



*Ministero dell'Istruzione,
dell'Università e della Ricerca*



UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI SALERNO

DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA CIVILE

*Dottorato di Ricerca in Rischio e Sostenibilità nei sistemi
dell'Ingegneria civile, edile e ambientale*

XXX Ciclo (2014-2017)

**SULLA MODELLAZIONE MECCANICA DI GIUNZIONI
ADESIVE TRA ELEMENTI TUBOLARI IN MATERIALE
COMPOSITO FIBRORINFORZATO**

Agostina Orefice

Tutor
Prof. Geminiano Mancusi

Coordinatore
Prof. Fernando Fraternali

INDICE

PREMESSA	I
CAPITOLO I: STATO DELL'ARTE	1
1.1 INTRODUZIONE	1
1.2 UTILIZZO DEI PROFILI COMPOSITI PULTRUSI NELL'EDILIZIA	2
1.3 NORMATIVE DI RIFERIMENTO	12
1.3.1 CNR-DT 205/2007	12
1.3.1.1 Criteri di progettazione	12
1.3.1.2 Verifiche allo Stato Limite Ultimo (SLU)	15
1.3.1.3 Verifiche allo Stato Limite di Esercizio (SLE)	19
1.3.2 Pre-Standard for Load & Resistance Factor Design (LRFD) of Pultruded Fiber Reinforced Polymer (FRP) Structures	20
13.2.1 Criteri di progettazione	21

1.3.2.2	Condizioni di servizio	21
1.3.2.3	Disposizioni progettuali generali.....	23
1.3.3	STRUCTURAL DESIGN OF POLYMER COMPOSITES - EUROCOMP.....	25
1.3.3.1	Disposizioni progettuali di membrature compresse ..	25
1.3.4	Principali normative internazionali	28
 CAPITOLO II: IL PROBLEMA DEI COLLEGAMENTI ADESIVI		31
2.1	INTRODUZIONE.....	31
2.2	MODELLAZIONE DELL'ADESIONE CON LEGGI COESIVE	33
2.3	LEGGE UNIVERSALE DI ROSE FERRANTE E SMITH	36
2.4	MODELLO DI CAMACHO-ORTIZ	39
2.4.1	Fratture coniche.....	39
2.4.2	Fratture radiali.....	45
2.4.3	Modello di frattura mista	45
2.4.4	Comportamento rate-dependent	48
2.5	MODELLO DI XU-NEEDLEMAN	50
2.5.1	Relazioni di interfaccia	50

CAPITOLO III: UN MODELLO MECCANICO INNOVATIVO PER LO STUDIO DEL PROBLEMA ESTENSIONALE DEI PROFILI TUBOLARI DI MATERIALE COMPOSITO	53
3.1 INTRODUZIONE.....	53
3.2 CINEMATICA DEI PROFILI TUBOLARI ORTOTROPI SOGGETTI A SFORZO NORMALE.....	55
3.3 COMPONENTI DI TENSIONE E DEFORMAZIONE	59
3.4 COMPONENTE RADIALE DEL CAMPO DEGLI SPOSTAMENTI.....	61
3.5 COMPONENTI DEL TENSORE DELLA DEFORMAZIONE INFINITESIMA	63
3.6 MODELLO MECCANICO	65
3.7 MODELLAZIONE AGLI ELEMENTI FINITI ...	69
3.8 ANALISI NUMERICA	72
3.8.1 Validazione del modello	72
3.8.2 Analisi parametrica	79
CAPITOLO IV: VIBRAZIONI LIBERE E FREQUENZE NATURALI ESTENSIONALI DI TUBI DI GFRP	113
4.1 INTRODUZIONE.....	113
4.2 EQUAZIONE DEL MOTO	113

4.3	EQUAZIONE D'ONDA UNIDIMENSIONALE.....	122
4.3.1	Soluzione nel caso lineare.....	122
4.3.2	Soluzione nel caso degradante.....	125
4.4	ANALISI NUMERICA	127
CAPITOLO V: RISULTATI SPERIMENTALI		133
5.1	INTRODUZIONE.....	133
5.2	CAMPIONI DI TIPO I.....	134
5.2.1	Test preliminari.....	137
5.2.2	Test giunto doppia sovrapposizione.....	143
5.3	CAMPIONI DI TIPO II.....	166
CONCLUSIONI.....		185
BIBLIOGRAFIA.....		189

LISTA DELLE FIGURE

CAPITOLO I: STATO DELL'ARTE

1.1	Processo di pultrusione	2
1.2	Primo ponte realizzato in GFRP a Ginzi, Bulgaria.	4
1.3	<i>Miyun Bridge</i> a Beijing, Cina.....	4
1.4	<i>Tom's Creek Bridge</i> , U.S.A.	6
1.5a	<i>Rocks Steel Truss Bridge</i> , Maryland, U.S.A.....	6
1.5b	Particolare impalcato, <i>Rocks Steel Truss Bridge</i> , Maryland, U.S.A.....	7
1.6	Passerella pedonale in GFRP, Grosseto, Italia.....	7
1.7	<i>Chiesa di S.Maria Paganica</i> , L'Aquila, Italia.....	8

1.8	<i>Provisionale Cattedrale di Creteil, Parigi, Francia</i>	9
1.9	Vista interna della <i>Provisionale Cattedrale di Creteil, Parigi, Francia</i>	10
1.10	Connessioni della <i>Provisionale Cattedrale di Creteil, Parigi, Francia</i>	10
1.11	<i>Eyecatched Building, Svizzera</i>	11

CAPITOLO II: IL PROBLEMA DEI COLLEGAMENTI ADESIVI

2.1	Spostamenti relativi tra gli aderendi.....	32
2.2	Legami di interfaccia.....	34
2.3	Legami di interfaccia semplificati.....	35
2.4	Legge di discontinuità adimensionalizzata trazione-spostamento di Rose-Ferrante-Smith.....	37
2.5	Possibili superfici di frattura per i nodi intermedi ed i nodi interni.....	40
2.6	Tensioni nodali.....	40
2.7	Legame coesivo di trazione.....	42
2.8	Legame coesivo da taglio.....	44
2.9a	Legame coesivo di tipo misto di Camacho-Ortiz normalizzato rispetto la massima interazione di trazione ed il massimo spostamento di opening.....	47

2.9b	Legame coesivo di tipo misto di Camacho-Ortiz normalizzato rispetto la massima interazione di trazione ed il massimo spostamento di sliding.....	47
-------------	--	----

CAPITOLO III: UN MODELLO MECCANICO INNOVATIVO PER LO STUDIO DEL PROBLEMA ESTENSIONALE DEI PROFILI TUBOLARI DI MATERIALE COMPOSITO

3.1	Elemento tubolare in materiale composito (vista assonometrica)	54
3.2	Sistema di riferimento globale	55
3.3	Sezione retta del profilo tubolare.....	57
3.4a	Configurazione geometrica (sezione diametrale longitudinale)	66
3.4b	Configurazione geometrica (principali sezioni rette)	66
3.5	Forze coesive di interfaccia per unità di superficie t_{rr} e t_{rk}	67
3.6	Problema di equilibrio oggetto di studio.....	69
3.7	Elemento finito.....	70
3.8a	Spostamento assiale vs coordinate radiale a $z = 0mm$	76
3.8b	Spostamento assiale vs coordinate radiale a $z = z_I = 150mm$	76
3.8c	Spostamento assiale vs coordinate radiale a $z = z_{II} = 200mm$	77
3.8d	Spostamento assiale vs coordinate radiale a $z = z_{III} = 250mm$	77

3.9	Forze coesive di interfaccia t_{rk} (per unità di lunghezza) vs $z^* = z - z_1$	78
3.10a	Problema di equilibrio (sezione diametrale longitudinale) ...	80
3.10b	Forze coesive di interfaccia e azioni esterne applicate alle estremità del profilo tubolare.....	80
3.11a	Valore ultimo delle interazioni coesive lungo la zona di incollaggio (Caso1)	84
3.11b	Valore ultimo delle interazioni coesive lungo la zona di incollaggio (Caso2)	84
3.11c	Valore ultimo delle interazioni coesive lungo la zona di incollaggio (Caso3)	85
3.12a	Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1.0L_b = 10s = 10mm$)	88
3.12b	Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1.0L_b = 10s = 20mm$)	88
3.12c	Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1.0L_b = 10s = 30mm$)	89
3.13a	Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1.0L_b = 20s = 10mm$)	89
3.13b	Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1.0L_b = 20s = 20mm$)	90
3.13c	Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1.0L_b = 20s = 30mm$)	90
3.14a	Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1.0L_b = 30s = 10mm$)	91
3.14b	Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1.0L_b = 30s = 20mm$)	91

3.14c	Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1.0L_b = 30s = 30mm$)	92
3.15a	Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1.0L_b = 40s = 10mm$)	92
3.15b	Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1.0L_b = 40s = 20mm$)	93
3.15c	Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1.0L_b = 40s = 30mm$)	93
3.16a	Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 10s$)($s = 10, 20, 30mm$)($\zeta = 0.0$) ...	102
3.16b	Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 10s$)($s = 10, 20, 30mm$)($\zeta = 0.5$) ...	102
3.16c	Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 10s$)($s = 10, 20, 30mm$)($\zeta = 1.0$) ...	103
3.17a	Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 20s$)($s = 10, 20, 30mm$)($\zeta = 0.0$) ...	103
3.17b	Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 20s$)($s = 10, 20, 30mm$)($\zeta = 0.5$) ...	104
3.17c	Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 20s$)($s = 10, 20, 30mm$)($\zeta = 1.0$) ...	104
3.18a	Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 30s$)($s = 10, 20, 30mm$)($\zeta = 0.0$) ...	105
3.18b	Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 30s$)($s = 10, 20, 30mm$)($\zeta = 0.5$) ...	105

3.18c	Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 30s$)($s = 10, 20, 30mm$)($\zeta = 1.0$) ...	106
3.19a	Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 40s$)($s = 10, 20, 30mm$)($\zeta = 0.0$) ...	106
3.19b	Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 40s$)($s = 10, 20, 30mm$)($\zeta = 0.5$) ...	107
3.19c	Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 40s$)($s = 10, 20, 30mm$)($\zeta = 1.0$) ...	107
3.20	Defomazioni assiali ε_{avg} vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 10s$)($s = 10, 20, 30mm$)	109
3.21	Defomazioni assiali ε_{avg} vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 20s$)($s = 10, 20, 30mm$)	109
3.22	Defomazioni assiali ε_{avg} vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 30s$)($s = 10, 20, 30mm$)	110
3.23	Defomazioni assiali ε_{avg} vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 40s$)($s = 10, 20, 30mm$)	110

CAPITOLO IV: VIBRAZIONI LIBERE E FREQUENZE NATURALI ESTENSIONALI DI TUBI DI FRP

4.1a	Sezione retta della porzione elementare (corona di spessore dr).....	114
4.1b	Porzione elementare di lunghezza dz e spessore dr	114

4.2	Tratto elementare di spessore s e lunghezza dz	116
4.3	Modello coesivo bilineare.....	120
4.4	Element tubolare vincolato ad un substrato coesivo.....	121
4.5	Influenza del modulo di rigidezza tagliante G_{rz} per fissato valore di rigidezza del substrato k_e , sulla variabilità dei segni dei parametri a, b, c	124
4.6	Influenza della rigidezza del substrato k_e per fissato valore del modulo di rigidezza tagliante G_{rz} , sulla variabilità dei segni dei parametri a, b, c	125
4.7a	Andamento del numero d'onda k_z vs f [Hz] frequenza temporale, considerando la fase elastica del legame coesivo (Caso1)	129
4.7b	Andamento del numero d'onda k_z vs f [Hz] frequenza temporale, considerando la fase degradante del legame coesivo (Caso1)	129
4.8a	Andamento del numero d'onda k_z vs f [Hz] frequenza temporale, considerando la fase elastica del legame coesivo (Caso2)	130
4.8b	Andamento del numero d'onda k_z vs f [Hz] frequenza temporale, considerando la fase degradante del legame coesivo (Caso2)	131

CAPITOLO V: RISULTATI SPERIMENTALI

5.1a	Configurazione del giunto (vista assonometrica)	135
5.1b	Configurazione del giunto (vista laterale) (unità di lunghezza in mm)	135
5.2	Test preliminare su GFRP, campione “1” e “2”.	137
5.3a	Campione di GFRP (vista assonometrica)	138
5.3b	Campione di GFRP (vista laterale) (unità di lunghezza in mm)	138
5.4	Procedura sperimentale multi-step per le prove preliminari (campione “1”)	139
5.5	Procedura sperimentale multi-step per le prove preliminari (campione “2”)	141
5.6	Posizione degli estensimetri (vista inferiore/superiore e laterale)	144
5.7	Campione di tipo I (dopo aver applicato gli estensimetri) ...	145
5.8	Set-up sperimentale per i campioni di tipo I.....	145
5.9	Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione (Campione I.1)	156
5.10	Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione (Campione I.2)	156
5.11	Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione (Campione I.3)	157
5.12	Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione (Campione I.4)	157
5.13	Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione (Campione I.5)	157
5.14	Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione (Campione I..6)	158

5.15	Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione (Campione I.7)	158
5.16	Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione (Campione I.8)	158
5.17	Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione (Campione I.9)	159
5.18	Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione (Campione I.10)	159
5.19	Posizionamento degli estensimetri e schema di equilibrio (lunghezze espresse in mm)	161
5.20	Profilo tubolare di GFRP.....	167
5.21	Profilo tubolare di acciaio.....	167
5.22	Applicazione della resina lungo la parete circonferenziale del profilo metallico.....	168
5.23	Realizzazione della prima interfaccia coesiva.....	169
5.24	Configurazione finale dei campioni di tipo II.....	169
5.25	Disposizione degli estensimetri in riferimento alla generica sezione retta A-A.....	171
5.26	Disposizione degli estensimetri in riferimento ad una sezione longitudinale del giunto (lunghezze espresse in mm)	172
5.27	Set-up di prova.....	172
5.28	Crisi dell'interfaccia coesiva.....	184

LISTA DELLE TABELLE

PREMESSA

CAPITOLO I: STATO DELL'ARTE

CAPITOLO II: IL PROBLEMA DEI COLLEGAMENTI ADESIVI

CAPITOLO III: UN MODELLO MECCANICO INNOVATIVO PER LO STUDIO DEL PROBLEMA ESTENSIONALE DEI PROFILI TUBOLARI DI MATERIALE COMPOSITO

3.1	Proprietà geometriche.....	73
3.2	Proprietà costitutive del tubo in GFRP.....	74
3.3	Proprietà costitutive del tubo in acciaio inossidabile (dispositivo nodale)	74
3.4	Parametri del potenziale coesivo.....	74
3.5	Geometria della zona coesiva.....	81
3.6	Proprietà costitutive del tubo di GFRP.....	82
3.7	Parametri del potenziale coesivo.....	82
3.8	Valori del carico ultimo.....	83

3.9a	Spostamenti assiali del tubo di GFRP per le tre sezioni trasversali rispetto alla zona coesiva ($L_b = 10s$ e $L_b = 20s$).....	86
3.9b	Spostamenti assiali del tubo di GFRP per le tre sezioni trasversali rispetto alla zona coesiva ($L_b = 30s$ e $L_b = 40s$).....	87
3.10a	Scorrimenti da taglio al collasso dell'interfaccia all'interno dello spessore del tubo ($L_b = 10s$ e $L_b = 20s$).....	94
3.10b	Scorrimenti da taglio al collasso dell'interfaccia all'interno dello spessore del tubo ($L_b = 30s$ e $L_b = 40s$).....	95
3.11a	Scorrimento di taglio all'interno dello spessore del tubo lungo la zona cosiva ($\zeta = 0.0, L_b = 10s, L_b = 20s$)	96
3.11b	Scorrimento di taglio all'interno dello spessore del tubo lungo la zona cosiva ($\zeta = 0.0, L_b = 30s, L_b = 40s$)	97
3.12a	Scorrimento di taglio all'interno dello spessore del tubo lungo la zona cosiva ($\zeta = 0.5, L_b = 10s, L_b = 20s$)	98
3.12b	Scorrimento di taglio all'interno dello spessore del tubo lungo la zona cosiva ($\zeta = 0.5, L_b = 30s, L_b = 40s$)	99
3.13a	Scorrimento di taglio all'interno dello spessore del tubo lungo la zona cosiva ($\zeta = 1.0, L_b = 10s, L_b = 20s$)	100
3.13b	Scorrimento di taglio all'interno dello spessore del tubo lungo la zona cosiva ($\zeta = 1.0, L_b = 30s, L_b = 40s$)	101
3.14	Analisi delle deformazioni assiali sulla zona coesiva.....	108

**CAPITOLO IV: VIBRAZIONI LIBERE E FREQUENZE
NATURALI ESTENSIONALI DI TUBI DI FRP**

4.1	Proprietà geometriche.....	127
4.2	Proprietà costitutive del tubo in GFRP.....	128
4.3	Parametri del potenziale coesivo.....	128

CAPITOLO V: RISULTATI SPERIMENTALI

5.1	Proprietà meccanica del GFRP.....	136
5.2	Proprietà Meccaniche del Kerabuild Eco Epobond.....	136
5.3	Procedura di carico di tipo multi-step.....	139
5.4	Procedura di carico di tipo multi-step (campione “1”) ...	140
5.5	Procedura di carico di tipo multi-step (campione “2”) ...	141
5.6	Procedura di carico di tipo multi-step.....	143
5.7	Test giunto a doppia sovrapposizione – campione I.1.....	146
5.8	Test giunto a doppia sovrapposizione – campione I.2.....	147
5.9	Test giunto a doppia sovrapposizione – campione I.3.....	148
5.10	Test giunto a doppia sovrapposizione – campione I.4.....	149
5.11	Test giunto a doppia sovrapposizione – campione I.5.....	150

5.12	Test giunto a doppia sovrapposizione – campione I.6.....	151
5.13	Test giunto a doppia sovrapposizione – campione I.7.....	152
5.14	Test giunto a doppia sovrapposizione – campione I.8.....	153
5.15	Test giunto a doppia sovrapposizione – campione I.9.....	154
5.16	Test giunto a doppia sovrapposizione – campione I.10...	155
5.17	Elongazione totale e carico ultimo.....	160
5.18	Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.1)	161
5.19	Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.2)	162
5.20	Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.3)	162
5.21	Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.4)	162
5.22	Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.5)	163
5.23	Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.6)	163
5.24	Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.7)	163
5.25	Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.8)	164
5.26	Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.9)	164
5.27	Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.10)	164
5.28	Valori della rigidezza (K_{01})- unità di misura N/mm^2	166
5.29	Proprietà meccaniche del profilo metallico.....	170

5.30	Proprietà geometriche.....	170
5.31	Procedura di carico di tipo multi-step.....	171
5.32	Test giunto – campione II.1.....	173
5.33	Test giunto – campione II.2.....	174
5.34	Test giunto – campione II.3.....	175
5.35	Test giunto – campione II.4.....	176
5.36	Test giunto – campione II.5.....	177
5.37	Test giunto – campione II.6.....	178
5.38	Test giunto – campione II.7.....	179
5.39	Test giunto – campione II.8.....	180
5.40	Test giunto – campione II.9.....	181
5.41	Test giunto – campione II.10.....	182
5.42	Elongazione totale e carico ultimo.....	183
5.43a	Deformazioni medie per i campioni II.1-II.5.....	184
5.43b	Deformazioni medie per i campioni II.6-II.10.....	184

PREMESSA

L'introduzione di materiali innovativi nell'ambito della realizzazione di opere strutturali, in sostituzione o in affiancamento ai tradizionali materiali da costruzione, come acciaio, muratura o calcestruzzo, sta assumendo un rilievo sempre più importante per i numerosissimi vantaggi offerti. Con l'acronimo FRP (*Fibre Reinforced Polymers*) si indica, per l'appunto, una famiglia di materiali compositi ottenuti accoppiando una matrice polimerica ed un rinforzo che può avere varia natura, spaziando dal caso delle fibre lunghe di vetro, alle fibre di PBO (*Poliparafenilenbenzobisossazolo*), all'uso dei microfilati di acciaio galvanizzato ad altissima resistenza UHTSS (*Ultra High Tensile Strength Steel*). Le fibre rappresentano la parte del rinforzo avente il compito di esercitare la funzione resistente vera e propria, esse infatti esibiscono valori elevati di resistenza e rigidità. La matrice, invece, ha caratteristiche meccaniche generalmente inferiori e svolge la duplice funzione di proteggere le fibre e di conferire continuità al mezzo garantendo la trasmissione degli sforzi tra le varie fibre.

I materiali compositi sono in genere utilizzati negli interventi di rinforzo strutturale sotto forma di tessuti di fibre impregnati in situ con delle resine strutturali. Con meno frequenza vengono utilizzate, invece, lamine, che arrivano in cantiere già pronte all'uso. L'evoluzione e lo studio di questi materiali ha favorito, inoltre, spunti per un loro utilizzo non solo come rinforzi strutturali, ma anche come elementi strutturali a se stanti sotto forma di elementi generalmente pultrusi. In virtù del minor costo i compositi pultrusi più utilizzati nell'edilizia sono i GFRP (*Glass Fibre Reinforced Polymers*), caratterizzati dalla presenza di fibre di vetro, sebbene queste ultime esibiscono caratteristiche meccaniche inferiori alle fibre di carbonio. In questo contesto rientrano i profili compositi tubolari a pareti spesse con sezione trasversale anulare, ottimali soprattutto per applicazioni nelle quali si instaurano regimi di sollecitazione prevalentemente assiale (coperture a traliccio di grandi dimensioni, ponti reticolari di grande luce). La possibilità di collegare tubi compositi per mezzo di specifici dispositivi coassiali costituisce, infine, una soluzione affidabile, facile da realizzare in situ assemblando gli elementi per il tramite di un adesivo strutturale. Quest'ultimo aspetto costituisce l'ambito di indagine della presente tesi.

Diversi sono i fattori che influenzano il comportamento dell'interfaccia adesiva tra il profilo pultruso ed il dispositivo nodale, come ad esempio le proprietà costitutive del pultruso e del dispositivo, la tipologia e lo spessore di adesivo strutturale, la lunghezza della zona di incollaggio ed infine il percorso di carico sollecitante.

Questi vari fattori saranno presi in considerazione nel presieguo.

La presente tesi è strutturata in cinque capitoli:

- nel **Capitolo I** è presentata una panoramica delle più significative opere realizzate con strutture in materiale composito e sono sintetizzate le principali normative nazionali ed internazionali che ne regolano la progettazione;
- nel **Capitolo II** sono illustrate le principali leggi coesive presenti in letteratura sulle quali si è stato basato lo studio meccanico dei collegamenti adesivi perseguito in questa tesi;
- nel **Capitolo III** è illustrato un modello meccanico appositamente sviluppato per lo studio di profili compositi tubolari. Sono riportate, successivamente, numerose analisi numeriche, volte non solo a validare il modello proposto ma anche ad evidenziare le peculiarità del modello, soprattutto con riferimento alla modellazione dello stato di deformazione;
- nel **Capitolo IV** sono ricavate le equazioni del moto, utili per indagare la risposta dinamica di simili elementi;
- infine, nel **Capitolo V** sono raccolte due indagini sperimentali che hanno riguardato la caratterizzazione delle interfacce coesive di giunti realizzati tra profili in GFRP/GFRP o GFRP/acciaio.

CAPITOLO I

STATO DELL'ARTE

1.1 INTRODUZIONE

L'utilizzo dei materiali compositi per usi strutturali ha avuto una forte espansione soprattutto negli ultimi anni, dettata dai numerosi vantaggi che essi presentano rispetto ad altri materiali strutturali da costruzione generalmente utilizzati nell'Ingegneria, vantaggi correlati ad alcune caratteristiche intrinseche. In questo capitolo verranno illustrate le principali caratteristiche dei materiali pultrusi in fibra di vetro (GFRP) ed i vantaggi strutturali e tecnologici che conferiscono alle strutture [1-3]. In seguito, verranno passate in rassegna le più recenti e rilevanti costruzioni in materiale composito presenti nel panorama nazionale ed internazionale.

In ultimo, verrà fatta una panoramica delle linee guida nazionali ed internazionali sui profili pultrusi di materiale composito, evidenziando gli aspetti tecnologici e progettuali riferiti alle nuove costruzioni.

1.2 UTILIZZO DEI PROFILI COMPOSITI PULTRUSI NELL'EDILIZIA

I profili strutturali in FRP (*Fibre Reinforced Polymer*), diffusamente utilizzati negli ultimi decenni, sono realizzati dall'unione di fibre di vetro o carbonio e resine termoindurenti [4-5]. Il processo produttivo per elezione di tali profili prende il nome di *pultrusione*, ed equivale ad un processo di estrusione per trazione.

Il processo di pultrusione consta di tre fasi principali (Figura 1.1) di seguito elencate:

- formatura
- impregnazione
- consolidamento.

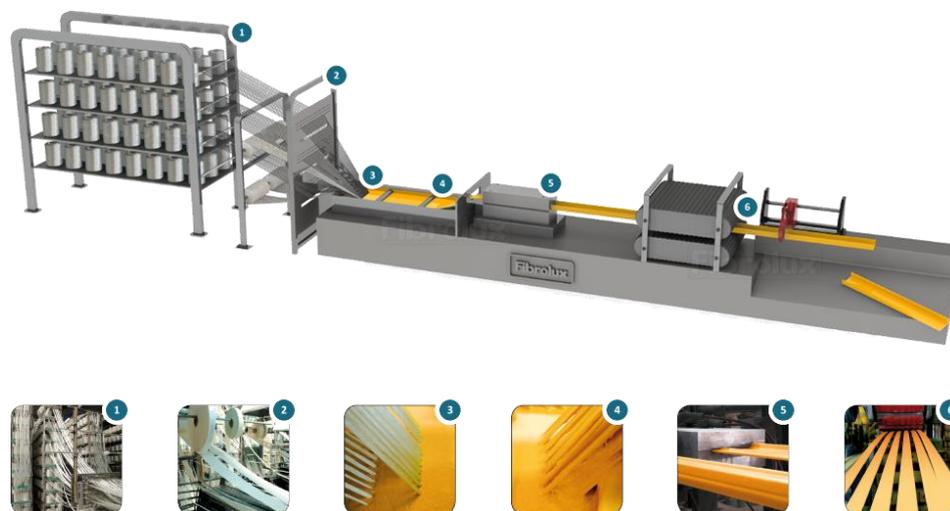


Figura 1.1. Processo di pultrusione.

Le fibre, presenti in commercio in diversi valori di diametro, vengono prelevate da una serie di rocchetti e disposte, attraverso delle rastrelliere, parallelamente le une alle altre in direzione longitudinale. Giungendo in un serbatoio colmo di miscela di resina, vengono impregnate e tirate all'interno di stampi riscaldati da resistenze elettriche, ove avviene la fase di consolidazione del profilo. A polimerizzazione avvenuta il profilo è afferrato da un dispositivo di traino e tagliato, secondo la lunghezza prefissata, con una sega circolare.

Contraddistinte da un basso costo, le fibre di vetro sono ampiamente utilizzate nella realizzazione dei profili pultrusi, che spiccano per il loro elevato rapporto rigidità peso, trasparenza elettromagnetica, resistenza alla corrosione, resistenza ad ambienti aggressivi, buona risposta a lungo termine in condizioni di stress prolungato e semplicità di montaggio.

I vantaggi sopra menzionati si sono finora coniugati con alcune realizzazioni pionieristiche, principalmente la realizzazione di ponti e passerelle pedonali.

Il primo ponte al mondo composto interamente da elementi strutturali in GFRP [6], con una campata di 12 metri, è stato realizzato a Ginzi, in Bulgaria, nel 1981/1982 (Figura 1.2); ad esso segue, nell'ottobre del 1982, la realizzazione del *Miyun Bridge* a Beijing, Cina (Figura 1.3).



Figura 1.2. Primo ponte realizzato in GRFP a Ginzi, Bulgaria.



Figura 1.3. *Miyun Bridge* a Beijing, Cina.

Nel corso degli anni le strutture di materiale composito si sono diffuse in diverse parti del mondo. Il *Tom's Creek Bridge* (Figura 1.4), negli U.S.A., ha previsto l'utilizzo di travi composite pultruse per gli elementi principali della struttura [7]. Inizialmente la struttura del ponte era stata realizzata in materiale metallico, ma a seguito di forti fenomeni corrosivi è stato opportuno effettuare un intervento di riabilitazione. Con l'obiettivo di sfruttare i numerosi vantaggi dei materiali pultrusi, si è ricorso alla sostituzione della preesistente struttura metallica con una nuova struttura in materiale composito, molto più leggera.

Sempre negli U.S.A. abbiamo un altro esempio di ponte in materiale composito, il *Rocks Steel Truss Bridge* (Figura 1.5.a). In questo caso abbiamo la coesistenza di struttura in materiale metallico e impalcato in materiale composito (Figura 1.5.b). Questo ha permesso di ridurre notevolmente il peso dell'impalcato, circa il 40%, ed ha ridotto notevolmente i tempi di messa in opera.



Figura 1.4. *Tom's Creek Bridge, U.S.A.*



Figura 1.5.a. *Rocks Steel Truss Bridge, Maryland, U.S.A.*



Figura 1.5.b. Particolare impalcato, *Rocks Steel Truss Bridge*, Maryland, U.S.A.

Anche in Italia sono presenti opere strutturali realizzate in materiale composito. Ne è un esempio la realizzazione di un ponte pedonale lungo 27 m realizzato nel 2004 all'interno dell'area archeologica di Pitignano a Grosseto [8].



Figura 1.6. Passerella pedonale in GFRP, Grosseto, Italia.

Di notevole interesse, sempre in ambito nazionale, è la ricostruzione del tetto della *Chiesa di S. Maria Paganica* (Figura 1.7) nella città de L'Aquila, danneggiata a seguito dell'evento sismico avutosi nell'Aprile del 2009. Questo è un esempio di come profili compositi rappresentino delle ottime soluzioni nella realizzazione di grandi travature reticolari.

In Francia notiamo l'utilizzo di travi tubolari pultruse nella realizzazione della *Provisionale Cattedrale di Creteil* (Figura 1.8) [9].

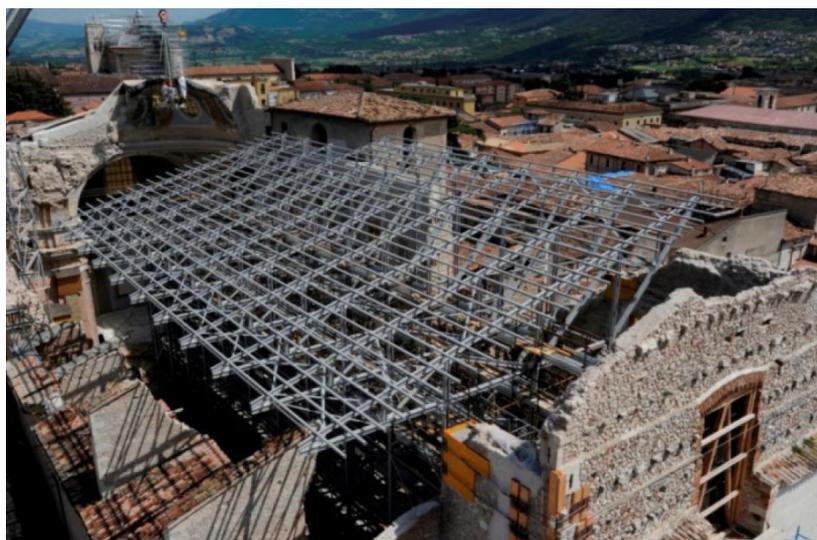


Figura 1.7. *Chiesa di S. Maria Paganica, L'Aquila, Italia.*



Figura 1.8. Provisoriale Cattedrale di Creteil, Parigi, Francia.

Gli elementi in GFRP utilizzati risultano essere di varie dimensioni, sia nello spessore che nella lunghezza (Figura 1.9). I nodi della struttura membranale sono stati realizzati con dispositivi metallici girevoli, mentre la connessione tra i profili tubolari è stata realizzata con connettori a bicchiere metallici (Figura 1.10).



Figura 1.9. Vista interna della *Provisionale Cattedrale di Creteil*, Parigi, Francia.

Date le caratteristiche meccaniche dei materiali polimerici, questi rappresentano un'ottima alternativa all'utilizzo di elementi in acciaio o legno generalmente utilizzati nelle opere provvisorie. Inoltre, la produzione controllata di profili pultrusi consente un'elevata affidabilità del processo produttivo, riducendo così il rischio di imperfezioni.



Figura 1.10. Connessioni della provvisoria Cattedrale di Creteil, Parigi, Francia.

Sulla Modellazione Meccanica di Giunzioni Adesive tra Elementi Tubolari di Materiale Composito Fibrorinforzato

Infine, troviamo applicazioni nell'ambito dell'ingegneria civile su edifici in fase sperimentale. Qui il principale vantaggio è la possibilità di evitare possibili interferenze tra i campi elettromagnetici interni ed esterni, un esempio sono la Compaq Computer Corporation e la Apple Computer Building in California.

Il primissimo esempio di struttura realizzata interamente in materiale composito GFRP è la *Eyecatcher Building* (Figura 1.11) in Basilea, eretta per la compagnia Swiss Building Fair nel 1998, che con i suoi cinque piani in elevazione è la struttura composita più alta mai realizzata.



Figura 1.11. *Eyecatched Building*, Svizzera.

1.3 NORMATIVE DI RIFERIMENTO

1.3.1 CNR-DT 205/2007

Le linee guida DT fanno parte di un'intera collana di documenti pubblicata a partire dal 2004 dal Consiglio Nazionale delle Ricerche sull'uso strutturale dei materiali compositi. Nello specifico il documento CNR-DT 205/2007 è incentrato sulla Progettazione, l'Esecuzione ed il Controllo di Strutture realizzate con Profili Pultrusi di Materiale Composito Fibrorinforzato (FRP) [4]. Gli elementi strutturali analizzati risultano essere in profilo sottile di materiale composito fibrorinforzato realizzato con resine polimeriche termoindurenti e fibre continue di vetro a comportamento elastico lineare fino a rottura di tipo ortotropo, con elevati valori di rigidità e resistenza in direzione delle fibre.

Le linee guida sono strutturate al meglio per fornire informazioni al progettista sia sui criteri di progettazione che sulle metodologie di verifica agli stati limite ultimo e agli stati limite di servizio, in accordo alle Nuove Norme Tecniche per le Costruzioni (D.M. 14.01. 2008).

1.3.1.1 Criteri di progettazione

Il criterio di progettazione si basa sul metodo dei coefficienti parziali, secondo il quale il comportamento di una struttura dipende da grandezze aleatorie che

interessano sia la resistenza dei materiali, che l'intensità e il tipo di sollecitazioni a cui la struttura è assoggettata. Dovrà essere sempre verificato, per ogni stato limite, che:

$$E_d \leq R_d \quad (1.1)$$

dove E_d ed R_d rappresentano, rispettivamente, i valori di progetto della domanda di prestazione e della corrispondente capacità, calcolati a partire dai valori caratteristici moltiplicati per opportuni coefficienti parziali, tabellati in funzione di ogni stato limite considerato.

I valori di progetto delle capacità sono calcolati come segue:

$$X_d = \eta \frac{X_k}{\gamma_f} \quad (1.2)$$

dove γ_f rappresenta il coefficiente parziale del materiale, X_k il valore caratteristico, ed η un fattore di conversione che tiene conto delle condizioni ambientali e degli effetti di lunga durata.

Il fattore parziale γ_f è definito a sua volta dal prodotto di due fattori:

$$\gamma_f = \gamma_{f1} \cdot \gamma_{f2} \quad (1.3)$$

γ_{f2} tiene conto del comportamento fragile del composito ed assume valore pari ad 1.30 allo SLU e valore unitario allo SLE. Il fattore γ_{f1} , invece, tiene conto del livello di incertezza nella determinazione delle proprietà meccaniche del composito e dipende da un coefficiente di variazione V_x dato

dal rapporto tra la deviazione standard e il valore caratteristico medio ottenuto attraverso le prove sperimentali.

Definite le caratteristiche del profilo si passa all'esame delle connessioni. Per i compositi pultrusi le presenti linee guida considerano due possibili tecnologie di collegamento:

- unioni bullonate
- unioni adesive.

I collegamenti bullonati non risultano essere la scelta ottimale, in quanto la natura fragile del materiale non permette una efficace redistribuzione delle tensioni, preziosa in considerazione dell'indebolimento della sezione causata dalla presenza dei fori. Risulta, quindi, di notevole vantaggio la realizzazione dei collegamenti tramite incollaggio strutturale. In tal caso il progetto è possibile con approcci riferibili alla meccanica della frattura coesiva basati sul parametro:

$$\Gamma_{VII,d} = \frac{\Gamma_{VII,k}}{\gamma_a} \quad (1.4)$$

con $\Gamma_{VII,k}$ il valore dell'energia di frattura ed $\Gamma_{VII,d}$ il valore di progetto. Quest'ultimo può essere messo in relazione a specifiche leggi di interfaccia (leggi coesive). Il coefficiente di sicurezza del materiale γ_a (eq. 1.5), è ottenuto dalla moltiplicazione di quattro sub-fattori che permettono di considerare la determinazione delle proprietà meccaniche dell'adesivo, la metodologia di applicazione dell'adesivo, le combinazioni di carico ed infine le condizioni ambientali.

$$\gamma_a = \gamma_{a1} \cdot \gamma_{a2} \cdot \gamma_{a3} \cdot \gamma_{a4} \quad (1.5)$$

1.3.1.2 Verifiche allo Stato Limite Ultimo (SLU)

Sforzo normale centrato

Questo stato sollecitativo si instaura sia come sforzo di trazione che di compressione. Nel primo caso, in cui le membrature sono sottoposte a trazione semplice, dovrà sempre verificarsi che il valore di progetto della sollecitazione ($N_{t,Sd}$) risulti essere inferiore al valore resistente di progetto ($N_{t,Rd}$):

$$N_{t,Sd} \leq N_{t,Rd} \quad (1.6)$$

La determinazione del valore resistente varia a seconda della presenza o meno di fori nelle sezioni rette dei profili:

$$N_{t,Rd} = A \cdot f_{t,d} \quad \text{sezioni non forate} \quad (1.7.a)$$

$$N_{t,Rd} = \frac{1}{\gamma_{Rd}} A_{net} \cdot f_{t,d} \quad \text{sezioni forate} \quad (1.7.b)$$

Nel caso in cui la sollecitazione agente sia di compressione, invece, dovrà sempre risultare che la capacità portante dell'elemento sia maggiore dello stato sollecitativo; bisogna, però, tener conto che la capacità portante risulta essere sensibilmente influenzata dall'instaurarsi di fenomeni di instabilità. Difatti il valore resistente risulta essere il minore tra la resistenza a

compressione del profilo ($N_{c,Rd1}$) ed il valore di sollecitazione ($N_{c,Rd2}$) che provoca l'instabilità dell'elemento (eq. 1.8.a).

$$N_{c,Rd} = \min \{ N_{c,Rd1}, N_{c,Rd,2} \} \quad (1.8.a)$$

$$N_{c,Rd1} = A \cdot f_{c,d} \quad (1.8.b)$$

$$N_{c,Rd2} = \chi \cdot N_{loc,Rd} \quad (1.8.c)$$

Nelle equazioni (1.8.b) ed (1.8.c) i termini A , $f_{c,d}$, $N_{loc,Rd}$ e χ denotano rispettivamente l'area della sezione retta, la resistenza a compressione di progetto del materiale, il valore di progetto della forza di compressione che determina l'instabilità locale del profilo ed il fattore riduttivo che tiene conto dell'interazione tra instabilità locale e globale dell'elemento.

In riferimento ad un profilo a doppio T soggetto a compressione semplice, il valore di $N_{loc,Rd}$ può essere determinato attraverso la seguente relazione:

$$N_{loc,Rd} = A f_{loc,d}^{axial} \quad (1.9)$$

dove il valore della tensione critica locale per elementi compressi, $f_{loc,d}^{axial}$ è calcolato come:

$$f_{loc,d}^{axial} = \frac{1}{\gamma_f} \min \left\{ \left(f_{loc,d}^{axial} \right)_f, \left(f_{loc,d}^{axial} \right)_w \right\} \quad (1.10)$$

Nell'eq.ne (1.10) con $(f_{loc,d}^{axial})_f$ ed $(f_{loc,d}^{axial})_w$ si denotano, rispettivamente, il valore della tensione critica per instabilità nelle ali o nell'anima della sezione, e sono calcolate come:

$$(f_{loc,k}^{axial})_f = 4G_{LT} \left(\frac{t_f}{b_f} \right)^2 \quad (1.11a)$$

$$(f_{loc,k}^{axial})_w = k_c \frac{\pi^2 E_{Lc} t_w^2}{12b_w^2 (1 - \nu_{LT} \nu_{TL})} \quad (1.11b)$$

con t_f e b_f lo spessore e la base del piatto d'ala, t_w e b_w lo spessore e l'altezza del piatto d'anima, E_{Lc} modulo elastico longitudinale a compressione, G_{LT} modulo di elasticità tangenziale nel piano longitudinale, k_c un coefficiente che dipende dai moduli elastici, ossia tiene conto dell'ortotropia del materiale, presente nell'equazione (1.12):

$$k_c = 2 \sqrt{\frac{E_{Tc}}{E_{Lc}}} + 4 \frac{G_{LT}}{E_{Lc}} \left(1 - \nu_{LT}^2 \frac{E_{Tc}}{E_{Lc}} \right) + 2\nu_{LT} \frac{E_{Tc}}{E_{Lc}} \quad (1.12)$$

È importante segnalare l'assenza, ad oggi, di una formula analitica riferita alle sezioni tubolari.

Ritornando al coefficiente χ è doveroso specificare che quest'ultimo assume valore unitario per snellezze che tendono a zero o per la presenza di vincoli che impediscono l'instabilità globale e può essere ricavato mediante l'espressione:

$$\chi = \frac{1}{c\lambda^{*2}} \left(\Phi - \sqrt{\Phi^2 - c\lambda^{*2}} \right) \quad (1.13)$$

in cui c denota un coefficiente numerico che può essere assunto pari a 0.65, $\Phi = (1 + \lambda^{*2})/2$, e la snellezza $\lambda = \sqrt{N_{loc,Rd}/N_{eul}}$.

Flessione retta

Per quanto attiene le verifiche di resistenza a flessione, dovrà sempre essere verificato che il valore di progetto del momento flettente sia inferiore al valore di progetto della resistenza a flessione semplice del profilo, calcolata come:

$$M_{Rd,1} = \min \{ W \cdot f_{t,d}, W \cdot f_{c,d} \} \quad (1.14)$$

con W modulo di resistenza della sezione.

Presso-flessione retta

Anche nel caso di sollecitazioni da presso-flessione retta va effettuata sia una verifica di resistenza (eq. 1.15) che una verifica di stabilità (eq. 1.16).

$$\frac{N_{c,Sd}}{N_{c,Rd1}} + \frac{M_{c,Sd}}{M_{c,Rd1}} \leq 1 \quad (1.15)$$

$$\frac{N_{c,Sd}}{N_{c,Rd2}} + \frac{M_{c,Sd}}{M_{c,Rd2} \cdot \left(1 - \frac{N_{c,Sd}}{N_{Eul}} \right)} \leq 1 \quad (1.16)$$

I valori resistenti di progetto a compressione e a flessione, $N_{c,Rd1}$ ed $M_{c,Rd1}$, rappresentano i valori resistenti della sezione, invece i valori resistenti $N_{c,Rd2}$ ed $M_{c,Rd2}$ rappresentano lo sforzo normale resistente e il momento flettente resistente al limite dell'instabilità.

1.3.1.3 Verifiche allo Stato Limite di Esercizio (SLE)

Verifica tensionale

Anche nel caso dei materiali compositi pultrusi, la verifica allo stato di esercizio non è altro che una verifica tensionale in cui il valore delle tensioni di calcolo, f_{sd} , è controllato nei confronti del valore limite f_{Rd} :

$$f_{Rd} = \eta \frac{f_{Rk}}{\gamma_f} \quad (1.17)$$

In simbolo η denota il fattore di conversione complessivo per esposizione ambientale e per effetti di lunga durata, f_{Rk} il valore caratteristico della resistenza del materiale, il fattore parziale.

Verifica di deformabilità

Considerata la forte deformabilità a taglio dei profili pultrusi, le verifiche di esercizio vanno condotte in riferimento non solo al contributo della deformabilità flessionale, ma anche con particolare attenzione ai parametri di deformabilità tagliente. Un altro fattore da tenere in conto è il

comportamento viscoso degli elementi. Vanno così modificati i valori dei moduli di elasticità longitudinale e tangenziali (eq.ni 1.18.a-b) per il tramite dei coefficienti di viscosità per deformazioni longitudinali, $\varphi_E(t)$, e taglianti, $\varphi_G(t)$, forniti dal produttore del materiale composito o tabellati in funzione del tempo di inizio di applicazione del carico.

$$E_L(t) = \frac{E_L}{1 + \varphi_E(t)} \quad (1.18.a)$$

$$G_{LT}(t) = \frac{G_{LT}}{1 + \varphi_G(t)} \quad (1.18.b)$$

1.3.2 Pre-Standard for Load & Resistance Factor Designe (LRFD) of Pultrude Fibrer Reinforced Polymer (FRP) Structures

La pre-normativa LRFD (Load and Resistance Factor Design), presentata all'*American Composites Manufacturers Association* (ACMA) nel Novembre del 2010, propone una metodologia di progettazione che fa uso di fattori di carico e di resistenza, in accordo alla filosofia in cui si muovono tutti i codici di progettazione dell'ingegneria civile [10].

1.3.2.1 Criteri di progettazione

Ai fini progettuali va rispettato il seguente criterio di resistenza:

$$R_u \leq \lambda \varphi R_n \quad (1.19)$$

in cui R_u ed R_n indicano rispettivamente i valori di progetto e nominali della resistenza, λ è il fattore che tiene conto degli effetti del tempo e φ è il fattore correttivo della resistenza stessa.

Il valore nominale della resistenza, R_n , risulta essere funzione del valore di riferimento (o caratteristico), R_0 , e da fattori correttivi, C_n , che tengono conto degli effetti dell'umidità, della temperatura, e della rigidità e resistenza dei componenti utilizzati per l'assemblaggio strutturale.

$$R_n = R_0 C_1 C_2 \dots C_n \quad (1.20)$$

1.3.2.2 Condizioni di servizio

Deformazione

Bisogna garantire che le inflessioni e le rotazioni delle membrature strutturali non causino danno agli elementi strutturali e non strutturali.

L'inflessione totale Δ , è calcolata come:

$$\Delta = \Delta_{st} k_{cr}(t) \quad (1.21)$$

dove Δ_{st} denota l'inflessione istantanea dovuta ai soli carichi gravitazionali, e $k_{cr}(t)$ è un fattore amplificativo funzione del tempo, espresso in anni, e valutabile attraverso la relazione (1.22).

$$k_{cr}(t) = 1 + t^{1/4} / 6 \quad (1.22)$$

Vibrazioni

Devono essere verificati gli effetti delle vibrazioni degli impalcati e degli elementi strutturali sul comfort degli occupanti delle strutture. I carichi considerati nell'analisi delle vibrazioni sono quelli da vento, dovuti a macchine vibranti ed infine i carichi pedonali.

Collegamenti

I collegamenti considerati sono sia di tipo adesivo che bullonato. In entrambi i casi va tenuto conto di possibili cause di deformazione che possono incidere sulla classe di servizio della struttura. I collegamenti concepiti nelle presenti norme riguardano sia collegamenti composito-composito in maniera diretta, che collegamenti tramite dispositivi che possono essere o anch'essi in materiale composito, o più diffusamente in alluminio o acciaio inossidabile.

1.3.2.3 Disposizioni progettuali generali

Ogni elemento strutturale assoggettato a carico assiale di trazione deve rispettare la seguente equazione:

$$P_u \leq \lambda \phi P_n \quad (1.23)$$

La resistenza assiale a trazione P_n è considerata essere la minore tra quella per rottura a trazione nella sezione lorda:

$$P_n = F_n A_g \quad (1.24)$$

e quella per rottura a trazione nella sezione netta forata:

$$P_n = 0.7 F_n A_g \quad (1.25)$$

dove F_n rappresenta la tensione nominale ottenuta da prove sperimentali, A_g l'area lorda della sezione retta, A_e area netta della sezione retta.

Per gli elementi compressi deve essere verificato che:

$$P_u \leq \lambda \phi_c P_n \leq 0.7 \lambda F_L^c A_g \quad (1.26a)$$

dove

$$\phi_c P_n = \phi_c F_{cr} A_g \quad (1.26b)$$

e:

$$P_s \leq \phi_0 \frac{\pi^2 E_L}{\left(\frac{KL_e}{r}\right)^2} A_g \leq 0.3 F_L^e A_g \quad (1.26c)$$

I termini nelle eq.ni (1.26, a-c) rappresentano:

P_s = forza di compressione sotto carichi di esercizio,

P_u = forza resistente a compressione,

$\phi_c F_{cr}$ = stress critico fattorizzato,

E_L = valore caratteristico del modulo elastico a compressione,

F_L^c = resistenza minima longitudinale a compressione,

$\frac{KL_e}{r}$ = rapporto di snellezza degli elementi compressi,

ϕ_0 = fattore riduttivo che tiene conto del non allineamento iniziale degli elementi.

Per il progetto di elementi inflessi va verificato che:

$$M_u \leq \lambda \phi M_n \quad (1.27)$$

dove:

M_u = richiesta di resistenza flessionale,

ϕ = fattore di resistenza che tiene conto delle modalità di crisi,

M_n = resistenza flessionale nominale, che tiene in conto se la crisi avviene per instabilità nell'ala o nell'anima della sezione retta.

1.3.3 STRUCTURAL DESIGN OF POLYMER COMPOSITES - EUROCOMP

La normativa EUROCOMP, redatta nel 1996 da una commissione europea, è rivolta alla progettazione strutturale di edifici ed opere di ingegneria civile in materiale composito rinforzato a base di fibra di vetro, ed è incentrata sui requisiti di resistenza, manutenibilità e durabilità delle strutture, escludendo quelli di progettazione sismica [11].

1.3.3.1 Disposizioni progettuali di membrature compresse

Ai fini progettuali bisogna tener conto delle seguenti indicazioni:

- gli effetti del secondo ordine devono essere considerati solo se la loro aliquota supera del 10% l'aliquota degli effetti del primo ordine;
- bisogna garantire il soddisfacimento delle verifiche di instabilità globale e locale del sistema;
- in caso di sezioni non simmetriche, si deve tener conto dell'aliquota aggiuntiva, in termini di sollecitazione flettente, causata dall'eccentricità della sezione,

- il progetto delle connessioni terminali deve garantire il trasferimento delle forze di compressione agenti su di esse;
- il comportamento strutturale deve essere esaminato in ogni direzione rispetto alla quale può verificarsi la rottura dovuta agli effetti del secondo ordine.

Per le membrature sollecitate a compressione assiale deve essere sempre verificato che:

$$N_{c,Sd} \leq N_{c,Rd} \quad (1.28)$$

dove $N_{c,Sd}$ indica il valore dell'azione di compressione sollecitante, ed $N_{c,Rd}$ è il valore di progetto della resistenza a compressione della sezione trasversale. Il valore di $N_{c,Rd}$ va considerato essere il minore tra:

- resistenza ultima della sezione retta

$$N_{c,Rd} = \frac{A\sigma_{c,R}}{\gamma_m} \quad (1.29)$$

- instabilità della membratura

$$N_{c,Rd} = \frac{k\pi^2 E_{x,d} I_{zz}}{L^2 \gamma_m} \quad (1.30)$$

- resistenza di instabilità locale della sezione retta

$$N_{c,Rd} = \frac{A_{eff} \sigma_{c,cr}}{\gamma_m} \quad (1.31)$$

Nelle eq.ni (1.29), (1.30) ed (1.31) sono state definiti i seguenti parametri:

γ_m : fattore parziale di sicurezza per la resistenza del materiale;

σ_{cR} : tensione di rottura della sezione;

A : area della sezione retta;

A_{eff} : area efficace della sezione retta;

I_{zz} : momento d'inerzia riferita all'asse z ;

k : coefficiente che tiene conto delle condizioni di vincolo;

$\sigma_{c,cr}$: resistenza critica minima dei singoli elementi della sezione.

La resistenza critica $\sigma_{c,cr}$ può essere calcolata in base alla forma della sezione retta:

- *piastra rettangolare semplicemente appoggiata sui due lati*

$$\sigma_{c,cr,y} = 2\pi^2 \left\{ (D_x D_y)^{1/2} + H_0 \right\} / t b^2 \quad (1.32a)$$

$$H_0 = \frac{1}{2} (V_{xy} D_y + V_{yx} D_x) + 2 (G_{xy} t^3 / 12) \quad (1.32b)$$

- piastra rettangolare vincolata su di un unico lato

$$\sigma_{c,cr,y} = 2\pi^2 \left\{ \left(D_x (b/a)^2 \right) + \left(12D_{xy} / \pi^2 \right) \right\} / tb^2 \quad (1.33)$$

- sezioni tubolari con $r/t > 10$

$$\sigma_{c,cr,y} = 0.25E_{x,c,k}tr \quad (1.34)$$

Nelle eq.ni (1.32), (1.33) ed (1.34) sono state definiti i seguenti parametri:

b : larghezza effettiva della piastra;

t : spessore della piastra;

D_x, D_y, D_{xy} : rigidezze della piastra;

a : semi-lunghezza d'onda della curvatura considerata essere pari alla lunghezza della piastra;

r : raggio medio del tubo;

$E_{x,c,k}$: modulo caratteristico di compressione assiale.

1.3.4 Principali normative internazionali

Di seguito, si elencano le principali normative riguardanti i materiali compositi esistenti in ambito internazionale:

America del Nord

- “FRP Composites Grating Manual For Pultruded and Molded Grating and Stair Tread”, pubblicato dall’American Composites Manufacturers Association;
- “Code of Standard Practice for Fabrication and Installation of Pultruded FRP Structures”, sviluppato dall’ACMA Pultrusion Industry Council. Tale documento fornisce raccomandazioni per i documenti contrattuali di costruzione, nonché procedure e pratiche per la fabbricazione e l’installazione di strutture FRP pultruse;

Europa

- “BÜV-Empfehlung - Tragende Kunststoffbanteile im Bauwesen [TKB] – Entwurf, Bemessung und Konstruktion”, sviluppato in Germania (2014) per profili pultrusi;
- “BS EN 13706:2002. Reinforced Plastic Composites - Specification for Pultruded Profiles”, pubblicato dal British Standards Institution, Londra, Regno Unito, 2002.
- “Recommendation 96 Fibre-Reinforced Polymers in Civil Load Bearing Structures”, sviluppato dal CUR Gouda, CUR Commission C124, in Olanda (2003).
- Design of FRP Bridges and Highway Structures, Design Manual for Roads and Bridges. Vol. 1 Highway Structures: Approval Procedures and General Design, Section 3 General Design, Part 17, Design Manual for Roads and Bridges, BD 90/05. Pubblicato dal Highways Agency, Scottish Executive, Welsh Assembly Government

(Llywodraeth Cynulliad Cymru), Dipartimento dell'Irlanda del Nord per lo sviluppo regionale (2005).

CAPITOLO II

IL PROBLEMA DEI COLLEGAMENTI ADESIVI

2.1 INTRODUZIONE

Gli elementi strutturali possono essere collegati mediante differenti tecnologie di connessione. La scelta di una specifica tecnologia è dettata da diversi fattori, primo tra questi la natura di materiale costituente gli elementi da collegare. Ad esempio, i collegamenti tra i profili metallici avvengono principalmente per saldatura e bullonatura. Queste due tecnologie, nonostante siano le più diffuse non risultano immuni ad alcune problematiche. Difatti, la realizzazione di collegamenti bullonati indebolisce la sezione del profilo e genera concentrazioni di stati tensionali in prossimità dei fori. Le unioni saldate, invece, sono affette da forti distorsioni termiche locali concentrate nelle zone di fusione, con un successivo stato autoequilibrato di tensione residua presente in una zona più o meno estesa in vicinanza del punto in cui avviene il bagno di fusione. Queste problematiche

influiscono non poco sulla performance finale del collegamento. In aggiunta alla saldatura ed alla bullonatura vi è una nuova tipologia di unione: l'incollaggio strutturale. Questa tecnologia permette il collegamento di due elementi strutturali tramite un'interfaccia adesiva di spessore sottile. Il vantaggio della realizzazione di questo tipo di collegamento sta nei confronti del mancato indebolimento della sezione e nella mancanza degli effetti di concentrazione delle tensioni. L'analisi di un collegamento adesivo richiama aspetti relativi alla meccanica della frattura generalmente riferibili alla meccanica della frattura coesiva. Nello spirito della meccanica della frattura [4] i meccanismi di adesione sono in genere caratterizzati dall'energia necessaria per separare gli elementi connessi (energia di frattura o di delaminazione). La separazione tra i due aderendi (componenti destinati ad essere incollati nell'ambito del collegamento), può avvenire secondo due differenti modalità, abbiamo spostamenti in direzione trasversale, δ , che comportano un allontanamento, o avvicinamento, tra gli aderenti, definiti come spostamenti di opening (Figura 2.1 a), in alternativa si possono avere spostamenti in direzione parallela all'interfaccia stessa, s , che comportano uno scorrimento relativo tra gli aderenti, definiti come scorrimenti di sliding (Figura 2.1 b).

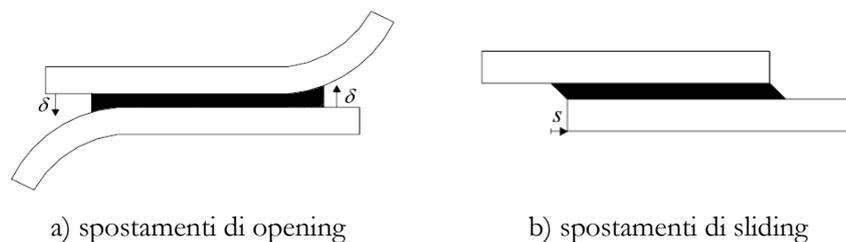


Figura 2.1. Spostamenti relativi tra gli aderenti.

Nell'analisi dei problemi di collegamento fondata sull'approccio della meccanica della frattura coesiva si assume un'interfaccia di spessore ideale, dove si genera il processo di deformazione del sistema, ammettendo la presenza di discontinuità, quindi, solo all'interfaccia coesiva e sulla stessa si generano delle interazioni, che nel caso piano si evidenziano come due distribuzioni di tensioni interfacciali: tensioni tangenziali e tensioni normali. Queste distribuzioni di tensioni non sono altro che tensioni di interazione, ossia la capacità che ha l'interfaccia di trasferire tensioni normali e tangenziali, e sono definite come interazioni coesive o forze coesive per unità di superficie.

2.2 MODELLAZIONE DELL'ADESIONE CON LEGGI COESIVE

Nella modellazione dell'adesione è possibile mettere in relazione le interazioni coesive e le discontinuità degli spostamenti all'interfaccia, andando a definire delle leggi coesive [4]. I legami caratteristici di interfaccia possono essere formulati in forma disaccoppiata. In tal caso si hanno a disposizione due leggi coesive, una riferita alle interazioni normali, legge coesiva in Modo I (Figura 2.2 a), e l'altra riferita alle interazioni tangenziali, legge coesiva in Modo II (Figura 2.2 b).

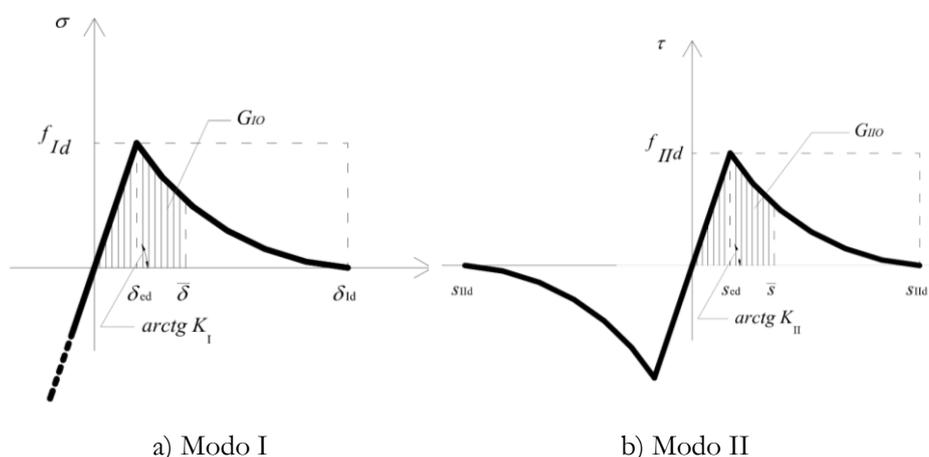


Figura 2.2. Legami di interfaccia.

Generalmente le leggi coesive vengono considerate in maniera semplificata, assimilando il comportamento dell'adesivo a quello di due distribuzioni di molle indipendenti in grado di contrastare le discontinuità di interfaccia. Abbiamo, quindi, una prima configurazione in cui le molle risultano essere trasversali, e questo accade nella legge coesiva in Modo I, ed una seconda configurazione in cui le molle risultano longitudinali, legge coesiva in Modo II. Tale semplificazione permette di considerare i legami di interfaccia semplificati (Figura 2.3) la cui energia di frattura (G_{I0} per il Modo I, G_{II0} per il Modo II), area sottesa al legame coesivo, risulta essere la stessa del legame originario.

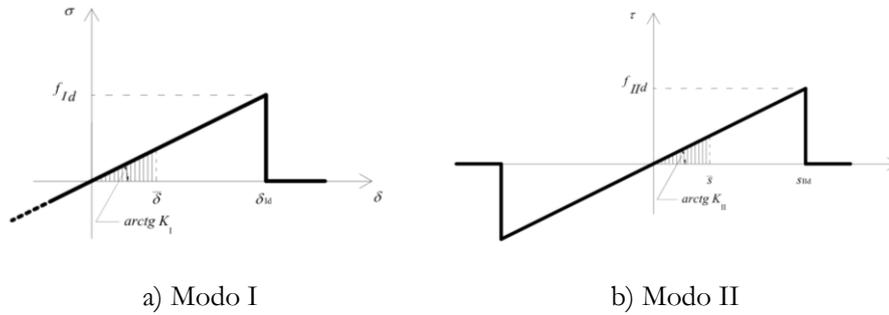


Figura 2.3. Legami di interfaccia semplificati.

Nel legame coesivo semplificato in Modo I risulta che:

$$\sigma = k_I \delta \quad \text{se } \delta \leq \delta_{IId} \quad (2.1.a-b)$$

$$\sigma = 0 \quad \text{se } \delta > \delta_{IId}$$

in cui:

$$k_I = \frac{f_{IId}}{\delta_{IId}} \quad (2.2)$$

ed f_{IId} e δ_{IId} rappresentano rispettivamente la soglia di resistenza dell'interfaccia e lo spostamento in termini di valore ultimo in Modo I.

Allo stesso modo nel legame coesivo semplificato in Modo II risulta che:

$$\tau = k_{II} s \quad \text{se } |s| \leq s_{IIId} \quad (2.3.a-b)$$

$$\tau = 0 \quad \text{se } |s| \geq s_{IIId}$$

in cui:

$$k_{II} = \frac{f_{IIc}}{s_{IIc}} \quad (2.4)$$

ed f_{IIc} e s_{IIc} rappresentano rispettivamente la soglia di resistenza dell'interfaccia e lo spostamento in termini di valore ultimo in Modo II.

2.3 LEGGE UNIVERSALE DI ROSE FERRANTE E SMITH

Nello studio della simulazione dei processi di delaminazione in Modo I è possibile utilizzare la legge universale di energia di legame (RFS) proposta in origine da Rose, Ferrante e Smith per i materiali metallici e le interfacce bimetalliche [12,13]. La legge universale RFS è stata utilizzata nello studio della propagazione della frattura nei materiali fragili, da Xu e Needleman, e nei materiali compositi, da Needleman e Rosakis. Il principio alla base della legge coesiva è che esista una densità di energia libera, Φ_{RFS} :

$$\Phi_{RFS}(\delta_n) = e\sigma_n^M \bar{\delta}_n \left[1 - \left(1 + \frac{\delta_n}{\bar{\delta}_n} \right) \exp\left(-\frac{\delta_n}{\bar{\delta}_n} \right) \right] \quad (2.5)$$

dove δ_n rappresenta la discontinuità degli spostamenti valutati all'interfaccia, $\bar{\delta}_n$ è un valore di riferimento delle discontinuità di interfaccia relativo ai

parametri di frattura statica, e σ_n^M esprime il massimo sforzo di trazione coesiva trasmissibile tra le superfici di rottura. Utilizzando l'eq. (2.5) è possibile ricavare il valore della componente normale coesiva σ_n :

$$\sigma_n = \frac{\partial \Phi_{RFS}(\delta_n)}{\partial \delta_n} = \sigma_n^M \frac{\delta_n}{\bar{\delta}_n} \exp\left(1 - \frac{\delta_n}{\bar{\delta}_n}\right) \quad (2.6)$$

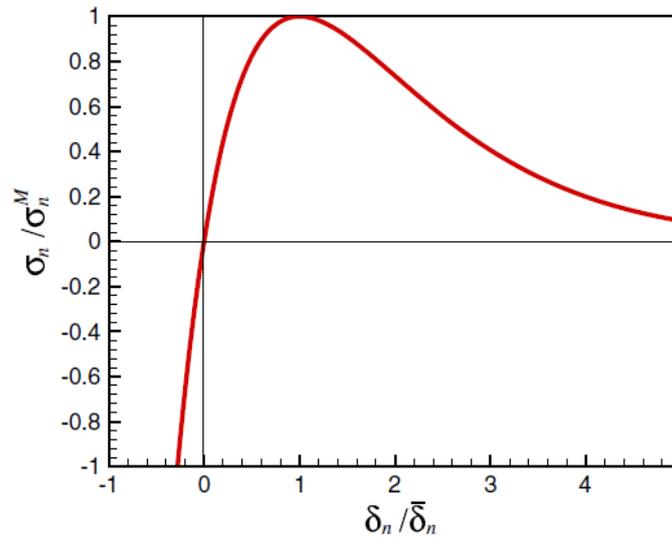


Figura 2.4. Legge di discontinuità adimensionalizzata trazione-spuntamento di Rose-Ferrante-Smith

È possibile osservare come la risposta coesiva risulta essere diversa in caso di trazione e di compressione, difatti, in condizioni di chiusura, per $\delta_n < 0$, la

compenetrazione tra le due interfacce è ostacolata dagli aumenti di sollecitazioni di compressione, diversamente, in condizioni di apertura positiva, per $\delta_n > 0$, la risposta coesiva è caratterizzata da un progressivo aumento della tensione di trazione fino al raggiungimento del valore di picco σ_n^M , ottenuto per $\delta_n = \overline{\delta_n}$.

Superato il valore di spostamento per cui $\delta_n = \overline{\delta_n}$ si osserva, per la tensione di trazione, un regime di softening che tende asintoticamente a zero.

Definita la legge di interfaccia è possibile determinare l'energia totale di delaminazione, G_{cl} , ossia l'energia necessaria a separare completamente un'unità di superficie della lamina dal substrato con frattura in Modo I, come l'area sottesa alla curva coesiva per valori positivi di discontinuità di interfaccia, $\delta_n > 0$:

$$G_{cl} = \int_0^{\infty} \sigma_n d\delta_n = e\sigma_n^M \overline{\delta_n} \quad (2.7)$$

Un limite di tale modello è rappresentato dalla possibilità di rappresentare la frattura solo in Modo I, pertanto a questo sono seguiti modelli capaci di considerare modalità di frattura mista tenendo conto sia degli spostamenti di peeling che di sliding.

2.4 MODELLO DI CAMACHO-ORTIZ

Camacho ed Ortiz partendo dall'ipotesi secondo la quale la rottura di un campione fragile è governata, quasi completamente, da una singola frattura predominante, hanno proposto un nuovo approccio basato sulla formazione e propagazione di fratture multiple [14].

Esaminando le fratture derivanti dall'impatto di un solido assialsimmetrico con una superficie piana è possibile classificare le fratture in due categorie: coniche e radiali. Le fratture coniche si distribuiscono perpendicolarmente ai piani meridiani, mentre, le fratture radiali sono contenute nei piani meridiani. Per semplicità di calcolo Camacho ed Ortiz, onde evitare un complicato studio bidimensionale, hanno sviluppato una formulazione ibrida secondo la quale, facendo riferimento ai soli piani meridiani, le fratture coniche sono modellate al discreto mentre le fratture radiali seguono un modello di danno distribuito.

2.4.1 Fratture coniche

Viene considerata una nuova superficie di frattura attraverso una separazione dei nodi in accordo ai criteri di frattura fragile. Nei nodi intermedi esiste un'unica superficie di frattura disposta sul bordo dell'elemento a cui appartiene il nodo stesso, di contro, i punti interni possono appartenere a diverse superfici di frattura, come evidenziato in Figura 2.5.

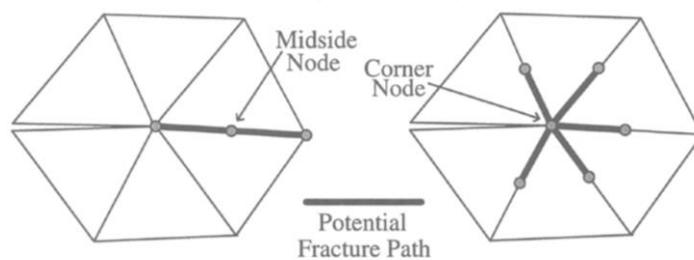


Figura 2.5. Possibili superfici di frattura per i nodi intermedi e i nodi interni.

La risultante delle tensioni di trazione agenti sul nodo lungo tutte le possibili superfici di fratture è risolta in componenti normali e tangenziali σ e τ , rispettivamente (Figura 2.6).

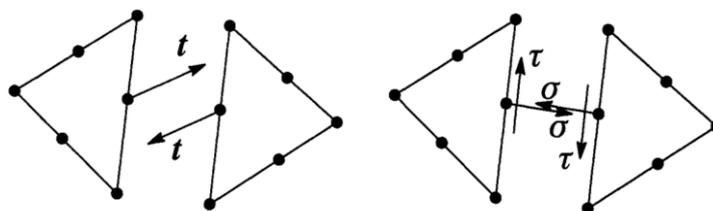


Figura 2.6. Tensioni nodali.

Considerazioni fatte su di un fattore di frattura efficace in modo misto rendono possibile la scrittura del criterio di frattura come:

$$\sigma^{eff} = \sqrt{\sigma^2 + \beta_\tau \tau^2} \geq \sigma_{fr} \quad \text{se } \sigma \geq 0 \quad (2.8.a-b)$$

$$\sigma^{eff} = \sqrt{\beta_\tau} < |\tau| - \mu |\sigma| \geq \sigma_{fr} \quad \text{se } \sigma < 0$$

Nelle eq.ni (2.8) β_τ è un fattore di tensione tagliante, μ il coefficiente di attrito, e σ_{fr} è la tensione di frattura.

Assumendo che la rigidezza del materiale sia pari a K_{Ic} e che l'imperfezione pre-esistente sull'elemento vincolato abbia ampiezza pari ad a_0 , è possibile valutare il valore della tensione di frattura come:

$$\sigma_{fr} = \frac{K_{Ic}}{\sqrt{\pi a_0}} \quad (2.9)$$

Quando una delle condizioni critiche viene soddisfatta, eq.ni (2.8), una nuova superficie viene introdotta all'interno della mesh.

Le forze coesive che resistono agli spostamenti di sliding ed opening della nuova superficie sono considerate degradanti con l'incremento dell'apertura della fessura. Nello spirito del meccanismo di danno, se la velocità di opening cambia segno, le forze coesive tendono a zero così come gli spostamenti di opening.

È possibile distinguere due casi:

1. Trazione

Gli spostamenti normali di opening δ_σ aumentano con legge monotona e le tensioni coesive σ e τ diminuiscono linearmente in funzione di δ_σ , (Figura 2.7a):

$$\sigma = \sigma_0 \left(1 - \frac{\delta_\sigma}{\delta_{\sigma cr}} \right) \quad (2.10.a-b)$$

$$\tau = \tau_0 \left(\frac{\delta_\sigma}{\delta_{\sigma cr}} \right) \text{sgn}(\delta_\tau)$$

dove δ_τ indica gli spostamenti di sliding, $\delta_{\sigma cr}$ il valore di spostamento per cui si annullano le tensioni coesive, σ_0 e τ_0 le tensioni normali e tangenziali all'innescarsi della frattura ed $\text{sgn}(x) = x/|x|$ il segno della funzione.

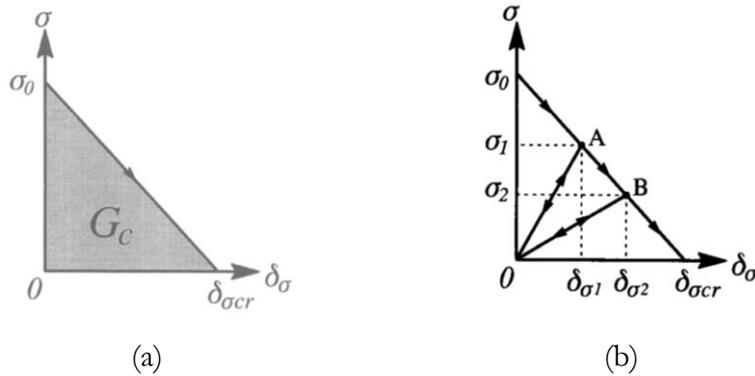


Figura 2.7. Legame coesivo di trazione.

Le equazioni (2.10. a-b) sono valide nei casi in cui gli spostamenti di opening ammissibili, $\delta_{\sigma_i} < \delta_{\sigma_{cr}}$, determinano un aumento dell'apertura della fessura, nei casi in cui si ha una chiusura della stessa ci si muove su di una retta di scarico (Figura 2.7b) definita dalle equazioni:

$$\sigma = \sigma_0 \left(1 - \frac{\delta_{\sigma}}{\delta_{\sigma_{cr}}} \right) \frac{\delta_{\sigma}}{\delta_{\sigma_i}} \quad (2.11.a-b)$$

$$\tau = \tau_0 \left(\frac{\delta_{\sigma}}{\delta_{\sigma_{cr}}} \right) \frac{\delta_{\sigma}}{\delta_{\sigma_i}} \operatorname{sgn}(\delta_{\tau})$$

In fase di ricarico viene seguito inizialmente il percorso di scarico fino a congiungersi con la legge coesiva monotona.

L'area sottesa alla legge coesiva rappresenta l'energia di frattura, e può essere calcolata come:

$$G_c = \frac{1}{2} \sigma_0 \delta_{\sigma_{cr}} \quad (2.12)$$

2. Compressione

La legge coesiva è espressa come:

$$\tau = \tau_0 \left(1 - \frac{|\delta_{\tau}|}{\delta_{\tau_{cr}}} \right) \operatorname{sgn}(\delta_{\tau}) \quad (2.13)$$

dove τ_0 rappresenta la tensione tangenziale all'innescio della frattura, δ_τ gli spostamenti di sliding e $\delta_{\tau cr}$ il valore massimo ammissibile degli spostamenti.

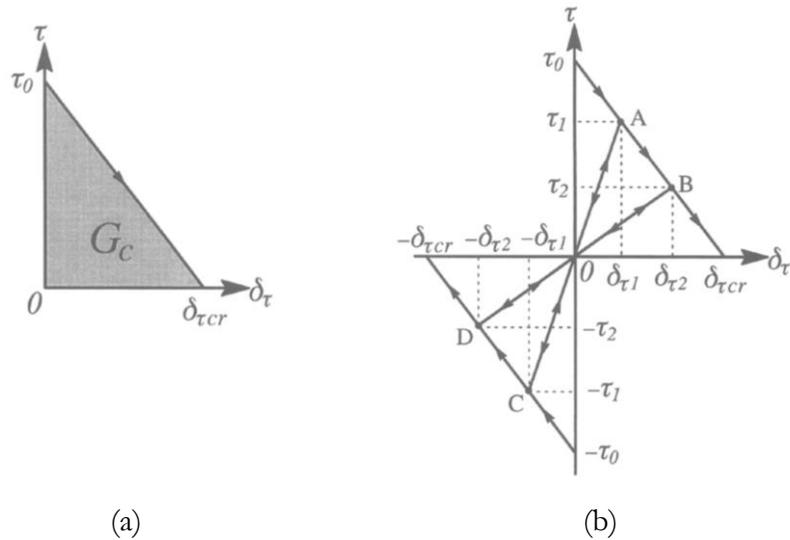


Figura 2.8. Legame coesivo da taglio.

Così come per il caso a trazione, anche nel caso a compressione per valori di spostamento $|\delta_{\tau_i}| < \delta_{\tau cr}$ se la direzione di scorrimento è negativa ci muoviamo su di una retta di scarico/carico, come mostrato in Figura 2.8b, rappresentata dall'equazione:

$$\tau = \tau_0 \left(1 - \frac{|\delta_{\tau_i}|}{\delta_{\tau cr}} \right) \frac{\delta_\tau}{|\delta_{\tau_i}|} \quad (2.14)$$

2.4.2 Fratture radiali

Camacho ed Ortiz tengono conto delle fratture coniche e laterali esplicitamente attraverso un modello di frammentazione. Tuttavia, per conservare un riferimento di tipo assialsimmetrico, si ricorre ad un modello di danno continuo che tiene conto delle fratture radiali.

La teoria del danno adottata tenta di rappresentare l'effetto di indebolimento nel materiale delle microfessure radiali. Un modello di frattura di questo tipo può essere efficacemente modellato all'interno di una teoria del danno con struttura unidimensionale.

2.4.3 Modello di frattura mista

L'estensione al caso di frattura mista è stata resa possibile dall'introduzione di un coefficiente di accoppiamento β , dato dal rapporto dell'energia di debonding in Modo I e Modo II, che permette di esprimere uno spostamento equivalente δ , comprensivo sia degli spostamenti di opening, δ_n , che degli scorrimenti di sliding, δ_s :

$$\delta = \sqrt{\delta_n^2 + \beta^2 \delta_s^2} \quad (2.15)$$

Estendendo la legge universale RSF al caso di frattura mista, si ottiene come espressione della densità libera di energia:

$$\Phi_{co}(\delta) = e\sigma_n^M \bar{\delta}_n \left[1 - \left(1 + \frac{\delta}{\bar{\delta}_n} \right) \exp\left(-\frac{\delta}{\bar{\delta}_n} \right) \right] \quad (2.16)$$

da cui è possibile ricavare i valori delle interazioni di interfaccia normale, σ_n , e tangenziale, σ_s , come segue:

$$\sigma_n = \frac{\partial \Phi_{co}(\delta)}{\partial \delta_n} = \frac{\partial \Phi_{co}(\delta)}{\partial \delta} \frac{\partial \delta}{\partial \delta_n} = \sigma_n^M \frac{\delta_n}{\bar{\delta}_n} \left[\exp\left(1 - \frac{\delta}{\bar{\delta}_n} \right) \right] \quad (2.17)$$

$$\sigma_s = \frac{\partial \Phi_{co}(\delta)}{\partial \delta_s} = \frac{\partial \Phi_{co}(\delta)}{\partial \delta} \frac{\partial \delta}{\partial \delta_s} = \beta^2 \sigma_n^M \frac{\delta_s}{\bar{\delta}_n} \left[\exp\left(1 - \frac{\delta}{\bar{\delta}_n} \right) \right] \quad (2.18)$$

Per valori di $\delta = \delta_n = \bar{\delta}_n$, o $\delta = \beta \delta_s = \bar{\delta}_n$, si ottengono rispettivamente la massima interazione normale σ_n^M e la massima interazione tangenziale $\sigma_s^M = \beta \sigma_n^M$.

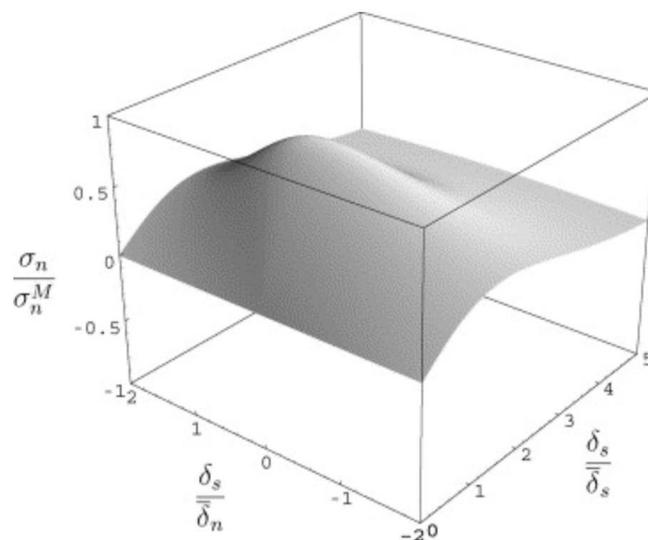


Figura 2.9a. Legame coesivo di tipo misto di Camacho -Ortiz normalizzato rispetto la massima interazione di trazione ed il massimo spostamento di opening.

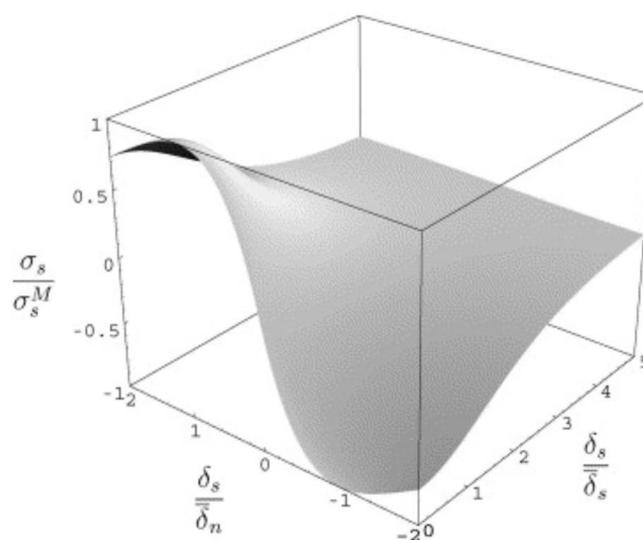


Figura 2.9b. Legame coesivo di tipo misto di Camacho -Ortiz normalizzato rispetto la massima interazione tangenziali ed il massimo spostamento di sliding.

2.4.4 Comportamento rate-dependent

Nell'ambito della meccanica della frattura, la velocità di propagazione delle fessure gioca un ruolo importante [15,16]. Da studi sperimentali è risultato, infatti, che l'energia di frattura aumenta al crescere della velocità di propagazione. Ciò accade perché l'elevata velocità di propagazione della frattura fa sì che anche le deformazioni siano veloci e che si inneschino fenomeni di incrudimento e plasticizzazione, con conseguente aumento di energia dissipata e quindi della tenacità.

Facendo riferimento al modello rate-dependent proposto da Corigliano-Mariano-Pandolfi [17,18], è possibile estendere il modello coesivo misto di Camacho-Ortiz al caso dinamico. Il modello rate-dependent è basato sull'ipotesi di trascurare il comportamento viscoso della massa in modo da rendere indipendente il modulo elastico dalle aliquote di deformazione. In accordo ai risultati sperimentali disponibili in letteratura sembra ragionevole assumere l'energia di delaminazione come funzione superiormente limitata della velocità degli spostamenti interfacciali. Il limite superiore è raggiunto proprio in corrispondenza di elevate velocità dello spostamento di opening.

Si assume che la lunghezza caratteristica di apertura $\bar{\delta}_n$ sia funzione di un valore caratteristico di velocità di spostamento $\dot{\delta} = \partial\delta/\partial t$:

$$\frac{1}{\bar{\delta}_n} = \frac{1}{\bar{\delta}_\infty} + \left(\frac{1}{\bar{\delta}_0} + \frac{1}{\bar{\delta}_\infty} \right) \exp\left(-\frac{|\dot{\delta}|}{\dot{\delta}} \right) \quad (2.19)$$

dove t indica il tempo, $\bar{\delta}_0$ il valore di riferimento dello spostamento per $\dot{\delta} \rightarrow 0$, $\bar{\delta}_\infty$ il valore di riferimento dello spostamento per $\dot{\delta} \rightarrow \infty$ e $\bar{\dot{\delta}}$ il valore di riferimento della velocità di spostamento che indica quanto velocemente il limite superiore dell'energia di frattura viene raggiunto durante eventi dinamici. Ne risulta che le massime tensioni σ_n^M e l'energia di frattura G_{cI} e G_{cII} , rispettivamente per il Modo I e il Modo II, risultano essere funzione della velocità degli spostamenti interfacciali, difatti, vengono individuate due condizioni limite, un limite inferiore per processi di frattura di tipo quasi statico con G_{c0} e σ_0^M , ed un limite superiore per processi di frattura di tipo impulsivo, con G_{c_∞} e σ_∞^M .

Tenendo conto, quindi, degli effetti rate-dependent l'espressione della densità di energia libera di Camacho-Ortiz assume la nuova forma:

$$\Phi_{CO}(\delta) = e\sigma_n^M \frac{1}{\psi} [1 - (1 + \delta\psi) \exp(-\delta\psi)] \quad (2.20)$$

con:

$$\psi = \frac{1}{\bar{\delta}_\infty} + \left(\frac{1}{\bar{\delta}_0} + \frac{1}{\bar{\delta}_\infty} \right) \exp\left(-\frac{|\dot{\delta}|}{\bar{\dot{\delta}}} \right) \quad (2.21)$$

2.5 MODELLO DI XU-NEEDLEMAN

Il modello di Xu e Needleman si basa sullo studio micromeccanico della “*void nucleation*”, in cui è simulato il comportamento della velocità di propagazione della frattura attraverso una legge coesiva, in cui le caratteristiche della frattura sono incorporate in una relazione fenomenologica costitutiva che descrive la separazione lungo una o più superfici coesive [19,20]. Lungo la zona coesiva il continuo è caratterizzato da relazioni costitutive che considerano sia la relazione tensione-deformazione propria del materiale, che il rapporto tra trazione e discontinuità del campo di spostamento lungo la superficie di interfaccia.

2.5.1 Relazioni di interfaccia

Il modello di Xu-Needleman considera separatamente le due componenti di discontinuità degli spostamenti di interfaccia δ_n e δ_s , e definisce il potenziale coesivo riportato nell'eq.ne (2.22).

$$\Phi_{XN}(\delta_n, \delta_s) = \Phi_n \left\{ 1 + \exp(-d_n) \left[(1-r+d_s) \frac{1-\beta}{r-1} + \right. \right. \\ \left. \left. - \left(\beta + \frac{r-\beta}{r-1} d_n \right) \exp(-d_n^2) \right] \right\} \quad (2.22)$$

dove, β è un coefficiente di accoppiamento, $\overline{\delta}_n$ e $\overline{\delta}_s$ sono due spostamenti caratteristici di apertura, $d_n = \delta_n / \overline{\delta}_n$, $d_s = \delta_s / \overline{\delta}_s$, $r = \delta_n^* / \delta_n$, e δ_n^* è il valore di δ_n in corrispondenza della completa separazione di sliding per valori di $\sigma_n = 0$.

la densità di energia di debonding in Modo II, Φ_s , è legata alla resistenza a taglio attraverso la relazione:

$$\Phi_s = \sqrt{e/2} \sigma_n^M \overline{\delta}_s \quad (2.23)$$

Differenziando l'eq.ne (2.20) si ottengono le espressioni delle tensioni di interfaccia in direzione normale e tangenziale, riportate nelle'eq.ni (2.24a, b).

$$\begin{aligned} \sigma_n = \frac{\partial \Phi_{XN}(\delta_n, \delta_s)}{\partial \delta_n} &= \frac{\partial \Phi_{XN}(\delta)}{\partial \delta} \frac{\partial \delta}{\partial \delta_n} = \frac{\sigma_n^M}{r-1} \exp(1-d_n-d_s^2) \times \\ &\times \left\{ [(\beta-1)\exp(d_s^2) - \beta] d_s + \right. \\ &\left. + r [d_s + (\beta-1)(1-\exp(d_s^2))] \right\} \end{aligned} \quad (2.24a)$$

$$\begin{aligned}\sigma_s &= \frac{\partial \Phi_{XN}(\delta_n, \delta_s)}{\partial \delta_s} = \frac{\partial \Phi_{XN}(\delta)}{\partial \delta} \frac{\partial \delta}{\partial \delta_s} = \\ &= \frac{\sqrt{2}\sigma_s^M}{\beta} \exp\left(\frac{1}{2} - d_n - d_s^2\right) d_s \left(\beta + \frac{r-\beta}{r-1} d_s\right)\end{aligned}\quad (2.24b)$$

CAPITOLO III

UN MODELLO MECCANICO INNOVATIVO PER LO STUDIO DEL PROBLEMA ESTENSIONALE DEI PROFILI TUBOLARI DI MATERIALE COMPOSITO

3.1 INTRODUZIONE

I profili tubolari in materiale composito rappresentano una soluzione ottimale per la realizzazione di grandi strutture reticolari spaziali. In questo contesto, si inseriscono i profili compositi fibrorinforzati a base di fibre di vetro (GFRP), grazie ad un contatto ottimale tra costi e benefici attesi. In tale contesto la possibilità di realizzare unioni mediante incollaggio strutturale appare di grande interesse.

Sebbene sulle strutture reticolari le sollecitazioni interne siano essenzialmente di sforzo normale, le tensioni tangenziali locali originate dalle interazioni interfacciali sulle zone di sviluppo del legame adesivo possono essere presenti

all'interno dello spessore del profilo tubolare composito. Simili effetti sono ancora più rilevanti per i casi di spessore moderato o forte. Di conseguenza, il comportamento locale del profilo pultruso è influenzato da uno stato di tensione non più monoassiale. Considerando il modesto valore del modulo elastico tangenziale nei profili pultrusi risulta di notevole interesse investigare gli scorrimenti angolari che si generano all'interno dello spessore del profilo tubolare, a causa della presenza delle relative tensioni tangenziali.

Il modello meccanico [21] considerato nel presente studio è basato su appropriate ipotesi cinematiche che consentono di investigare come la presenza di deformazioni taglianti può influenzare la risposta del sistema in termini di spostamenti e carico di rottura. Il modello è quindi proposto per studiare la risposta di un profilo tubolare di materiale composito (Figura 3.1) caratterizzato dalla possibile presenza di una distribuzione di forze agenti sulla sua superficie laterale.

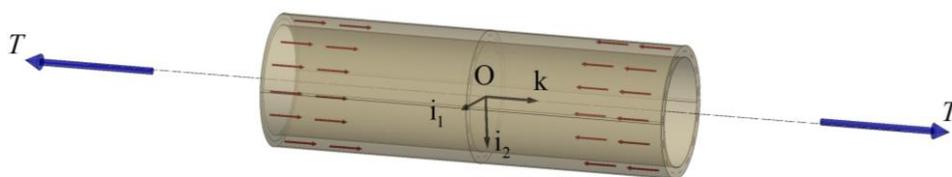


Figura 3.1. Elemento tubolare in materiale composito (vista assometrica).

3.2 CINEMATICA DEI PROFILI TUBOLARI ORTROTOPI SOGGETTI A SFORZO NORMALE

Si assuma un sistema di riferimento x,y,z (Figura 3.2), con variabili spaziali r, ϑ, z . È possibile definire la posizione di un generico punto P come:

$$\mathbf{x} = r \cos \vartheta \mathbf{i}_1 + r \sin \vartheta \mathbf{i}_2 + z \mathbf{k} \quad (3.1)$$

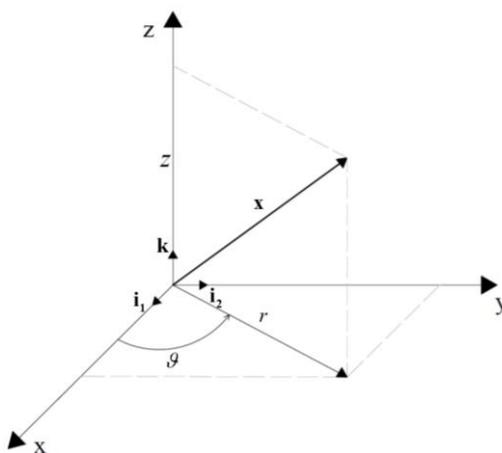


Figura 3.2. Sistema di riferimento globale.

È immediato osservare che, data la natura assialsimmetrica del caso studio si ottiene che le componenti del campo di spostamento dipendono solo dalle variabili spaziali r, z . Di conseguenza le uniche componenti del campo di

spostamenti non nulle risultano essere la componente assiale w e quella radiale u_r .

Focalizzando l'attenzione sulla componente assiale w , si ammette che questa dipenda da entrambe le variabili spaziali r, z , in accordo alla seguente equazione:

$$w(r, z) = n_1(z) + n_2(z)r + n_3(z)r^2 \quad (3.2)$$

Con riferimento alla Figura 3.3, per un fissato valore della variabile assiale z , valgono le seguenti posizioni:

$$\begin{aligned} w(0, z) &= w_1(z) \\ w(r_2, z) &= w_2(z) \\ w(r_3, z) &= w_3(z) \end{aligned} \quad (3.3.a-c)$$

In Figura 3.2 $\mathbf{i}_1, \mathbf{i}_2$ e \mathbf{k} rappresentano i versori di una base ortonormale, con \mathbf{k} allineato all'asse z , mentre $\mathbf{i}_1, \mathbf{i}_2$ giacciono all'interno della sezione trasversale, il punto O rappresenta l'origine del sistema di riferimento globale, infine r_2 e r_3 denotano il raggio interno ed il raggio esterno della sezione tubolare, mentre $s = r_3 - r_2$ ne denota lo spessore.

Con riferimento a quest'ultimo si osserva che nessuna ipotesi di piccolezza è richiesta per gli sviluppi che seguono.

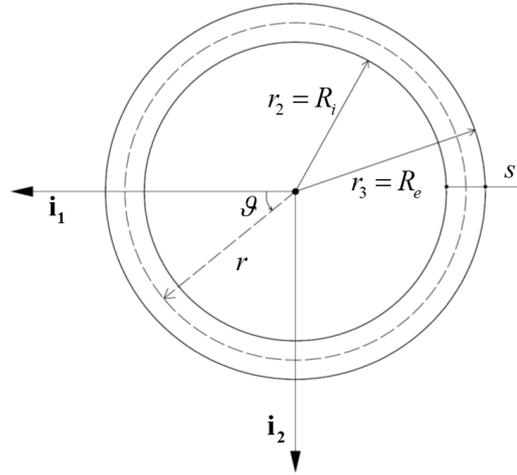


Figura 3.3. Sezione retta del profilo tubolare.

In funzione delle posizioni (3.3a,b,c) è possibile esprimere le funzioni n_1, n_2, n_3 come:

$$\begin{aligned}
 n_1 &= w_2(z) \\
 n_2 &= \frac{w_2(z) - w_1(z) - n_3 r_1^2}{r_1} \\
 n_3 &= \frac{1}{r_2^2 - r_2 r_1} \left[w_1(z) \left(\frac{r_2}{r_1} - 1 \right) - w_2(z) \frac{r_2}{r_1} + w_3(z) \right]
 \end{aligned} \tag{3.4.a-c}$$

Sostituendo i valori delle (3.4) all'interno nell'equazione (3.2), si ottiene che la componente assiale del campo di spostamenti $w(r, z)$ sarà ottenuta nella forma di una combinazione lineare $w_i(z)$.

$$w(r, z) = w_i(z) f_i(r) \quad (i = 1, 2, 3) \quad (3.5)$$

dove i termini $f_i(r)$ sono opportuni polinomi.

Come è possibile notare dall' eq. (3.5) la principale caratteristica del modello proposto è proprio la simulazione del campo di spostamento assiale come una combinazione lineare di tre incognite cinematiche, $w_i(z)$, che assumono il significato fisico di spostamenti assiali a determinate coordinate radiali r_i .

Nello specifico, i polinomi $f_i(r)$ assumono la seguente forma:

$$f_1(r) = 1 - \left(\frac{1}{r_2} + \frac{1}{r_3} \right) r + \left(\frac{1}{r_2 r_3} \right) r^2 \quad (3.6.a)$$

$$f_2(r) = \left(\frac{r_3}{r_2 s} \right) r - \left(\frac{1}{r_2 s} \right) r^2 \quad (3.6.b)$$

$$f_3(r) = - \left(\frac{r_2}{r_3 s} \right) r + \left(\frac{1}{r_3 s} \right) r^2 \quad (3.6.c)$$

In aggiunta se si considera il caso limite in cui lo spessore del tubo, $s = r_3 - r_2$, tenda a zero, si ottiene:

$$\lim_{s \rightarrow 0} f_1 = 0 \quad (3.7.a)$$

$$\lim_{s \rightarrow 0} f_2 = \frac{1}{2} \quad (3.7.b)$$

$$\lim_{s \rightarrow 0} f_3 = \frac{1}{2} \quad (3.7.c)$$

3.3 COMPONENTI DI TENSIONE E DEFORMAZIONE

In accordo alle condizioni di assialsimmetria e considerando che la componente circonferenziale del campo di spostamento risulta essere nulla, $u_\theta = 0$, il tensore della deformazione infinitesima è espresso come:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{bmatrix} \varepsilon_1 & 0 & \varepsilon_{13} \\ 0 & \varepsilon_2 & 0 \\ \varepsilon_{31} & 0 & \varepsilon_3 \end{bmatrix} \quad (3.8)$$

Dove le uniche componenti non nulle risultano essere:

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_r = \frac{\partial u_r}{\partial r} \quad (3.9.a)$$

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_\theta = \frac{u_r}{r} \quad (3.9.b)$$

$$\varepsilon_3 = \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} \quad (3.9.c)$$

$$\varepsilon_{13} = \varepsilon_{31} = \varepsilon_{rz} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_r}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial r} \right) \quad (3.9.d)$$

Considerando il comportamento di tipo ortotropo degli elementi pultrusi in materiale composito, è possibile definirne il comportamento costitutivo esplicitando sia la matrice di deformabilità (3.10) che la matrice di rigidezza (3.11):

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_r \\ \varepsilon_\theta \\ \varepsilon_z \\ \varepsilon_{rz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & 0 \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} & 0 \\ S_{31} & S_{32} & S_{33} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{44} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_r \\ \sigma_\theta \\ \sigma_z \\ \tau_{rz} \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

$$\begin{bmatrix} \sigma_r \\ \sigma_\theta \\ \sigma_z \\ \tau_{rz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & 0 \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_r \\ \varepsilon_\theta \\ \varepsilon_z \\ \varepsilon_{rz} \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

Dove i termini costituenti la matrice di deformabilità sono riportati di seguito:

$$S_{11} = \frac{1}{E_T} \quad S_{12} = -\frac{\nu_{TT}}{E_T} \quad S_{13} = -\frac{\nu_{LT}}{E_L} \quad (3.12.a-c)$$

$$S_{21} = -\frac{\nu_{TT}}{E_T} \quad S_{22} = \frac{1}{E_T} \quad S_{23} = -\frac{\nu_{LT}}{E_L} \quad (3.12.d-f)$$

$$S_{31} = -\frac{\nu_{TL}}{E_T} \quad S_{32} = -\frac{\nu_{TL}}{E_T} \quad S_{33} = \frac{1}{E_L} \quad (3.12.g-i)$$

$$S_{44} = \frac{1}{2G_{TL}} \quad (3.12.l)$$

Di contro, i termini costituenti la matrice di rigidità sono forniti nelle eq.ni (3.13):

$$C_{11} = \frac{1 - \nu_{TL}\nu_{LT}}{E_T E_L \Delta}, \quad C_{12} = \frac{\nu_{TT} + \nu_{LT}\nu_{TL}}{E_T E_L \Delta}, \quad C_{13} = \frac{\nu_{LT} + \nu_{TT}\nu_{LT}}{E_T E_L \Delta} \quad (3.13.a-c)$$

$$C_{21} = \frac{\nu_{TT} + \nu_{LT}\nu_{TL}}{E_T E_L \Delta} \quad C_{22} = \frac{1 - \nu_{TL}\nu_{LT}}{E_T E_L \Delta} \quad C_{23} = \frac{\nu_{LT} + \nu_{TT}\nu_{LT}}{E_T E_L \Delta} \quad (3.13.d-f)$$

$$C_{31} = \frac{\nu_{LT} + \nu_{TT}\nu_{LT}}{E_T E_L \Delta} \quad C_{32} = \frac{\nu_{LT} + \nu_{TT}\nu_{LT}}{E_T E_L \Delta} \quad C_{33} = \frac{1 - \nu_{TT}\nu_{TT}}{E_T E_T \Delta} \quad (3.13.g-i)$$

$$C_{44} = 2G_{TL} \quad (3.13.l)$$

$$\text{con } \frac{\nu_{LT}}{E_L} = \frac{\nu_{TL}}{E_T}, \quad \Delta = \frac{1 - \nu_{TT}\nu_{TT} - 2\nu_{TL}\nu_{LT} - 2\nu_{TT}\nu_{TL}\nu_{LT}}{E_T E_T E_L}, \quad \text{e } \mathbf{C} = \mathbf{S}^{-1}.$$

Inoltre, i simboli “L” e “T” indicano la direzione assiale e trasversale.

3.4 COMPONENTE RADIALE DEL CAMPO DEGLI SPOSTAMENTI

Con opportuni passaggi matematici è possibile ottenere la seguente equazione:

$$\frac{\partial u_r}{\partial r} + a \frac{u_r}{r} + b w_i' f_i = 0 \quad (3.14)$$

Dove il simbolo (.)'indica la derivata parziale rispetto alla variabile z , mentre i simboli “ a ” e “ b ” indicano le seguenti quantità:

$$a = (S_{11} C_{i2}) / (1 - S_{11} C_{i1}) \quad (3.15)$$

$$b = (S_{ii}C_{i3}) / (1 - S_{ii}C_{ii}) \quad (3.16)$$

È importante sottolineare che nei casi in cui l'elemento tubolare sia caratterizzato da uno spessore sottile o moderato, l'assunzione per cui $\sigma_r \cong 0 \forall r \in [r_2, r_3]$ è valida se risulta che il mantello esterno ed il mantello interno del tubo siano scarichi in termini di tensioni affioranti in direzione radiale. Da questa ipotesi discende che:

$$a = \frac{v_{TT} + v_{TL}v_{LT}}{1 - v_{TL}v_{LT}} \quad (3.17)$$

$$b = \frac{v_{LT} + v_{TT}v_{LT}}{1 - v_{TL}v_{LT}} \quad (3.18)$$

Una soluzione dell'eq. (3.14) può essere scritta nella seguente forma:

$$u_r(r, z) = q_i w_i(z) r^{-a} + w_i'(z) g_i(r) \quad (3.19)$$

dove $q_i = 1$ mentre $g_i(r)$ ($i=1, 2, 3$) sono delle funzioni di r .

A questo punto l'eq. (3.14) può essere riscritta come:

$$w_i'(z) \left[\frac{dg_i(r)}{dr} + a \frac{g_i(r)}{r} + b f_i(r) \right] = 0 \quad (3.20)$$

Integrando l'equazione differenziale del primo ordine

$$\frac{dg_i(r)}{dr} + a \frac{g_i(r)}{r} + bf_i(r) = 0 \quad \text{con } (i = 1, 2, 3),$$

l'espressione finale di $g_i(r)$ risulta essere:

$$g_i(r) = \frac{1}{r^a} \left[c_i - b \int f_i(r) r^a dr \right] \quad (3.21)$$

dove c_i con $(i = 1, 2, 3)$, è determinata da appropriate condizioni al contorno.

3.5 COMPONENTI DEL TENSORE DELLA DEFORMAZIONE INFINITESIMA

Dalle eq.ni (3.9), considerando le eq.ni (3.5) e (3.20), è possibile ottenere la forma esplicita delle deformazioni locali (caso $a \neq 0$):

$$\varepsilon_r = q_i w_i(z) r^{-(a+1)} + w_i'(z) \frac{\partial g_i(r)}{\partial r} \quad (3.22.a)$$

$$\varepsilon_\theta = q_i w_i(z) r^{-(a+1)} + w_i'(z) \frac{g_i(r)}{r} \quad (3.22.b)$$

$$\varepsilon_z = w_i'(z) f_i(r) \quad (3.22.c)$$

$$\varepsilon_{rz} = \frac{1}{2} \left(q_i w_i'(z) r^{-a} + w_i''(z) g_i(r) + w_i(z) \frac{\partial f_i(r)}{\partial r} \right) \quad (3.22.d)$$

Nel caso in cui $a = 0$, allora l'eq. (3.19) diventa:

$$u_r(r, z) = \mathbf{q}_i w_i(z) + w_i'(z) g_i(r) \quad (3.23)$$

Come conseguenza, le eq.ni (3.22) possono essere scritte nel modo seguente:

$$\varepsilon_r = -b w_i'(z) f_i(r) \quad (3.24.a)$$

$$\varepsilon_\theta = \mathbf{q}_i w_i(z) \frac{1}{r} + w_i'(z) \frac{g_i(r)}{r} \quad (3.24.b)$$

$$\varepsilon_z = w_i'(z) f_i(r) \quad (3.24.c)$$

$$\varepsilon_{rz} = \frac{1}{2} \left(\mathbf{q}_i w_i'(z) + w_i''(z) g_i(r) + w_i(z) \frac{\partial f_i(r)}{\partial r} \right) \quad (3.24.d)$$

Se, invece, si considera che $a = 0$ e $b = 0$, l'equazione (3.14) indica che lo spostamento u_r è indipendente dalla variabile r .

Considerando la seguente condizione:

$$\lim_{r \rightarrow 0} u_r = 0 \quad (3.25)$$

risulta:

$$u_r = 0 \quad (3.26)$$

da cui deriva:

$$\varepsilon_r = 0 \qquad \varepsilon_\theta = 0 \qquad (3.27.a-b)$$

$$\varepsilon_z = w_1'(z) f_1(r) \qquad \varepsilon_{rz} = \frac{1}{2} \left(w_1(z) \frac{\partial f_1(r)}{\partial r} \right) \qquad (3.27.c-d)$$

Con maggior dettaglio dalle equazioni (3.27) si evince, in tale ipotesi, che la deformazione da taglio ε_{rz} è una funzione lineare della variabile r .

È possibile osservare come la presenza di scorrimenti angolari, funzione perlomeno lineare di r , consenta di considerare nel modello la possibilità di azioni tangenziali differenti applicate sul mantello interno e sul mantello esterno del profilo tubolare.

3.6 MODELLO MECCANICO

Tre elementi coassiali sono stati considerati per definire il contesto di studio (un tubo di GFRP e due dispositivi nodali di acciaio INOX), come indicato in Figura (3.4a, b):

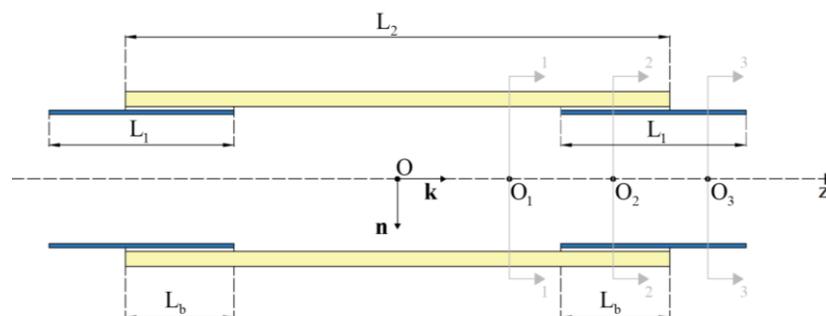


Figura 3.4a. Configurazione geometrica (sezione diametrale longitudinale).

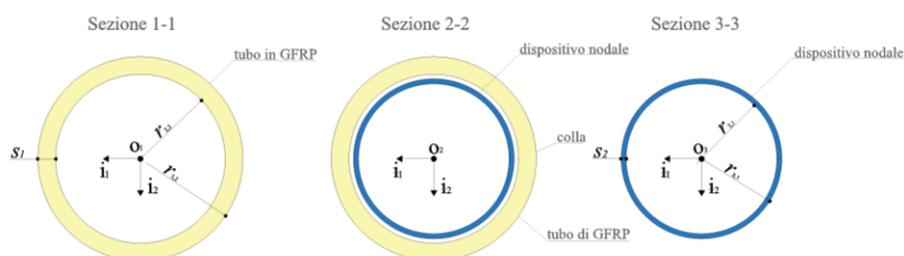


Figura 3.4b. Configurazione geometrica (principali sezioni rette).

Al materiale composito è stato attribuito un legame ortotropo trasversalmente isotropo che ne governa il comportamento meccanico, mentre all'acciaio inossidabile è stato attribuito un legame costitutivo puramente isotropo.

Grazie alle condizioni di assialsimmetria è possibile modellare il collegamento adesivo come una distribuzione continua bidimensionale di forze coesive agenti sulla superficie di interfaccia sia lungo la direzione normale, \mathbf{n} , che tangenziale, \mathbf{k} . Queste forze lavorano per contrastare gli spostamenti di interfaccia tra il profilo tubolare in materiale composito e i dispositivi nodali.

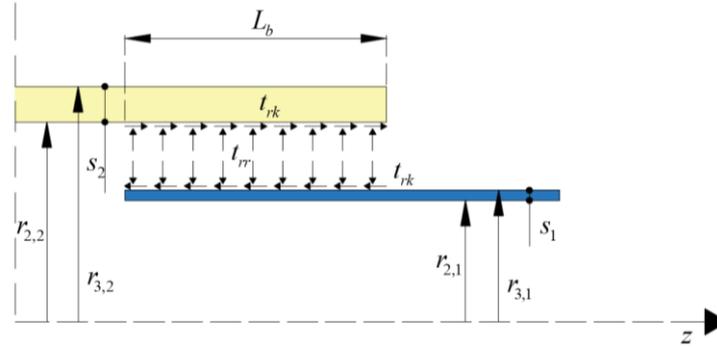


Figura 3.5. Forze coesive di interfaccia per unità di superficie t_{rr} e t_{rk} .

In Figura (3.5) i simboli d_r e t_{rr} indicano gli spostamenti normali di interfaccia e le tensioni normali di interfaccia, così come d_k e t_{rk} indicano le analoghe proprietà in direzione assiale.

È stato inoltre considerato un modello coesivo esponenziale che include la possibilità di accoppiare gli spostamenti normali e tangenziali. Detto modello è caratterizzato dal seguente potenziale coesivo:

$$F(\mathbf{h}) = \Phi_U \left[1 - \left(1 + \frac{h}{h_c} \right) e^{-(h/h_c)} \right] \quad (3.28)$$

dove h indica la norma del vettore \mathbf{h} :

$$\mathbf{h} = \lambda_I d_r \mathbf{n} + \lambda_{II} d_k \mathbf{k} \quad (3.29)$$

con λ_I e λ_{II} coefficienti di accoppiamento tra gli spostamenti normali e tangenziali di interfaccia. L'azione corrispondente \mathbf{p} , invece, è assunta pari a:

$$\mathbf{p} = \frac{1}{\lambda_I} t_{rr} \mathbf{n} + \frac{1}{\lambda_{II}} t_{rk} \mathbf{k} = p \frac{\mathbf{h}}{h} \quad (3.30)$$

dove:

$$p = \frac{dF}{dh} = p_c \frac{h}{h_c} e^{-(h/h_c)} \quad (3.31)$$

Si osserva come l'eq. (3.31) evidenzia la dipendenza dei parametri h_c e p_c dall'energia di frattura dell'interfaccia Φ_U , difatti:

$$\Phi_U = e p_c h_c \quad (3.32.a)$$

$$h = \sqrt{(\lambda_I d_r)^2 + (\lambda_{II} d_k)^2} \quad (3.32.b)$$

$$p = \sqrt{\left(\frac{t_{rr}}{\lambda_I}\right)^2 + \left(\frac{t_{rk}}{\lambda_{II}}\right)^2} \quad (3.32.c)$$

È di facile deduzione anche come il modello coesivo considerato simula gli effetti degradanti per valori di $h > h_c$, tuttavia da un punto di vista rigoroso la completa separazione si osserva per valori di $h \rightarrow \infty$.

3.7 MODELLAZIONE AGLI ELEMENTI FINITI

Il problema di equilibrio in Figura (3.6) è risolto con un approccio numerico agli elementi finiti.

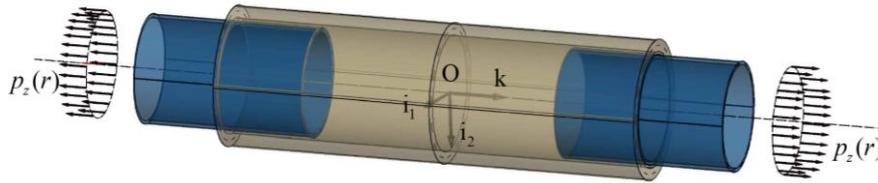


Figura 3.6. Problema di equilibrio oggetto di studio.

Ogni elemento finito è composto da due nodi ognuno dei quali caratterizzato da 12 g.d.l per un totale di 24 g.d.l. per ogni elemento.

In accordo a quanto dichiarato in precedenza, con $w_{i,j}(z)$ è stata indicata la componente assiale del campo degli spostamenti del j -esimo elemento ad una coordinata $r = r_i$ ($j=1$ indica il dispositivo di estremità, mentre $j=2$ indica il tubo in materiale composito). L'espressione di $w_{i,j}$ è ottenuta per il tramite del polinomio cubico interpolante di Hermite:

$$w_{i,j}(\zeta) = h_{10}(\zeta)w_{i,j}^{(1)} + h_{11}(\zeta)w_{i,j}'^{(1)} + h_{20}(\zeta)w_{i,j}^{(2)} + h_{21}(\zeta)w_{i,j}'^{(2)} \quad (3.33)$$

dove:

$$h_{10} = \frac{1}{4}(2 - 3\zeta + \zeta^3) \quad h_{11} = \frac{l_e}{8}(1 - \zeta - \zeta^2 + \zeta^3) \quad (3.34.a, b)$$

$$h_{20} = \frac{1}{4}(2 + 3\zeta - \zeta^3) \quad h_{21} = \frac{l_e}{8}(-1 - \zeta + \zeta^2 + \zeta^3) \quad (3.34.c, d)$$

Nelle eq.ni (3.34) l_e indica la lunghezza dell'elemento finito, invece, nell'eq.ne (3.33) $w_{i,j}^{(1)}$ e $w_{i,j}^{(2)}$ rappresentano gli spostamenti nodali incogniti, mentre $w_{i,j}^{(1)}$ e $w_{i,j}^{(2)}$ i valori derivati rispetto la coordinata assiale degli spostamenti nodali.

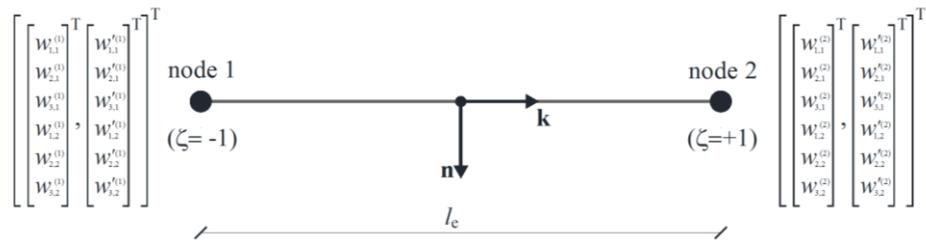


Figura 3.7. Elemento finito.

Utilizzando la notazione standard, è stato introdotto, per ogni elemento finito, un vettore degli spostamenti generalizzati $\mathbf{w}_{(e)}$, di dimensioni 6x1, in funzione degli spostamenti nodali incogniti $\mathbf{U}_{(e)}$:

$$\mathbf{w}_{(e)} = \left[\left(w_{1,1}, w_{2,1}, w_{3,1} \right), \left(w_{1,2}, w_{2,2}, w_{3,2} \right) \right]^T = \mathbf{N} \mathbf{U}_{(e)} \quad (3.35)$$

Nell'espressione precedente \mathbf{N} rappresenta una matrice di quattro blocchi aventi dimensioni 6x24, ognuna:

$$\mathbf{N} = [\mathbf{N}_{10}, \mathbf{N}_{11}, \mathbf{N}_{20}, \mathbf{N}_{21}] \quad (3.36)$$

dove ($p = 1, 2$ e $q = 0, 1$):

$$\mathbf{N}_{pq} = \text{diag}(\mathbf{h}_{pq}, \mathbf{h}_{pq}, \mathbf{h}_{pq}, \mathbf{h}_{pq}, \mathbf{h}_{pq}, \mathbf{h}_{pq}) \quad (3.37)$$

Inoltre, $\mathbf{U}_{(e)}$ è un vettore numerico di dimensioni 24×1 che contiene i valori delle incognite cinematiche riferite ad entrambi i nodi dell'elemento finito.

$$\mathbf{U}_{(e)} = [\mathbf{U}_{(e,1)}^T, \mathbf{U}_{(e,2)}^T]^T \quad (3.38)$$

Dove $\mathbf{U}_{(e,n)}$ indica l'incognita cinematica riferita all' n -simo nodo ($n = 1, 2$):

$$\mathbf{U}_{(e,n)} = \left[\begin{array}{c} (w_{1,1}^{(n)}, w_{2,1}^{(n)}, w_{3,1}^{(n)}, w_{1,2}^{(n)}, w_{2,2}^{(n)}, w_{3,2}^{(n)}) \\ (w'_{1,1}{}^{(n)}, w'_{2,1}{}^{(n)}, w'_{3,1}{}^{(n)}, w'_{1,2}{}^{(n)}, w'_{2,2}{}^{(n)}, w'_{3,2}{}^{(n)}) \end{array} \right]^T \quad (3.39)$$

In riferimento al generico elemento finito è possibile esprimere gli spostamenti di interfaccia lungo la direzione radiale ed assiale in funzione delle incognite nodali $\mathbf{U}_{(e)}$. Considerando il caso semplificato in cui si attiva solo la modalità di sliding (Modo II, con $d_r = 0$) si ottiene che:

$$\mathbf{h} = \lambda_{\text{II}} d_k \mathbf{k} \quad (3.40)$$

Da questa ipotesi discende che il comportamento di interfaccia è descritto da un'unica relazione coesiva tra t_{rk} e d_k .

Ne risulta che:

$$d_k = \mathbf{D}\mathbf{N}\mathbf{U}_{(e)} \quad (3.41)$$

con \mathbf{D} vettore numerico di dimensione 1×6 individuato come di seguito:

$$\mathbf{D} = [0, 0, -1, 0, 1, 0] \quad (3.42)$$

Infine, le interazioni interfacciali lungo l'asse z , t_{rk} , risultano:

$$t_{rk} = \kappa d_k \quad (3.43)$$

dove il simbolo κ indica la pendenza secante della legge coesiva:

$$\kappa = \lambda_{II} \frac{p_c}{h_c} e^{-(\lambda_{II} d_k / h_c)} \quad (3.44)$$

Il valore di κ nell'ambito dell'algoritmo iterativo necessario per la soluzione viene aggiornato step by step in tutti i punti di integrazione della mesh.

3.8 ANALISI NUMERICA

3.8.1 Validazione del modello

Al fine di sottolineare la potenza del modello proposto sono state effettuate numerose simulazioni numeriche. Una prima analisi FEM, finalizzata alla validazione del modello proposto, riguarda una configurazione realizzata da

due dispositivi terminali in acciaio inossidabile incollati alle estremità di un tubo in GFRP. Detta simulazione riproduce un preciso esperimento pilota effettuato presso il Laboratorio STRENGTH dell'Università degli Studi di Salerno.

Di seguito sono sintetizzate le caratteristiche geometriche e meccaniche considerate per l'analisi numerica:

Tabella 3.1. Proprietà geometriche.

raggio interno del dispositivo nodale	$(r_{2,1} = 59.5 \text{ mm})$
raggio esterno del dispositivo nodale	$(r_{3,1} = 63.5 \text{ mm})$
spessore della parete del dispositivo nodale	$(s_1 = r_{3,1} - r_{2,1} = 4.0 \text{ mm})$
raggio interno del tubo in GFRP	$(r_{2,2} = 66.0 \text{ mm})$
raggio esterno del tubo in GFRP	$(r_{3,2} = 80.0 \text{ mm})$
spessore della parete del tubo di GFRP	$(s_2 = r_{3,2} - r_{2,2} = 14.0 \text{ mm})$
lunghezza del dispositivo nodale	$(L_1 = 120.0 \text{ mm})$
lunghezza del tubo di GFRP	$(L_2 = 500.0 \text{ mm})$
lunghezza della zona di incollaggio	$(L_b = 100.0 \text{ mm})$
spessore dello strato di adesivo strutturale	$(t_a = r_{2,2} - r_{3,1} = 2.5 \text{ mm})$

Tabella 3.2. Proprietà costitutive del tubo in GFRP.

modulo normale trasversale	$(E_T = 3700 \text{ N/mm}^2)$
modulo normale longitudinale	$(E_L = 37000 \text{ N/mm}^2)$
modulo di taglio (nel piano $\mathbf{n} - \mathbf{k}$)	$(G_{TL} = 1850 \text{ N/mm}^2)$
coefficiente di Poisson	$(\nu_{TT} = \nu_{TL} = \nu_{LT} = 0)$

Tabella 3.3. Proprietà costitutive del tubo in acciaio inossidabile (dispositivo nodale).

modulo normale	$(E = 196000 \text{ N/mm}^2)$
modulo di taglio	$(G = 98000 \text{ N/mm}^2)$
coefficiente di Poisson	$(\nu = 0)$

Tabella 3.4. Parametri del potenziale coesivo.

Energia di frattura (per unità di superficie)	$(\Phi_U = 3.65 \times 10^{-2} \text{ Nmm/mm}^2)$
valore caratteristico di h	$(h_c = 0.001 \text{ mm})$
coefficienti di interazione Modo I / Modo II	$(\lambda_I = \lambda_{II} = 1)$

Come condizione di carico è stata considerata una forza di trazione di intensità pari a $T = 106000 \text{ N}$, applicata all'estremità destra del dispositivo

nodale, mentre l'estremità sinistra è considerata fissa, essendo bloccati i gradi di libertà, $w_{1,1}$, $w_{2,1}$ e $w_{3,1}$, del dispositivo nodale.

Si rileva che l'intensità della forza T considerata nell'analisi numerica corrisponde al limite di collasso riconosciuto per via sperimentale. A tal fine sono stati presi in considerazione dieci esperimenti simili, analizzando i risultati in chiave statistica.

Da un punto di vista matematico, il carico esterno è stato suddiviso in due azioni concentrate, pari a $T/2$ ognuna, applicate ai due gradi di libertà corrispondenti a $w_{2,1}$ e $w_{3,1}$. Anche se da un punto di vista rigoroso questa assunzione non è corretta, risulta altresì accettabile nei casi in cui siamo in presenza di profili tubolari a parete non eccessivamente spessa. Si vedono le condizioni 3.7a, 3.7b, 3.7c.

La simulazione agli elementi finiti è stata effettuata utilizzando una mesh composta da 540 elementi con una lunghezza costante $l_e = 1.0mm$. La convergenza finale ottenuta corrisponde a un vettore residuo con norma pari a 9.82×10^{-5} .

Rappresentando gli effetti degli scorrimenti taglienti come funzione di r all'interno dello spessore del tubo, per valori fissati della coordinata assiale, si ottengono i grafici di seguito riportati (Figura 3.8a-d):

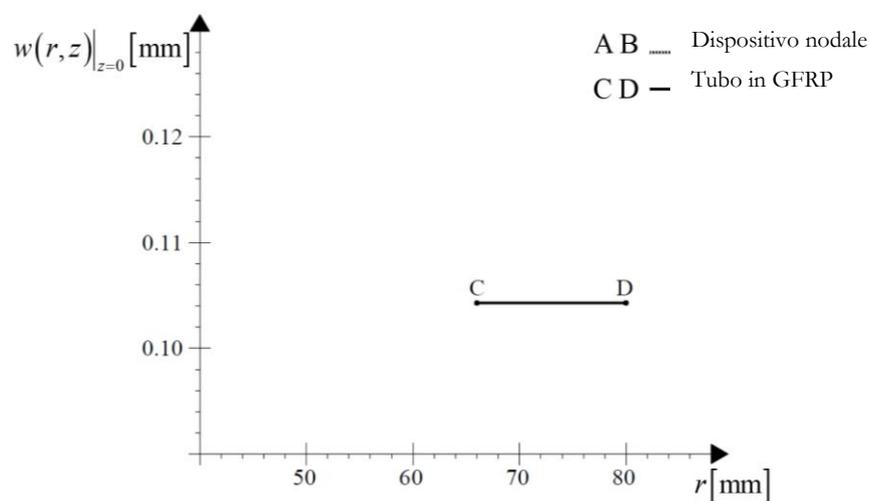


Figura 3.8a. Spostamento assiale vs coordinata radiale a $z = 0mm$.

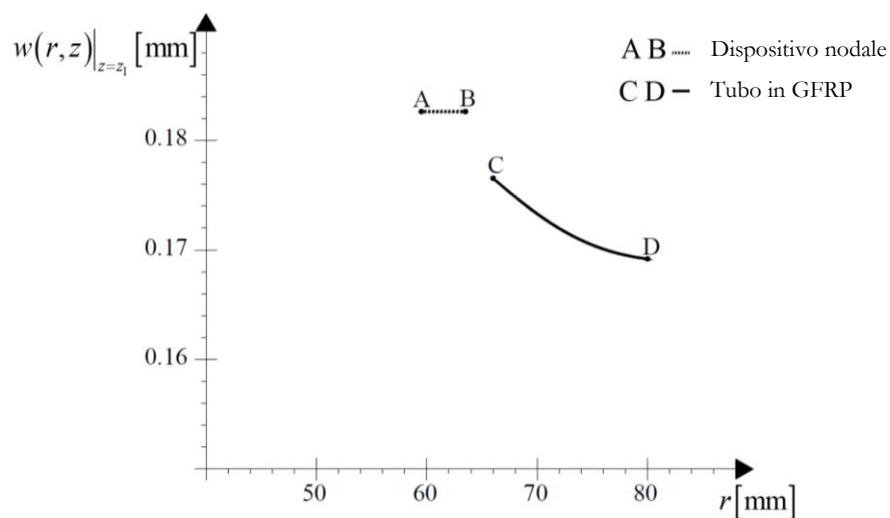


Figura 3.8b. Spostamento assiale vs coordinata radiale a $z = z_1 = 150mm$.

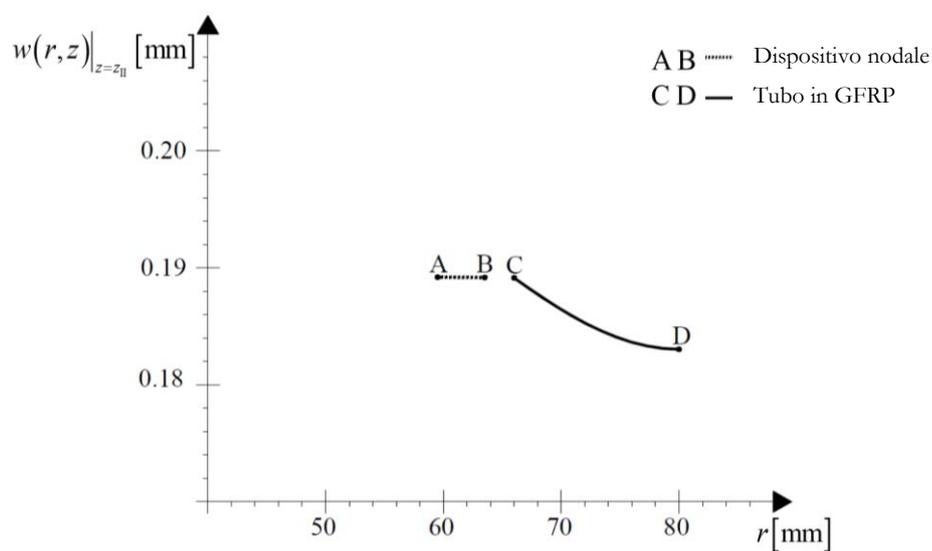


Figura 3.8c. Spostamento assiale vs coordinata radiale a $z = z_{II} = 200\text{mm}$.

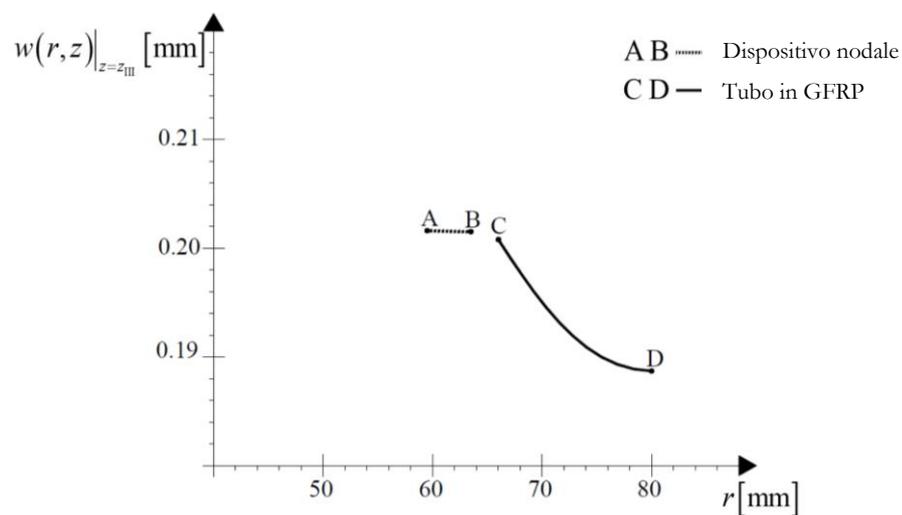


Figura 3.8d. Spostamento assiale vs coordinata radiale a $z = z_{III} = 250\text{mm}$.

Dalle Figure (3.8, a-d) è possibile osservare che gli effetti delle deformazioni taglianti sono rilevanti nella zona di incollaggio, ($z_I \leq |z| \leq z_{III}$ con $z_I = 150 \text{ mm}$ e $z_{III} = 250 \text{ mm}$).

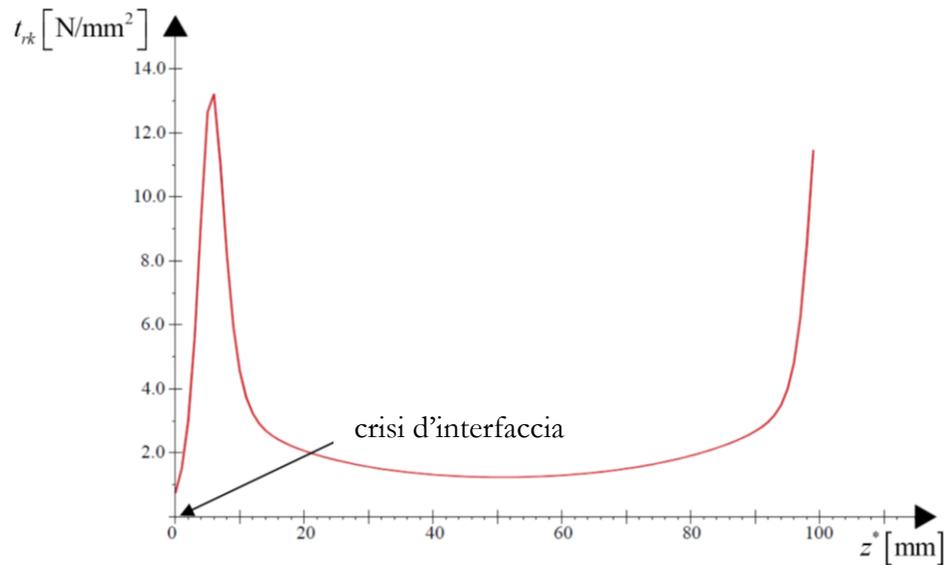


Figura 3.9. Forze coesive di interfaccia t_{rk} (per unità di lunghezza) vs $z^* = z - z_I$.

In Figura (3.9) è stato tracciato l'andamento della forza coesiva interfacciale t_{rk} (per unità di lunghezza) lungo la zona di incollaggio. A causa del comportamento simmetrico di entrambe le interfacce coesive, è stata considerata solo l'interfaccia all'estremità destra ($0 \leq z^* \leq L_b$ con $z^* = z - z_I$, $z_I = 150 \text{ mm}$ e $L_b = 100 \text{ mm}$).

L'analisi numerica ha indicato che per una forza di trazione risultante di 106000 N , è sostanzialmente raggiunta la completa separazione dell'interfaccia alla coordinata assiale $z_1 = 150\text{ mm}$ ($z^* = 0\text{ mm}$), come osservato dai test sperimentali.

Infine, il valore numerico dello scorrimento totale del sistema pari a 0.209 mm è in buon accordo con lo spostamento sperimentale ottenuto (0.226 mm).

3.8.2 Analisi parametrica

Sono state effettuate ulteriori simulazioni numeriche al fine di investigare il comportamento del profilo tubolare con un percorso di carico volto al raggiungimento della crisi di interfaccia, sottolineando in tal modo la rilevanza che assume lo spessore sull'entità degli scorrimenti da taglio che nascono all'interno dello stesso [22].

Il problema di equilibrio, considerato per le seguenti simulazioni, è sintetizzato in figura (3.10a).

È preso in esame un tubo in GFRP il cui mantello interno in corrispondenza dell'estremità di sinistra, è vincolato ad un substrato rigido tramite incollaggio adesivo, mentre è caricato da una distribuzione assiale di forze $p_z(r)$ lungo lo spessore dell'estremità libera.

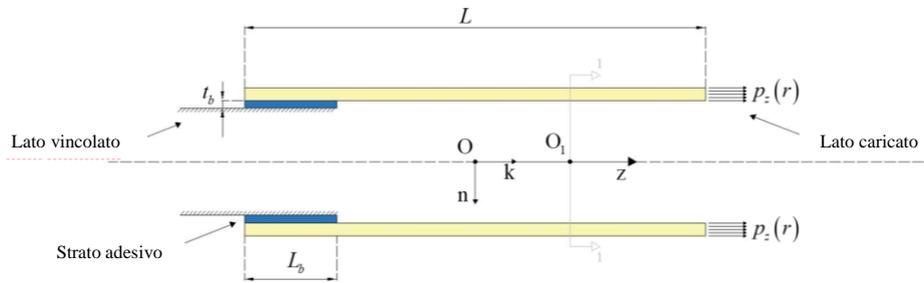


Figura 3.10a. Problema di equilibrio (sezione diametrale longitudinale).

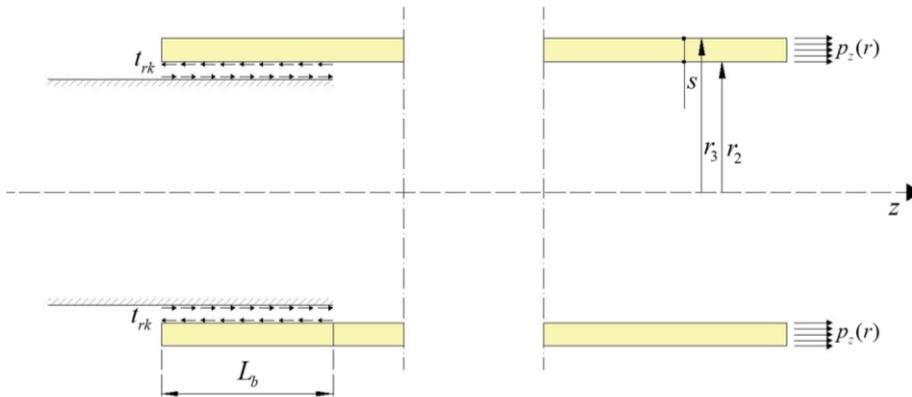


Figura 3.10b. Forze coesive di interfaccia e azioni esterne applicate alle estremità del profilo tubolare.

L rappresenta la lunghezza del profilo tubolare, L_b la lunghezza della zona di incollaggio, e t_b lo spessore dello strato di adesivo strutturale.

La distribuzione di forze $p_z(r)$ da applicare sono state valutate con riferimento ad una risultante pari a:

$$T = 2\pi \int_{r_2}^{r_3} p_z(r) r dr \quad (3.45)$$

Al fine di investigare gli effetti delle forze coesive sulle tensioni e deformazioni all'interno dello spessore del profilo tubolare sono stati analizzati tre differenti valori dello spessore della parete.

Inoltre, ad ogni spessore sono stati abbinati quattro valori differenti della lunghezza della zona coesiva.

Tabella 3.5. Geometria della zona coesiva.

	Lunghezza della zona coesiva - L_b	
Caso 1 ($s = 10mm$)	10s	100 mm
	20s	200 mm
	30s	300 mm
	40s	400 mm
Caso 2 ($s = 20mm$)	10s	200 mm
	20s	400 mm
	30s	600 mm
	40s	800 mm
Caso 3 ($s = 30mm$)	10s	300 mm
	20s	600 mm
	30s	900 mm
	40s	1200 mm

La lunghezza totale del tubo risulta essere fissata a $L = 10L_b$, garantendo in tal modo che gli effetti locali all'estremità vincolata non interferiscano con gli effetti locali della parete caricata.

Il raggio interno del profilo tubolare in GFRP risulta essere fissato a 66.0mm , mentre lo spessore dell'interfaccia coesiva risulta pari a $t_b = 2.0\text{mm}$, in accordo a valori verosimili riscontrabili nelle soluzioni di incollaggio di casi reali.

Di seguito, nella Tabella 3.6 e Tabella 3.7 sono indicati, rispettivamente, le proprietà costitutive del tubo di GFRP e i parametri del potenziale coesivo.

Tabella 3.6. Proprietà costitutive del tubo di GFRP.

modulo trasversale normale	$(E_T = 3700 \text{ N/mm}^2)$
modulo normale longitudinale	$(E_L = 37000 \text{ N/mm}^2)$
modulo di taglio (nel piano $\mathbf{n} - \mathbf{k}$)	$(G_{TL} = 1850 \text{ N/mm}^2)$
coefficiente di Poisson	$(\nu_{TT} = \nu_{TL} = \nu_{LT} = 0)$

Tabella 3.7. Parametri del potenziale coesivo.

energia di frattura (per unità di superficie)	$(\Phi_U = 0.2 \text{ Nmm/mm}^2)$
valore caratteristico di h	$(h_c = 0.0123 \text{ mm})$
coefficienti di interazione	$(\lambda_I = \lambda_{II} = 1)$
Modo I / Modo I	

Sono state eseguite dodici analisi numeriche risultanti dalla combinazione di tre diversi valori di spessore abbinati a quattro lunghezze della zona coesiva. Il comportamento costitutivo sforzo-deformazione è stato studiato per ogni livello di carico fino al collasso, con conseguente separazione del profilo tubolare dal substrato indeformabile.

In Tabella 3.8 sono riportati, per ogni analisi numerica, sia i valori del carico ultimo registrato, che provoca la crisi dell'interfaccia coesiva, T_{\max} , sia il rapporto tra l'energia di interfaccia immagazzinata e l'energia di frattura del collegamento $F(h_{\max})/\Phi_U$:

Tabella 3.8. Valori del carico ultimo.

		$L_b = 10s$	$L_b = 20s$	$L_b = 30s$	$L_b = 40s$
Caso 1	T_{\max} [N]	158250	170000	171000	171000
($s = 10mm$)	$F(h_{\max})/\Phi_U$	0.990	0.995	0.999	0.999
Caso 2	T_{\max} [N]	247300	257000	257000	257000
($s = 20mm$)	$F(h_{\max})/\Phi_U$	0.985	0.990	0.992	0.992
Caso 3	T_{\max} [N]	325800	337000	338000	338000
($s = 30mm$)	$F(h_{\max})/\Phi_U$	0.985	0.995	0.999	0.999

Come è ben noto il valore del carico ultimo dell'interfaccia coesiva non aumenta all'aumentare della lunghezza di incollaggio (oltre un certo valore di soglia) che nel caso in esame risulta essere pari a circa $L_b = 20s$.

Nelle Figure (3.11, a-c) sono rappresentati i valori adimensionalizzati rispetto al valore di picco delle interazioni coesive fino al raggiungimento del collasso

dell'interfaccia. Inoltre, anche i valori delle coordinate assiali sono adimensionalizzati rispetto alla lunghezza totale dell'interfaccia coesiva.

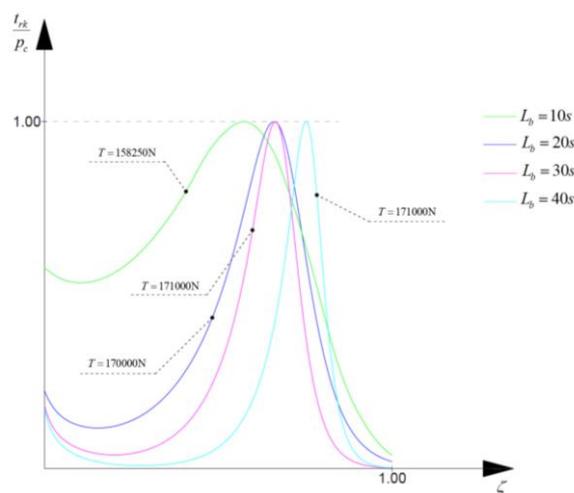


Figura 3.11a. Valore ultimo delle interazioni coesive lungo la zona di incollaggio (Caso1).

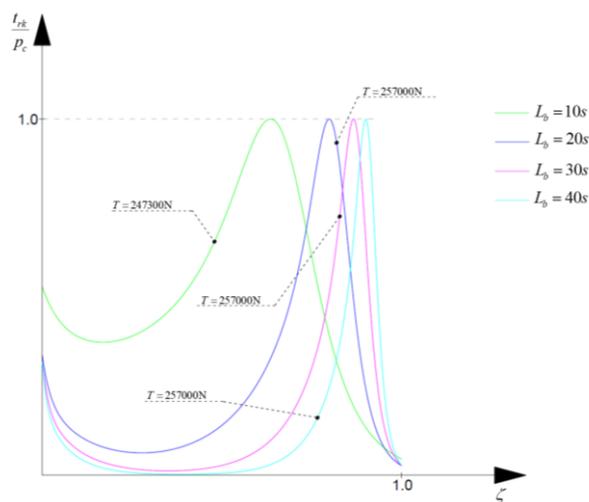


Figura 3.11b. Valore ultimo delle interazioni coesive lungo la zona di incollaggio (Caso2).

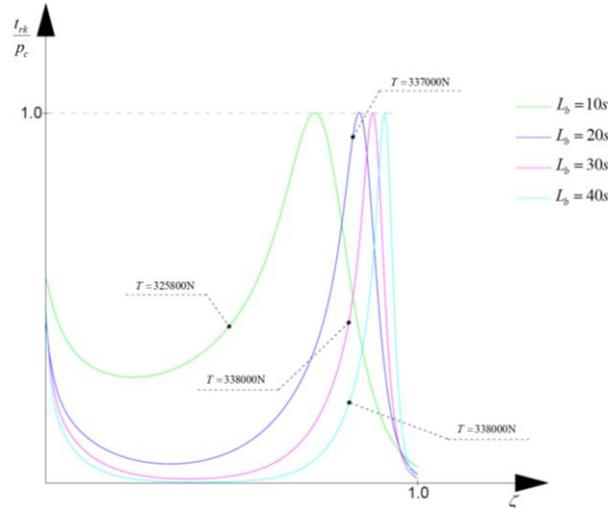


Figura 3.11c. Valore ultimo delle interazioni coesive lungo la zona di incollaggio (Caso3).

Le analisi effettuate hanno evidenziato i seguenti aspetti:

- la crisi totale dell'interfaccia si ha per $\zeta = 1.0$. Questa condizione può essere rilevata in senso numerico se il rapporto tra l'energia interfacciale memorizzata e l'energia di frattura diventa superiore ad un prefissato valore di soglia, in questo caso assunto pari a $F(h_{\max})/\Phi_U = 0.098$;
- il valore di picco si sposta via via verso destra all'aumentare della lunghezza di incollaggio L_b ;
- raggiunta la lunghezza di incollaggio pari a $L_b = 20s$, ulteriori incrementi di lunghezza non comportano incrementi di carico;

- il picco secondario registrato all'estremità opposta alla zona coesiva ($\zeta = 0.0$) dipende dal rapporto tra la rigidezza del substrato e la rigidezza del profilo tubolare. All'aumentare di tale rapporto il picco si abbassa.

Nella seguenti Tabelle 3.9a,b sono sintetizzati i valori delle componenti del campo di spostamenti assiali in condizioni ultime ($T = T_{\max}$) a differenti valori della coordinata assiale adimensionalizzata, in corrispondenza della zona coesiva ($\zeta = 0.0$, $\zeta = 0.5$ e $\zeta = 1.0$), essendo quest'ultima la zona in cui sono maggiormente attesi gli effetti della deformabilità a taglio del tubo di GFRP. Inoltre, i valori delle componenti assiali sono riferiti a tre diverse posizioni della coordinata radiale, in riferimento al mantello interno ($r = r_2$), mantello esterno ($r = r_3$), e superficie media ($r = r_m$) del profilo tubolare.

Tabella 3.9a. Spostamenti assiali del tubo di GFRP per tre sezioni trasversali rispetto alla zona coesiva ($L_b = 10s$ e $L_b = 20s$).

		$L_b = 10s$			$L_b = 20s$		
		w_2	w_m	w_3	w_2	w_m	w_3
		[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
Caso 1 ($s = 10mm$)	$\zeta = 0.0$	0,003	0,010	0,012	0,001	0,003	0,004
	$\zeta = 0.5$	0,012	0,022	0,024	0,009	0,015	0,017
	$\zeta = 1.0$	0,058	0,060	0,061	0,092	0,093	0,093
Caso 2 ($s = 20mm$)	$\zeta = 0.0$	0,003	0,013	0,016	0,002	0,006	0,007
	$\zeta = 0.5$	0,038	0,051	0,055	0,019	0,022	0,024
	$\zeta = 1.0$	0,081	0,084	0,085	0,106	0,108	0,109
Caso 3 ($s = 30mm$)	$\zeta = 0.0$	0,003	0,017	0,020	0,003	0,012	0,013
	$\zeta = 0.5$	0,018	0,034	0,039	0,034	0,038	0,039
	$\zeta = 1.0$	0,093	0,097	0,100	0,133	0,137	0,138

Tabella 3.9b. Spostamenti assiali del tubo di GFRP per tre sezioni trasversali rispetto alla zona coesiva ($L_b = 30s$ e $L_b = 40s$).

		$L_b = 30s$			$L_b = 40s$		
		w_2	w_m	w_3	w_2	w_m	w_3
		[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
Caso 1 ($s = 10mm$)	$\zeta = 0.0$	0,001	0,002	0,003	0,001	0,002	0,002
	$\zeta = 0.5$	0,011	0,015	0,016	0,013	0,014	0,014
	$\zeta = 1.0$	0,131	0,131	0,131	0,136	0,136	0,136
Caso 2 ($s = 20mm$)	$\zeta = 0.0$	0,002	0,006	0,007	0,002	0,006	0,007
	$\zeta = 0.5$	0,027	0,028	0,028	0,036	0,036	0,036
	$\zeta = 1.0$	0,124	0,126	0,127	0,142	0,144	0,145
Caso 3 ($s = 30mm$)	$\zeta = 0.0$	0,003	0,011	0,013	0,003	0,011	0,013
	$\zeta = 0.5$	0,051	0,052	0,052	0,067	0,067	0,067
	$\zeta = 1.0$	0,176	0,178	0,180	0,209	0,211	0,212

Inoltre, nelle Figure (3.12-15) sono riportati i grafici degli spostamenti assiali esibiti al collasso, rispetto alla coordinata radiale adimensionale ρ . Si riferiscono alla sezione trasversale interna ($\zeta = 1.0$), dove avviene la completa separazione.

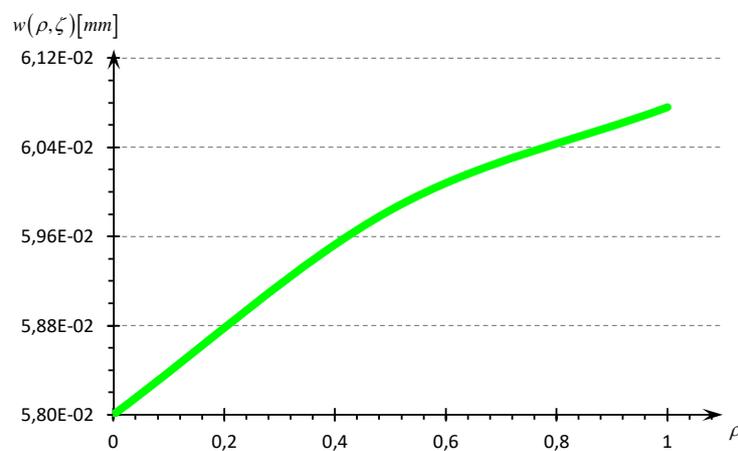


Figura 3.12a. Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali
($\zeta = 1.0, L_b = 10s, s = 10\text{mm}$).

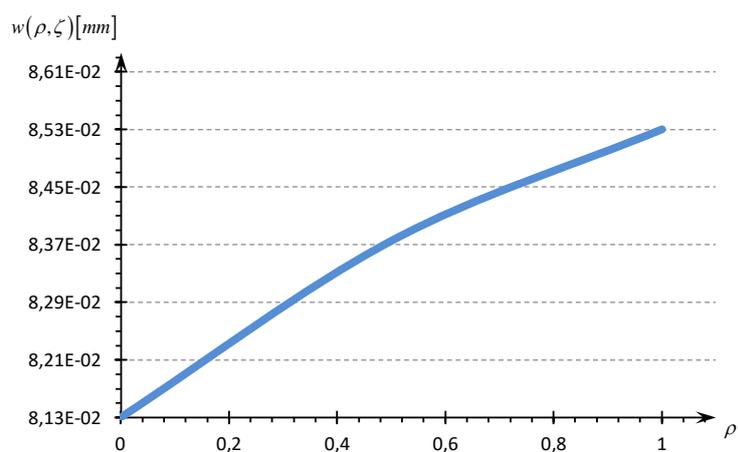


Figura 3.12b. Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali
($\zeta = 1.0, L_b = 10s, s = 20\text{mm}$).

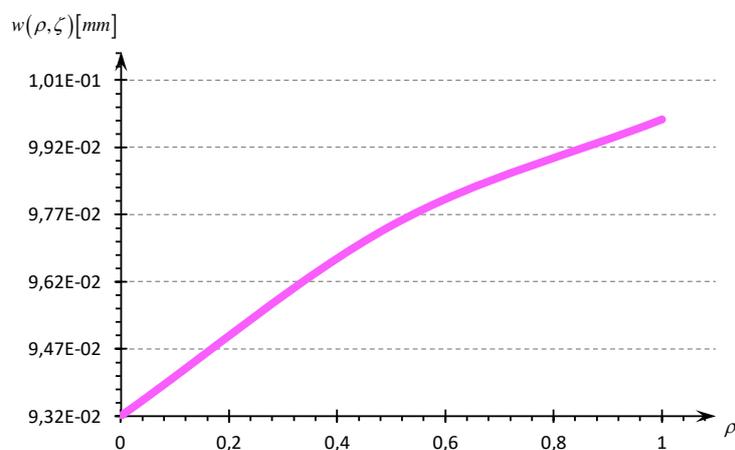


Figura 3.12c. Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1.0, L_b = 10s, s = 30mm$).

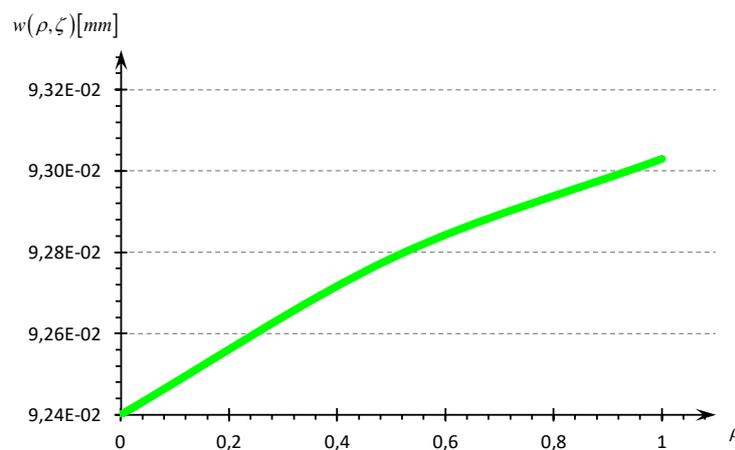


Figura 3.13a. Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1.0, L_b = 20s, s = 10mm$).

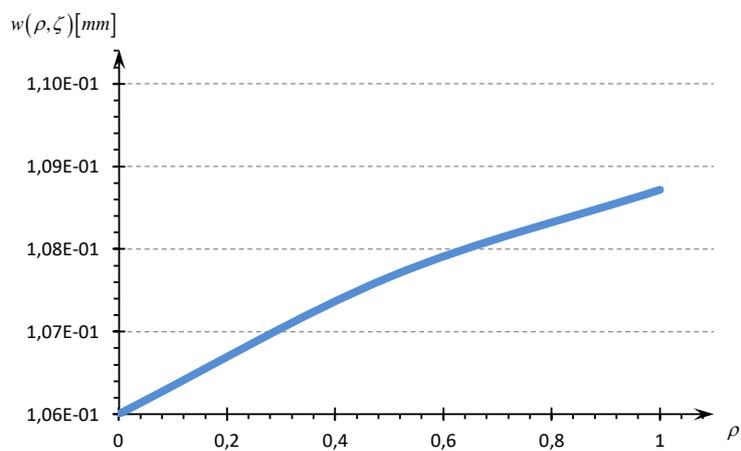


Figura 3.13b. Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1,0, L_b = 20s, s = 20mm$).

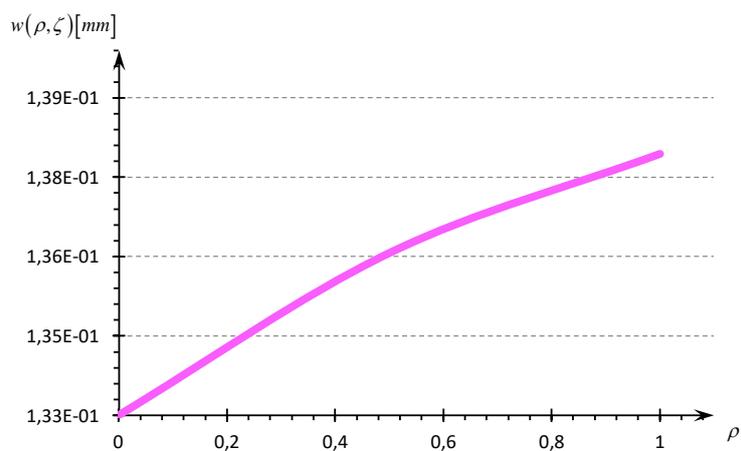


Figura 3.13c. Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1,0, L_b = 20s, s = 30mm$).

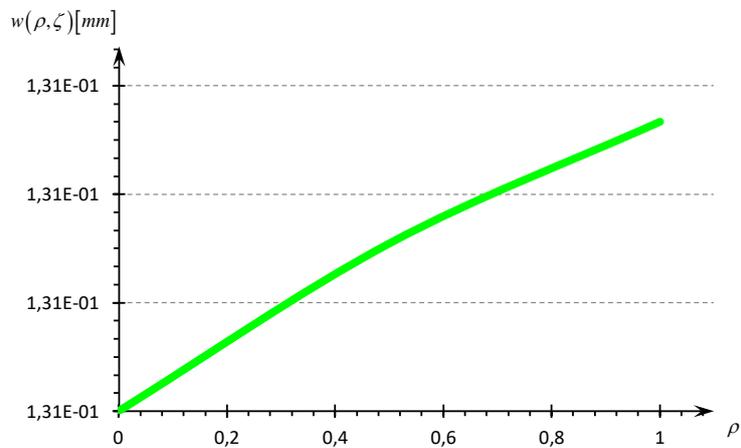


Figura 3.14a. Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1.0, L_b = 30s, s = 10mm$).

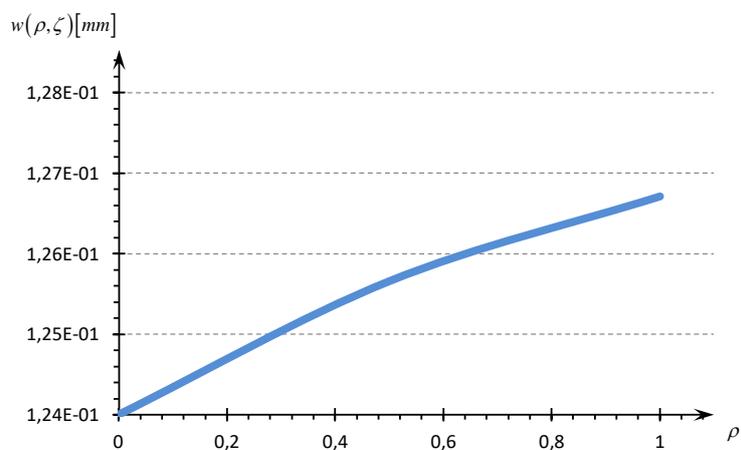


Figura 3.14b. Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1.0, L_b = 30s, s = 20mm$).

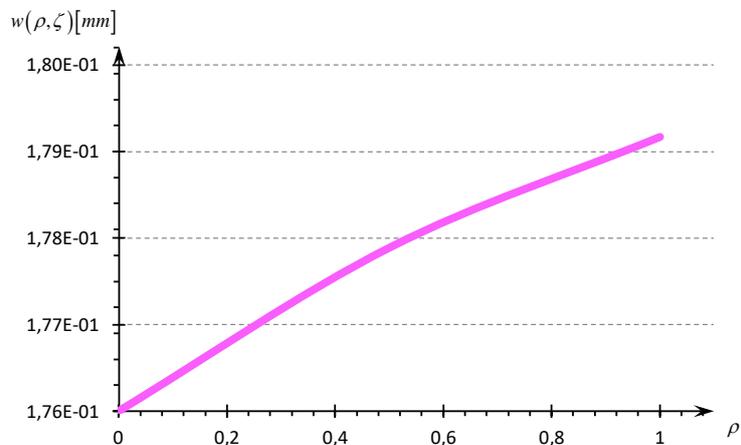


Figura 3.14c. Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1,0, L_b = 30s, s = 30mm$).

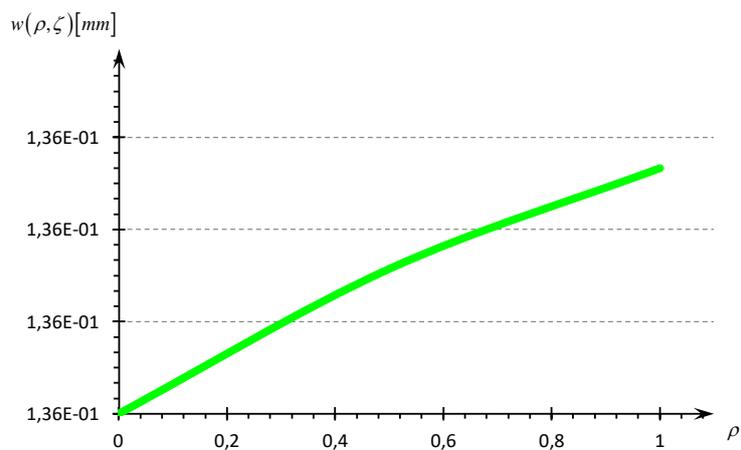


Figura 3.15a. Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1,0, L_b = 40s, s = 10mm$).

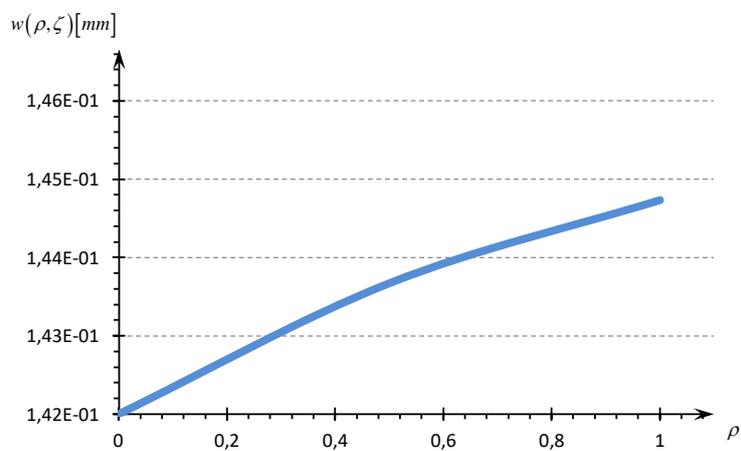


Figura 3.15b. Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1,0, L_b = 40s, s = 20mm$).

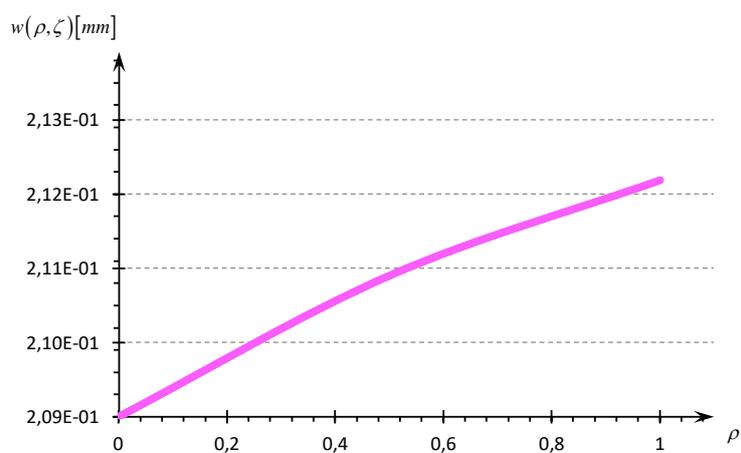


Figura 3.15b. Componenti degli spostamenti assiali vs coordinate radiali ($\zeta = 1,0, L_b = 40s, s = 30mm$).

Emerge una semplice considerazione: il gradiente degli spostamenti assiali all'interno dello spessore del tubo di GFRP è responsabile di evidenti sforzi da taglio non uniformi.

Queste deformazioni possono essere apprezzate in maniera semplificata mediante le seguenti formule (3.46.a,b), che rappresentano le deformazioni di taglio medie sulla metà interna ed esterna del profilo tubolare:

$$\gamma_i = \frac{w_m - w_2}{s/2} \qquad \gamma_o = \frac{w_3 - w_m}{s/2} \qquad (3.46.a, b)$$

Nelle Tabelle 3.10.a,b è presentata l'analisi delle deformazioni di taglio esibite al collasso per le simulazioni numeriche effettuate.

Tabella 3.10a. Scorrimenti di taglio al collasso dell'interfaccia all'interno dello spessore del tubo ($L_b = 10s$ e $L_b = 20s$).

		$L_b = 10s$		$L_b = 20s$	
		γ_i	γ_o	γ_i	γ_o
Caso 1 ($s = 10mm$)	$\zeta = 0.0$	1,34E-03	4,55E-04	3,94E-04	1,07E-04
	$\zeta = 0.5$	2,00E-03	5,56E-04	1,20E-03	3,99E-04
	$\zeta = 1.0$	3,67E-04	1,85E-04	7,70E-05	4,90E-05
Caso 2 ($s = 20mm$)	$\zeta = 0.0$	1,01E-03	3,07E-04	4,59E-04	9,76E-05
	$\zeta = 0.5$	1,31E-03	3,45E-04	3,72E-04	1,37E-04
	$\zeta = 1.0$	2,45E-04	1,55E-04	1,66E-04	1,06E-04
Caso 3 ($s = 30mm$)	$\zeta = 0.0$	8,99E-04	2,34E-04	5,90E-04	1,15E-04
	$\zeta = 0.5$	1,06E-03	3,37E-04	2,24E-04	8,20E-05
	$\zeta = 1.0$	2,83E-04	1,58E-04	2,04E-04	1,25E-04

Tabella 3.10b. Scorrimenti di taglio al collasso dell'interfaccia all'interno dello spessore del tubo ($L_b = 30s$ e $L_b = 40s$).

		$L_b = 30s$		$L_b = 40s$	
		γ_i	γ_o	γ_i	γ_o
Caso 1 ($s = 10mm$)	$\zeta = 0.0$	2,83E-04	6,55E-05	2,66E-04	5,91E-05
	$\zeta = 0.5$	7,44E-04	2,66E-04	1,66E-04	6,24E-05
	$\zeta = 1.0$	9,27E-06	6,73E-06	9,44E-06	6,56E-06
Caso 2 ($s = 20mm$)	$\zeta = 0.0$	4,32E-04	8,75E-05	4,31E-04	8,71E-05
	$\zeta = 0.5$	7,44E-05	2,79E-05	1,51E-05	5,92E-06
	$\zeta = 1.0$	1,66E-04	1,05E-04	1,66E-04	1,05E-04
Caso 3 ($s = 30mm$)	$\zeta = 0.0$	5,78E-04	1,10E-04	5,77E-04	1,10E-04
	$\zeta = 0.5$	5,11E-05	1,89E-05	9,65E-06	3,68E-06
	$\zeta = 1.0$	1,26E-04	8,59E-05	1,26E-04	8,59E-05

Gli scorrimenti taglienti sono stati analizzati sull'intero percorso di carico fino alla crisi dell'interfaccia al fine di rilevare l'influenza del comportamento non lineare coesivo sulle deformazioni e sollecitazioni di taglio. Naturalmente, questo effetto è atteso come un effetto locale in prossimità delle estremità del tubo, dove agiscono le forze coesive.

Tabella 3.11a. Scorrimenti di taglio all'interno dello spessore del tubo lungo la zona coesiva ($\zeta = 0.0, L_b = 10s$ e $L_b = 20s$).

	T/T_{\max}	$L_b = 10s$			$L_b = 20s$		
		T [N]	γ_i	γ_o	T [N]	γ_i	γ_o
Caso 1 ($s = 10mm$)	0.2	31650	1,32E-04	4,13E-05	34000	5,79E-05	1,34E-05
	0.4	63300	2,72E-04	8,60E-05	68000	1,16E-04	2,70E-05
	0.6	94950	4,29E-04	1,37E-04	102000	1,75E-04	4,10E-05
	0.8	126600	6,28E-04	2,04E-04	136000	2,37E-04	5,62E-05
	1.0	158250	1,34E-03	4,55E-04	170000	3,94E-04	1,07E-04
Caso 2 ($s = 20mm$)	0.2	49460	1,30E-04	3,38E-05	51400	8,93E-05	1,80E-05
	0.4	98920	2,63E-04	6,89E-05	102800	1,78E-04	3,62E-05
	0.6	148380	4,01E-04	1,06E-04	154200	2,67E-04	5,45E-05
	0.8	197840	5,55E-04	1,50E-04	205600	3,55E-04	7,31E-05
	1.0	247300	1,01E-03	3,07E-04	257000	4,59E-04	9,76E-05
Caso 3 ($s = 30mm$)	0.2	65160	1,46E-04	3,31E-05	67400	1,18E-04	2,22E-05
	0.4	130320	2,93E-04	6,69E-05	134800	2,36E-04	4,45E-05
	0.6	195480	4,42E-04	1,02E-04	202200	3,52E-04	6,69E-05
	0.8	260640	5,99E-04	1,41E-04	269600	4,68E-04	8,96E-05
	1.0	325800	8,99E-04	2,34E-04	337000	5,90E-04	1,15E-04

Tabella 3.11b. Scorrimenti di taglio all'interno dello spessore del tubo lungo la zona coesiva ($\zeta = 0.0$, $L_b = 30s$ e $L_b = 40s$).

		$L_b = 30s$			$L_b = 40s$		
	T/T_{\max}	T [N]	γ_i	γ_o	T [N]	γ_i	γ_o
Caso 1 ($s = 10mm$)	0.2	34200	5,39E-05	1,18E-05	34200	5,36E-05	1,18E-05
	0.4	68400	1,07E-04	2,37E-05	68400	1,07E-04	2,36E-05
	0.6	102600	1,61E-04	3,56E-05	102600	1,60E-04	3,53E-05
	0.8	136800	2,14E-04	4,75E-05	136800	2,13E-04	4,71E-05
	1.0	171000	2,83E-04	6,55E-05	171000	2,66E-04	5,91E-05
Caso 2 ($s = 20mm$)	0.2	51400	8,75E-05	1,73E-05	51400	8,74E-05	1,73E-05
	0.4	102800	1,74E-04	3,48E-05	102800	1,74E-04	3,47E-05
	0.6	154200	2,61E-04	5,22E-05	154200	2,61E-04	5,21E-05
	0.8	205600	3,46E-04	6,97E-05	205600	3,46E-04	6,95E-05
	1.0	257000	4,32E-04	8,75E-05	257000	4,31E-04	8,71E-05
Caso 3 ($s = 30mm$)	0.2	67600	5,88E-05	8,06E-05	67600	1,18E-04	2,18E-05
	0.4	135200	2,34E-04	4,38E-05	135200	2,34E-04	4,37E-05
	0.6	202800	3,50E-04	6,58E-05	202800	3,50E-04	6,58E-05
	0.8	270400	4,64E-04	8,80E-05	270400	4,64E-04	8,79E-05
	1.0	338000	5,78E-04	1,10E-04	338000	5,77E-04	1,10E-04

Tabella 3.12a. Scorrimenti di taglio all'interno dello spessore del tubo lungo la zona coesiva ($\zeta = 0.5$, $L_b = 10s$ e $L_b = 20s$).

		$L_b = 10s$			$L_b = 20s$		
	T/T_{\max}	T [N]	γ_i	γ_o	T [N]	γ_i	γ_o
Caso 1 ($s = 10mm$)	0.2	31650	1,99E-04	7,30E-05	34000	4,65E-05	1,75E-05
	0.4	63300	4,17E-04	1,51E-04	68000	9,83E-05	3,69E-05
	0.6	94950	6,69E-04	2,39E-04	102000	1,61E-04	6,02E-05
	0.8	126600	1,01E-03	3,49E-04	136000	2,54E-04	9,47E-05
	1.0	158250	2,00E-03	5,56E-04	170000	1,20E-03	3,99E-04
Caso 2 ($s = 20mm$)	0.2	49460	1,38E-04	5,06E-05	51400	2,76E-05	1,03E-05
	0.4	98920	2,84E-04	1,04E-04	102800	5,69E-05	2,13E-05
	0.6	148380	4,46E-04	1,62E-04	154200	8,98E-05	3,36E-05
	0.8	197840	6,49E-04	2,32E-04	205600	1,32E-04	4,93E-05
	1.0	247300	1,31E-03	3,45E-04	257000	3,72E-04	1,37E-04
Caso 3 ($s = 30mm$)	0.2	65160	1,13E-04	4,10E-05	67400	2,14E-05	7,89E-06
	0.4	130320	2,31E-04	8,35E-05	134800	4,40E-05	1,62E-05
	0.6	195480	3,59E-04	1,29E-04	202200	6,79E-05	2,49E-05
	0.8	260640	5,10E-04	1,82E-04	269600	9,70E-05	3,56E-05
	1.0	325800	1,06E-03	3,37E-04	337000	2,24E-04	8,20E-05

Tabella 3.12b. Scorrimenti di taglio all'interno dello spessore del tubo lungo la zona coesiva ($\zeta = 0.5$, $L_b = 30s$ e $L_b = 40s$).

		$L_b = 30t$			$L_b = 40t$		
	T/T_{\max}	T [N]	γ_i	γ_o	T [N]	γ_i	γ_o
Caso 1 ($s = 10mm$)	0.2	34200	1,06E-05	3,98E-06	34200	2,41E-06	9,07E-07
	0.4	68400	2,25E-05	8,49E-06	68400	5,10E-06	1,90E-06
	0.6	102600	3,68E-05	1,38E-05	102600	8,32E-06	3,08E-06
	0.8	136800	5,84E-05	2,20E-05	136800	1,33E-05	5,06E-06
	1.0	171000	7,44E-04	2,66E-04	171000	1,66E-04	6,24E-05
Caso 2 ($s = 20mm$)	0.2	51400	5,51E-06	2,09E-06	51400	1,09E-06	4,11E-07
	0.4	102800	1,13E-05	4,20E-06	102800	2,25E-06	8,46E-07
	0.6	154200	1,78E-05	6,65E-06	154200	3,56E-06	1,34E-06
	0.8	205600	2,63E-05	9,81E-06	205600	5,24E-06	1,96E-06
	1.0	257000	7,44E-05	2,79E-05	257000	1,51E-05	5,92E-06
Caso 3 ($s = 30mm$)	0.2	67600	4,04E-06	1,50E-06	67600	7,70E-07	2,97E-07
	0.4	135200	8,24E-06	3,03E-06	135200	1,20E-06	9,33E-07
	0.6	202800	1,27E-05	4,60E-06	202800	2,14E-06	5,24E-07
	0.8	270400	1,84E-05	6,90E-06	270400	3,44E-06	1,23E-06
	1.0	338000	5,11E-05	1,89E-05	338000	9,65E-06	3,68E-06

Tabella 3.13a. Scorrimenti di taglio all'interno dello spessore del tubo lungo la zona coesiva ($\zeta = 1.0$, $L_b = 10s$ e $L_b = 20s$).

	T/T_{\max}	$L_b = 10s$			$L_b = 20s$		
		T [N]	γ_i	γ_o	T [N]	γ_i	γ_o
Caso 1 ($s = 10mm$)	0.2	31650	4,14E-04	8,67E-05	34000	4,37E-04	9,13E-05
	0.4	63300	7,58E-04	1,74E-04	68000	7,93E-04	1,83E-04
	0.6	94950	9,96E-04	2,58E-04	102000	1,02E-03	2,69E-04
	0.8	126600	1,04E-03	3,22E-04	136000	9,94E-04	3,25E-04
	1.0	158250	3,67E-04	1,85E-04	170000	7,70E-05	4,90E-05
Caso 2 ($s = 20mm$)	0.2	49460	3,49E-04	6,24E-05	51400	3,56E-04	6,32E-05
	0.4	98920	6,52E-04	1,28E-04	102800	6,64E-04	1,30E-04
	0.6	148380	8,79E-04	1,97E-04	154200	8,89E-04	2,00E-04
	0.8	197840	9,54E-04	2,63E-04	205600	9,41E-04	2,65E-04
	1.0	247300	2,45E-04	1,55E-04	257000	1,66E-04	1,06E-04
Caso 3 ($s = 30mm$)	0.2	65160	3,05E-04	4,92E-05	67400	3,09E-04	4,91E-05
	0.4	130320	5,76E-04	1,02E-04	134800	5,83E-04	1,02E-04
	0.6	195480	7,91E-04	1,59E-04	202200	7,96E-04	-7,96E-04
	0.8	260640	8,86E-04	2,19E-04	269600	8,78E-04	2,20E-04
	1.0	325800	2,83E-04	1,58E-04	337000	2,04E-04	1,25E-04

Tabella 3.13b. Scorrimenti di taglio all'interno dello spessore del tubo lungo la zona coesiva ($\zeta = 1.0$, $L_b = 30s$ e $L_b = 40s$).

T/T_{\max}	$L_b = 30s$			$L_b = 40s$			
	T [N]	γ_i	γ_o	T [N]	γ_i	γ_o	
Caso 1 ($s = 10mm$)	0.2	34200	4,39E-04	9,20E-05	34200	4,39E-04	9,20E-05
	0.4	68400	7,96E-04	1,84E-04	68400	7,96E-04	1,85E-04
	0.6	102600	1,02E-03	2,71E-04	102600	1,02E-03	2,71E-04
	0.8	136800	9,88E-04	3,26E-04	136800	9,88E-04	3,26E-04
	1.0	171000	9,27E-06	6,73E-06	171000	9,44E-06	6,56E-06
Caso 2 ($s = 20mm$)	0.2	51400	3,56E-04	6,31E-05	51400	3,56E-04	6,31E-05
	0.4	102800	6,63E-04	1,30E-04	102800	6,63E-04	1,30E-04
	0.6	154200	8,88E-04	1,99E-04	154200	8,89E-04	1,99E-04
	0.8	205600	9,41E-04	2,65E-04	205600	9,41E-04	2,64E-04
	1.0	257000	1,66E-04	1,05E-04	257000	1,66E-04	1,05E-04
Caso 3 ($s = 30mm$)	0.2	67600	3,10E-04	4,92E-05	67600	3,10E-04	4,92E-05
	0.4	135200	5,84E-04	1,02E-04	135200	5,84E-04	1,02E-04
	0.6	202800	7,97E-04	1,59E-04	202800	7,97E-04	1,59E-04
	0.8	270400	8,77E-04	2,20E-04	270400	8,77E-04	2,20E-04
	1.0	338000	1,26E-04	8,54E-05	338000	1,26E-04	8,59E-05

Nelle zone coesive, per elevati valori di carico, si evidenzia un comportamento non lineare in termini di scorrimenti da taglio (Figure 3.16-3.19). Questa è una chiara conseguenza dell'equilibrio al contorno tra tensioni che nascono sulla superficie laterale del tubo e le forze di interfaccia (per unità di superficie).

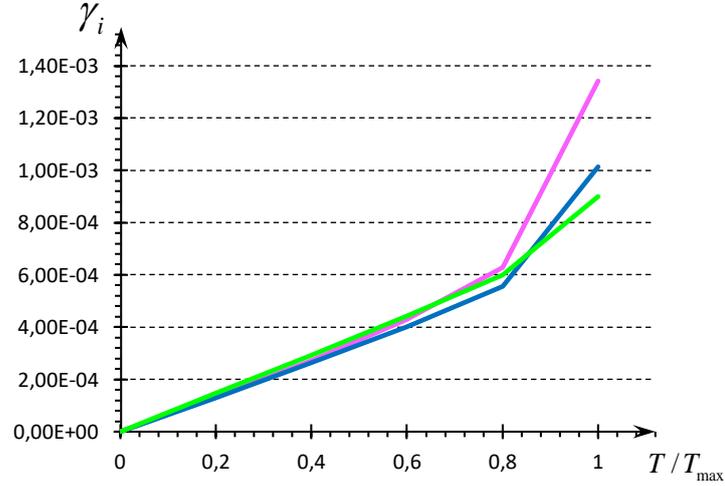


Figura 3.16a. Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 10s$) (— $s = 10mm$, — $s = 20mm$, — $s = 30mm$) ($\zeta = 0.0$).

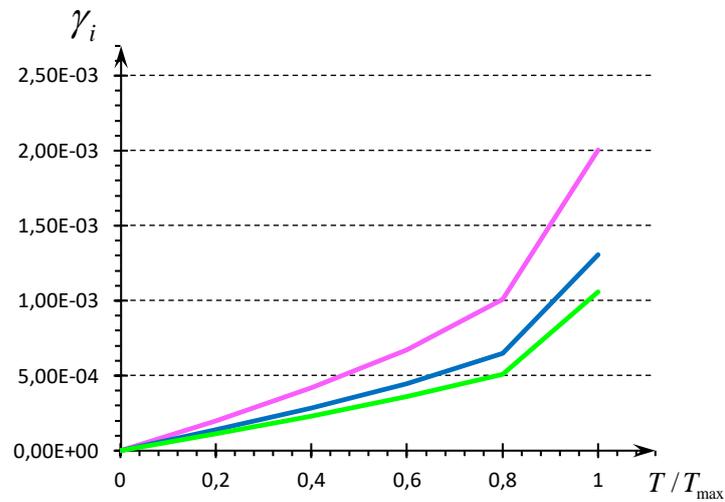


Figura 3.16b. Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 10s$) (— $s = 10mm$, — $s = 20mm$, — $s = 30mm$) ($\zeta = 0.5$).

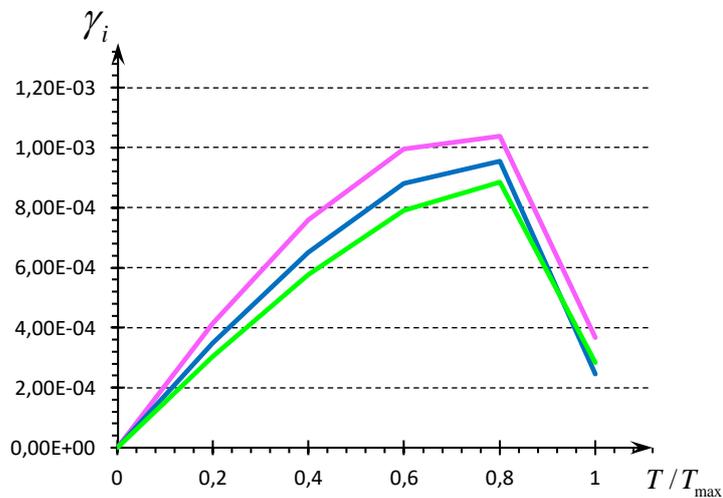


Figura 3.16c. Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 10s$) (— $s = 10mm$, — $s = 20mm$, — $s = 30mm$) ($\zeta = 1.0$).

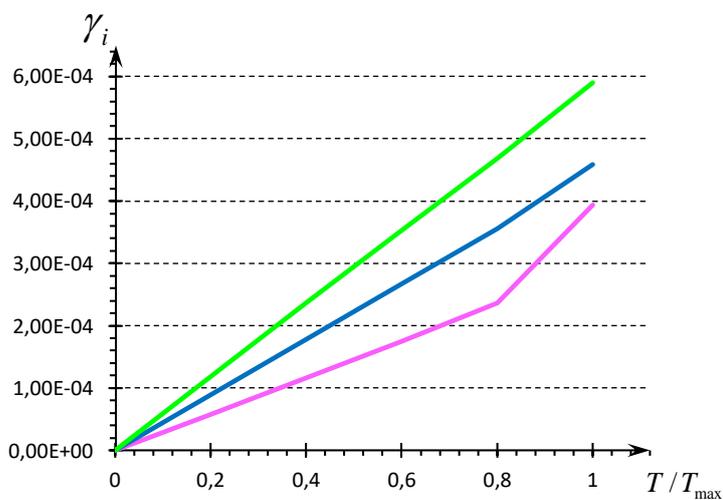


Figura 3.17a. Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 20s$) (— $s = 10mm$, — $s = 20mm$, — $s = 30mm$) ($\zeta = 0.0$).

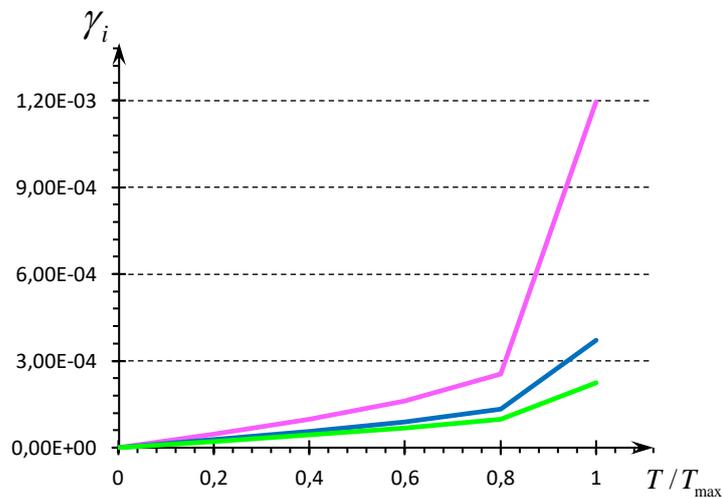


Figura 3.17b. Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 20s$) (— $s = 10mm$, — $s = 20mm$, — $s = 30mm$) ($\zeta = 0.5$).

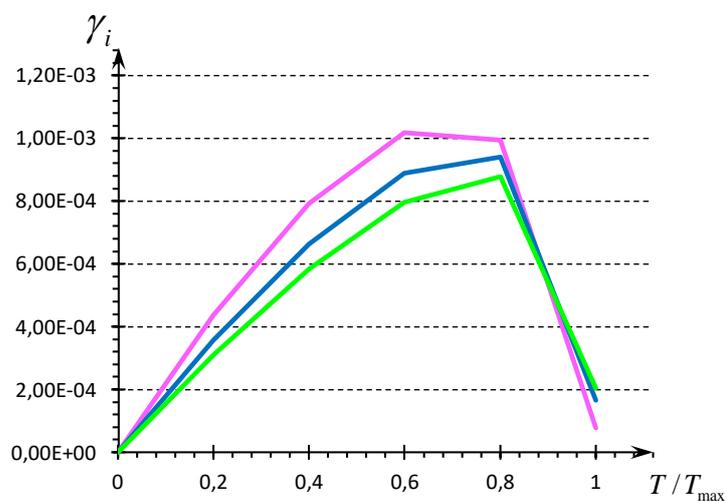


Figura 3.17c. Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 20s$) (— $s = 10mm$, — $s = 20mm$, — $s = 30mm$) ($\zeta = 1.0$).

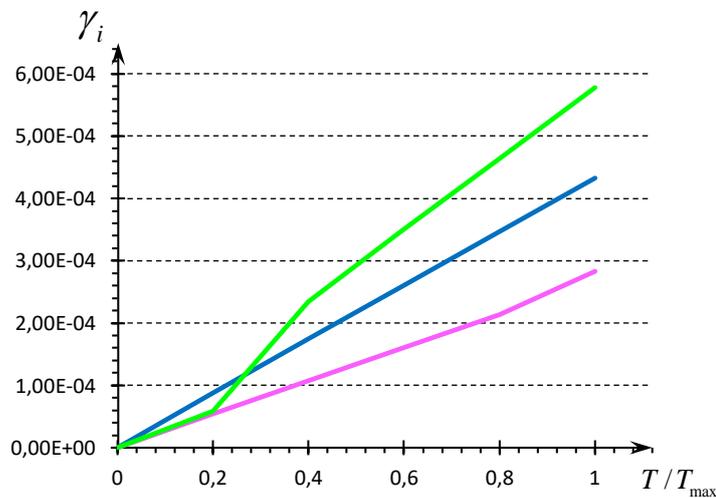


Figura 3.18a. Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 30s$) ($s = 10mm$, $s = 20mm$, $s = 30mm$) ($\zeta = 0.0$).

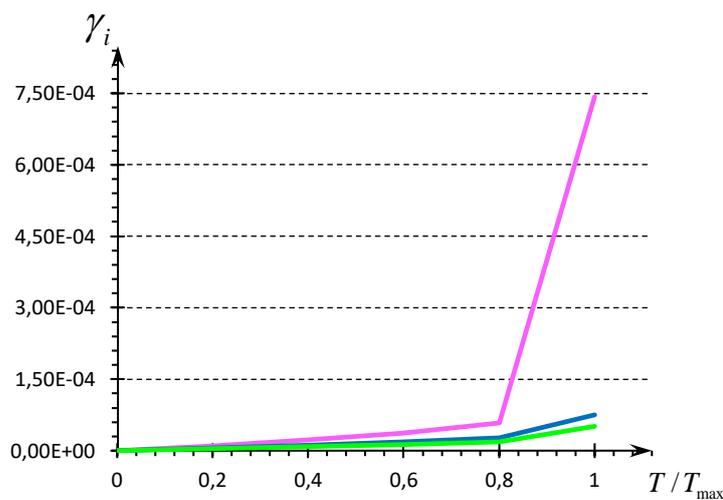


Figura 3.18b. Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 30s$) ($s = 10mm$, $s = 20mm$, $s = 30mm$) ($\zeta = 0.5$).

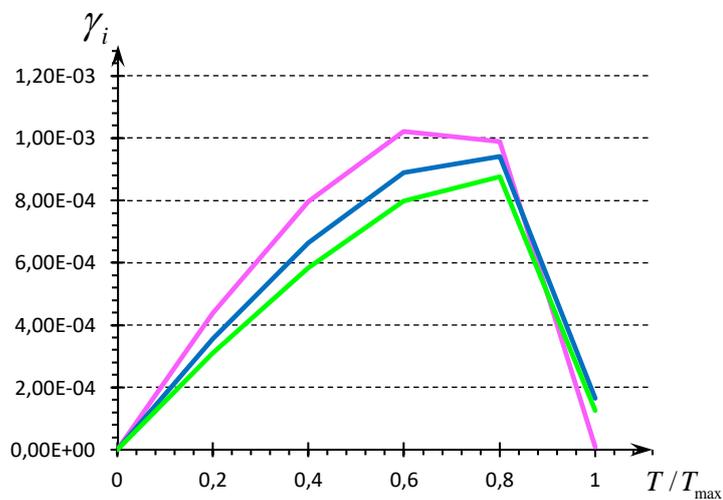


Figura 3.18c. Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 30s$) (— $s = 10\text{mm}$, — $s = 20\text{mm}$, — $s = 30\text{mm}$) ($\zeta = 1.0$).

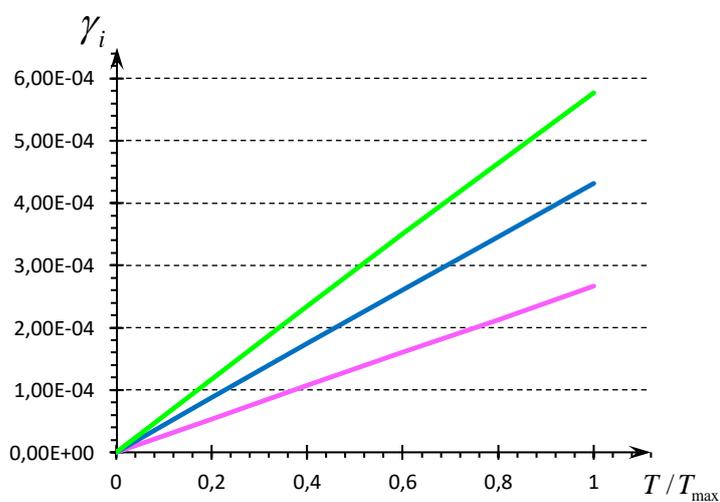


Figura 3.19a. Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 40s$) (— $s = 10\text{mm}$, — $s = 20\text{mm}$, — $s = 30\text{mm}$) ($\zeta = 0.0$).

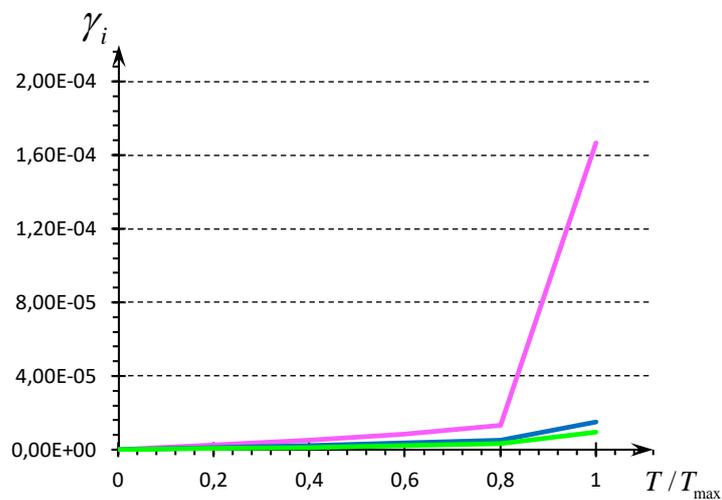


Figura 3.19b. Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 40s$) (— $s = 10mm$, — $s = 20mm$, — $s = 30mm$) ($\zeta = 0.5$).

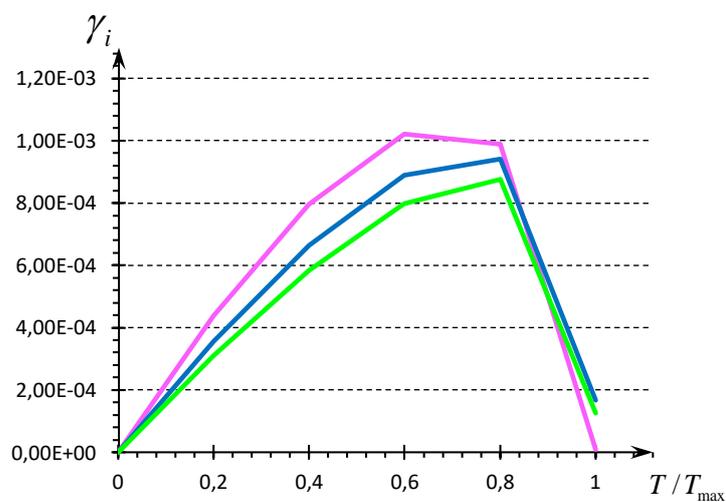


Figura 3.19c. Scorrimenti da taglio γ_i vs carico applicato adimensionalizzato ($L_b = 40s$) (— $s = 10mm$, — $s = 20mm$, — $s = 30mm$) ($\zeta = 1.0$).

Come risultato finale, vale la pena di considerare l'evoluzione delle deformazioni assiali mediante la formula riportata in (3.47), che restituisce il valore medio della deformazione assiale sulla zona coesiva con riferimento alla superficie mediana del profilo di GFRP:

$$\varepsilon_{avg} = (w_m(\zeta = 1) - w_m(\zeta = 0)) / L_b \quad (3.47)$$

Tabella 3.14. Analisi delle deformazioni assiali sulla zona coesiva.

		$L_b = 10s$		$L_b = 20s$		$L_b = 30s$		$L_b = 40s$	
T/T_{max}		T [N]	ε_{avg} [$\mu\varepsilon$]						
Caso 1 ($s = 10mm$)	0.2	31650	58	34000	40	34200	31	34200	26
	0.4	63300	119	68000	82	68400	64	68400	54
	0.6	94950	188	102000	130	102600	100	102600	84
	0.8	126600	273	136000	191	136800	146	136800	122
	1.0	158250	497	170000	449	171000	430	171000	335
Caso 2 ($s = 20mm$)	0.2	49460	42	51400	32	51400	27	51400	25
	0.4	98920	86	102800	65	102800	55	102800	50
	0.6	148380	133	154200	100	154200	84	154200	77
	0.8	197840	189	205600	140	205600	117	205600	105
	1.0	247300	353	257000	254	257000	200	257000	172
Caso 3 ($s = 30mm$)	0.2	65160	37	67400	31	67600	29	67600	26
	0.4	130320	75	134800	62	135200	56	135200	53
	0.6	195480	115	202200	94	202800	85	202800	80
	0.8	260640	159	269600	129	270400	115	270400	108
	1.0	325800	268	337000	208	338000	186	338000	166

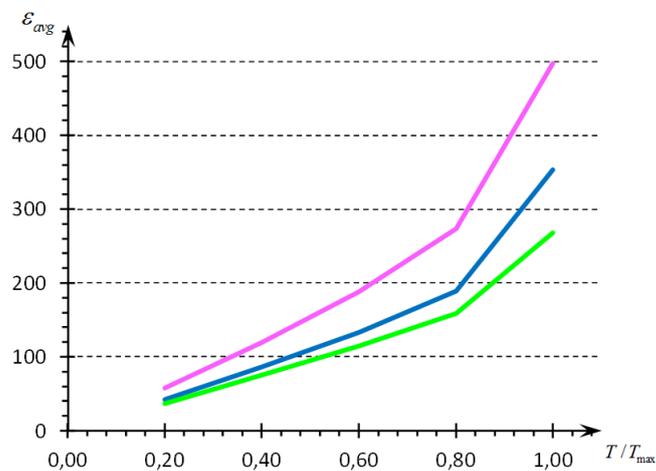


Figura 3.20. Deformazioni assiali ε_{avg} vs carico applicato adimensionalizzato

($L_b = 10s$) (— $s = 10mm$, — $s = 20mm$, — $s = 30mm$).

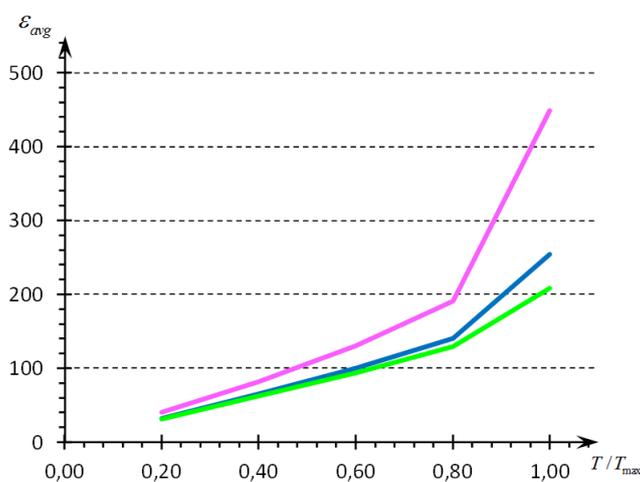


Figura 3.21. Deformazioni assiali ε_{avg} vs carico applicato adimensionalizzato

($L_b = 20s$) (— $s = 10mm$, — $s = 20mm$, — $s = 30mm$).

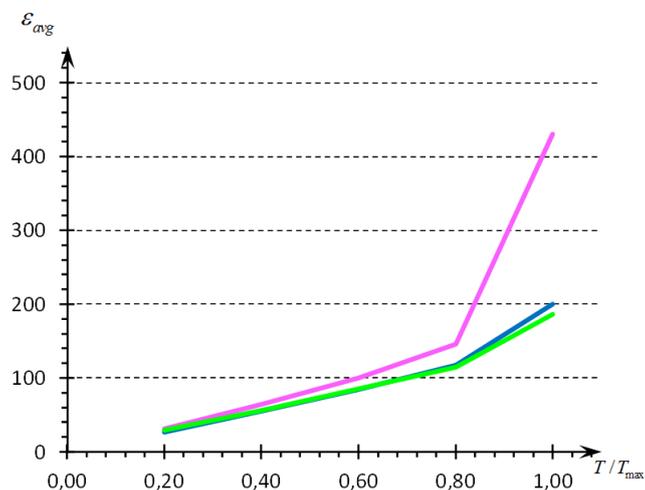


Figura 3.22. Deformazioni assiali ε_{avg} vs carico applicato adimensionalizzato

($L_b = 30s$) (— $s = 10mm$, — $s = 20mm$, — $s = 30mm$).

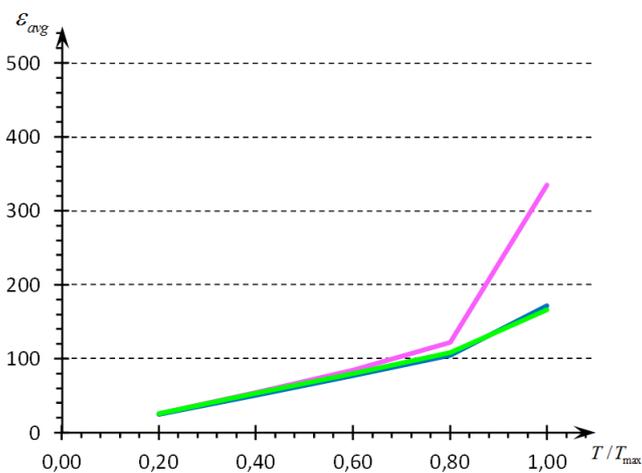


Figura 3.23. Deformazioni assiali ε_{avg} vs carico applicato adimensionalizzato

($L_b = 40s$) (— $s = 10mm$, — $s = 20mm$, — $s = 30mm$).

Come è possibile notare dai valori riportati in Tabella 3.13 e rappresentati nelle Figure 3.20-3.23, emerge una dipendenza non lineare della deformazione assiale media nei confronti del carico applicato in corrispondenza della zona coesiva.

CAPITOLO IV

VIBRAZIONI LIBERE E FREQUENZE NATURALI ESTENSIONALI DI TUBI DI FRP

4.1 INTRODUZIONE

Le equazioni del moto possono essere ottenute per la generica porzione elementare del profilo tubolare considerando nell'equazione del bilancio sia le tensioni affioranti sul mantello interno ed esterno, che quelle affioranti sulla sezione retta, oltre alla forza d'inerzia [23].

4.2 EQUAZIONE DEL MOTO

Partendo dai risultati già ampiamente presentati e discussi nel Capitolo III, si pone l'obiettivo di investigare le vibrazioni estensionali di un profilo tubolare di materiale composito.

Si faccia riferimento ad una porzione elementare del profilo, di spessore infinitesimo dr e di estensione infinitesima dz (Figura 4.1.a, b):

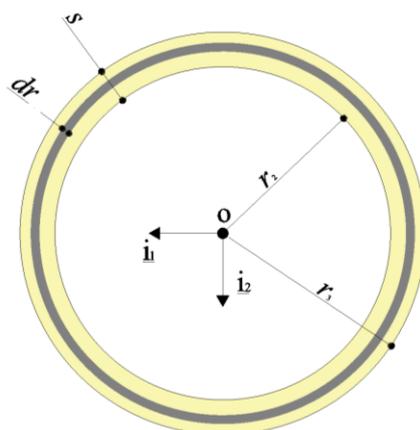


Figura 4.1a. Sezione retta della porzione elementare (corona di spessore dr).

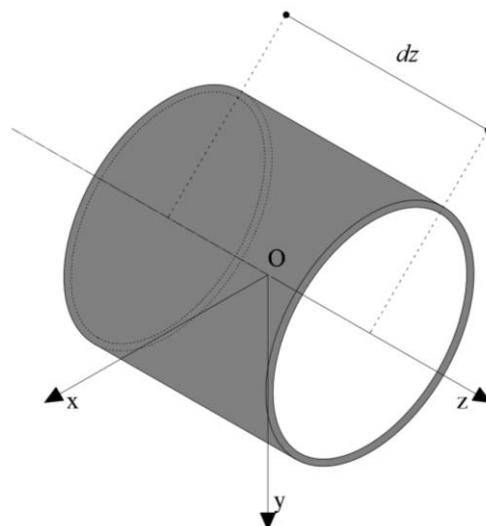


Figura 4.1b. Porzione elementare di lunghezza dz e spessore dr .

Tenuto conto che il modello meccanico considerato esprime la componente assiale del campo di spostamento come combinazione lineare delle funzioni $w_i(z,t)$ (dove t indica la variabile temporale) con opportuni coefficienti polinomiali, $f_i(r)$, della coordinata radiale, come indicato nell'eq.ne (3.5), è possibile esprimere le azioni risultanti sulla porzione elementare di lunghezza dz , di Figura 4.1b, come:

- risultante delle tensioni normali agenti sulle basi della porzione elementare (corona di spessore dr):

$$2\pi E \frac{\partial^2 w_i(z,t)}{\partial z^2} f_i(r) r dr dz \quad (4.1)$$

- risultante delle tensioni tangenziali affioranti sulle pareti laterali della porzione elementare:

$$2\pi G_r w_i(z,t) \left(\frac{df_i(r)}{dr} + \frac{d^2 f_i(r)}{dr^2} r \right) dr dz \quad (4.2)$$

- forza d'inerzia elementare:

$$2\pi \frac{\partial^2 w_i(z,t)}{\partial t^2} f_i(r) \rho r dr dz \quad (4.3)$$

Nelle eq.ni (4.1-4.3) il simbolo E denota il modulo di elasticità normale, G_{rz} il modulo di elasticità tangenziale nel piano r, z , e ρ la massa per unità di volume, ossia la densità del materiale (GFRP).

In riferimento ad un tratto elementare, avente spessore s e lunghezza dz , agiscono lo sforzo assiale $N(z, t)$, lo sforzo assiale $N(z, t) + dN(z, t)$ ad una distanza dz , la forza di inerzia risultante dF_I e le distribuzioni tangenziali τ_2 e τ_3 , come schematizzato in Figura 4.2:

$$2\pi \left[E \frac{\partial^2 w_i(z, t)}{\partial z^2} f_i(r) + 2\pi G_{rz} w_i(z, t) \left(\frac{df_i(r)}{dr} + \frac{d^2 f_i(r)}{dr^2} r \right) - \rho \frac{\partial^2 w_i(z, t)}{\partial t^2} f_i(r) \right] r dr dz = 0 \quad (4.4)$$

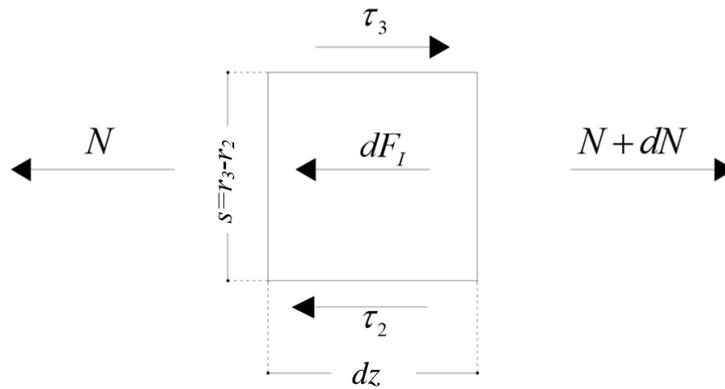


Figura 4.2. Tratto elementare di spessore s e lunghezza dz .

Integrando le (4.1 e 4.3) nella variabile r , tra r_2 ed r_3 si ottiene:

$$2\pi E \frac{\partial^2 w_i(z, t)}{\partial z^2} \int_{r_2}^{r_3} f_i(r) r dr \quad (4.5)$$

$$-2\pi \rho \frac{\partial^2 w_i(z, t)}{\partial t^2} \int_{r_2}^{r_3} f_i(r) r dr \quad (4.6)$$

Integrando, invece, la (4.2) si ottiene:

$$2\pi dr dz G_{rz} w_i(z, t) \int_{r_2}^{r_3} \left(\frac{df_i(r)}{dr} \Big|_r + \frac{d^2 f_i(r)}{d^2 r} r \right) dr = \quad (4.7a)$$

$$2\pi dr dz G_{rz} w_i(z, t) \left[f_i(r) \Big|_{r_2}^{r_3} + \frac{df_i(r)}{dr} \Big|_{r_2}^{r_3} - \int_{r_2}^{r_3} \frac{df_i(r)}{dr} dr \right] = \quad (4.7b)$$

$$2\pi dr dz G_{rz} w_i(z, t) \left[f_i(r) \Big|_{r_2}^{r_3} + \left(\frac{df_i(r)}{dr} r \right) \Big|_{r_2}^{r_3} - f_i(r) \Big|_{r_2}^{r_3} \right] = \quad (4.7c)$$

$$2\pi dr dz G_{rz} w_i(z, t) \left(\frac{df_i(r)}{dr} r \right) \Big|_{r_2}^{r_3} \quad (4.7d)$$

Si perviene ad una nuova scrittura dell'eq.ne del moto (4.4):

$$E \frac{\partial^2 w_i(z,t)}{\partial z^2} \int_{r_2}^{r_3} f_i(r) r dr - \rho \frac{\partial^2 w_i(z,t)}{\partial t^2} \int_{r_2}^{r_3} f_i(r) r dr + \tau_2(z,t) r_2 + \tau_3(z,t) r_3 = 0 \quad (4.8)$$

dove sul mantello interno e quello esterno sussistono le seguenti condizioni:

$$-G_{rz} w_i(z,t) \left. \frac{df_i(r)}{dr} \right|_{r=r_2} = \tau_2(z,t) \quad (4.9a)$$

$$G_{rz} w_i(z,t) \left. \frac{df_i(r)}{dr} \right|_{r=r_3} = \tau_3(z,t) \quad (4.9b)$$

o, equivalentemente:

$$\begin{bmatrix} \left. \frac{df_1(r)}{dr} \right|_{r=r_2} & \left. \frac{df_2(r)}{dr} \right|_{r=r_2} & \left. \frac{df_3(r)}{dr} \right|_{r=r_2} \\ \left. \frac{df_1(r)}{dr} \right|_{r=r_3} & \left. \frac{df_2(r)}{dr} \right|_{r=r_3} & \left. \frac{df_3(r)}{dr} \right|_{r=r_3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} w_1 \\ w_2 \\ w_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{\tau_2}{G_{rz}} \\ \frac{\tau_3}{G_{rz}} \end{bmatrix} \quad (4.10)$$

Dalle (4.10), è possibile determinare due relazioni di dipendenza lineare nelle tre incognite cinematiche, $w_1(z,t)$, $w_2(z,t)$ e $w_3(z,t)$, potendo, quindi,

esprimere due delle tre incognite cinematiche in funzione della restante, come riportato negli esempi che seguono (4.11.a-c).

$$\begin{cases} w_2(z, t) = w_1(z, t) + \frac{\tau_2(z, t)r_2(r_3 + s)}{2sG_{rz}} - \frac{\tau(z, t)_3 r_2^2}{2sG_{rz}} \\ w_3(z, t) = w_1(z, t) - \frac{\tau_2(z, t)r_3^2}{2sG_{rz}} + \frac{\tau_3(z, t)r_3(s - r_2)}{2sG_{rz}} \end{cases} \quad (4.11.a)$$

$$\begin{cases} w_1(z, t) = w_2(z, t) + \frac{\tau_2(z, t)r_2(r_3 + s)}{2sG_{rz}} + \frac{\tau_3(z, t)r_2^2}{2sG_{rz}} \\ w_3(z, t) = w_2(z, t) - \frac{\tau_2(z, t)s}{2G_{rz}} + \frac{\tau_3(z, t)s}{2G_{rz}} \end{cases} \quad (4.11.b)$$

$$\begin{cases} w_1(z, t) = w_3(z, t) + \frac{\tau_2(z, t)r_3^2}{2sG_{rz}} + \frac{\tau_3(z, t)r_3(r_2 - s)}{2sG_{rz}} \\ w_2(z, t) = w_3(z, t) + \frac{\tau_2(z, t)s}{2G_{rz}} - \frac{\tau_3(z, t)s}{2G_{rz}} \end{cases} \quad (4.11.c)$$

Si consideri, adesso, il caso in cui l'elemento tubolare sia collegato ad un substrato coesivo ad una delle sue estremità, ad esempio in corrispondenza del mantello interno (Figura 4.3). In tal caso, è possibile esprimere l'azione tangenziale che si mobilita sul mantello interno dell'elemento facendo ricorso ai modelli coesivi di interfaccia. Per un modello coesivo bilineare (elastico-

softening) risulta: nel caso di interfaccia coesiva a comportamento elastico, eq.ne (4.12a), nel caso di interfaccia coesiva a comportamento degradante eq.ne (4.12b).

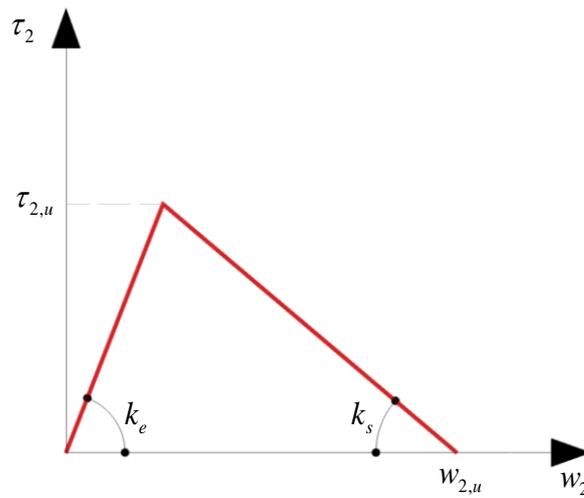


Figura 4.3. Modello coesivo bilineare.

$$\tau_2 = k_e w_2(z, t) \quad (4.12a)$$

$$\tau_2 = k_s (w_{2,u} - w_2(z, t)) \quad (4.12b)$$

con k_e rigidezza del substrato coesivo in fase elastica, k_s rigidezza del substrato coesivo in fase degradante, e $w_{2,u}$ il valore ultimo dello scorrimento di interfaccia.

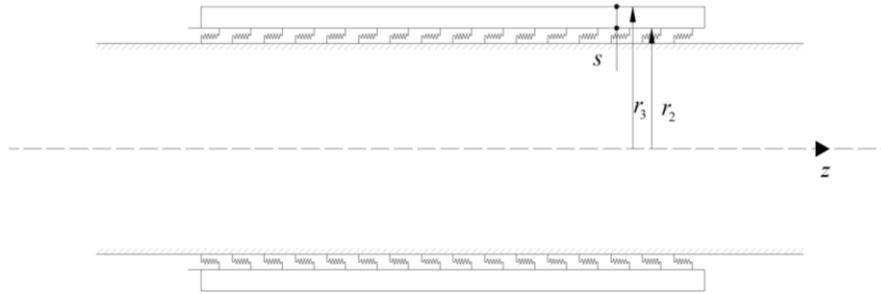


Figura 4.4. Elemento tubolare vincolato ad un substrato coesivo.

La scrittura dell'equazione del moto, espressa in riferimento alla componente $w_3(z, t)$, nel caso di comportamento elastico dell'interfaccia diventa:

$$E(\xi_1 F_1 + \xi_2 F_2 + \xi_3 F_3) w_3'' - \rho(\xi_1 F_1 + \xi_2 F_2 + \xi_3 F_3) \dot{w}_3 + k_e \xi_2 r_2 w_3 = 0 \quad (4.13a)$$

Invece, nel caso di comportamento degradante dell'interfaccia, l'equazione del moto è espressa come di seguito:

$$E(\mu_1 F_1 + \mu_2 F_2 + \mu_3 F_3) w_3'' - \rho(\mu_1 F_1 + \mu_2 F_2 + \mu_3 F_3) \dot{w}_3 + k_s \mu_2 r_2 w_3 + k_s (1 - k_s \gamma) r_2 w_{2,u} = 0 \quad (4.13b)$$

Nelle eq.ni (4.13a, b) si è indicato con l'apice la derivata rispetto alla variabile spaziale z , e con il punto la derivata rispetto alla variabile temporale t . La (4.13a) è denominata anche *equazione differenziale del moto*.

Inoltre, nell'eq.ni (4.13a, b) sono state poste le seguenti quantità:

$$F_1 = \int_{r_2}^{r_3} f_1(r) r dr, \quad F_2 = \int_{r_2}^{r_3} f_2(r) r dr, \quad F_3 = \int_{r_2}^{r_3} f_3(r) r dr \quad (4.14.a-c)$$

$$\xi_1 = \left(\frac{\alpha k_e}{1 - \gamma k_e} + 1 \right), \quad \xi_2 = \left(\frac{1}{1 - \gamma k_e} \right), \quad \xi_3 = 1 \quad (4.15.a-c)$$

$$\mu_1 = \left(\frac{\alpha k_s}{1 - \gamma k_s} + 1 \right), \quad \mu_2 = \left(\frac{1}{1 - \gamma k_s} \right), \quad \mu_3 = 1 \quad (4.15.d-f)$$

con:

$$\alpha = \frac{r_3^2}{2sG_{rz}}, \quad \gamma = \frac{s}{2G_{rz}} \quad (4.16.a-b)$$

4.3 EQUAZIONE D'ONDA UNIDIMENSIONALE

4.3.1 Soluzione nel caso elastico

Nel paragrafo precedente è stata ricavata l'equazione alle derivate parziali del secondo ordine (4.13a) che esprime il moto estensionale del profilo tubolare in funzione dello spostamento $w_3(z, t)$.

L'eq.ne (4.13a) è stata riscritta nella seguente forma:

$$aw_3'' + b\ddot{w}_3 + cw_3 = 0 \quad (4.17)$$

avendo supposto:

$$a = E(\xi_1 F_1 + \xi_2 F_2 + \xi_3 F_3) \quad (4.18.a)$$

$$b = -\rho(\xi_1 F_1 + \xi_2 F_2 + \xi_3 F_3) \quad (4.18.b)$$

$$c = \frac{k_e r_2}{1 - k_e \gamma} \quad (4.18.c)$$

Al fine di ricercare una soluzione dell'eq.ne (4.17) si fa ricorso alla tecnica di separazione delle variabili, indicando con $n(z)$ e $v(t)$ funzioni di una sola variabile, rispettivamente, dell'ascissa z e del tempo t :

$$w_3(z, t) = n(z)v(t) \quad (4.19)$$

Soluzioni del problema sono le funzioni $n(z)$ e $v(t)$ appresso esplicitate:

$$n(z) = n_0 e^{j(\omega_z z + \varphi)} \quad (4.20.a)$$

$$v(t) = v_0 e^{j(\omega_t t + \nu)} \quad (4.20.b)$$

dove n_0 e v_0 sono dei fattori amplificativi, ω_z ed ω_t , rispettivamente, le pulsazioni naturali spaziali e temporali del sistema, φ e ν i rispettivi angoli di fase.

Sostituendo la posizione (4.19) nell'eq.ne (4.17) si ottiene la nuova forma dell'equazione differenziale del moto, eq.ne (4.21).

$$(-a\omega_z^2 + b\omega_t^2 + c)n(z)v(t) = 0 \quad (4.21)$$

A questo punto viene esaminato in chiave qualitativa la soluzione al variare dei parametri più emblematici del problema di collegamento qui investigato, il modulo tangenziale G_{rz} ed il parametro k_e di rigidità del collegamento.

Dalla condizione (4.21), soddisfatta se $-a\omega_z^2 + b\omega_t^2 + c = 0$, è possibile innanzitutto esprimere la relazione tra pulsazione temporale e pulsazione spaziale (curva di dispersione). Inoltre, è interessante analizzare il segno dei coefficienti dell'equazione del moto (4.17) al variare dei citati parametri G_{rz} e k_e .

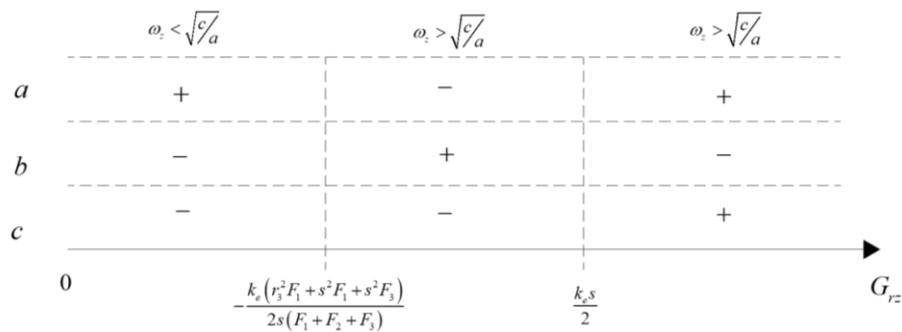


Figura 4.5. Influenza del modulo di rigidità tagliante G_{rz} , per fissato valore di rigidità del substrato k_e , sulla variabilità dei segni dei parametri a, b, c .

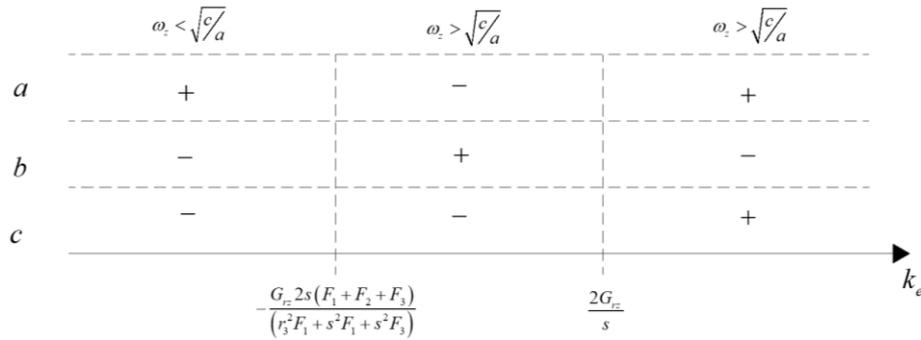


Figura 4.6. Influenza della rigidezza del substrato k_e , per fissato valore del modulo di rigidezza tagliante G_r , sulla variabilità dei segni dei parametri a, b, c .

Lo studio sei segni dei coefficienti dell'equazione del moto (4.17) ha permesso di valutare una soglia limite al di sotto della quale i rapporti tra i vari termini dell'equazione del moto risulta alterato.

4.3.2 Soluzione nel caso degradante

In riferimento all'equazione alle derivate parziali del secondo ordine (4.13b) è possibile definire una nuova funzione spostamento $y(z, t)$:

$$y(z, t) = k_s \mu_2 r_2 w_3(z, t) + k_s (1 - k_s \gamma) r_2 w_{2,u} \quad (4.22)$$

In questo caso l'eq.ne (4.11b) è stata riscritta nella seguente forma:

$$dy'' + e\ddot{y} + y = 0 \quad (4.23)$$

avendo supposto:

$$d = \frac{E(\mu_1 F_1 + \mu_2 F_2 + \mu_3 F_3)(1 - k_s \gamma)}{k_s r_2} \quad (4.24.a)$$

$$e = -\frac{\rho(\mu_1 F_1 + \mu_2 F_2 + \mu_3 F_3)(1 - k_s \gamma)}{k_s r_2} \quad (4.24.b)$$

Analogamente alla soluzione nel caso elastico, per la risoluzione dell'eq.ne (4.21) si fa ricorso alla tecnica di separabilità delle variabili indicando con $n(z)$ e $v(t)$ le due funzioni di una sola variabile, spazio z , e tempo t , rispettivamente, le cui soluzioni sono indicate nelle eq.ni (4.18a, b), per cui è possibile esprimere la funzione spostamento $y(z, t)$ come in eq.ne (4.23).

$$y(z, t) = n(z)v(t) \quad (4.23)$$

Sostituendo la posizione (4.23) nell'eq.ne (4.21) si ottiene la nuova forma dell'equazione differenziale del moto, eq.ne (4.24).

$$(-d\omega_z^2 + e\omega_t^2 + 1)n(z)v(t) = 0 \quad (4.24)$$

È possibile pertanto ricondurci al caso già trattato di interfaccia coesiva a comportamento elastico.

4.4 ANALISI NUMERICA

Le equazioni del moto specificatamente ricavate nel paragrafo precedente permettono di approfondire l'analisi e lo studio delle vibrazioni estensionali del profilo tubolare considerato.

Sono state effettuate preliminari analisi numeriche con lo scopo di capire come il modulo di rigidezza tagliante influenzi la risposta dinamica di un profilo tubolare anche tenendo conto della condizione di forte spessore.

Di seguito sono sintetizzate le caratteristiche geometriche e meccaniche considerate per l'analisi numerica.

Si fa riferimento al legame come di cui al paragrafo 3.6.

Tabella 4.1. Proprietà geometriche.

raggio esterno del tubo in GFRP (Caso 1)	$(r_2^{(1)} = 66.0mm)$
raggio interno del tubo in GFRP (Caso 2)	$(r_2^{(2)} = 50.0mm)$
raggio esterno del tubo in GFRP	$(r_3 = 80.0mm)$
spessore della parete del tubo di GFRP (Caso 1)	$(s = r_3 - r_2^{(1)} = 14mm)$
spessore della parete del tubo di GFRP (Caso 2)	$(s = r_3 - r_2^{(2)} = 30mm)$

Tabella 4.2. Proprietà costitutive del tubo in GFRP.

modulo normale longitudinale	$(E_L = 37000 \text{ N/mm}^2)$
modulo di taglio (Caso a)	$(G_{TL} = 1850 \text{ N/mm}^2)$
modulo di taglio (Caso b)	$(G_{TL} = 18500 \text{ N/mm}^2)$
coefficiente di Poisson	$(\nu_{TT} = \nu_{TL} = \nu_{LT} = 0)$
massa per unità di volume	$(\rho = 2.55 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3)$

Tabella 4.3. Parametri del potenziale coesivo.

Energia di frattura (per unità di superficie)	$(\Phi_U = 0.49 \text{ Nmm/mm}^2)$
valore caratteristico di h	$(h_c = 0.03 \text{ mm})$
coefficienti di interazione Modo I / Modo II	$(\lambda_I = \lambda_{II} = 1)$

Caso 1- spessore 14mm - interfaccia lineare $(k_e = 200 \text{ N/mm}^2)$ -
interfaccia degradante $(k_s = 150 \text{ N/mm}^3)$

Si presenta la relazione tra frequenza naturale $f = \frac{\omega_t}{2\pi}$ ed il numero d'onda

$k_z = \frac{\omega_z}{2\pi}$. È riconosciuta un'influenza della deformabilità tagliante nella

regione a bassa frequenza.

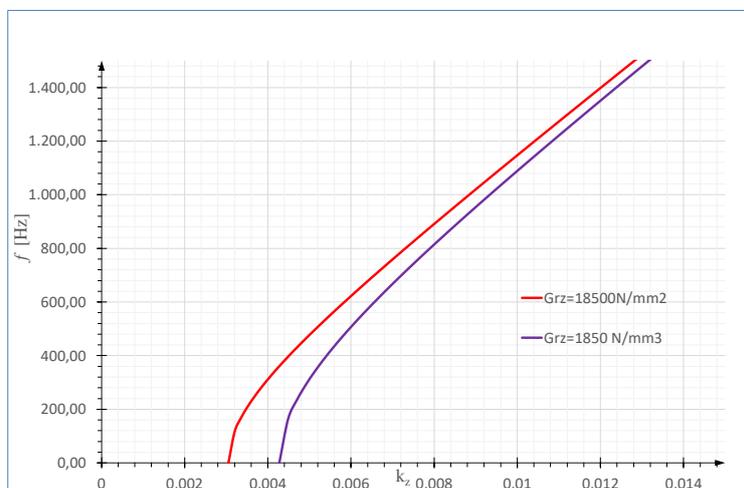


Figura 4.7a. Andamento del numero d'onda k_z vs f [Hz] frequenza temporale, considerando la fase elastica del legame coesivo. (Caso1)

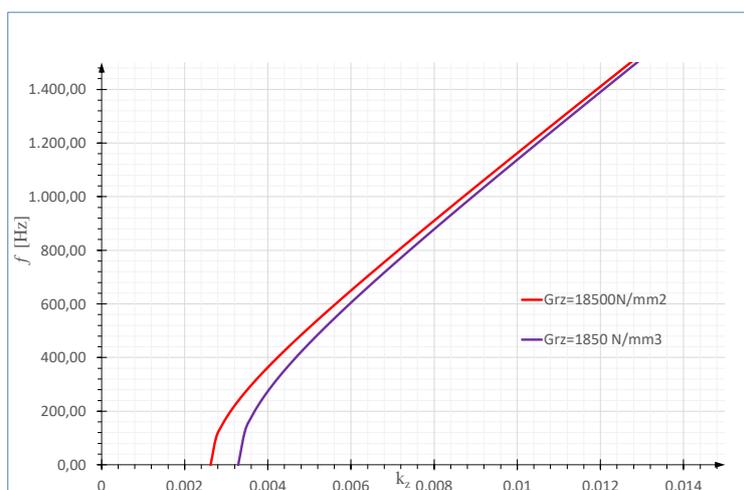


Figura 4.7b. Andamento del numero d'onda k_z vs f [Hz] frequenza temporale, considerando la fase degradante del legame coesivo. (Caso1)

**Caso 2- spessore 30mm - interfaccia lineare ($k_e = 200 \text{ N/mm}^2$)-
interfaccia degradante ($k_s = 150 \text{ N/mm}^3$)**

Si presenta la relazione tra frequenza naturale $f = \frac{\omega_t}{2\pi}$ ed il numero d'onda

$$k_z = \frac{\omega_z}{2\pi}.$$

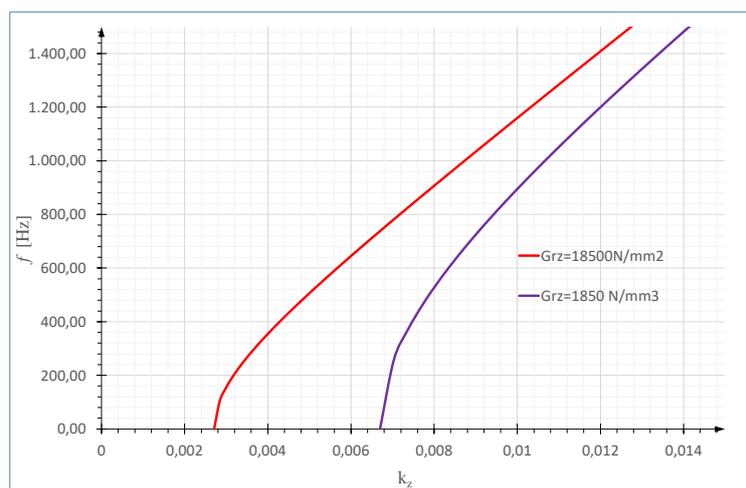


Figura 4.8a. Andamento del numero d'onda k_z vs f [Hz] frequenza temporale, considerando la fase elastica del legame coesivo. (Caso2)

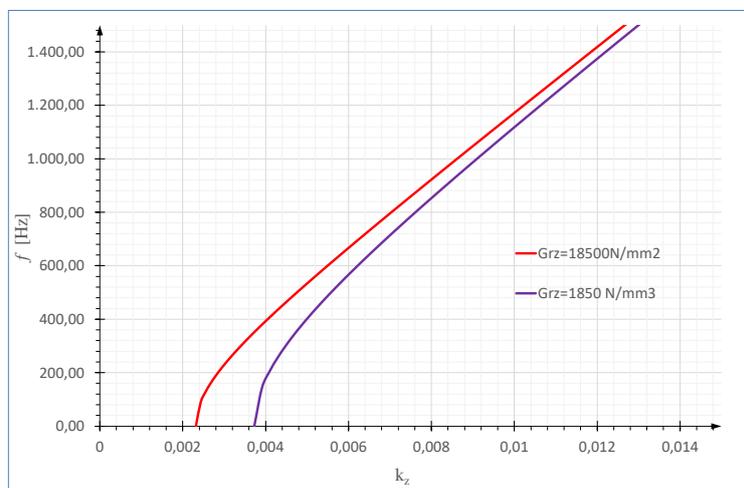


Figura 4.8b. Andamento del numero d'onda k_z vs f [Hz] frequenza temporale, considerando la fase degradante del legame coesivo. (Caso2)

CAPITOLO V

RISULTATI SPERIMENTALI

5.1 INTRODUZIONE

Studi recenti sui giunti adesivi in materiale composito sottoposti ad una sollecitazione di trazione hanno evidenziato che il danno di interfaccia è influenzato da diversi fattori quali le condizioni di esercizio, la geometria delle parti a contatto, la natura e le caratteristiche degli adesivi. Nel caso di aderendi composti da tubolari ha rilevanza anche lo spessore dei tubi.

Sebbene i giunti adesivi siano la soluzione ottimale per applicazioni di grande importanza (grandi capriate, ponti di grandi dimensioni o telai spaziali), il loro utilizzo è generalmente scoraggiato a causa della mancanza di conoscenze adeguate sulla loro sicurezza e affidabilità.

Il primo aspetto da riconoscere è la non accuratezza dei modelli lineari per catturare la risposta meccanica. Infatti, sebbene il comportamento costitutivo dei materiali compositi sia solitamente formulato nell'ambito elastico-lineare

(ortotropo), tuttavia possono nascere effetti non lineari rilevanti a molti fattori [24-32]:

- accoppiamento delle deformazioni assiali, da flessione, da taglio, specialmente nei profili aperti in parete sottile, anche a seguito di effetti secondari (II ordine);
- comportamento dipendente dal tempo dei materiali compositi sotto carichi di lunga durata;
- danno "accumulato" all'interno delle interfacce adesive.

In questo contesto, il presente capitolo mira a studiare il comportamento dei giunti adesivi realizzati tra aderendi in GFRP/GFRP (campioni di tipo I) e GFRP/acciaio (campioni di tipo II) in condizioni di servizio, influenzato dal meccanismo non-lineare di accumulo del danno. La presente analisi è stata eseguita indipendentemente dalla presenza di non-linearità di tipo geometrico e meccanico dei materiali, che, invece, influenzano il valore del carico di rottura e del carico critico.

L'indagine sperimentale, infine, ha avuto luogo presso il laboratorio STRENGTH dell'Università degli studi di Salerno (DICIV) mediante la macchina universale di prova da $630kN$ (Schenck Hydropuls S56-spostamento massimo $\pm 100mm$) dotata di cella di carico.

5.2 CAMPIONI DI TIPO I

I campioni di tipo I, collegamenti adesivi a doppia sovrapposizione [33,34] GRFP/GFRP, descritti in Figura 5.1a,b, sono stati sollecitati tramite un

percorso di carico assiale di tipo multi-step, al fine di studiarne la risposta sperimentale.

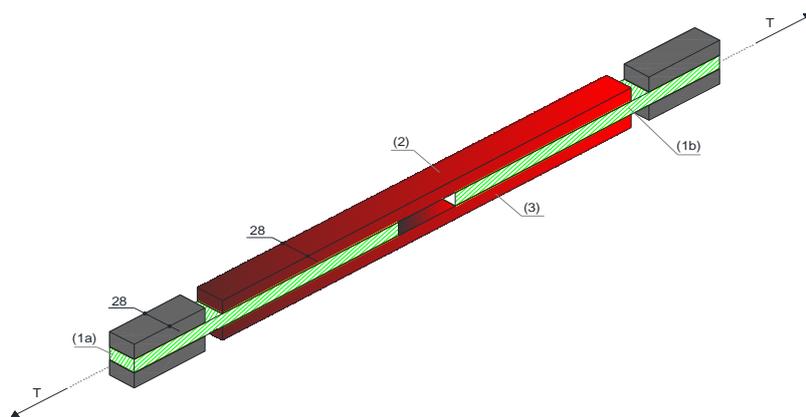


Figura 5.1a. Configurazione del giunto (vista assonometrica).

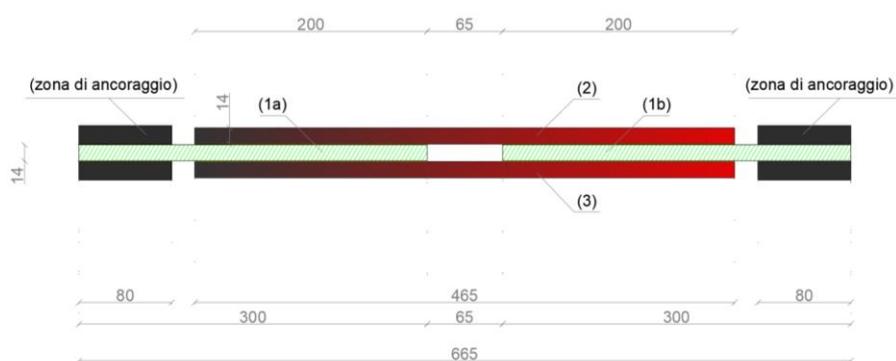


Figura 5.1b. Configurazione del giunto (vista laterale) (unità di lunghezza in mm).

Ogni campione è costituito da quattro aderenti identificati come "1a", "1b", "2" e "3". Tutti i profili sono caratterizzati dalla stessa sezione trasversale, pari a $28\text{mm} \times 14\text{mm}$, mentre lo strato adesivo di resina epossidica ha uno spessore di 1.95mm .

Le proprietà meccaniche del GFRP e dell'adesivo strutturale fornite dai rispettivi produttori sono riassunte in Tabella 5.1 e Tabella 5.2.

Tabella 5.1. Proprietà meccaniche del GFRP.

modulo di Young	$E \geq 30000 \text{ N/mm}^2$
coefficiente di espansione termica	$\alpha \leq 100 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$
resistenza trazione	$f_u \geq 700 \text{ N/mm}^2$
deformazione ultima a trazione	$\varepsilon_u \geq 1.50 \%$

Tabella 5.2. Proprietà meccaniche del Kerabuild Eco Epobond.

modulo di Young	$E \geq 2000 \text{ N/mm}^2$	
coefficiente di espansione termica	$\alpha \leq 100 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$	$(-25^\circ\text{C} \leq T \leq +60^\circ\text{C})$
resistenza alla delaminazione	$\geq 50 \text{ N/mm}^2$	EN 12188 (angle 50°)
	$\geq 60 \text{ N/mm}^2$	EN 12188 (angle 60°)
	$\geq 70 \text{ N/mm}^2$	EN 12188 (angle 70°)

I campioni di GFRP sono stati prodotti e forniti gratuitamente dalla ATP-Pultrusion S.r.l., un'azienda leader nel settore dei materiali compositi. La resina epossidica, invece, è stata fornita gratuitamente da Kerakoll S.p.a.

5.2.1 Test preliminari

Come obiettivo preliminare, sono stati eseguiti test uniassiali su due campioni di GFRP (Figura 5.2) al fine di valutare le proprietà elastiche del materiale (da confrontare con quanto fornito dal produttore).



Figura 5.2. Test preliminare su GFRP, campione “1” e “2”.

I giunti di GFRP testati hanno la medesima sezione trasversale ($28\text{mm}\times 14\text{mm}$) (Figura 5.3a,b) alle cui estremità sono incollate quattro piastre metalliche al fine di garantire un perfetto ancoraggio, evitando il

sorgere di fratture locali, alla chiusura delle ganasce idrauliche della macchina di prova.

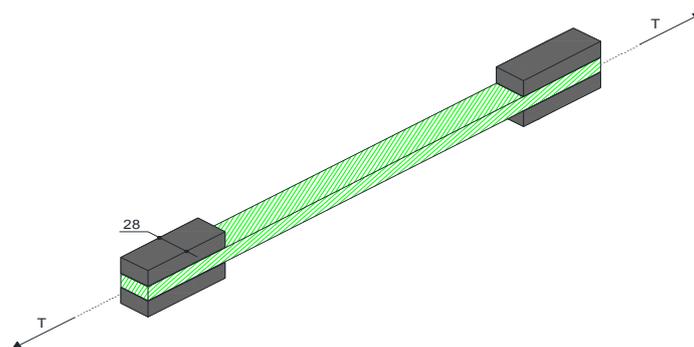


Figura 5.3a. Campione di GFRP (vista assonometrica).

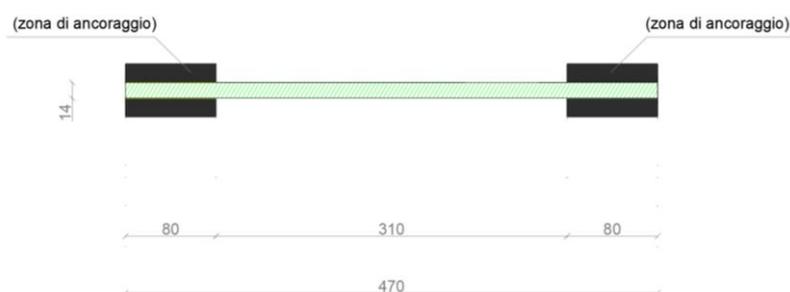


Figura 5.3a. Campione di GFRP (vista laterale) (unità di lunghezza in mm).

Il percorso di carico e scarico è stato concepito al fine di garantire uno stato di sollecitazione assiale dominante secondo una procedura specifica (multi-step), indicata in Tabella 5.3.

Tabella 5.3. Procedura di carico di tipo multi-step.

Cicli			(*)	Target
1, 2, 3	a)	carico	CS	+0.50 mm
	b)	scarico	CF	0.00 N
	c)	carico	CS	-0.50 mm
	d)	scarico	CF	0.00 N
4, 5, 6	a)	carico	CS	+1.00 mm
	b)	scarico	CF	0.00 N
	c)	carico	CS	-1.00 mm
	d)	scarico	CF	0.00 N

(*) CS: controllo di spostamento - CF: controllo di forza.

I risultati sperimentali relativi a due campioni di GFRP sono sintetizzati nelle Tabelle 5.4 e 5.5, e sono esposti in un ordine sequenziale secondo la procedura multi-step illustrata nelle Figure 5.4 e 5.5.

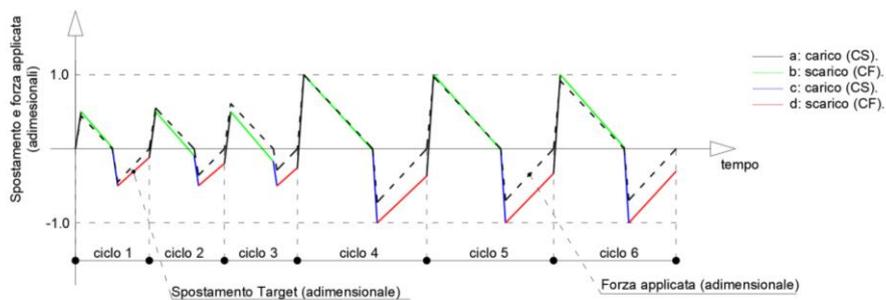
**Figura 5.4.** Procedura sperimentale multi-step per le prove preliminari (campione "1")

Tabella 5.4. Procedura di carico di tipo multi-step (campione “1”).

Ciclo		Target	ε_0 [%]	ε_1 [%]	σ_0 [MPa]	σ_1 [MPa]	E_{01} [MPa]
1	carico 1.a	CS +0.5 mm	0.000	0.161	0.00	53.14	33642
	scarico 1.b	CF 0.0 N	0.161	0.006	53.14	0.00	33349
	carico 1.c	CS -0.5 mm	0.006	-0.161	0.00	-53.49	32763
	scarico 1.d	CF 0.0 N	-0.161	-0.038	-53.49	0.00	41828
2	carico 2.a	CS +0.5 mm	-0.038	0.161	0.00	65.62	33221
	scarico 2.b	CF 0.0 N	0.161	-0.030	65.62	0.00	33173
	carico 2.c	CS -0.5 mm	-0.030	-0.161	0.00	-42.74	32821
	scarico 2.d	CF 0.0 N	-0.161	-0.064	-42.74	0.00	41227
3	carico 3.a	CS +0.5 mm	-0.064	0.162	0.00	72.79	32515
	scarico 3.b	CF 0.0 N	0.162	-0.055	72.79	0.00	32602
	carico 3.c	CS -0.5 mm	-0.055	-0.161	0.00	-34.32	32542
	scarico 3.d	CF 0.0 N	-0.161	-0.082	-34.32	0.00	41784
4	carico 4.a	CS +1.0 mm	-0.082	0.321	0.00	119.45	30426
	scarico 4.b	CF 0.0 N	0.321	-0.006	119.45	0.00	32971
	carico 4.c	CS -1.0 mm	-0.006	-0.323	0.00	-86.32	27121
	scarico 4.d	CF 0.0 N	-0.323	-0.119	-86.32	0.00	38172
5	carico 5.a	CS +1.0 mm	-0.119	0.322	0.00	115.97	26826
	scarico 5.b	CF 0.0 N	0.322	-0.005	115.97	0.00	32140
	carico 5.c	CS -1.0 mm	-0.005	-0.323	0.00	-83.12	26262
	scarico 5.d	CF 0.0 N	-0.323	-0.107	-83.12	0.00	35486
6	carico 6.a	CS +1.0 mm	-0.107	0.323	0.00	109.51	26016
	scarico 6.b	CF 0.0 N	0.323	0.007	109.51	0.00	31701
	carico 6.c	CS -1.0 mm	0.007	-0.323	0.00	-82.81	25243
	scarico 6.d	CF 0.0 N	-0.323	-0.098	-82.81	0.00	33678

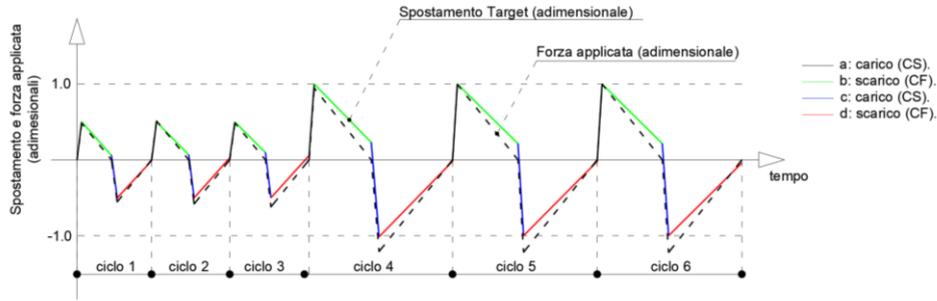


Figura 5.5. Proceduta sperimentale multi-step per le prove preliminari (campione 2).

Tabella 5.5. Procedura di carico di tipo multi-step (campione “2”).

Cicli		Target	ϵ_0 [%]	ϵ_1 [%]	σ_0 [MPa]	σ_1 [MPa]	E_{01} [MPa]
1	carico 1.a	CS +0.5 mm	0.000	0.162	0.00	54.44	33986
	scarico 1.b	CF 0.0 N	0.162	0.019	54.44	0.00	36640
	carico 1.c	CS -0.5 mm	0.019	-0.162	0.00	-62.66	34932
	scarico 1.d	CF 0.0 N	-0.162	-0.004	-62.66	0.00	38586
2	carico 2.a	CS +0.5 mm	-0.004	0.161	0.00	57.97	35174
	scarico 2.b	CF 0.0 N	0.161	0.021	57.97	0.00	40150
	carico 2.c	CS -0.5 mm	0.021	-0.162	0.00	-65.81	36181
	scarico 2.d	CF 0.0 N	-0.162	0.008	-65.81	0.00	37717
3	carico 3.a	CS +0.5 mm	0.008	0.161	0.00	54.91	36079
	scarico 3.b	CF 0.0 N	0.161	0.031	54.91	0.00	40531
	carico 3.c	CS -0.5 mm	0.031	-0.162	0.00	-70.15	36721
	scarico 3.d	CF 0.0 N	-0.162	0.018	-70.15	0.00	38001
4	carico 4.a	CS +1.0 mm	0.018	0.323	0.00	107.01	35550
	scarico 4.b	CF 0.0 N	0.323	0.074	107.01	0.00	41001
	carico 4.c	CS -1.0 mm	0.074	-0.328	0.00	-136.69	34713
	scarico 4.d	CF 0.0 N	-0.328	-0.006	-136.69	0.00	40143

5	carico	5.a	CS +1.0 mm	-0.006	0.323	0.00	112.47	34268
	scarico	5.b	CF 0.0 N	0.323	0.069	112.47	0.00	40975
	carico	5.c	CS -1.0 mm	0.069	-0.323	0.00	-137.65	35248
	scarico	5.d	CF 0.0 N	-0.323	-0.007	-137.65	0.00	40376
6	carico	6.a	CS +1.0 mm	-0.007	0.323	0.00	112.98	34334
	scarico	6.b	CF 0.0 N	0.323	0.069	112.98	0.00	41424
	carico	6.c	CS -1.0 mm	0.069	-0.323	0.00	-138.01	35554
	scarico	6.d	CF 0.0 N	-0.323	-0.013	-138.01	0.00	40253

È importante sottolineare che il generico step è identificato da due punti, contraddistinti dal pedice "0" o "1", che indicano, rispettivamente, l'inizio e la fine di ogni step. Il simbolo " ε " indica la deformazione assiale mentre il simbolo " σ " lo sforzo assiale. Viene inoltre presentata la quantità di deformazione non reversibile alla fine delle fasi di scarico (passo generico "b" o "d"). Infine, il simbolo " E_{01} " indica il modulo di Young valutato al generico step mediante un adattamento lineare dei dati sperimentali.

Nelle figure 5.3 e 5.4 gli spostamenti e le forze assiali sono stati convertiti in quantità adimensionali con riferimento ai valori raggiunti alla fine della Fase 4.a.

A valle delle prove sperimentali si è registrato:

- per il campione "1" il valore del modulo di Young (in trazione) è pari a $33084N/mm^2$ (valore medio su cicli 1, 2, 3) o $30013N/mm^2$ (valore medio su cicli 4, 5, 6). A compressione, invece, sono stati registrati i valori di $37161N/mm^2$ (valore medio su cicli 1, 2, 3) e $30994N/mm^2$ (valore medio su cicli 4, 5, 6).

- per il campione "2" il valore del modulo di Young (in trazione) è pari a $37093N/mm^2$ (valore medio su cicli 1, 2, 3) o $37925N/mm^2$ (valore medio su cicli 4, 5, 6). A compressione, invece, si è registrato rispettivamente, $37023N/mm^2$ (valore medio su cicli 1, 2, 3) e $37715N/mm^2$ (valore medio su cicli 4, 5, 6).

I valori così ottenuti permettono una migliore caratterizzazione del materiale rispetto all'indicazione fornita dal produttore (vedi Tabella 5.1). Ciò svolge un ruolo fondamentale nella valutazione della risposta sperimentale.

5.2.2 Test giunti a doppia sovrapposizione

Questi test rappresentano una sessione sperimentale effettuata allo scopo di messa a punto generale del set-up.

A questa prima sessione seguirà una seconda sessione riferita a giunti tra aderenti tubolari.

Anche per i dieci test sui collegamenti incollati (campioni I.1-I.10) è stata effettuata una procedura di carico assiale di tipo multi-step fino alla crisi dell'interfaccia adesiva, sintetizzata di seguito nella Tabella 5.6:

Tabella 5.6. Procedura di carico di tipo multi-step.

Cicli			(*)	Target
1, 2, 3	a)	carico	CS	+1.00 mm
	b)	scarico	CF	0.00 N
	c)	carico	CS	0.00 mm
	d)	scarico	CF	0.00 N
Finale		carico (**)	CS	+ ∞ mm

(**) CS: controllo di spostamento - CF: controllo di forza.

L'evoluzione dello stato deformativo è stata misurata mediante 12 estensimetri uni-assiali con dimensioni della griglia di 6.35mm , caratterizzati da una capacità di deformazione massima fino al 3% e accuratezza pari al $10^{-4}\%$ (Figura 5.6).

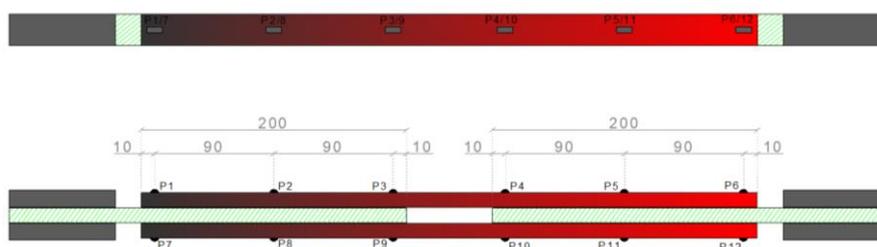


Figura 5.6. Posizione degli estensimetri (vista inferiore/superiore e laterale).

L'affidabilità degli estensimetri è stata garantita da una scelta appropriata dell'adesivo utilizzato per collegarli al GFRP e dalla presenza di uno strato di gel protettivo. Come mostrato in Figura 5.6, gli estensimetri sono stati applicati in posizioni predefinite ai lati esterni degli aderenti "2" e "3". Sono state strumentate tre diverse sezioni trasversali per ogni interfaccia coinvolta nel comportamento meccanico del giunto (Figura 5.7). Inoltre, sono stati utilizzati quattro trasduttori di spostamento a variazione lineare (LVDT) per misurare l'allungamento globale del giunto (Figura 5.8). I dati sperimentali sono stati interamente acquisiti per mezzo di un sistema hardware/software costituito da uno scanner dati collegato ad un personal computer. Lo scanner dati garantisce un'acquisizione dei dati di tipo automatica e modulata, nonché una regolazione in tempo reale dei dati, a causa della perdita del segnale.

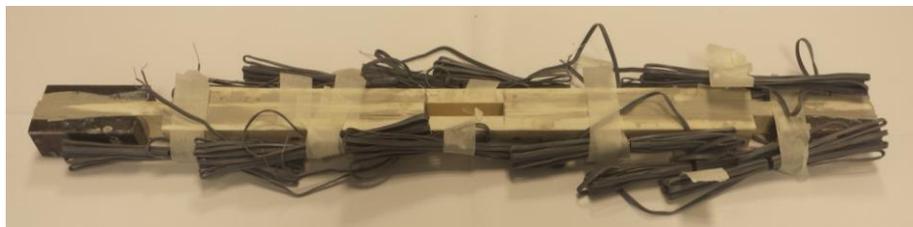


Figura 5.7. Campione di tipo I (dopo aver applicato gli estensimetri).

Ad un prefissato valore dello spostamento, la forza assiale (T), misurata per mezzo di una cella di carico, dipende dalla rigidezza dell'intero sistema (GFRP ed interfacce adesive).

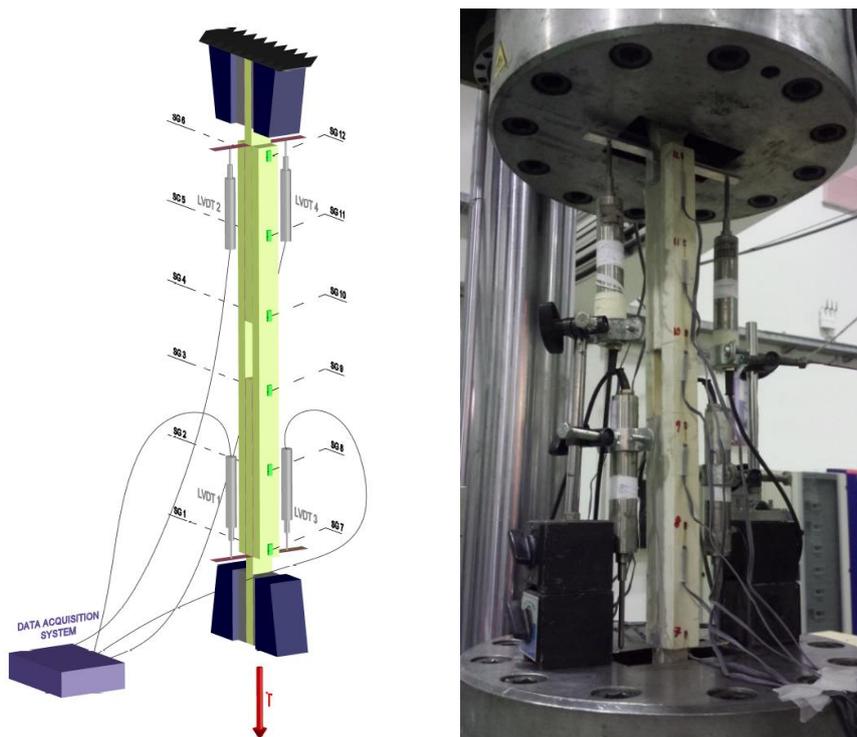


Figura 5.8. Set-up sperimentale per i campioni di tipo I.

I risultati sperimentali sono riassunti nelle Tabelle 5.7-5.16 e sono riportati in un ordine sequenziale secondo la procedura multi-step riassunta nelle Figure 5.9-5.18. In questo caso gli spostamenti target e le forze assiali sono stati convertiti in quantità adimensionali con riferimento ai valori raggiunti alla fine della Fase 1.a.

Tabella 5.7. Test giunto a doppia sovrapposizione-campione I.1.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +1.0 mm	0.000	40.552	0.0000	0.9208	50459
	scarico	1.b	CF 0.0 N	40.552	0.000	0.9208	0.1889	47474
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-7.465	0.1889	0.0255	48938
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-7.465	0.000	0.0255	0.1152	65214
2	carico	2.a	CS +1.0 mm	0.000	35.588	0.1152	0.9628	44066
	scarico	2.b	CF 0.0 N	35.588	0.000	0.9628	0.2203	44359
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-9.139	0.2203	0.0451	49520
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-9.139	0.000	0.0451	0.1331	66079
3	carico	3.a	CS +1.0 mm	0.000	34.347	0.1331	0.9832	43610
	scarico	3.b	CF 0.0 N	34.347	0.000	0.9832	0.2438	43787
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-10.198	0.2438	0.0267	48033
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-10.198	0.000	0.0267	0.1788	60666
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	44.700	0.1788	1.3092	44155

Tabella 5.8. Test giunto a doppia sovrapposizione-campione I.2.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +1.0 mm	0.000	40.241	0.0000	0.9462	44166
	scarico	1.b	CF 0.0 N	40.241	0.000	0.9462	0.1855	47174
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-7.667	0.1855	0.0202	48648
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-7.667	0.000	0.0202	0.1112	63426
2	carico	2.a	CS +1.0 mm	0.000	35.749	0.1112	0.9733	43950
	scarico	2.b	CF 0.0 N	35.749	0.000	0.9733	0.2024	44307
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-9.464	0.2024	0.0618	49014
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-9.464	0.000	0.0618	0.1533	63892
3	carico	3.a	CS +1.0 mm	0.000	34.682	0.1533	0.9890	43454
	scarico	3.b	CF 0.0 N	34.682	0.000	0.9890	0.2595	43808
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-10.243	0.2595	0.0367	49110
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-10.243	0.000	0.0367	0.1744	59896
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	44.826	0.1744	1.3228	43935

Tabella 5.9. Test giunto a doppia sovrapposizione-campione I.3.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +1.0 mm	0.000	40.847	0.0000	0.9364	50599
	scarico	1.b	CF 0.0 N	40.847	0.000	0.9364	0.1811	46628
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-7.542	0.1811	0.0214	46883
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-7.542	0.000	0.0214	0.1290	62156
2	carico	2.a	CS +1.0 mm	0.000	36.299	0.1290	0.9810	44027
	scarico	2.b	CF 0.0 N	36.299	0.000	0.9810	0.2256	44268
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-9.071	0.2256	0.0393	48550
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-9.071	0.000	0.0393	0.1472	63113
3	carico	3.a	CS +1.0 mm	0.000	35.120	0.1472	0.9805	43274
	scarico	3.b	CF 0.0 N	35.120	0.000	0.9805	0.2634	43911
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-10.032	0.2634	0.0351	46268
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-10.032	0.000	0.0351	0.1733	58584
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	44.912	0.1733	1.3351	42774

Tabella 5.10. Test giunto a doppia sovrapposizione-campione I.4.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +1.0 mm	0.000	40.343	0.0000	0.9307	50822
	scarico	1.b	CF 0.0 N	40.343	0.000	0.9307	0.2010	46570
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-8.048	0.2010	0.0151	45112
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-8.048	0.000	0.0151	0.0925	56725
2	carico	2.a	CS +1.0 mm	0.000	36.052	0.0925	0.9548	43778
	scarico	2.b	CF 0.0 N	36.052	0.000	0.9548	0.2188	44151
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-10.056	0.2188	0.0154	50138
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-10.056	0.000	0.0154	0.1330	60009
3	carico	3.a	CS +1.0 mm	0.000	34.251	0.1330	0.9999	42683
	scarico	3.b	CF 0.0 N	34.251	0.000	0.9999	0.2469	43666
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-10.116	0.2469	0.0145	43632
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-10.116	0.000	0.0145	0.1607	55278
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	43.926	0.1607	1.3305614	42642

Tabella 5.11. Test giunto a doppia sovrapposizione-campione I.5.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +1.0 mm	0.000	41.067	0.0000	0.9072	50812
	scarico	1.b	CF 0.0 N	41.067	0.000	0.9072	0.1730	46886
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-7.388	0.1730	0.0218	46131
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-7.388	0.000	0.0218	0.1236	60677
2	carico	2.a	CS +1.0 mm	0.000	36.133	0.1236	0.9798	42883
	scarico	2.b	CF 0.0 N	36.133	0.000	0.9798	0.2050	44021
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-8.919	0.2050	0.0299	47021
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-8.919	0.000	0.0299	0.1550	61926
3	carico	3.a	CS +1.0 mm	0.000	34.944	0.1550	0.9935	42960
	scarico	3.b	CF 0.0 N	34.944	0.000	0.9935	0.2497	43742
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-10.213	0.2497	0.0563	49656
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-10.213	0.000	0.0563	0.1749	59759
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	45.331	0.1749	1.3366	42819

Tabella 5.12. Test giunto a doppia sovrapposizione-campione I.6.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +1.0 mm	0.000	40.967	0.0000	0.9085	45178
	scarico	1.b	CF 0.0 N	40.967	0.000	0.9085	0.1635	46817
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-7.132	0.1635	0.0284	45761
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-7.132	0.000	0.0284	0.1073	62861
2	carico	2.a	CS +1.0 mm	0.000	36.115	0.1073	0.9831	44243
	scarico	2.b	CF 0.0 N	36.115	0.000	0.9831	0.2133	44292
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-8.351	0.2133	0.0272	44187
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-8.351	0.000	0.0272	0.1342	60633
3	carico	3.a	CS +1.0 mm	0.000	35.261	0.1342	1.0135	42866
	scarico	3.b	CF 0.0 N	35.261	0.000	1.0135	0.2511	43717
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-9.821	0.2511	0.0606	49902
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-9.821	0.000	0.0606	0.1707	59332
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	45.962	0.1707	1.3374	42846

Tabella 5.13. Test giunto a doppia sovrapposizione-campione I.7.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +1.0 mm	0.000	39.235	0.0000	0.9410314	50453
	scarico	1.b	CF 0.0 N	39.235	0.000	0.9410	0.1856011	46591
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-8.291	0.1856	0.0180152	47955
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-8.291	0.000	0.0180	0.1198854	63343
2	carico	2.a	CS +1.0 mm	0.000	35.157	0.1199	0.9675676	42772
	scarico	2.b	CF 0.0 N	35.157	0.000	0.9676	0.2215775	44136
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-9.452	0.2216	0.014874	46357
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-9.452	0.000	0.0149	0.1387135	65389
3	carico	3.a	CS +1.0 mm	0.000	33.503	0.1387	0.9924705	42331
	scarico	3.b	CF 0.0 N	33.503	0.000	0.9925	0.2598564	43677
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-10.650	0.2599	0.0161363	46483
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-10.650	0.000	0.0161	0.2036248	59799
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	44.623	0.2036	1.3080804	42578

Tabella 5.14. Test giunto a doppia sovrapposizione-campione I.8.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +1.0 mm	0.000	39.555	0.0000	0.9372061	43172
	scarico	1.b	CF 0.0 N	39.555	0.000	0.9372	0.182964	46577
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-8.528	0.1830	0.0114087	48051
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-8.528	0.000	0.0114	0.0969836	63095
2	carico	2.a	CS +1.0 mm	0.000	35.476	0.0970	0.9532211	42705
	scarico	2.b	CF 0.0 N	35.476	0.000	0.9532	0.2293178	44101
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-10.088	0.2293	0.0414539	50392
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-10.088	0.000	0.0415	0.1517824	65572
3	carico	3.a	CS +1.0 mm	0.000	33.106	0.1518	0.9680726	41229
	scarico	3.b	CF 0.0 N	33.106	0.000	0.9681	0.2670063	43413
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-11.269	0.2670	0.0089404	46701
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-11.269	0.000	0.0089	0.1845799	59450
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	43.957	0.1846	1.2990285	42495

Tabella 5.15. Test giunto a doppia sovrapposizione-campione I.9.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +1.0 mm	0.000	40.103	0.0000	0.9624484	50661
	scarico	1.b	CF 0.0 N	40.103	0.000	0.9624	0.20292	46540
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-8.119	0.2029	0.0128984	45953
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-8.119	0.000	0.0129	0.1285147	59500
2	carico	2.a	CS +1.0 mm	0.000	35.356	0.1285	0.9878388	43181
	scarico	2.b	CF 0.0 N	35.356	0.000	0.9878	0.259878	44165
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-9.413	0.2599	0.0366519	42562
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-9.413	0.000	0.0367	0.1682844	60910
3	carico	3.a	CS +1.0 mm	0.000	34.814	0.1683	0.9977876	42667
	scarico	3.b	CF 0.0 N	34.814	0.000	0.9978	0.2639915	43744
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-10.758	0.2640	0.0406926	48934
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-10.758	0.000	0.0407	0.1951429	58405
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	44.504	0.1951	1.3428546	42609

Tabella 5.16. Test giunto a doppia sovrapposizione-campione I.10.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +1.0 mm	0.000	40.851	0.0000	0.9337895	44566
	scarico	1.b	CF 0.0 N	40.851	0.000	0.9338	0.1675889	46756
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-7.437	0.1676	0.0241917	46379
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-7.437	0.000	0.0242	0.0932373	63326
2	carico	2.a	CS +1.0 mm	0.000	36.049	0.0932	0.9864706	43751
	scarico	2.b	CF 0.0 N	36.049	0.000	0.9865	0.2224498	44299
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-9.202	0.2224	0.0122042	47999
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-9.202	0.000	0.0122	0.1587044	63507
3	carico	3.a	CS +1.0 mm	0.000	35.000	0.1587	0.9786261	43049
	scarico	3.b	CF 0.0 N	35.000	0.000	0.9786	0.2443843	43803
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-10.198	0.2444	0.0322241	47726
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-10.198	0.000	0.0322	0.179083	60100
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	44.491	0.1791	1.3100131	42700

Anche in questo caso il generico step è identificato mediante due punti, contraddistinti dal pedice "0" o "1". Il simbolo " T " indica la forza assiale mentre il simbolo " ΔL " l'allungamento assiale del giunto, valutato mediante i segnali degli LVDT. È importante osservare che il valore dell'allungamento del giunto alla fine di ogni step è solitamente inferiore al valore target dello

spostamento imposto, ciò è dovuto a due principali cause: i) l'allungamento libero della estremità del campione lungo la zona di incollaggio; ii) possibili scorrimenti all'interno dei dispositivi di ancoraggio. Viene, inoltre, presentata la quantità di allungamento non reversibile alla fine delle fasi di scarico (passo generico "b" o "d"). Infine, il simbolo " K_{01} " indica la rigidezza assiale del giunto, valutata al generico step mediante un adattamento lineare dei dati sperimentali.

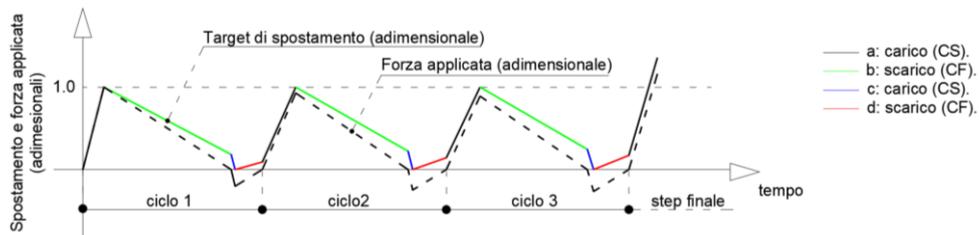


Figura 5.9. Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione.
(Campione I.1).

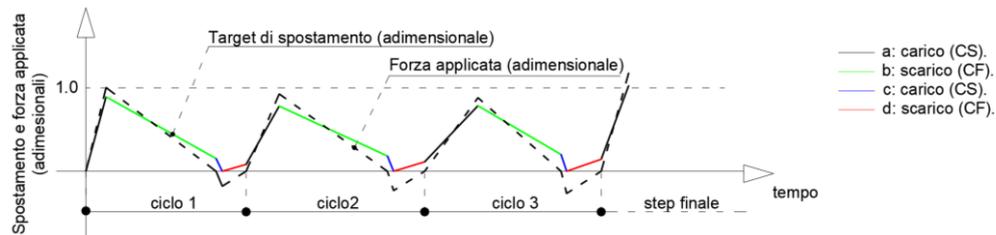


Figura 5.10. Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione.
(Campione I.2).

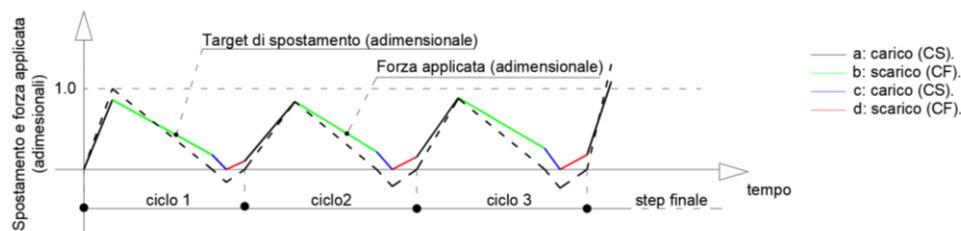


Figura 5.11. Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione.
(Campione I.3).

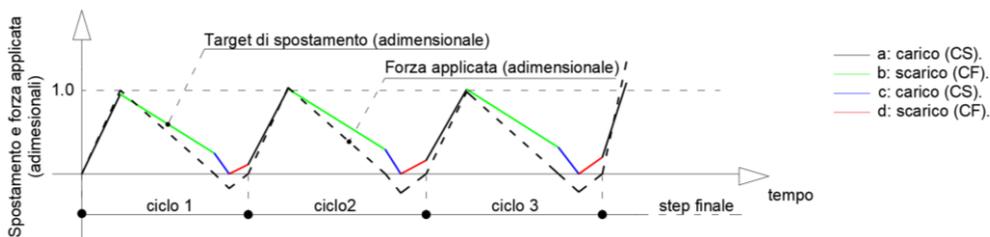


Figura 5.12. Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione.
(Campione I.4).

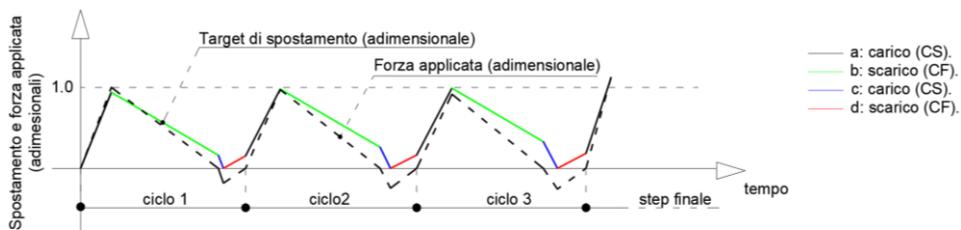


Figura 5.13. Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione.
(Campione I.5).

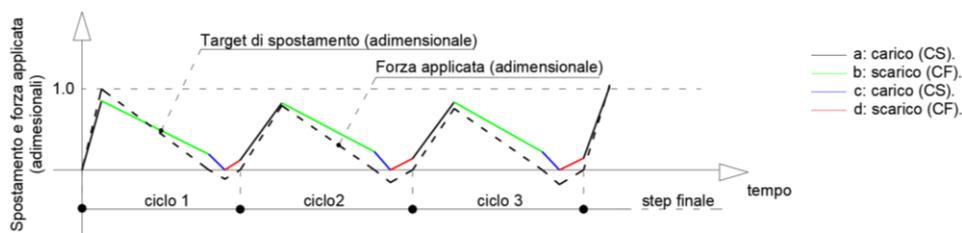


Figura 5.14. Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione.
(Campione I.6).

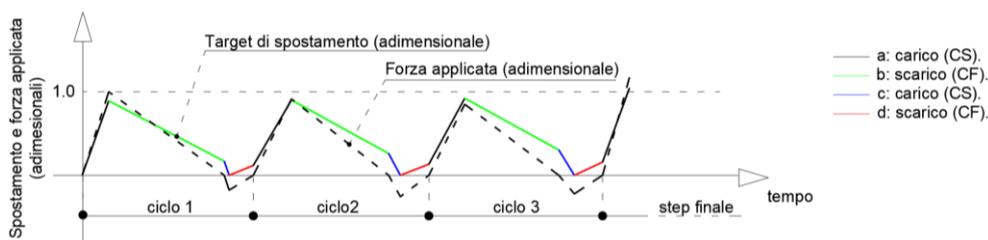


Figura 5.15. Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione.
(Campione I.7).

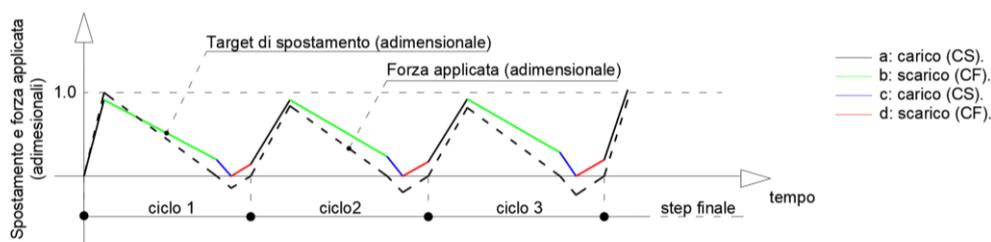


Figura 5.16. Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione.
(Campione I.8).

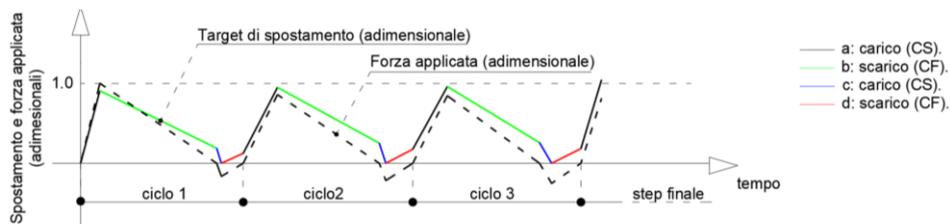


Figura 5.17. Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione.
(Campione I.9).

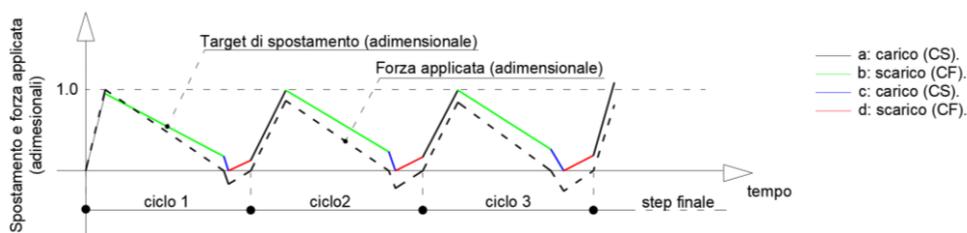


Figura 5.18. Procedura sperimentale multi-step del giunto a doppia sovrapposizione.
(Campione I.10).

In Tabella 5.17 sono raggruppati i valori del carico ultimo e il valore dell'elongazione totale del sistema.

Tabella 5.17. Elongazione totale e carico ultimo.

Campione	T_{\max} [kN]	ΔL_{\max} [mm]
I.1	44.700	1.3092
I.2	44.826	1.3228
I.3	44.912	1.3351
I.4	43.926	1.3306
I.5	45.330	1.3366
I.6	45.962	1.3374
I.7	44.622	1.3081
I.8	43.957	1.2990
I.9	44.500	1.3429
I.10	44.491	1.3100

L'analisi dei segnali estensimetrici rappresenta l'ultimo obiettivo dello studio sperimentale. Nelle Tabelle 5.18-5.27 sono presentati i gradienti di deformazione (de_i/dT) raggiunti all'interno del materiale composito GFRP sulle quattro interfacce adesive, essendo e_i le deformazioni restituite dall'estensimetro, collocato nella posizione Pi (Figura 5.19), e T la forza assiale applicata.

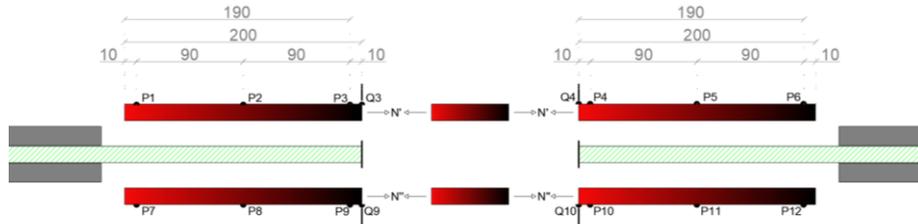


Figura 5.19. Posizionamento degli estensimetri e schema di equilibrio (lunghezze espresse in mm).

I gradienti di deformazione sono stati mediati rispetto alla fase di carico "1.a" (ciclo 1) ed amplificati di 1×10^6 . Sono state considerate, inoltre, quattro posizioni aggiuntive (Q_i , $i = 3, 4, 9, 10$), che rappresentano sezioni trasversali rilevanti dello schema di equilibrio illustrato nella Figura 5.19. È importante sottolineare che i gradienti di deformazione in questi punti provengono da un'estrapolazione lineare basata sulle misurazioni effettive degli estensimetri nella posizione viciniera. Ad esempio, il valore di deformazione nel punto Q_3 è stato valutato tenendo conto dei valori registrati nei punti P_1, P_2 e P_3 .

Tabella 5.18. Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.1)

Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$	Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$
P ₁	0.0082	0.128	P ₇	0.0067	0.103
P ₂	0.0214	0.332	P ₈	0.0150	0.233
P ₃	0.0346	0.537	P ₉	0.0233	0.362
Q ₃	0.0361	0.560	Q ₉	0.0242	0.376
Q ₄	0.0330	0.513	Q ₁₀	0.0271	0.421
P ₄	0.0320	0.496	P ₁₀	0.0259	0.402
P ₅	0.0221	0.343	P ₁₁	0.0182	0.283
P ₆	0.0123	0.191	P ₁₂	0.0038	0.060

Tabella 5.19. Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.2)

Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$	Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$
P ₁	0.0067	0.105	P ₇	0.0156	0.243
P ₂	0.0204	0.316	P ₈	0.0205	0.318
P ₃	0.0340	0.528	P ₉	0.0254	0.394
Q ₃	0.0356	0.552	Q ₉	0.0259	0.402
Q ₄	0.0328	0.508	Q ₁₀	0.0287	0.446
P ₄	0.0312	0.483	P ₁₀	0.0279	0.433
P ₅	0.0168	0.261	P ₁₁	0.0192	0.297
P ₆	0.0025	0.039	P ₁₂	0.0130	0.202

Tabella 5.20. Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.3)

Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$	Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$
P ₁	0.0085	0.131	P ₇	0.0011	0.017
P ₂	0.0223	0.347	P ₈	0.0124	0.193
P ₃	0.0362	0.562	P ₉	0.0238	0.369
Q ₃	0.0378	0.586	Q ₉	0.0251	0.389
Q ₄	0.0340	0.528	Q ₁₀	0.0285	0.442
P ₄	0.0326	0.505	P ₁₀	0.0273	0.424
P ₅	0.0193	0.299	P ₁₁	0.0113	0.175
P ₆	0.0060	0.093	P ₁₂	0.0060	0.093

Tabella 5.21. Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.4)

Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$	Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$
P ₁	0.0078	0.121	P ₇	0.0002	0.004
P ₂	0.0210	0.325	P ₈	0.0133	0.206
P ₃	0.0342	0.530	P ₉	0.0264	0.409
Q ₃	0.0356	0.553	Q ₉	0.0278	0.431
Q ₄	0.0330	0.512	Q ₁₀	0.0301	0.467
P ₄	0.0317	0.492	P ₁₀	0.0290	0.449
P ₅	0.0199	0.309	P ₁₁	0.0153	0.238
P ₆	0.0081	0.125	P ₁₂	0.0081	0.126

Tabella 5.22. Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.5)

Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$	Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$
P ₁	0.0031	0.049	P ₇	0.0027	0.042
P ₂	0.0197	0.305	P ₈	0.0117	0.181
P ₃	0.0362	0.562	P ₉	0.0207	0.321
Q ₃	0.0380	0.590	Q ₉	0.0217	0.336
Q ₄	0.0340	0.528	Q ₁₀	0.0259	0.402
P ₄	0.0325	0.504	P ₁₀	0.0247	0.383
P ₅	0.0186	0.289	P ₁₁	0.0090	0.139
P ₆	0.0047	0.073	P ₁₂	0.0027	0.043

Tabella 5.23. Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.6)

Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$	Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$
P ₁	0.0087	0.134	P ₇	0.0009	0.013
P ₂	0.0209	0.324	P ₈	0.0129	0.200
P ₃	0.0331	0.514	P ₉	0.0249	0.386
Q ₃	0.0345	0.535	Q ₉	0.0262	0.407
Q ₄	0.0298	0.462	Q ₁₀	0.0313	0.486
P ₄	0.0287	0.446	P ₁₀	0.0300	0.465
P ₅	0.0196	0.304	P ₁₁	0.0134	0.207
P ₆	0.0105	0.163	P ₁₂	0.0052	0.080

Tabella 5.24. Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.7)

Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$	Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$
P ₁	0.0102	0.159	P ₇	0.0034	0.052
P ₂	0.0224	0.348	P ₈	0.0142	0.220
P ₃	0.0346	0.537	P ₉	0.0250	0.388
Q ₃	0.0360	0.558	Q ₉	0.0262	0.406
Q ₄	0.0347	0.538	Q ₁₀	0.0277	0.429
P ₄	0.0332	0.515	P ₁₀	0.0264	0.409
P ₅	0.0201	0.312	P ₁₁	0.0114	0.177
P ₆	0.0070	0.109	P ₁₂	0.0035	0.055

Tabella 5.25. Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.8)

Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$	Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$
P ₁	0.0048	0.074	P ₇	0.0017	0.027
P ₂	0.0205	0.318	P ₈	0.0119	0.185
P ₃	0.0362	0.562	P ₉	0.0221	0.343
Q ₃	0.0380	0.589	Q ₉	0.0232	0.360
Q ₄	0.0357	0.554	Q ₁₀	0.0249	0.387
P ₄	0.0340	0.527	P ₁₀	0.0238	0.369
P ₅	0.0186	0.288	P ₁₁	0.0095	0.147
P ₆	0.0032	0.050	P ₁₂	0.0029	0.044

Tabella 5.26. Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.9)

Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$	Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$
P ₁	0.0089	0.138	P ₇	0.0082	0.127
P ₂	0.0216	0.335	P ₈	0.0164	0.255
P ₃	0.0342	0.531	P ₉	0.0246	0.382
Q ₃	0.0356	0.553	Q ₉	0.0255	0.396
Q ₄	0.0337	0.522	Q ₁₀	0.0276	0.428
P ₄	0.0322	0.500	P ₁₀	0.0264	0.410
P ₅	0.0193	0.300	P ₁₁	0.0131	0.204
P ₆	0.0064	0.100	P ₁₂	0.0057	0.089

Tabella 5.27. Gradienti di deformazione e di carico assiale (campione I.10)

Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$	Posizione	$\frac{de_i}{dT}$ $rad \times 10^6 N^{-1}$	$EA \frac{de_i}{dT}$
P ₁	0.0070	0.109	P ₇	0.0037	0.058
P ₂	0.0222	0.344	P ₈	0.0136	0.211
P ₃	0.0374	0.580	P ₉	0.0234	0.364
Q ₃	0.0390	0.606	Q ₉	0.0245	0.381
Q ₄	0.0345	0.535	Q ₁₀	0.0287	0.445
P ₄	0.0331	0.513	P ₁₀	0.0273	0.424
P ₅	0.0203	0.316	P ₁₁	0.0125	0.193
P ₆	0.0070	0.109	P ₁₂	0.0037	0.058

Nell'ultima colonna delle Tabelle 5.18-5.27 è riportato il gradiente della forza assiale raggiunto all'interno degli aderenti esterni del giunto (aderenti "2" e "3" di Figura 5.1b), valutato mediante la relazione $EA \frac{de_i}{dT}$, dove EA denota la rigidezza assiale del GFRP ($EA = 37000 N/mm^2 \times 28mm \times 14mm$), valutata a sua volta con le prove sperimentali preliminari di cui al paragrafo 5.2.1. L'analisi della deformazione consente di stimare il gradiente delle forze assiali N' ed N'' rispetto allo schema di equilibrio del giunto indicato in Figura 5.19. Inoltre, il gradiente globale, nella sezione sinistra Q3-Q9 ($dN'/dT + dN''/dT$) è sostanzialmente uguale a quello raggiunto nella sezione trasversale destra Q4-Q10 ($dN'/dT + dN''/dT$), per tutti i campioni di tipo I, indicando così che l'equilibrio è soddisfatto con una distribuzione quasi bilanciata delle forze assiali tra gli aderenti esterni "2" e "3".

È importante sottolineare che gli estensimetri sono stati applicati ai lati superiore/inferiore degli aderenti esterni e non sono, quindi, in grado di tener conto di eventuali deformazioni di taglio che avvengono all'interno dello spessore del GFRP. Ciò, in aggiunta ai minimi errori sperimentali, può essere responsabile dei seguenti paradossi apparenti:

1. $dN'/dT + dN''/dT \neq 1$
2. $dN'/dT | Q_3 \neq dN'/dT | Q_4$
3. $dN''/dT | Q_9 \neq dN''/dT | Q_{10}$

Infine, si osserva che il comportamento del giunto è influenzato dal danno interfacciale dovuto a carichi ciclici. Un possibile approccio semplificato può

essere basato su un modello lineare del giunto in cui viene considerata una rigidezza ridotta. Più in dettaglio, in questo caso, il valore ridotto della rigidezza può essere considerato come il valor medio dei parametri di rigidezza K_{01} valutati in corrispondenza degli step 3.a e 3.b, come riportato in Tabella 5.28.

Tabella 5.28. Valori della rigidezza (K_{01}) - unità di misura N/mm^2 .

Step	I1	I2	I3	I4	I5	I6	I7	I8	I9	I10
3.a (carico)	43610	43454	43274	42683	42960	42866	42331	41229	42667	43049
3.b (scarico)	43787	43808	43911	43666	43742	43717	43677	43413	43744	43803
Valore medio	43699	43631	43593	43175	43351	43292	43004	42321	43206	43426
Valore finale	44155	43935	42774	42642	42819	42846	42578	42495	42609	42700
Diff. [%]	1.04	0.7	1.88	1.23	1.23	1.03	0.99	0.41	1.38	1.67

La rigidezza residua del giunto potrebbe essere assunta dai valori medi, a condizione che si escludano i dati con una differenza superiore a una certa soglia rispetto alla rigidezza corrispondente alla fase finale. Ad esempio, se la soglia scelta è fissata pari al 2%, tutti i dati nella Tabella 5.25 potrebbero essere utilizzati per calibrare la rigidezza residua.

5.3 CAMPIONI DI TIPO II

In questo paragrafo si passa a descrivere la seconda sessione sperimentale di questo studio, riferita a giunti tra aderenti tubolari.

I giunti adesivi di tipo II sono stati realizzati mediante il collegamento di un profilo tubolare in GFRP (Figura 5.20) ad appositi dispositivi metallici alle due estremità (Figura 5.21) [35].

Anche per questa indagine sperimentale i campioni di GFRP sono stati prodotti e forniti gratuitamente dalla ATP-Pultrusion S.r.l., mentre la resina epossidica da Kerakoll S.p.a.. Si sottolinea che il materiale base è il medesimo di quello riferito ai campioni di tipo I.



Figura 5.20. Profilo tubolare di GFRP.



Figura 5.21. Profilo tubolare di acciaio.

La realizzazione del campione ha interessato tre fasi principali. La prima ha riguardato l'applicazione della resina lungo la parete circonferenziale del primo dispositivo metallico di ancoraggio, tenuto fisso all'interno di una morsa (Figura 5.22). Successivamente è stato realizzato il collegamento tra il dispositivo metallico ad una delle estremità del profilo tubolare, (Figura 5.23). Dopo un'attesa di circa 48 ore, tempo minimo necessario per garantire la polimerizzazione dell'adesivo, reiterando gli stessi passaggi, si è proceduto alla realizzazione della seconda interfaccia, all'altra estremità del profilo tubolare (Figura 5.24).



Figura 5.22. Applicazione della resina lungo la parete circonferenziale del profilo metallico.



Figura 5.23. Realizzazione della prima interfaccia coesiva.



Figura 5.24. Configurazione finale dei campioni di tipo II.

Le caratteristiche meccaniche dell'adesivo e del profilo in GFRP sono riportate in Tabella 5.1 e 5.2, mentre le proprietà del dispositivo metallico in Tabella 5.29.

Infine, le caratteristiche geometriche del sistema sono sintetizzate nella Tabella 5.30.

Tabella 5.29. Proprietà meccaniche del profilo metallico.

modulo normale	$(E = 196000 N/mm^2)$
modulo di taglio	$(G = 98000 N/mm^2)$
coefficiente di Poisson	$(\nu = 0)$

Tabella 5.30. Proprietà geometriche.

raggio interno profilo metallico	$(r_{2,1} = 59.5mm)$
raggio esterno profilo metallico	$(r_{3,1} = 63.5mm)$
spessore del profilo metallico	$(s_1 = r_{3,1} - r_{2,1} = 4.0mm)$
raggio interno del profilo in GFRP	$(r_{2,2} = 66.0mm)$
raggio esterno del profilo in GFRP	$(r_{3,2} = 80.0mm)$
spessore della parete del tubo in GFRP	$(s_2 = r_{3,2} - r_{2,2} = 14.0mm)$
lunghezza del profilo metallico	$(L_1 = 120.0mm)$
lunghezza del profilo in GFRP	$(L_2 = 500.0mm)$
lunghezza della zona di incollaggio	$(L_b = 100.0mm)$
spessore dello strato di adesivo	$(s_a = r_{2,2} - r_{3,1} = 2.5mm)$

Sono stati testati dieci campioni, denominati II.1- II.10, sottoposti ad una procedura di carico assiale di tipo multi-step fino alla crisi dell'interfaccia adesiva, sintetizzata in Tabella 5.31.

Tabella 5.31. Procedura di carico di tipo multi-step.

Cicli			(*)	Target
1, 2, 3	a)	carico	CS	+0.20 mm
	b)	scarico	CF	0.00 N
	c)	carico	CS	0.00 mm
	d)	scarico	CF	0.00 N
Finale		carico (**)	CS	+ ∞ mm

(**) CS: controllo di spostamento - CF: controllo di forza.

I campioni sono stati strumentati con i medesimi estensimetri utilizzati per le prove sui campioni di tipo I, posti lungo quattro punti della circonferenza del profilo tubolare (Figura 5.25), in corrispondenza di cinque sezioni lungo l'asse longitudinale (Figura 5.26), corrispondenti a precise posizioni in corrispondenza di ciascuna zona di incollaggio (vedi Figura 5.26), ed alla sezione centrale del profilo tubolare, sufficientemente distante dalle zone coesive.

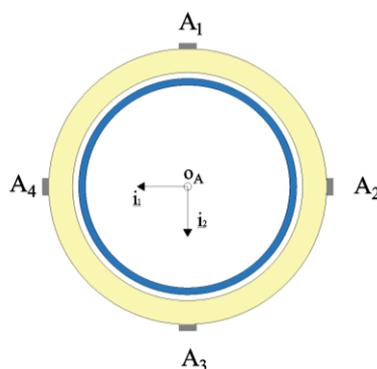


Figura 5.25. Disposizione degli estensimetri in riferimento alla generica sezione retta A-A.

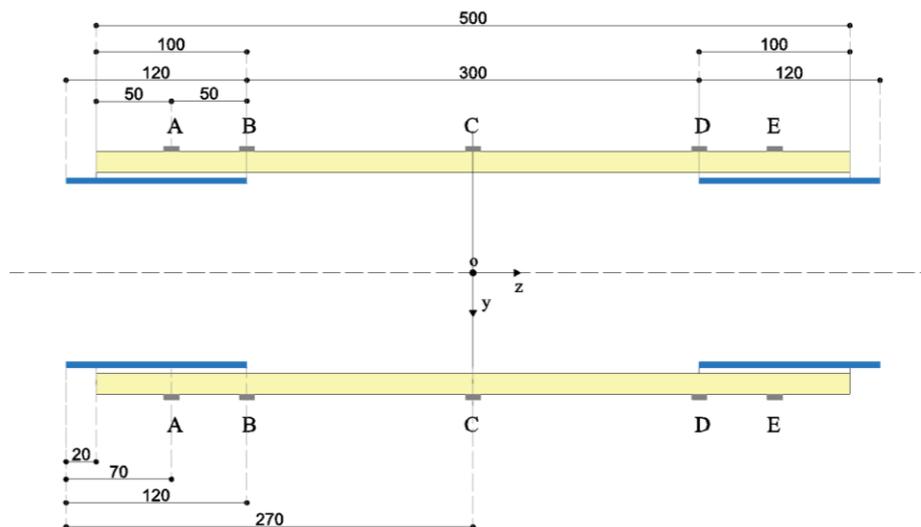


Figura 5.26. Disposizione degli estensimetri in riferimento ad una sezione longitudinale del giunto (lunghezze espresse in mm).

Anche in questo caso i dati sperimentali sono stati acquisiti per mezzo di un sistema hardware/software collegato ad un personal computer (Figura 5.27).



Figura 5.27. Set-up di prova.

I risultati sperimentali sono riassunti nelle Tabelle 5.32-5.41 e sono riportati in ordine sequenziale secondo la procedura multi-step definita in Tabella 5.31.

Tabella 5.32. Test giunto - campione II.1.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +0.2 mm	0.000	96.618	0.0000	0.1597	706419
	scarico	1.b	CF 0.0 N	96.618	0.000	0.1597	0.0328	664636
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-17.786	0.0328	0.0044	679571
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-17.786	0.000	0.0044	0.0200	912998
2	carico	2.a	CS +0.2 mm	0.000	84.790	0.0200	0.1669	616931
	scarico	2.b	CF 0.0 N	84.790	0.000	0.1669	0.0382	603737
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-21.773	0.0382	0.0078	693274
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-21.773	0.000	0.0078	0.0231	925107
3	carico	3.a	CS +0.2 mm	0.000	81.835	0.0231	0.1705	610545
	scarico	3.b	CF 0.0 N	81.835	0.000	0.1705	0.0423	549852
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-24.297	0.0423	0.0046	672456
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-24.297	0.000	0.0046	0.0310	849331
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	106.500	0.0310	0.2270	618175

Tabella 5.33. Test giunto - campione II.2.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +0.2 mm	0.000	97.747	0.0000	0.1602	718667
	scarico	1.b	CF 0.0 N	97.499	0.000	0.1609	0.0332	676044
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-17.911	0.0332	0.0044	680503
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-18.062	0.000	0.0044	0.0200	920106
2	carico	2.a	CS +0.2 mm	0.000	85.993	0.0204	0.1700	620852
	scarico	2.b	CF 0.0 N	86.183	0.000	0.1691	0.0388	606807
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-21.843	0.0383	0.0079	694078
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-22.010	0.000	0.0079	0.0231	937466
3	carico	3.a	CS +0.2 mm	0.000	82.191	0.0234	0.1714	616293
	scarico	3.b	CF 0.0 N	83.375	0.000	0.1738	0.0431	551073
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-24.761	0.0425	0.0047	673239
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-24.472	0.000	0.0047	0.0311	851388
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	106.719	0.0313	0.2281	620949

Tabella 5.34. Test giunto - campione II.3.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +0.2 mm	0.000	99.477	0.0000	0.1609	730941
	scarico	1.b	CF 0.0 N	98.526	0.000	0.1624	0.0337	683258
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-18.157	0.0338	0.0044	693088
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-18.195	0.000	0.0044	0.0203	931606
2	carico	2.a	CS +0.2 mm	0.000	87.608	0.0206	0.1708	621436
	scarico	2.b	CF 0.0 N	87.387	0.000	0.1714	0.0395	611811
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-21.870	0.0388	0.0080	704313
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-22.184	0.000	0.0081	0.0235	940868
3	carico	3.a	CS +0.2 mm	0.000	82.939	0.0238	0.1733	628500
	scarico	3.b	CF 0.0 N	83.681	0.000	0.1747	0.0436	553010
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-24.818	0.0426	0.0047	675359
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-24.533	0.000	0.0047	0.0315	867851
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	108.564	0.0317	0.2285	625102

Tabella 5.35. Test giunto - campione II.4.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +0.2 mm	0.000	97.189	0.0000	0.1590	719002
	scarico	1.b	CF 0.0 N	97.409	0.000	0.1597	0.0327	663661
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-17.621	0.0327	0.0044	690983
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-18.056	0.000	0.0043	0.0198	918060
2	carico	2.a	CS +0.2 mm	0.000	87.375	0.0200	0.1653	618702
	scarico	2.b	CF 0.0 N	85.819	0.000	0.1709	0.0386	601234
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-21.567	0.0380	0.0078	701306
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-21.593	0.000	0.0079	0.0231	936061
3	carico	3.a	CS +0.2 mm	0.000	81.010	0.0232	0.1686	623615
	scarico	3.b	CF 0.0 N	82.600	0.000	0.1720	0.0427	548937
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-24.313	0.0423	0.0046	658083
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-23.928	0.000	0.0047	0.0308	853235
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	105.378	0.0315	0.2254	622906

Tabella 5.36. Test giunto - campione II.5.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +0.2 mm	0.000	95.629	0.0000	0.1573	712738
	scarico	1.b	CF 0.0 N	95.192	0.000	0.1554	0.0321	655625
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-17.167	0.0327	0.0043	668131
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-17.742	0.000	0.0042	0.0194	909299
2	carico	2.a	CS +0.2 mm	0.000	87.196	0.0196	0.1600	601508
	scarico	2.b	CF 0.0 N	84.093	0.000	0.1702	0.0377	584030
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-21.528	0.0373	0.0077	683735
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-21.281	0.000	0.0078	0.0229	925727
3	carico	3.a	CS +0.2 mm	0.000	78.726	0.0225	0.1671	612866
	scarico	3.b	CF 0.0 N	81.613	0.000	0.1715	0.0420	547452
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-24.291	0.0416	0.0046	651717
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-23.206	0.000	0.0046	0.0300	851002
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	104.387	0.0309	0.2250	603638

Tabella 5.37. Test giunto - campione II.6.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +0.2 mm	0.000	97.418	0.0000	0.1596	729420
	scarico	1.b	CF 0.0 N	95.553	0.000	0.1557	0.0325	670954
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-17.319	0.0331	0.0043	669493
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-17.800	0.000	0.0043	0.0197	934468
2	carico	2.a	CS +0.2 mm	0.000	88.641	0.0199	0.1612	618947
	scarico	2.b	CF 0.0 N	85.077	0.000	0.1712	0.0382	587848
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-22.220	0.0373	0.0079	689852
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-21.354	0.000	0.0079	0.0229	930043
3	carico	3.a	CS +0.2 mm	0.000	80.492	0.0232	0.1685	619491
	scarico	3.b	CF 0.0 N	82.690	0.000	0.1761	0.0430	563121
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-24.568	0.0424	0.0046	654315
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-23.947	0.000	0.0048	0.0306	864873
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	106.153	0.0316	0.2263	604305

Tabella 5.38. Test giunto - campione II.7.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +0.2 mm	0.000	98.225	0.0000	0.1646	751449
	scarico	1.b	CF 0.0 N	97.642	0.000	0.1587	0.0329	675007
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-17.481	0.0333	0.0043	687025
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-18.028	0.000	0.0044	0.0202	948373
2	carico	2.a	CS +0.2 mm	0.000	88.710	0.0205	0.1637	631646
	scarico	2.b	CF 0.0 N	87.379	0.000	0.1737	0.0384	605813
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-22.926	0.0383	0.0081	706317
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-21.845	0.000	0.0080	0.0235	942633
3	carico	3.a	CS +0.2 mm	0.000	81.254	0.0233	0.1712	625006
	scarico	3.b	CF 0.0 N	83.338	0.000	0.1767	0.0442	578057
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-25.295	0.0437	0.0048	657090
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-24.392	0.000	0.0049	0.0315	888110
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	108.401	0.0320	0.2323	607433

Tabella 5.39. Test giunto - campione II.8.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +0.2 mm	0.000	98.059	0.0000	0.1595	745435
	scarico	1.b	CF 0.0 N	95.777	0.000	0.1544	0.0328	672213
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-17.080	0.0332	0.0042	686821
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-17.565	0.000	0.0044	0.0200	939287
2	carico	2.a	CS +0.2 mm	0.000	86.849	0.0201	0.1600	621253
	scarico	2.b	CF 0.0 N	85.840	0.000	0.1727	0.0371	596347
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-22.452	0.0380	0.0081	698298
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-21.424	0.000	0.0079	0.0235	938036
3	carico	3.a	CS +0.2 mm	0.000	80.891	0.0230	0.1706	609386
	scarico	3.b	CF 0.0 N	83.194	0.000	0.1764	0.0429	576294
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-25.047	0.0430	0.0046	649416
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-23.967	0.000	0.0049	0.0310	873666
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	106.549	0.0315	0.2289	604108

Tabella 5.40. Test giunto - campione II.9.

Cicli	Target		T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}	
			[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	
1	carico	1.a	CS +0.2 mm	0.000	94.936	0.0000	0.1526	693994
	scarico	1.b	CF 0.0 N	91.467	0.000	0.1432	0.0308	623588
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-16.877	0.0318	0.0038	635311
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-16.860	0.000	0.0042	0.0185	885001
2	carico	2.a	CS +0.2 mm	0.000	84.871	0.0183	0.1442	558765
	scarico	2.b	CF 0.0 N	81.023	0.000	0.1655	0.0357	573469
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-20.474	0.0351	0.0075	661922
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-20.136	0.000	0.0074	0.0217	885454
3	carico	3.a	CS +0.2 mm	0.000	73.961	0.0207	0.1569	551363
	scarico	3.b	CF 0.0 N	74.334	0.000	0.1651	0.0388	545882
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-23.413	0.0407	0.0043	615014
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-22.792	0.000	0.0046	0.0287	823788
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	102.103	0.0296	0.2113	553851

Tabella 5.41. Test giunto - campione II.10.

Cicli	Target			T_0	T_1	ΔL_0	ΔL_1	K_{01}
				[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]
1	carico	1.a	CS +0.2 mm	0.000	97.288	0.0000	0.1570	722136
	scarico	1.b	CF 0.0 N	95.610	0.000	0.1522	0.0321	659535
	carico	1.c	CS 0.0 mm	0.000	-17.000	0.0322	0.0041	669289
	scarico	1.d	CF 0.0 N	-17.209	0.000	0.0043	0.0198	923214
2	carico	2.a	CS +0.2 mm	0.000	86.486	0.0199	0.1555	601408
	scarico	2.b	CF 0.0 N	84.889	0.000	0.1698	0.0368	595029
	carico	2.c	CS 0.0 mm	0.000	-21.777	0.0371	0.0080	684522
	scarico	2.d	CF 0.0 N	-21.123	0.000	0.0076	0.0234	915339
3	carico	3.a	CS +0.2 mm	0.000	78.427	0.0224	0.1675	590490
	scarico	3.b	CF 0.0 N	81.333	0.000	0.1731	0.0423	573831
	carico	3.c	CS 0.0 mm	0.000	-24.495	0.0423	0.0045	646968
	scarico	3.d	CF 0.0 N	-23.346	0.000	0.0049	0.0303	853139
	carico	finale	CS $\rightarrow +\infty$ mm	0.000	105.308	0.0313	0.2240	594688

Anche in questo caso il generico step è identificato mediante due punti, contraddistinti dal pedice "0" o "1". Il simbolo " T " indica la forza assiale mentre il simbolo " ΔL " l'allungamento assiale del giunto. Viene, inoltre, presentata la quantità di allungamento non reversibile alla fine delle fasi di scarico (passo generico "b" o "d"). Infine, il simbolo " K_{01} " indica la rigidezza

assiale del giunto, valutata al generico step mediante una regressione lineare dei dati sperimentali.

In Tabella 5.42 sono raggruppati i valori del carico ultimo e il valore dell'elongazione totale del sistema.

Tabella 5.42. Elongazione totale e carico ultimo.

campione	T_{\max} [kN]	ΔL_{\max} [mm]
II.1	106.500	0.2270
II.2	106.719	0.2281
II.3	108.564	0.2285
II.4	105.378	0.2254
II.5	104.387	0.2250
II.6	106.153	0.2263
II.7	108.401	0.2323
II.8	106.549	0.2289
II.9	102.103	0.2113
II.10	105.308	0.2240

Inoltre, nelle Tabelle 5.43 a,b sono presentati i valori medi della deformazione, per ogni sezione considerata, ottenuti dall'acquisizione dei segnali estensimetrici.

Tabella 5.43a. Deformazioni medie per i campioni II.1-II.5.

Posizione	ε_{avg} (II.1)	ε_{avg} (II.2)	ε_{avg} (II.3)	ε_{avg} (II.4)	ε_{avg} (II.5)
A	0,0474	0,0464	0,0477	0,0476	0,0464
B	0,0464	0,0463	0,0471	0,0454	0,0454
C	0,0446	0,0447	0,0456	0,0442	0,0437
D	0,0453	0,0458	0,0463	0,0451	0,0445
E	0,0483	0,0487	0,0487	0,0474	0,0471

Tabella 5.43b. Deformazioni medie per i campioni II.6-II.10.

Posizione	ε_{avg} (II.6)	ε_{avg} (II.7)	ε_{avg} (II.8)	ε_{avg} (II.9)	ε_{avg} (II.10)
A	0,0476	0,0487	0,0478	0,0454	0,0467
B	0,0461	0,0468	0,0456	0,0437	0,0454
C	0,0444	0,0454	0,0447	0,0428	0,0440
D	0,0453	0,0461	0,0456	0,0433	0,0452
E	0,0481	0,0491	0,0482	0,0463	0,0477

Infine, come è possibile osservare in Figura 5.28 la nascita di una frattura adesiva localizzata all'estremità del giunto, generalmente quella inferiore, ha causato il collasso del sistema.

**Figura 5.28.** Crisi dell'interfaccia coesiva.

CONCLUSIONI

Il presente lavoro di ricerca ha avuto come obiettivo lo studio e l'analisi di giunti adesivi realizzati tra elementi tubolari in materiale composito fibrorinforzato collegati coassialmente per il tramite di dispositivi nodali.

È stata dapprima offerta una breve rassegna delle più significative opere civili realizzate interamente o prevalentemente in materiale composito, in uno con una panoramica delle normative sia nazionali che internazionali che ne regolano la progettazione e l'esecuzione. Sono state, quindi, presentate le possibilità di modellare il comportamento dei giunti adesivi con approcci riferibili alla meccanica della frattura coesiva, per via di apposite formulazioni in modo I, modo II e modo misto, che includono anche il comportamento "rate-dependent".

È stato proposto, al riguardo, un modello meccanico basato su appropriate ipotesi cinematiche per lo studio di profili compositi a sezione anulare, che permette di esaminare anche i casi in cui lo spessore del profilo tubolare risulti

essere “non sottile”, con conseguente maggiore importanza degli effetti della deformabilità tagliante. Per quanto riguarda l’interfaccia adesiva è stato considerato un modello coesivo con legge esponenziale che include la possibilità di accoppiare gli spostamenti normali e tangenziali

Numerose analisi numeriche sono state effettuate al fine di evidenziare la rilevanza che assume lo spessore del profilo sull’entità degli scorrimenti da taglio che nascono all’interno dello stesso, nelle zone di collegamento nodale. Come estensione del caso statico sono state investigate le vibrazioni libere estensionali di un profilo tubolare in materiale composito collegato ad un substrato coesivo. Si è fatto riferimento ad una legge coesiva di tipo bilineare (elastico-softening) e sono state ricavate le curve di dispersione. Sono state eseguite preliminari analisi numeriche che hanno evidenziato come il modulo tangenziale ed il parametro di rigidità del collegamento, influenzano la risposta dinamica.

In ultimo, attraverso prove sperimentali su giunti adesivi, è stato investigata la rigidità residua del collegamento al termine di una procedura di carico di tipo ciclico, utile per caratterizzare i parametri meccanici residui in condizioni ultime (rigidità residua in condizioni ultime).

BIBLIOGRAFIA

- [1] Canadian Standard Association (2002) CAN/CSA S806_02-2002. Design and Construction of Building Components with fibre-reinforced polymers. Rexdale, Canada.
- [2] JSCE (1997). Recommendation for Design and Construction of Concrete Structures using Continuous Fiber Reinforcing Materials. Japan Society of Civil Engineering.
- [3] American Concrete Institute (2006) ACI 440.1R-06-2006. Guide for the Design and Construction of Concrete Reinforced with FRP Bars.
- [4] Istruzioni per la Progettazione, l'Esecuzione ed il Controllo di Strutture realizzate con Profili Pultrusi di Materiale Composito Fibrorinforzato (FRP) - CONSIGLIO NAZIONALE DELLE RICERCHE-CNR DT205/2007.
- [5] Istruzioni per la Progettazione, l'Esecuzione ed il Controllo di Interventi di Consolidamento Statico mediante l'utilizzo di Compositi Fibrorinforzati - Materiali, strutture di c.a. e di c.a.p., strutture murarie - CONSIGLIO NAZIONALE DELLE RICERCHE-CNR DT201R1/2013.
- [6] Advanced polymer composites and Polymers in the Civil Infrastructure. L.C. Hollaway and P.R. Head. ELSEVIER. ISBN: 978-0-08-043661-6.

- [7] W. D. Neely, T. E. Cousins, J. J. Lesko. "Evaluation of In-Service Performance of Tom's Creek Bridge Fiber-Reinforced Polymer Superstructure". ASCE Library. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0887-3828\(2004\)18:3\(147\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0887-3828(2004)18:3(147)).
- [8] PROSPECT FOR NEW GUIDANCE IN THE DESIGN OF FRP. JRC SCIENCE FOR POLICY REPORT. European Commission. (2016).
- [9] L. Du Peloux, F. Tayeb, J.F. Caron, O. Baverel. "The Ephemeral Cathedral of Créteil : a 350m² lightweight gridshell structure made of 2 kilometers of GFRP tubes". CIGOS 2015: "Innovations in Construction", May 2015, Cachan, France. 2015. Proceedings of CIGOS 2015. <<http://www.cigos.org>>. <hal-01199044>
- [10] Pre-Standard for Load & Resistance Factor Design (LRFD) of Pultruded Fibre Reinforced Polymer (FRP) Structures. ACMA (2010)
- [11] Structural Design of Polymer Composites. EUROCOMP Design Code and Handbook. J.L. CLARKE. *Sir William Halcrow and Partners Ltd, London, UK*. E & FN SPON. (1996).
- [12] JH Rose, J. Ferrante, JR. Smith. "Universal binding energy curves for metals and bimetallic interfaces". Phys Rev Lett 1981,47, 675-8.
- [13] JH Rose, J. Ferrante, JR. Smith. "Universal features of bonding in metals". Phys Rev B. 1983, 28, 1835-45.
- [14] GT. Camacho, M. Ortiz. "Computational modelling of impact damage in brittle materials". Int J Solids Struct. 1996, 33, 2899-938.

- [15] G. Ruiz, A. Pandolfi, M. Ortiz. “Three-dimensional cohesive modeling of the dynamic mixed-mode fracture”. *Int J Numer Meth Eng* 2001, 52:97-120.
- [16] A. Corigliano, M. Ricci. “Rate-dependent interface models: formulation and numerical applications”. *Int J Solids Struct*, 1999, 38, 547-76.
- [17] A. Corigliano, S. Mariani, A. Pandolfi. “Numerical model of rate-dependent debonding processes in composite”. *Compos Struct* 2003, 61:39-50.
- [18] Corigliano, S. Mariani, A. Pandolfi. “Numerical analysis of rate-dependent dynamic composite delamination”. *COMPOS SCI TECHNOL*, 2006, 66, 766-775.
- [19] XP Xu, A Needleman. “Numerical simulation of fast crack growth in brittle solids”. *J Mech Phys Solids*, 1994, 42:1397-434.
- [20] XP Xu, A Needleman. “Void nucleation by inclusion debonding in a crystal matrix”. *Modelling Simul Mater Sci Eng*, 1993,1:111-32.
- [21] G. Mancusi, A. Orefice, L. Feo, F. Fraternali. “Structural analysis of adhesive bonding for thick-walled tubular composite profiles”, *ECCOMAS2016*, 5-10 Giugno 2016, Creta.
- [22] A. Orefice, G. Mancusi, L. Feo, F. Fraternali “Cohesive interface behaviour and local shear strains in axially loaded composite annular tubes”, *Compos Struc.*2017, 160, 1126-1135.
- [23] *FONDAMENTI DI DINAMICA E VIBRAZIONE DELLE STRUTTURE*, Vol.2. Erasmo Viola. Pitagora Editrice Bologna.

- [24] L. Feo, G. Mancusi. “Modeling shear deformability of thin-walled composite beams with open cross-section”. *Mech Res Commun* 2010; 37:320–5.
- [25] L. Feo, G. Mancusi. “The influence of the shear deformations on the local stress state of pultruded composite profiles”. *Mech Res Commun* 2012;4 7:44–9.
- [26] G. Mancusi, L. Feo. “Non-linear pre-buckling Behaviour of shear deformable thinwalled composite beams with open cross-section”. *Compos B Eng* 2013; 47:379–90.
- [27] G. Mancusi, F. Ascione, M. Lamberti. “Pre-buckling Behaviour of composite beams: a mechanical innovative approach”. *Compos Struct* 2014; 117:396–410.
- [28] I. Costa, J. Barros. “Tensile creep of a structural epoxy adhesive: experimental and analytical characterization”. *Int J Adhes Adhes* 2015; 59:115–24.
- [29] F. Puigvert, AD. Crocombe, L. Gil. “Fatigue and creep analyses of adhesively bonded anchorages for CFRP tendons”. *Int J Adhes Adhes*. 2014; 54:143–54.
- [30] G. Mancusi, S. Spadea, VP. Berardi. “Experimental analysis on the time-dependent bonding of FRP laminates under sustained loads”. *Compos B Eng* 2013; 46:116–22.

- [31] ME. Marante, J. Flórez-López. “Three-Dimensional analysis of reinforced concrete frames based on lumped damage mechanics”. Int J Solids Struct. 2003; 40:5109–23.
- [32] DLDF Amorim, PB Sergio, SPB Proença, J Flórez-López. “A model of fracture in reinforced concrete arches based on lumped damage mechanics”. Int J Solids Struct. 2013; 50:4070–9.
- [33] A. Orefice, G. Mancusi, S. Dumont, F. Lebon. “An experimental/numerical study on the interfacial damage of Bonded Joints for Fibre-reinforced Polymer Profiles at service conditions”. Technologies, 2016, 4(3), 20. doi:[10.3390/technologies4030020](https://doi.org/10.3390/technologies4030020).
- [34] A. Orefice, G. Mancusi, V.P. Berardi, L.Feo, G. Zuccaro. “Residual stiffness of bonded joints for fibre-reinforced polymer profiles”. COMPOS PART B-ENG, 2018, 144, 237-253.
- [35] G. Mancusi, A. Orefice, L. Feo, F. Fraternali “Adhesive joints for thick tubular GFRP profiles: an experimental investigation”, ICCS19, 5-9 Settembre 2016, Porto.

*Sulla Modellazione Meccanica di Giunzioni Adesive tra Elementi Tubolari di Materiale Composito
Fibrorinforzato*