un primo ramo elastico lineare, seguito da un successivo ramo, anch'esso lineare, corrispondente ad un comportamento *softening* dell'adesivo. Tali legami sono accreditati nella bibliografia più recente come sufficientemente accurati per scopi tecnici.

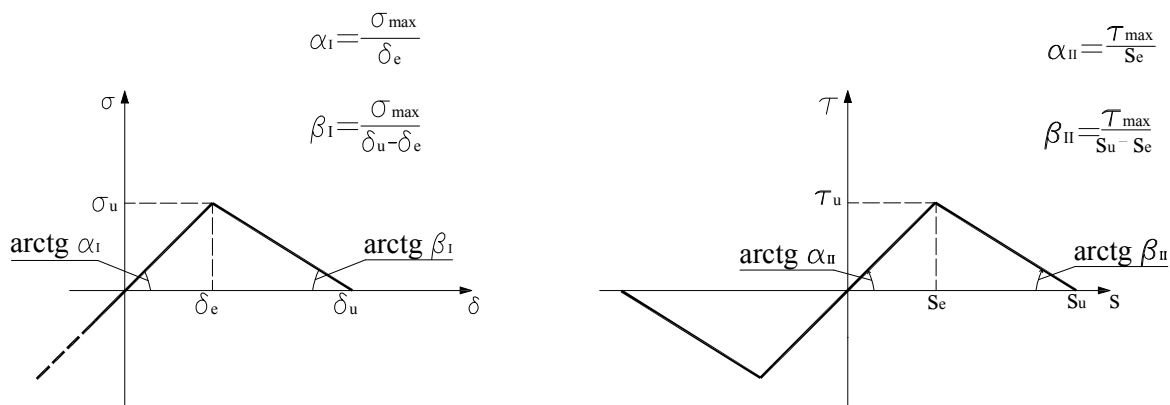


Figura 2 – Leggi di interfaccia bilineari: a) modo I; b) modo II.

L'obiettivo primario è quello di individuare un numero ristretto di parametri adimensionali, funzioni delle caratteristiche meccaniche e geometriche di aderendi e adesivo, sufficienti per predire e governare agevolmente il comportamento meccanico dei suddetti giunti.

Nel presente lavoro si intende esporre i risultati principali di tale analisi, limitandosi, per ragioni di brevità, al caso dei giunti a doppia sovrapposizione bilanciati.

2. Problema di equilibrio di un giunto incollato a doppia sovrapposizione bilanciato

Si prenda in esame il problema di equilibrio di un giunto incollato a doppia sovrapposizione come quello rappresentato in figura 3 [18]. Gli aderendi, di FRP, sono sollecitati a taglio e flessione ed a sforzo normale. I due aderendi esterni sono profondi (o larghi) b_p e spessi t_p ; l'aderendo intermedio è largo b_p e spesso $t'_p = 2t_p$. Sia gli aderendi esterni che quello intermedio sono modellati come travi di Eulero-Bernoulli, non deformabili a taglio.

Com'è ben noto, la loro rigidezza flessionale è data dal prodotto del momento di inerzia della sezione retta intorno all'asse centrale baricentrico parallelo all'asse x, I_p , per il modulo di elasticità normale del materiale FRP lungo la direzione dell'asse del giunto, E_p , comune sia agli aderendi esterni che a quello interno. Lo strato di adesivo, di spessore t_a , nel caso di frattura per modo I è modellato da un letto continuo di molle indipendenti, ortogonali all'interfaccia (Fig. 3a), in grado di contrastare gli spostamenti relativi tra gli aderendi, nella direzione dell'asse y.

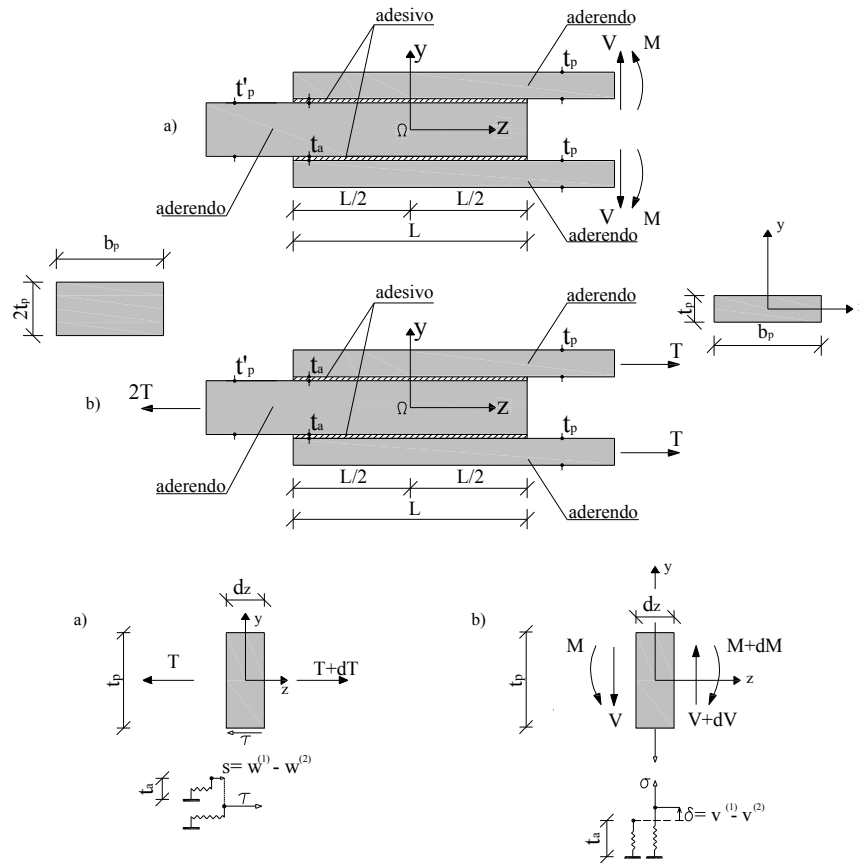


Figura 3 – Giunto a doppia sovrapposizione bilanciato sollecitato a: a) taglio e flessione; b) sforzo normale.

Il legame costitutivo delle suddette molle è rappresentato nella figura 2a, dove σ rappresenta l'interazione aderendo/adesivo per unità di superficie, positiva se di trazione e δ è lo spostamento relativo tra gli aderendi, positivo se corrisponde ad un allontanamento di questi ultimi.

Per il modo di frattura II, invece, lo strato di adesivo è modellato mediante un letto continuo di molle anch'esse indipendenti, ma disposte parallelamente all'asse del giunto (Fig. 3b) in modo da contrastare gli spostamenti relativi assiali degli aderendi a contatto.

Il legame costitutivo di tali molle è rappresentato in figura 2b, dove τ denota l'interazione aderendo/adesivo per unità di superficie ed s è lo spostamento relativo assiale tra gli aderendi.

Con i simboli delle figure 3 il legame costitutivo delle molle, per i modi I e II di frattura, può essere espresso nella maniera seguente:

$$\sigma(\delta) = \begin{cases} \alpha_I \delta & \text{se } \delta \leq \delta_e, \\ \beta_I (\delta_u - \delta) & \text{se } \delta_e \leq \delta \leq \delta_u, \\ 0 & \text{se } \delta > \delta_u. \end{cases} \quad (2.1a)$$

$$\sigma(\delta) = \begin{cases} \alpha_I \delta & \text{se } \delta \leq \delta_e, \\ \beta_I (\delta_u - \delta) & \text{se } \delta_e \leq \delta \leq \delta_u, \\ 0 & \text{se } \delta > \delta_u. \end{cases} \quad (2.1b)$$

$$\sigma(\delta) = \begin{cases} \alpha_I \delta & \text{se } \delta \leq \delta_e, \\ \beta_I (\delta_u - \delta) & \text{se } \delta_e \leq \delta \leq \delta_u, \\ 0 & \text{se } \delta > \delta_u. \end{cases} \quad (2.1c)$$

$$\tau(s) = \begin{cases} \alpha_{II} s & \text{se } |s| \leq s_e, \\ \beta_{II} (s_u - |s|) & \text{se } s_e \leq |s| \leq s_u, \\ 0 & \text{se } |s| > s_u. \end{cases} \quad (2.2a)$$

$$\tau(s) = \begin{cases} \alpha_{II} s & \text{se } |s| \leq s_e, \\ \beta_{II} (s_u - |s|) & \text{se } s_e \leq |s| \leq s_u, \\ 0 & \text{se } |s| > s_u. \end{cases} \quad (2.2b)$$

$$\tau(s) = \begin{cases} \alpha_{II} s & \text{se } |s| \leq s_e, \\ \beta_{II} (s_u - |s|) & \text{se } s_e \leq |s| \leq s_u, \\ 0 & \text{se } |s| > s_u. \end{cases} \quad (2.2c)$$

Nelle stesse figure 3 sono inoltre indicate le determinazioni positive delle caratteristiche della sollecitazione, taglio, momento flettente e sforzo normale, agenti su un tronco elementare di aderendo di lunghezza dz .

L'analisi è limitata al caso di carico simmetrico rispetto al piano medio del giunto, ad esso complanare (Figg. 3). Tale circostanza è frequente nelle applicazioni e ne giustifica l'interesse tecnico.

Si suppone di poter disaccoppiare il problema di taglio e flessione da quello estensionale e cioè di trascurare gli effetti mutui tra tensioni tangenziali e normali mobilitate all'interfaccia. Com'è ben noto in letteratura [3], tale ipotesi conduce a risultati sufficientemente corretti dal punto di vista tecnico se le caratteristiche meccaniche degli aderendi sono pressoché le stesse, come di fatto accade nel caso esaminato.

Il problema di equilibrio esaminato è non lineare per il particolare legame costitutivo delle molle; inoltre, esso non ammette soluzione per qualsiasi condizione di carico.

In [18] è dimostrato come, in entrambi i casi, di flessione e taglio e di sforzo assiale, sia possibile avvalersi di schemi strutturali semplificati. Essi consistono in travi elastiche su letti continui di molle indipendenti, il cui legame costitutivo è rappresentato nelle figure 2: l'inflessione laterale, δ , o lo spostamento longitudinale, s , di tali schemi corrispondono, rispettivamente, agli spostamenti relativi, trasversale o assiale, tra l'aderendo esterno e quello intermedio del giunto a doppia sovrapposizione di partenza.

Nello stesso lavoro è presentata una semplice procedura iterativa per risolvere numericamente il problema di equilibrio non lineare in esame.

Sempre nel succitato lavoro l'approccio utilizzato per il giunto a doppia sovrapposizione bilanciato è esteso anche al caso di giunto a semplice sovrapposizione. In particolare viene mostrato come i risultati numerici conseguiti per i giunti a doppia sovrapposizione bilanciati possano essere utilizzati anche per quelli a semplice sovrapposizione simmetrici (aderendi di spessore e proprietà meccaniche eguali), aventi lunghezza opportuna rispetto al corrispondente caso di giunto a doppia sovrapposizione bilanciato.

3. Analisi adimensionale

Nell'ambito delle ipotesi semplificative introdotte, è agevole verificare che entrambi i problemi di equilibrio del giunto a doppia sovrapposizione bilanciato, flessione e taglio o sforzo normale, dipendono da un numero ristretto di parametri adimensionali che governano i problemi di progetto e di verifica.

Per quanto attiene al problema di flessione e taglio (Fig. 3a), è utile introdurre le seguenti due quantità, che hanno le dimensioni dell'inverso di una lunghezza:

$$\omega_{11}^4 = \frac{\alpha_I b_p}{4 E_p I_p}, \quad \omega_{21}^4 = \frac{\beta_I b_p}{E_p I_p}. \quad (3.1a-b)$$

Come dimostrato in [18], con riferimento ai simboli di figura 3a, è possibile definire i seguenti parametri adimensionali:

$$L_1^* = \omega_{21} L, \quad t = \omega_{21} z, \quad \delta^* = \omega_{21} \delta, \quad \delta_e^* = \omega_{21} \delta_e, \quad \delta_u^* = \omega_{21} \delta_u; \quad (3.2a-e)$$

$$M^* = \frac{M}{E_p I_p \omega_{21}}, \quad V^* = \frac{V}{E_p I_p \omega_{21}^2}. \quad (3.2f-g)$$

Allo stesso modo, per quanto attiene al problema di sforzo assiale (Fig. 3b), è utile introdurre le due seguenti due quantità, aventi anch'esse le dimensioni dell'inverso di una lunghezza:

$$\omega_{111}^2 = \frac{2 b_p \alpha_{II}}{E_p A_p}, \quad \omega_{211}^2 = \frac{2 b_p \beta_{II}}{E_p A_p}. \quad (3.3a-b)$$

Sempre come dimostrato in [18], ma riferendosi ai simboli di figura 3b, è possibile definire i seguenti parametri adimensionali:

$$L_{II}^* = \omega_{2II} L, \quad t = \omega_{2II} z, \quad s^* = \omega_{2II} s, \quad s_e^* = \omega_{2II} s_e, \quad s_u^* = \omega_{2II} s_u; \quad (3.4a-e)$$

$$T^* = \frac{T}{E_p b_p t_p}. \quad (3.4f)$$

E' agevole concludere che i due problemi esaminati dipendono dai soli tre parametri adimensionali di seguito riportati:

$$L_{I}^*, \delta_u^*, \frac{\omega_{II}}{\omega_{2I}} \quad (\text{problema di flessione e taglio}), \quad (3.5a-c)$$

$$L_{II}^*, s_u^*, \frac{\omega_{III}}{\omega_{2II}} \quad (\text{problema estensionale}). \quad (3.6a-c)$$

Nei riguardi della frattura dell'interfaccia e nell'ambito dei casi di interesse tecnico, la lunghezza del giunto è generalmente condizionata dal modo II (*sliding*). Conseguentemente è opportuno che tale lunghezza risulti prossima a quella efficace, L_{eff} . Come è ben noto, quest'ultima corrisponde al valore minimo per il quale ulteriori allungamenti del giunto non comportano incrementi dello sforzo normale ultimo [18].

Orbene, ad una siffatta distanza dalla estremità caricata, gli effetti flessio-taglianti (modo I) possono considerarsi ampiamente estinti, come se la lunghezza del giunto fosse infinita. Ne consegue la possibilità di limitare la dipendenza del problema di flessione e taglio dai soli due parametri δ_u^* , ω_{II}/ω_{2I} .

Ciò premesso, sulla base di ragionevoli stime delle proprietà geometriche e meccaniche di adesivi e aderendi, in [18] viene presa in considerazione una vasta gamma di valori dei suddetti parametri adimensionali. Nel presente lavoro l'analisi è limitata ai seguenti:

$$\delta_u^* = 0.001; 0.01; 0.02; 0.03; 0.04; 0.05; 0.10; 0.20; 0.30; 0.40; 0.50; \quad (3.7a)$$

$$\frac{\omega_{II}}{\omega_{2I}} = 2.00; \quad (3.7b)$$

$$L_{II}^* = 1.00 L_{eff}^*; \quad (3.7c)$$

$$s_u^* = 0.0001; 0.002; 0.004; 0.006; 0.008; 0.01; \quad (3.7d)$$

$$\frac{\omega_{III}}{\omega_{2II}} = 2.00. \quad (3.7e)$$

4. Risultati numerici e confronti

4.1 Sollecitazione di flessione e taglio

Limitatamente ai valori dei parametri adimensionali introdotti nel precedente paragrafo, sono di seguito rappresentati gli abachi del rapporto G_I/G_{IO} al variare del parametro di carico, che può essere separatamente M^* (Fig. 4.1a) o V^* (Fig. 4.1b).

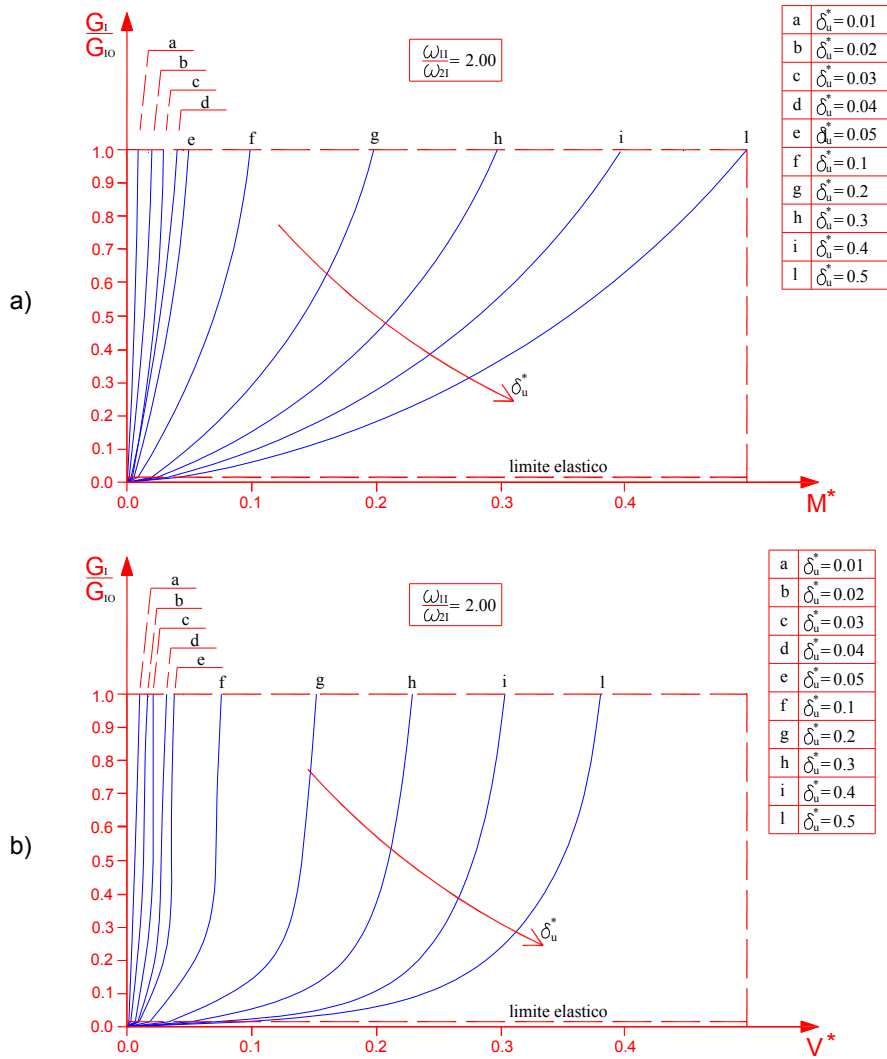


Figura 4.1 – a) Curva $M^* - G_1/G_{10}$ per $\omega_{11}/\omega_{21} = 2.00$;

b) Curva $V^* - G_1/G_{10}$ per $\omega_{11}/\omega_{21} = 2.00$.

Su ciascuna delle suddette curve lo stato limite elastico è attinto in corrispondenza di un comune valore del rapporto G_1/G_{10} [18], pari a:

$$\left(\frac{G_1}{G_{10}}\right)_{el} = \frac{1}{4 + \left(\frac{\omega_{11}}{\omega_{21}}\right)^4}. \quad (4.1)$$

4.2 Sollecitazione di sforzo normale

Analogamente, si riportano di seguito gli abachi del rapporto G_{II}/G_{II0} al variare del parametro di carico T^* .

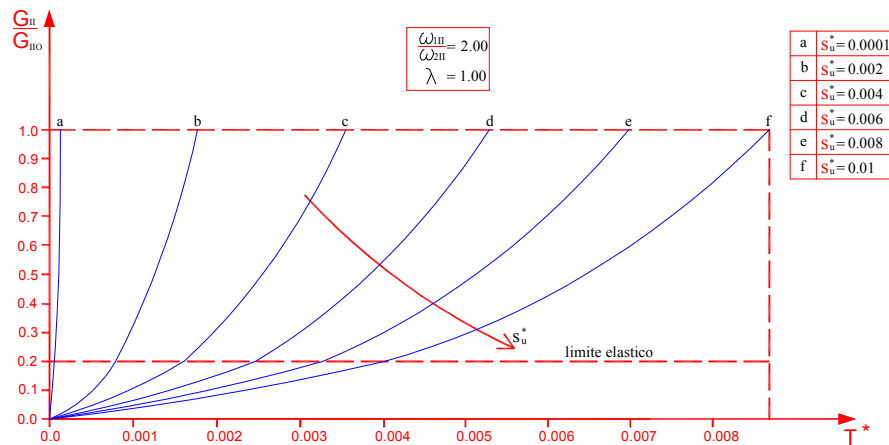


Figura 4.2 – Curva $T^* - G_{II}/G_{II0}$ per $\omega_{1II}/\omega_{2II} = 2.00$ e $\lambda = 1.00$.

Anche in tal caso, lo stato limite elastico è attinto in corrispondenza di un comune valore del rapporto G_{II}/G_{II0} [18], pari a:

$$\left(\frac{G_{II}}{G_{II0}} \right)_{el} = \frac{1}{1 + \left(\frac{\omega_{1II}}{\omega_{2II}} \right)^2}. \quad (4.2)$$

4.3 Domini ultimi Momento-Sforzo Normale e Taglio-Sforzo Normale

Le curve di figura 4.1 e 4.2 possono essere utilizzate per costruire domini ultimi di resistenza dell'interfaccia nei confronti della frattura mista per modo I e modo II, sulla base del criterio di Hutchinson e Suo (1.3).

La costruzione di tali domini può risultare di prezioso ausilio nei problemi di verifica di giunti a doppia sovrapposizione cementati da una azione di taglio o flessione e da sforzo normale.

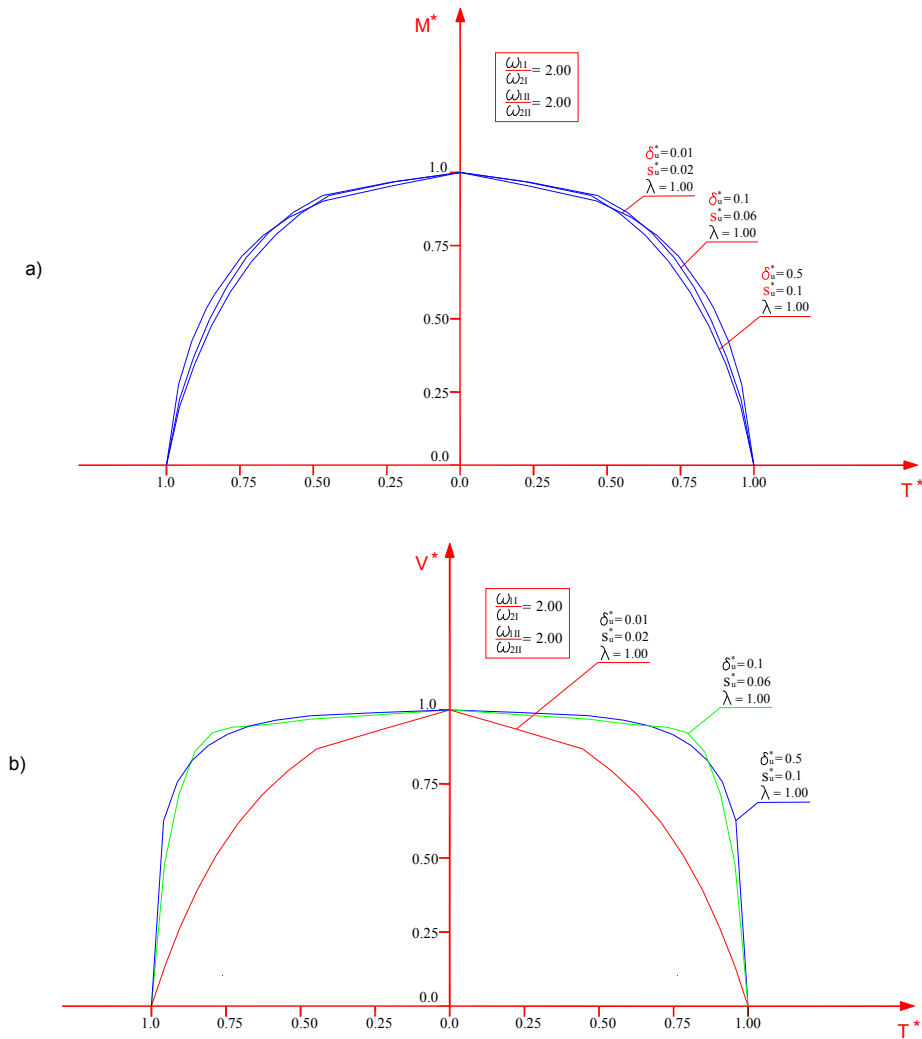


Figura 4.3 – a) *Dominio ultimo* $M^* - T^*$ per $\omega_{I1}/\omega_{2I} = 2.00$ e $\omega_{II1}/\omega_{2II} = 2.00$;

b) *Dominio ultimo* $V^* - T^*$ per $\omega_{I1}/\omega_{2I} = 2.00$ e $\omega_{II1}/\omega_{2II} = 2.00$.

4.4 Confronti

La procedura risolutiva proposta nella tesi di dottorato dell'autore ed ivi utilizzata per ottenere i risultati numerici presentati, è stata validata in [18] mediante confronti con soluzioni numeriche disponibili in letteratura e relative alla delaminazione per modo I di frattura di una *Double Cantilever Beam* (DCB).

Tale problema è rappresentato in figura 5.

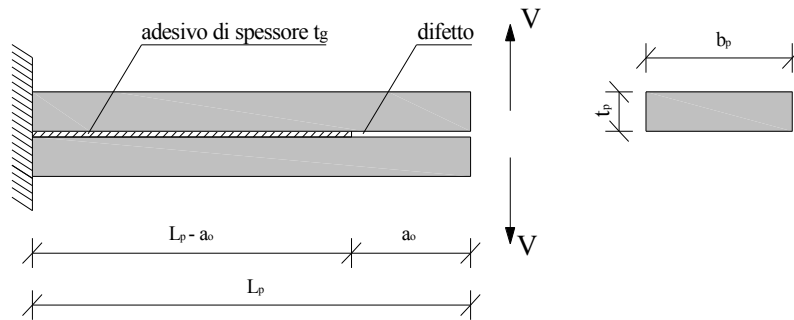


Figura 5– Configurazione DCB (*Double Cantilever Beam*).

Esso può essere analizzato utilizzando lo stesso schema ausiliario suggerito in [18] per il giunto incollato a doppia sovrapposizione bilanciato. Lo spostamento relativo, tra aderendo esterno ed intermedio, δ , coincide evidentemente con il doppio dell'inflexione laterale esibita da ciascuna delle due mensole di figura 5.

4.4.1 Confronto con Aymerich et al.

Un primo confronto riguarda i risultati numerici ottenuti nel 2006 da Aymerich et al. in [17] sul danneggiamento di compositi laminati a seguito di impatto. Tali risultati, conseguiti con l'impiego del codice ABAQUS 6.5, utilizzano per la modellazione dell'interfaccia elementi finiti di tipo coesivo.

I parametri di figura 5 assumono i valori riportati in Tabella 1.

Tabella 1 - Parametri geometrici in [17].

L_p	b_p	t_p	t_g	a_0
[cm]	[cm]	[cm]	[cm]	[cm]
15.00	2.00	0.15	0.0020	3.50

Gli aderendi a contatto sono costituiti da materiale composito: lamine costituite da fibre di carbonio preimpregnate con resina epossidica. I valori dei relativi moduli elastici sono esposti in Tabella 2.

Tabella 2 - Parametri meccanici degli aderendi in [17].

E_{11}	$E_{22}=E_{33}$	$G_{12}=G_{13}=G_{23}$	$\nu_{12}=\nu_{13}=\nu_{23}$
[GPa]	[GPa]	[GPa]	
93.7	7.45	3.97	0.261

L'interfaccia aderendo/adesivo è modellata mediante un legame costitutivo, $\sigma(\delta)$, di tipo bilineare, dello stesso tipo di quello preso in considerazione nel presente lavoro (Fig. 2a): σ è la tensione normale alle due mensole (o aderendi) e δ è lo spostamento relativo trasversale tra di esse.

I valori dei parametri meccanici caratterizzanti l'interfaccia sono esposti in Tabella 3.

Tabella 3 - Parametri meccanici dell'adesivo in [17].

σ_u	$k_n = \arctg \alpha_1$	G_{10}
[MPa]	[GPa/cm]	[J/mq]
10	800	520
20	1200	“
50	2400	“

I casi esaminati, oggetto del confronto, corrispondono ai valori dei parametri meccanici dell'adesivo [17] riportati in Tabella 4.

Tabella 4 - Casi esaminati e confronti.

σ_u	$k_n = \arctg \alpha_I$	G_{IO}	δ_e	δ_u	$(V_{u,pt})^*$	$V_{Avmerich}$
[MPa]	[GPa/cm]	[J/mq]	[cm]	[cm]	[N]	[N]
10	800	520	0.00025	0.0104	59	59
10	1200	520	0.000167	0.0104	59	59
10	2400	520	0.0000834	0.0104	59	59
20	800	520	0.0005	0.0052	61	61
20	1200	520	0.000334	0.0052	61	61
20	2400	520	0.000167	0.0052	61	61
50	800	520	0.00125	0.00208	63	63
50	1200	520	0.000834	0.00208	63	63
50	2400	520	0.00042	0.00208	63	63

* Valori del presente lavoro

Si rileva un ottimo accordo tra i risultati numerici posti a confronto.

4.4.2 Confronto con Li et al.

Un ulteriore confronto viene istituito con i risultati numerici ottenuti da Li et al. [15] nell'ambito di uno studio del 2005 sul comportamento a rottura di giunti adesivi a matrice polimerica. Come nel caso precedente, tali risultati numerici sono stati conseguiti con il codice ABAQUS 6.5 utilizzando elementi finiti di tipo coesivo per la modellazione dell'interfaccia. Con riferimento alla figura 5 ed ai simboli in essa introdotti, i parametri geometrici assunti dagli autori sono riportati in Tabella 5.

Tabella 5 - Parametri geometrici in [15].

L	b_p	t_p	t_a	a
[cm]	[cm]	[cm]	[cm]	[cm]
16.00±0.20	2.50±0.05	0.76±0.02	0.07±0.01	0.67-0.75

Le due mensole dello schema DCB sono costituite da materiale composito termoplastico caratterizzato dai seguenti valori dei moduli elastici:

Tabella 6 - Parametri meccanici degli aderendi in [15].

E₁₁	G₁₂	v₁₂
[GPa]	[MPa]	[-]
4.5-7.5	50-80	0.3±0.03

I parametri meccanici che caratterizzano invece l'adesivo, modellato attraverso un legame costitutivo elasto-softening del tipo di quello rappresentato in figura 2a, sono esposti nella successiva Tabella 7.

Tabella 7 - Parametri meccanici dell'adesivo in [15].

σ_u	G_{IO}
[MPa]	[KJ/mq]
5.0±1.5	7.3±1.8

Inoltre, gli autori ipotizzano che i due spostamenti relativi, δ_e e δ_u , soddisfino la relazione: $\delta_e = 0.01 \delta_u$. I confronti effettuati si riferiscono ai casi riportati in Tabella 8.

Tabella 8 - Casi esaminati e confronti.

σ_u	G_{IO}	δ_e	δ_u	$(V_{u,pt})^*$	V_{Li}
[MPa]	[KJ/mq]	[cm]	[cm]	[N]	[N]
3.5	2.75	0.00157	0.157	288.25	287.50
5.0	3.65	0.00146	0.146	341.00	340.00
6.5	4.55	0.00140	0.140	387.25	387.50

* Valori del presente lavoro

Si rileva ancora una volta un ottimo accordo tra i risultati numerici posti a confronto.

5. Conclusioni

L'approccio utilizzato nel presente lavoro per lo studio del problema di equilibrio di giunti incollati tra aderenti di FRP si dimostra particolarmente idoneo dal punto di vista ingegneristico per affrontare problemi di progetto e di verifica. L'analisi svolta, basata sul criterio di frattura mista proposto da Hutchinson e Suo, ha consentito infatti di dimostrare che il comportamento meccanico dei suddetti giunti può essere ricondotto a soli cinque parametri adimensionali facilmente gestibili sul piano operativo.

Inoltre l'approccio si presta al tracciamento di domini ultimi di interazione tra sforzo normale e momento flettente o tra sforzo normale e taglio che risultano, come è ben noto, di prezioso ausilio ai fini ingegneristici. Alcuni confronti con risultati già disponibili in letteratura, conseguiti attraverso sofisticate analisi agli elementi finiti, consentono di validare la semplice procedura numerica utilizzata.

6. Bibliografia

- [1] Volkersen O., Die Nietkraftverteilung, 1938, in "Zugbeanspruchten" Konstanten Laschenquerschnitten. Luftfahrtforschung; 15:41-7.
- [2] Hart-Smith L.J. , 1987, in: Matthews FL Editor., "Design of adhesively bonded joints. Joining fiber-reinforced plastics". Elsevier Applied Science; 271-311.
- [3] Bigwood D. A., Crocombe A. D., 1989, "Elastic analysis and engineering design formulae for bonded joints". Int. J. Adhesion and adhesive 9(4): 229-242.
- [4] Wang, J.S. and Suo, Z. (1990), "Experimental determination of interfacial toughness using Brazil-nut-sandwich". Acta Metallurgica, vol. 38, 1279-1290.
- [5] Hutchinson, J.W. and Suo, Z. (1992), "Mixed-mode cracking in layered materials". Advances in Applied Mechanics, vol. 29, 63-191.
- [6] Tsai M. Y., Morton J., 1995, " An experimental investigation of nonlinear deformations in single-lap joints". Mechanics of Materials (20): 183-194.
- [7] Head P. R., 1996, "Advanced composites in civil engineering - A critical overview at this high interest, low use stage of development", II International conference on advanced composite materials in bridges and structures, Montréal, Québec, Canada; 3-15.
- [8] Tsai MY, Oplinger DW, Morton J., 1998, "Improved theoretical solutions for adhesive lap joints". Int J of Solids Struct; 35(12):1163-85.
- [9] Yang Q. D., Thouless M. D., Ward S. M., 1999, "Numerical simulation of adhesively-bonded beams failing with extensive plastic deformation". Journal of Mechanics and Physics of Solids 47: 1337-1353.
- [10] Keller T., 2001, "Recent all-composite and hybrid fiber reinforced polymer bridges and buildings". Progress Struct Eng Mater; 3/2:132-40.
- [11] Hart-Smith L.J., 2002, "Adhesive bonding of composite structures—progress to date and some remaining challenges". J Compos Technol Res; 24(3):133-53.
- [12] Valoroso N., Champaney L. (2007), "From damage mechanics to adhesive joints via cohesive elements". Atti XXXVI Convegno AIAS, Ischia
- [13] Sorensen F. B., Jacobsen T. K., 2003, "Determination of cohesive law by the J integral approach". Engineering Fracture Mechanics (70): 1841-1858.
- [14] Bennati S., Calleluori M., Corigliano D., Valvo S. P., "Frattura interlaminare secondo il modo I in un laminato composito". Atti del Convegno Aimeta, Settembre 2005 Firenze.

- [15] Li S., Thouless M. D., Waas A. M., Schroeder J. A., Zavattieri P. D., 2005, "Use of mode-I cohesive-zone models to describe the fracture of an adhesively-bonded polymer-matrix composite". *Composite Science and Technology* 65: 281-293.
- [16] Documento Tecnico CNR-DT 205/2006, "Istruzioni per la progettazione, l'esecuzione ed il controllo di strutture realizzate con profili sottili pultrusi di materiale composito fibrorinforzato", in corso di pubblicazione.
- [17] Aymerich, F., Dore, F., Meloni, D., Priolo, P. (2006), "Modellazione del danneggiamento da impatto in laminati compositi mediante elementi coesivi". *Atti XXXV Convegno AIAS, Ancona*.
- [18] Ascione F. (2007), "Modellazione di giunti di FRP", Tesi di dottorato, in corso di pubblicazione. XX Ciclo di Dottorato in "Ingegneria delle Strutture e Geotecnica", Università di Roma "Tor Vergata".