

UNIVERSITÀ DELLA CALABRIA



Dipartimento di Ingegneria Civile (DINCI)

Scuola di Dottorato in

Ingegneria Civile ed Industriale (DICI)

Ciclo XXXIII

TESI DI DOTTORATO

Analisi teorica/sperimentale di travi in calcestruzzo armato rinforzate con sistemi Steel-FRCM: caratterizzazione dei materiali/comportamento strutturale sotto carico monotono e ciclico/valutazione della deformazione di distacco intermedia.

Settore Scientifico Disciplinare: Tecnica delle Costruzioni (ICAR/09)

Coordinatore Dottorato: Ch.mo Prof. *Enrico Conte*

Firma: _____

Supervisore Scientifico: Ch.mo Prof. *Francesco Bencardino*

Firma: _____

Dottorando: *Mattia Nisticò*

Firma: _____

UNIVERSITÀ DELLA CALABRIA



Dipartimento di Ingegneria Civile (DINCI)

Scuola di Dottorato in

Ingegneria Civile ed Industriale (DICI)


Ciclo XXXIII

TESI DI DOTTORATO


Analisi teorico-sperimentale di travi in calcestruzzo armato rinforzate con sistemi Steel-FRCM: comportamento strutturale sotto carico monotono e ciclico e valutazione della deformazione di distacco intermedia.

Settore Scientifico Disciplinare: Tecnica delle Costruzioni (ICAR/09)

Coordinatore Dottorato: Ch.mo Prof. *Enrico Conte*

Firma:  Firma oscurata in base alle linee guida del Garante della privacy

Supervisore Scientifico: Ch.mo Prof. *Francesco Bencardino*

Firma:  Firma oscurata in base alle linee guida del Garante della privacy

Dottorando: *Mattia Nisticò*

Firma:  Firma oscurata in base alle linee guida del Garante della privacy

Ai miei genitori

A zio Marcello

Indice

Indice	I
Indice delle Figure	V
Indice delle Tabelle.....	IX
Abstract	XI
Introduzione	1
Capitolo 1	5
Letteratura scientifica	5
1.1 Origine dei sistemi compositi innovativi	6
1.2 I sistemi compositi a matrice inorganica	8
1.3 Fibre di rinforzo	11
1.3.1 Fibre di Carbonio.....	13
1.3.2 Fibre di Vetro	14
1.3.3 Fibre di Basalto.....	15
1.3.4 Fibre di PBO.....	16
1.3.5 Fibre di Acciaio	17
1.3.5.1 Durabilità delle fibre di acciaio.....	19
1.4 Modalità di installazione e applicazioni strutturali	20
1.5 Comportamento meccanico dei sistemi FRCCM	23
1.5.1 Comportamento a trazione.....	23
1.5.2 Comportamento di aderenza.....	25
1.5.2.1 Modalità di rottura e comportamento tipico dei vari sistemi FRCCM	27
1.5.2.2 Influenza del numero di strati di FRCCM	28
1.5.2.3 Influenza della larghezza di incollaggio.....	29
1.5.2.4 Influenza della lunghezza di incollaggio.....	29
1.6 Durabilità dei compositi FRCCM	29
1.6.1 Condizioni ambientali	30
1.6.1.1 Cicli di gelo-disgelo	30
1.6.1.2 Ambiente igrotermico	30

1.6.1.3	Soluzioni concentrate	31
1.6.2	Durabilità dei componenti	31
1.6.2.1	Durabilità delle matrici.....	32
1.6.2.2	Durabilità delle fibre	32
1.6.3	Durabilità della capacità di aderenza tra composito e substrato.....	34
1.7	Rinforzo a flessione con sistemi FRCM di travi in c.a.	34
1.7.1	Descrizione sintetica del database sperimentale.....	35
1.7.2	Modalità di rottura	36
1.7.3	Risultati sperimentali di travi rinforzate con sistemi FRCM.....	38
1.7.4	Comportamento a fatica di travi rinforzate con sistema FRCM.....	46
Capitolo 2	48
Caratterizzazione meccanica dei materiali	48
2.1	Programma sperimentale	49
2.2	Matrici inorganiche.....	49
2.2.1	Descrizione e caratteristiche delle matrici utilizzate	49
2.2.1.1	Betonfix MONOLITE N (BMN)	49
2.2.1.2	Kimisteel MX CALCE (MXC).....	50
2.2.1.3	Basic MALTA M15/F (M15F)	51
2.2.1.4	GeoCalce F Antisismico (GCFA)	51
2.2.2	Preparazione e campionamento delle malte	52
2.2.3	Resistenza a trazione per flessione delle matrici	53
2.2.4	Resistenza a compressione delle matrici	54
2.2.5	Modulo elastico a compressione delle matrici	55
2.3	Fibre di acciaio.....	56
2.3.1	Prova di trazione uniassiale sulle fibre secche	58
2.4	Compositi S-FRCM	62
2.4.1	Preparazione dei campioni	62
2.4.2	Configurazione di prova	63
2.4.3	Risultati sperimentali.....	64
Capitolo 3	70
Comportamento meccanico di aderenza e modalità di rottura di sistemi S-FRCM su supporti di muratura e calcestruzzo	70

3.1	Comportamento di aderenza di giunti S-FRCM/muratura e S-FRCM/calcestruzzo ..	71
3.1.1	Sistemi di rinforzo	71
3.2	Preparazione dei campioni	72
3.3	Test set-up	74
3.4	Risultati sperimentali prove di aderenza	76
3.5	Ulteriori considerazioni	86
Capitolo 4		90
Comportamento flessionale di travi di c.a. rinforzate con sistemi S-FRCM in		
caricamento ciclico		90
4.1	Scopo della ricerca e programma sperimentale	91
4.2	Dimensioni geometriche delle travi	91
4.3	Proprietà meccaniche barre di acciaio interne e calcestruzzo	94
4.4	Proprietà e caratteristiche dei compositi S-FRCM	96
4.5	Preparazione delle superfici e procedura di incollaggio del rinforzo	97
4.5.1	Tecnica tradizionale Externally Bonded (EB)	98
4.5.2	Tecnica innovativa Inhibiting-Repairing-Strengthening (IRS)	99
4.6	Test set-up	100
4.6.1	Procedura di caricamento ciclico	100
4.6.2	Misura delle deflessioni	102
4.6.3	Misura delle deformazioni	102
4.7	Risultati sperimentali e discussioni	104
4.7.1	Comportamento strutturale	104
4.7.2	Misura delle deflessioni e deformazioni	109
4.7.3	Degrado della rigidità flessionale	114
4.7.4	Modalità di rottura e quadro fessurativo	115
4.8	Ulteriori considerazioni	118
4.9	Conclusioni parziali	118
Capitolo 5		120
Analisi teoriche: leggi di interfaccia e valutazione della deformazione di distacco		
intermedia		120
5.1	Modello analitico per la definizione di leggi di aderenza di giunti S-	
	FRCM/calcestruzzo	121

5.2	Valutazione della deformazione intermedia per la progettazione di rinforzi a flessione	128
5.3	Conclusioni	136
Capitolo 6		138
Modello 3D agli Elementi Finiti (EF) per analisi non lineare delle travi di c.a.		138
6.1	Modello numerico.....	139
6.1.1	Modellazione geometrica, condizioni di carico e di vincolo.....	139
6.1.2	Materiali (calcestruzzo, acciaio interno e rinforzo S-FRCM)	140
6.1.3	Tipologia di elementi finiti e mesh adottata	143
6.1.4	Analisi non lineare adottata e criteri di convergenza	144
6.1.5	Interazione calcestruzzo/rinforzo e leggi d'interfaccia	145
6.1.5.1	Parametri leggi d'interfaccia	147
6.2	Confronto numerico/sperimentale	148
Conclusioni e considerazioni finali.....		156
	Principali conclusioni	157
Bibliografia.....		160

Indice delle Figure

Figura 1.1 - Primo elemento in TRC.	6
Figura 1.2 - Tessuti multi-assiali in fibra di vetro AR.	7
Figura 1.3 - Ingrandimento al SEM di un tessuto in carbonio annegato in una matrice cementizia (Signorini et al. 2018).	9
Figura 1.4 - Fibre di carbonio: (a) fili di carbonio; (b) rete bidirezionale e (c) tessuto bidirezionale.	14
Figura 1.5 - Fibre di vetro: (a) fili di vetro; (b) rete bidirezionale e (c) tessuto/nastro.	15
Figura 1.6 - Fibre di basalto: (a) rete bidirezionale e (b) tessuto/nastro.	16
Figura 1.7 - Fibre di PBO: (a) rotolo di PBO; (b) striscia unidirezionale; (c) tessuto bidirezionale.	16
Figura 1.8 - Applicazione sistema SRP (2003): (a) vista esterna del parcheggio; (b) vista interna delle travi rinforzate; (c) geometria della sezione a T rinforzata e (d) applicazione del rinforzo esterno.	18
Figura 1.9 - Differenti tipologie di trefoli in acciaio: (a), (b) e (c) corde/trefoli in acciaio ad alta resistenza galvanizzati; (d) corda/trefolo in acciaio inox.	19
Figura 1.10 - Tessuti di acciaio unidirezionali.	19
Figura 1.11 - Strutture deteriorate in c.a. e muratura: (a) trave da ponte; (b) parete di edificio di muratura.	20
Figura 1.12 - Esempi di rinforzo con compositi FRCM: (a) rinforzo flessionale di trave in c.a. (Giese et al. 2021); (b) rinforzi a taglio di travi in c.a. (Chen et al. 2018); (c) confinamento di un elemento verticale in c.a. (Faleschini et al. 2020); (d) rinforzo di una volta in muratura (catalogo Kimia); (e) rinforzo nel piano di una parete in muratura (Mercedes et al. 2020).	22
Figura 1.13 - Test di trazione su composito FRCM: (a) <i>clevis-type gripping mechanism</i> (Younis et al. 2017) e risposta bilineare (Arbeloda et al. 2015); (b) <i>clamping gripping mechanism</i> (de Felice et al. 2020) e risposta tensione-deformazione trilineare (Carloni et al. 2015).	24
Figura 1.14 - <i>Single-lap</i> e <i>double-lap shear test</i> per lo studio dell'aderenza tra substrato e FRCM: (a) configurazione di prova per <i>single-lap</i> (Ascione et al. 2020); (b) configurazione di prova per <i>double-lap</i> (Sneed et al. 2015); (c) risposta carico-scorrimento: S-FRCM (Bencardino et. al 2017); (d) C-FRCM (D'Antino et al. 2015); (e) PBO-FRCM (Sneed et al. 2015).	27
Figura 1.15 - Modalità di rottura dei sistemi FRCM: (a) distacco con rottura coesiva del supporto del rinforzo; (b) distacco all'interfaccia matrice-supporto; (c) distacco all'interfaccia matrice-tessuto; (d) scorrimento del tessuto nella matrice; (e) scorrimento del tessuto e fessurazione dello strato di malta più esterno; (f) rottura a trazione del tessuto.	28
Figura 1.16 - Confronto curve di carico-deflessione in travi con e senza rinforzo FRCM (Koutas et al. 2019).	35
Figura 1.17 - Modalità di rottura di travi rinforzate con sistemi FRCM (Koutas et al. 2019).	36
Figura 2.1 - Fasi di preparazione delle malte e campionamento.	53
Figura 2.2 - Test di flessione su matrice: (a) geometria della prova; (b) campione di matrice GCFA all'interno del <i>device</i>	53

Figura 2.3 - Test di compressione su matrice M15F.	55
Figura 2.4 - (a) operazione di pesatura del cubetto di matrice M15F; (b) prova di compressione per la determinazione del modulo elastico della matrice MXC.	56
Figura 2.5 - Strisce di rinforzo in acciaio e dettaglio dei singoli trefoli: a) UHTSS; b) SS; c) GLV.	57
Figura 2.6 - (a) preparazione campioni; (b) <i>test set-up</i> fibra SS; (c) campione fibra GLV a rottura; (d) trefolo SS a rottura.....	59
Figura 2.7 - Risultati sperimentali prove di trazione diretta su fibre secche: (a) SS; (b) GLV.....	60
Figura 2.8 - Risultati prova di trazione su singolo trefolo: (a) SS; (b) GLV.	61
Figura 2.9 - Fasi di preparazione dei campioni FRCM.	62
Figura 2.10 - (a) geometria dei provini e dettaglio dell'afferraggio; (b) configurazione di prova con posizione degli LVDT; (c) campione GLV_BMN nella macchina di prova.....	64
Figura 2.11 - Risultati sperimentali prove di trazione diretta su sistemi S-FRCM: (a) SS (2200)_BMN; (b) SS (1200)_BMN; (c) GLV_BMN; (d) SS (2200)_MXC; (e) SS (2200)_M15F; (f) confronto curve.....	67
Figura 2.12 - Modalità di rottura campioni in composito: (a) GLV_BMN; (b) SS (2200)_BMN; (c) SS (2200)_M15F; (d) SS (2200)_MXC; (e) SS (1100)_BMN.....	69
Figura 3.1 - Realizzazione e preparazione dei campioni di calcestruzzo.	73
Figura 3.2 - Diverse condizioni di rugosità superficiale dei prismi.....	74
Figura 3.3 - Preparazione dei campioni di muratura.	74
Figura 3.4 - Dimensioni geometriche e <i>set-up</i> di prova adottato: (a) provino SS_MXC; (b) provino GLV_BMN (dimensioni in mm).....	76
Figura 3.5 - Risultati sperimentali delle prove di aderenza: curve carico – scorrimento globale.....	80
Figura 3.6 - Modalità di rottura: (a) DSM_UHTSS_GCFA_1; (b) DSM_UHTSS_GCFA_2; (c) DSM_UHTSS_GCFA_3; (d) DSM_UHTSS_GCFA_4; (e) DSM_UHTSS_GCFA_5.....	82
Figura 3.7 - Modalità di rottura: (a) DSM_SS_MXC_1; (b) DSM_SS_MXC_2; (c) DSM_SS_MXC_3; (d) DSM_SS_MXC_4; (e) DSM_SS_MXC_5.....	82
Figura 3.8 - Modalità di rottura: (a) DSM_SS_M15F_1; (b) DSM_SS_M15F_2; (c) DSM_SS_M15F_3; (d) DSM_SS_M15F_4; (e) DSM_SS_M15F_5.	83
Figura 3.9 - Dettagli delle rottura nei campioni di muratura: (a) UHTSS_GCFA_4 (rottura C); (b) SS_MXC_5 (rottura C); (c) SS_M15F_1 (rottura B); (d) SS_M15F_2 (rottura B-C); (e) SS_M15F_3 (rottura C).....	83
Figura 3.10 - Modalità di rottura: (a) DSC_SS_BMN_1; (b) DSC_SS_BMN_2; (c) DSC_SS_BMN_3; (d) DSC_SS_BMN_4; (e) DSC_SS_BMN_5; (f) DSC_SS_BMN_6; (g) DSC_SS_BMN_8; (h) DSC_SS_BMN_9; (i) DSC_SS_BMN_10; (l) DSC_SS_BMN_11.	84
Figura 3.11 - Modalità di rottura: (a) DSC_GLV_BMN_1; (b) DSC_GLV_BMN_2; (c) DSC_GLV_BMN_4; (d) DSC_GLV_BMN_5; (e) DSC_GLV_BMN_6; (f) DSC_GLV_BMN_7; (g) DSC_GLV_BMN_8; (h) DSC_GLV_BMN_9; (i) DSC_GLV_BMN_11.....	85
Figura 3.12 - Dettagli delle rottura nei campioni di calcestruzzo: (a) SS_BMN_2 (rottura B); (b) SS_BMN_8 (rottura C); (c) GLV_BMN_9 (rottura E).	86
Figura 3.13 - Fibra di acciaio inossidabile da 1100 g/m ²	87

Figura 3.14 - (a) Preparazione del campione SS (1100)_BMN_1; (b) dettaglio della spaziatura e della capacità di impregnazione migliorata.	87
Figura 3.15 - Confronto curve sperimentali dei tre sistemi di rinforzo.	88
Figura 3.16 - Modalità di rottura del campione SS (1100)_BMN_1.	89
Figura 4.1 - Barre di acciaio interne: (a) distinta armatura gruppo di travi A e B (misure in mm); (b) gabbie assemblate prima del getto.	92
Figura 4.2 - (a) dimensioni geometriche delle travi e disposizione dei rinforzi di acciaio interni ed esterni; (b) sezione trasversale delle travi, tecniche di rinforzo e posizione degli estensimetri.	94
Figura 4.3 - Caratterizzazione meccanica di calcestruzzo e barre di acciaio: (a) cilindri di calcestruzzo; (b) pesatura campioni; (c) cilindro testato a compressione; (d) cilindro testato a trazione; (e) cilindro testato a compressione per la determinazione del modulo elastico; (f) prova di trazione su barra di acciaio.	95
Figura 4.4 - Fibre di rinforzo in forma di rotolo prima del taglio e della disposizione in opera: (a) fibra di acciaio inossidabile; (b) fibra di acciaio galvanizzata.	96
Figura 4.5 - Preparazione delle travi e installazione dei sistemi di rinforzo S-FRCM: (a) scarificazione meccanica leggera della superficie (EB); (b) intagli per migliorare l'aderenza al substrato - rinforzo (EB); (c) rimozione del calcestruzzo residuo di copertura (IRS); (d) rimozione di polvere e altre sostanze; (e) bagnatura con acqua; (f) applicazione del rinforzo SS; (g) applicazione del rinforzo GLV.	98
Figura 4.6 - Intervento di rinforzo con tecnica EB completo.	99
Figura 4.7 - Intervento di rinforzo con tecnica IRS completo.	100
Figura 4.8 - Storia di caricamento ciclico delle travi.	101
Figura 4.9 - Configurazione di prova.	102
Figura 4.10 - Posizione degli LVDT sulla trave.	102
Figura 4.11 - Fasi applicative degli estensimetri elettrici: (a) estensimetro su superficie di calcestruzzo; (b) estensimetro su barre di acciaio; (c) estensimetro su fibra di rinforzo.	103
Figura 4.12 - Curve carico vs deflessione delle travi del Gruppo A.	105
Figura 4.13 - Curve carico vs deflessione delle travi del Gruppo B.	106
Figura 4.14 - Deflessioni a rottura lungo la luce effettiva delle travi: (a) Gruppo A; (b) Gruppo B.	110
Figura 4.15 - Schematizzazione del fenomeno delle deformazioni residue nella zona tesa della trave.	113
Figura 4.16 - Curve carico-deformazione trave EB_SS_B per i primi 12 cicli: (a) calcestruzzo; (b) barra d'acciaio superiore; (c) barra di acciaio inferiore; (d) fibra esterna.	113
Figura 4.17 - Profilo deformativo a rottura: (a) Gruppo A; (b) Gruppo B.	114
Figura 4.18 - Degradazione di rigidità flessionale durante i cicli: (a) Gruppo A; (b) Gruppo B.	115
Figura 4.19 - Modalità di rottura e quadro fessurativo del gruppo A: (a) M/EB_SS_A; (b) EB_SS_A; (c) IRS_SS_A; (d) EB_GLV_A; (e) IRS_GLV_A.	117
Figura 4.20 - Modalità di rottura e quadro fessurativo del gruppo B: (a) M/EB_SS_B; (b) EB_SS_B; (c) IRS_SS_B; (d) EB_GLV_B; (e) IRS_GLV_B.	117
Figura 4.21 - Dettagli delle modalità di rottura osservate: (a) debonding intermedio completo delle travi EB_SS; (b) debonding intermedio parziale delle travi IRS_SS; (c) rottura della striscia di rinforzo di acciaio delle travi EB/IRS_GLV.	118

Figura 5.1 - Disposizione degli estensimetri sulla striscia composita.	122
Figura 5.2 - Distribuzione deformazioni per un campione rappresentativo di calcestruzzo: (a) SS_BMN_2 e (b) GLV_BMN_2.	123
Figura 5.3 - Leggi di interfaccia: (a) ES sistema SS; (b) Dai e Ueda sistema SS; (c) Dai e Ueda sistema GLV.	127
Figura 6.1 - Modellazione trave di calcestruzzo e gabbia di armatura interna.	140
Figura 6.2 - Condizioni di vincolo del modello numerico.	140
Figura 6.3 - Diagramma tensione-deformazione per il calcestruzzo compresso (Hognestad, 1951).	142
Figura 6.4 - Diagramma tensione-deformazione per il calcestruzzo teso (Kara e Ashour, 2012).	142
Figura 6.5 - Risposte del calcestruzzo al carico uniassiale: (a) compressione; (b) tensione.	143
Figura 6.6 - Vista della mesh tridimensionale adottata.	144
Figura 6.7 - <i>Traction-reparation approach</i> : (a) modo I, II e III; schematizzazione del fenomeno.	145
Figura 6.8 - Confronto curve numeriche e sperimentali.	151
Figura 6.9 - Modalità di rottura trave M-EB_SS_A.	152
Figura 6.10 - Modalità di rottura trave IRS_SS_A.	152
Figura 6.11 - Modalità di rottura trave EB_GLV_A.	153
Figura 6.12 - Modalità di rottura trave IRS_GLV_A.	153
Figura 6.13 - Modalità di rottura trave M-EB_SS_B.	154
Figura 6.14 - Modalità di rottura trave IRS_SS_B.	154
Figura 6.15 - Modalità di rottura trave EB_GLV_B.	155
Figura 6.16 - Modalità di rottura trave IRS_GLV_B.	155

Indice delle Tabelle

Tabella 1.1 - Fibre commercializzate da G&P Intech s.r.l.....	11
Tabella 1.2 - Fibre commercializzate da Kimia S.p.A.....	12
Tabella 1.3 - Fibre commercializzate da Kerakoll S.p.A.....	12
Tabella 1.4 - Fibre commercializzate da Fassa Bortolo s.r.l.....	12
Tabella 1.5 - Fibre commercializzate da Mapei S.p.A.	12
Tabella 1.6 - Fibre commercializzate da Ruregold s.r.l.....	12
Tabella 1.7 - Fibre commercializzate da Sika S.p.A.	13
Tabella 1.8 - Fibre commercializzate da Seico S.p.A.....	13
Tabella 1.9 - Database sperimentale travi rinforzate con sistema PBO-FRCM.	40
Tabella 1.9 - Database sperimentale travi rinforzate con sistema PBO-FRCM (continuo tabella precedente).	41
Tabella 1.10 - Database sperimentale travi rinforzate con sistema C-FRCM.....	42
Tabella 1.10 - Database sperimentale travi rinforzate con sistema C-FRCM (continuo tabella precedente).	43
Tabella 1.11 - Database sperimentale travi rinforzate con sistema S-FRCM.	44
Tabella 1.12 - Database sperimentale travi rinforzate con sistema B-FRCM.....	45
Tabella 1.13 - Database sperimentale travi rinforzate con sistema G-FRCM.	45
Tabella 2.1 - Caratteristiche malta BMN.....	50
Tabella 2.2 - Caratteristiche malta MXC.....	50
Tabella 2.3 - Caratteristiche malta M15F.....	51
Tabella 2.4 - Caratteristiche malta GCFA.....	52
Tabella 2.5 - Risultati prove di flessione matrici.....	54
Tabella 2.6 - Risultati prove di compressione sulle matrici.....	55
Tabella 2.7 - Peso specifico e modulo elastico delle matrici.....	56
Tabella 2.8 - Caratteristiche geometriche fibre di acciaio.....	58
Tabella 2.9 - Risultati delle prove di trazione su provini di fibra secca.	60
Tabella 2.10 - Risultati delle prove di trazione sui trefoli.	61
Tabella 2.11 - Risultati prove di trazione sui campioni S-FRCM.	68
Tabella 3.1 - Risultati sperimentali prove di aderenza (<i>Single-lap Shear tests</i>).	77
Tabella 3.2 - Risultati sperimentali campione SS (1100).	88
Tabella 4.1 - Configurazione geometrica delle travi di c.a.....	94
Tabella 4.2 - Proprietà meccaniche del calcestruzzo e delle barre interne di acciaio.....	96
Tabella 4.3 - Proprietà geometriche e meccaniche fibre di rinforzo.....	96
Tabella 4.4 - Proprietà meccaniche matrice BMN.	96
Tabella 4.5 - Risultati sperimentali travi in c.a.....	107
Tabella 4.6 - Deformazioni e deflessioni massime durante il caricamento ciclico.....	110

Tabella 4.7 - Deformazioni residue e deflessioni a carico nullo.....	111
Tabella 4.8 - Deformazioni a rottura.	114
Tabella 5.1 - Parametri della legge di interfaccia riportati in Figura 5.3a.	127
Tabella 5.2 - Parametri delle leggi di interfaccia riportate nella Figura 5.3b e Figura 5.3c.....	128
Tabella 5.3 - Applicazione procedura LG per la valutazione della deformazione intermedia.....	131
Tabella 5.4 - Deformazione intermedia ottenuta tramite formule predittive.	131
Tabella 5.5 - Confronto teorico/sperimentale.	132
Tabella 5.6 - Valori sperimentali e di progetto.....	132
Tabella 5.7 - Database sperimentale di prove di flessione di travi di c.a. rinforzate con compositi S-FRCM.	133
Tabella 5.8 - Database sperimentale prove di aderenza su prismi di calcestruzzo.	134
Tabella 5.9 - Proprietà delle fibre di acciaio.....	134
Tabella 5.10 - Deformazioni di distacco intermedio ottenute dalle formule predittive.	134
Tabella 5.11 - Comparazioni sperimentali e teoriche.	135
Tabella 6.1 - Parametri del <i>Concrete Damage Plasticity</i>	141
Tabella 6.2 - Legge di aderenza di Lu et al. (2005).....	147
Tabella 6.3 - Parametri di input leggi coesive.	148
Tabella 6.4 - Valori di carico e deformazioni sperimentali/numerici.	151

Abstract

Il presente lavoro di tesi si propone di studiare il comportamento strutturale di travi di calcestruzzo armato (c.a.) in scala reale sottoposte a caricamento monotono e ciclico, rinforzate esternamente con sistema *Steel-Fabric Reinforced Cementitious Matrix* (S-FRCM). Le travi testate a flessione sono rinforzate con una tecnica tradizionale *Externally Bonded* (EB) e con una tecnica innovativa chiamata *Inhibiting-Repairing-Strengthening* (IRS) che prevede l'applicazione del sistema di rinforzo all'interno del ricoprimento di calcestruzzo con una opportuna matrice inorganica a base di polimeri di natura minerale, avente proprietà di inibizione dalla corrosione delle armature interne.

I risultati sperimentali hanno evidenziato l'efficacia della tecnica IRS che, rispetto alla tecnica tradizionale EB, ha fatto registrare maggiori incrementi di carico ultimo e di fattore di duttilità. Inoltre, l'uso di una fibra di acciaio con scarsa capacità di impregnazione favorisce la modalità di collasso per *debonding* che ne riduce la capacità di rinforzo.

Sono state, inoltre, condotte prove di adesione su provini di calcestruzzo e muratura allo scopo di indagare e comprendere il comportamento di interfaccia dei sistemi S-FRCM al variare della tipologia di fibra di acciaio e matrice di applicazione. Il distacco all'interfaccia fibra-matrice e fibra-supporto (senza asportazione della superficie di applicazione) sono le principali modalità di rottura osservate, oltre alla rottura per trazione della fibra. Dai risultati ottenuti sono state calibrate leggi coesive di interfaccia per le applicazioni dei sistemi di rinforzo su elementi di calcestruzzo da utilizzare nelle analisi teoriche. I risultati sperimentali delle travi sono stati confrontati con i risultati ottenuti da un modello numerico agli elementi finiti utile per validare le leggi di interfaccia e prevedere il comportamento strutturale delle travi rinforzate con sistema EB-IRS/S-FRCM.

Infine, sono state effettuate considerazioni sulla valutazione della deformazione di distacco intermedia (*intermediate debonding*) di strisce di acciaio applicate su elementi di c.a. secondo le indicazioni riportate nel documento CNR-DT/215. I confronti sono stati eseguiti utilizzando i dati sperimentali ottenuti nello sviluppo della tesi ed un *database* di risultati collezionati dalla letteratura scientifica. Il confronto è effettuato anche con semplici formule predittive proposte da diversi autori. Da questi confronti si evince come le indicazioni del documento CNR-DT/215 forniscano risultati affidabili per le fibre con bassa densità ed al contrario errori non trascurabili

nel caso di fibre di acciaio ad alta densità. Le formule predittive, caratterizzate dalla facilità d'uso, indicano valori accurati in combinazione con opportuni coefficienti parziali di sicurezza.

Introduzione

Il patrimonio edilizio esistente presenta una elevata vulnerabilità a causa del processo di invecchiamento dei materiali, l'aumento dei carichi agenti, l'azione degli eventi sismici. È noto come da anni gli investimenti del settore si siano spostati sul recupero ed il rinforzo delle strutture esistenti.

A tal fine, negli ultimi due decenni i sistemi di rinforzo *Fiber Reinforced Polymers* (FRPs) e *Steel Reinforced Polymers* (SRPs), costituiti da fibre lunghe (carbonio, vetro, aramide e acciaio), applicati con matrice organica (resina epossidica), hanno in parte sostituito gli interventi tradizionali quali: incollaggio di piastre in acciaio, rinforzo di sezioni con armature aggiuntive, post-tensionamento esterno e compositi in ferrocemento.

I rinforzi basati sull'utilizzo di materiali FRP hanno attirato l'attenzione della comunità scientifica grazie ad una serie di vantaggi come l'eccellente rapporto peso-resistenza (adatto per strutture in zone fortemente sismiche), assenza di corrosione, possibilità di installazioni di cantieri veloci e poco invasivi. Nonostante abbiano dimostrato grande *performance* strutturale, i sistemi FRP presentano l'inconveniente di un elevato degrado ad alte temperature, una bassa permeabilità al vapore che può causare accumuli di umidità con conseguenti danni al supporto, una tossicità della resina epossidica che può essere nociva per l'installatore, ed una bassa sostenibilità ambientale.

A livello normativo, i sistemi FRP sono ormai recepiti da linee guida nazionali (CNR-DT 200 R1/2013) ed internazionali (ACI 440.2R-17, Fib 14) che forniscono i modelli di calcolo per il rinforzo strutturale.

Al fine di superare gli svantaggi dei sistemi a matrice polimerica, i materiali compositi a base di malte e/o matrici cementizie possono essere utilizzati per il rinforzo esterno di strutture in calcestruzzo armato (c.a.) e muratura. Quest'ultima tipologia di rinforzo è conosciuta con innumerevoli acronimi ma è comunemente indicata come *Fabric Reinforced Cementitious Matrix* (FRCM). In generale, questi nuovi materiali compositi combinano matrici inorganiche (a base calce, minerale o cemento) con tessuti/reti/nastri di rinforzo (fibre lunghe). Sono disponibili in commercio diverse tipologie di fibre: poliparafenilenebenzobisoxazolo (PBO), carbonio, aramide o vetro, basalto e recentemente le fibre di acciaio. Questa tipologia di rinforzo

è di facile installazione, ha un'elevata resistenza al fuoco, ai raggi UV, ha proprietà fisiche e meccaniche compatibili con i supporti in muratura e calcestruzzo.

I materiali compositi FRCM possono rappresentare inoltre un'alternativa sostenibile ai compositi tradizionali perché le classiche matrici cementizie possono essere sostituite da matrici geopolimeriche (Menna et al. 2013). Questa nuova classe di materiali è caratterizzata da una struttura chimica di minerali silico-alluminati come la metakaolina o prodotti di scarto naturale, che permette riduzioni di emissioni di CO₂ nell'ambiente in fase di produzione. Inoltre, la loro ottima performance strutturale è stata investigata (Menna et al. 2013; Vasconcelos et al. 2011) e confermata anche in questo lavoro.

Negli ultimi anni, anche nel campo dei compositi FRCM, la comunità scientifica ha condotto numerose attività di ricerca, investigandone l'efficacia del rinforzo di elementi strutturali sottoposti a regime di flessione (Ombres e Verre 2019, Bencardino e Condello 2016), taglio (Gonzalez-Libreros et al. 2017) e confinamento (Murgo e Mazzotti 2017).

Nonostante il grande sforzo compiuto nel caratterizzare le proprietà meccaniche dei diversi sistemi FRCM ed il loro comportamento strutturale, le prime indicazioni normative (AC 434; ACI 549.6R-20, CNR-DT 215/2018) appaiono ancora non completamente soddisfacenti. Ulteriori approfondimenti devono essere effettuati su alcune tematiche affinché i documenti normativi abbiano maggiore completezza ed organicità.

A questo proposito, il lavoro svolto nella presente tesi ha l'obiettivo di contribuire alla conoscenza e all'approfondimento del comportamento di fibre di acciaio applicate con matrici a base calce e cementizie (sistemi *Steel-FRCM*), ed è basato su tre parti sperimentali tra loro correlate. La prima parte riguarda una ampia attività sperimentale (Capitolo 2) sullo studio delle proprietà meccaniche dei materiali di rinforzo utilizzati: prove di trazione sulle fibre secche di acciaio e su campioni di composito (striscia di rinforzo interposta tra due strati di matrice). Il legame costitutivo a trazione è confermato tri-lineare per i sistemi compositi S-FRCM ma l'uso di matrici con proprietà meccaniche basse porta ad una sostanziale scomparsa della fase II (stato di fessurazione in atto).

Le proprietà geometriche e meccaniche di fibre e matrici modificano profondamente la capacità di adesione dei sistemi S-FRCM. Essa gioca un ruolo chiave nella capacità di rinforzo. A tal proposito la seconda parte riguarda lo studio del comportamento di aderenza su supporti in calcestruzzo e muratura. Come ampiamente noto le modalità di rottura sono differenti rispetto ai materiali FRP in cui la rottura generalmente avviene con il distacco di una parte di supporto muratura/calcestruzzo. Dalle prove di aderenza effettuate e presentate nel Capitolo 3 è

confermato come il distacco (*debonding*) dei sistemi S-FRCM non interessano direttamente il supporto ma avvengono attraverso una fessura intermedia tra primo strato di matrice e fibra in acciaio (*interlaminar failure*). Inoltre, è stata registrata anche la rottura totale della fibra di rinforzo per trazione senza interessamento dello strato di composito e del supporto.

La terza parte sperimentale ha riguardato lo studio del comportamento strutturale di sistemi S-FRCM applicati su travi di c.a. in scala reale sottoposte a flessione in regime di carico ciclico. Questa innovativa sperimentazione, poco trattata in pubblicazioni scientifiche, mira ad indagare il comportamento al distacco del sistema di rinforzo. I risultati confermano che l'utilizzo di fibre ad alta massa per unità di superficie presentano problemi di distacco prematuro con degrado del legame di aderenza all'interfaccia fibra/supporto. Al contrario fibre con alta capacità di impregnazione hanno mostrato un comportamento soddisfacente. Infatti, le caratteristiche dei sistemi FRP/FRCM, costituiscono una soluzione ottimale per strutture con necessità di incrementi di resistenza come gli impalcati di ponti e viadotti sottoposti al carico variabile e ciclico veicolare. Essi costituiscono una parte importante del patrimonio infrastrutturale italiano caratterizzato da migliaia di strutture costruite negli anni 60 e 70 del Novecento. In generale queste strutture presentano deficit di resistenza senza carenza di rigidità.

La maggior parte delle strutture di c.a. sono rinforzate tramite tecnica di applicazione tradizionale nota come *Externally Bonded* (EB). Comunemente, la maggior parte delle membrature presenta ricoprimenti di calcestruzzo fortemente deteriorati con barre di rinforzo in stato di corrosione. Un intervento che permette di eseguire le fasi di rinforzo strutturale, di inibizione della corrosione e riparazione dello strato corticale (tre operazioni in una) può essere effettuato, con ottimi risultati strutturali (Bencardino e Condello 2013, 2016), attraverso una innovativa tecnica definita in precedenti studi con il nome *Inhibiting/Repairing/Strengthening* (IRS). Nel presente lavoro è stato indagato il comportamento strutturale delle travi sotto carichi ciclici, rinforzate a flessione con entrambe le tecniche di rinforzo.

In conclusione, un ultimo capitolo (Capitolo 5) è dedicato all'applicazione teorica di modelli per la predizione della deformazione di distacco intermedia nei rinforzi a flessione di travi in c.a. rinforzate con fibra di acciaio e matrici inorganiche, seguendo le indicazioni riportate nel documento CNR DT-215/2018 (2020) e utilizzando formule predittive proposte in letteratura ed in alcuni casi modificate (Bencardino et al. 2018). Infine, sulla base dei risultati sperimentali, sono state definite leggi di aderenza-scorrimento dei sistemi S-FRCM applicati su supporto di calcestruzzo.

Nel Capitolo 1 è riportata una panoramica sullo stato dell'arte dei sistemi FRCM e sulle conoscenze già acquisite dalla comunità scientifica. I maggiori risultati ottenuti nello sviluppo della tesi sono riassunti nelle Conclusioni.

Capitolo 1

Letteratura scientifica

In questo Capitolo è riassunto lo stato dell'arte ed i maggiori risultati sperimentali disponibili in letteratura scientifica. La prima parte si concentra sulla ricostruzione storica e sulle prime pubblicazioni relative ai sistemi compositi con materiali innovativi a matrice cementizia. Successivamente è organizzata una descrizione delle proprietà meccaniche delle fibre disponibili in commercio con particolare attenzione alle fibre in acciaio utilizzate nello sviluppo di questo lavoro.

I successivi paragrafi riguardano la caratterizzazione meccanica dei sistemi FRCM, il comportamento di aderenza su supporti in calcestruzzo e muratura, e la *performance* strutturale a flessione di travi in c.a. I maggiori risultati sono stati riassunti in forma tabellare attraverso la creazione di opportuni *database*.

1.1 Origine dei sistemi compositi innovativi

Il progresso nella progettazione di nuovi materiali e metodi costruttivi inizia fin dall'antichità. Lo sviluppo dei materiali compositi lo si deve alle industrie aerospaziali ed aeronautiche, che per prime svilupparono ed utilizzarono questi materiali con elevate proprietà meccaniche e con pesi specifici estremamente bassi. Rivolgendo lo sguardo in epoca moderna nel campo edilizio, uno dei maggiori svantaggi del c.a. come materiale da costruzione è imputato alla corrosione delle barre interne di rinforzo in acciaio. La ricerca, quindi, ha cercato di sviluppare materiali alternativi ed innovativi già della metà del secolo scorso.

Il primo sistema che viene concepito in sostituzione delle classiche barre di armatura in acciaio, costituito da tessuti di rinforzo annegati nel calcestruzzo o malte cementizie a grana fine, prende il nome di *Textile Reinforced Concrete* (TRC). La prima apparizione di questo innovativo materiale è datata agli inizi degli anni '80 grazie ad un istituto tedesco specializzato in tecnologie tessili (Sächsisches Textilforschungs-Institut) (Scheerer et al. 2015).

Le prime applicazioni furono piccoli prodotti da costruzione, imballaggi per trasporti sicuri (Figura 1.1) e barriere di cemento additivate da prodotti di scarto combinati con parti di tessuti.

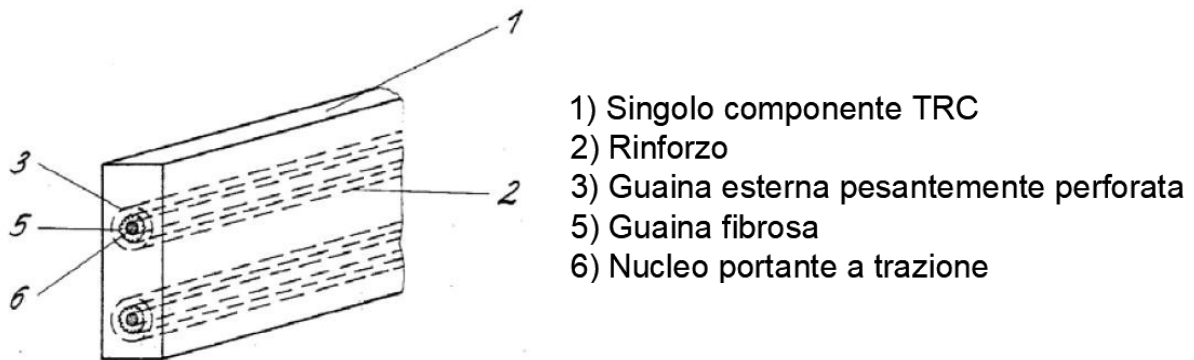


Figura 1.1 - Primo elemento in TRC.

A partire dagli anni '90 la maggior parte delle ricerche si concentravano sull'efficacia dei tessuti a griglia imbevuti in calcestruzzi a grana fina in termini di interazione di aderenza tra fibre e superfici. Uno dei primi tessuti usati per la produzione dei primi sistemi TRC è costituito da fibre in vetro resistente agli alkali (*Alkali Resistance AR glass fiber*) (Figura 1.2).

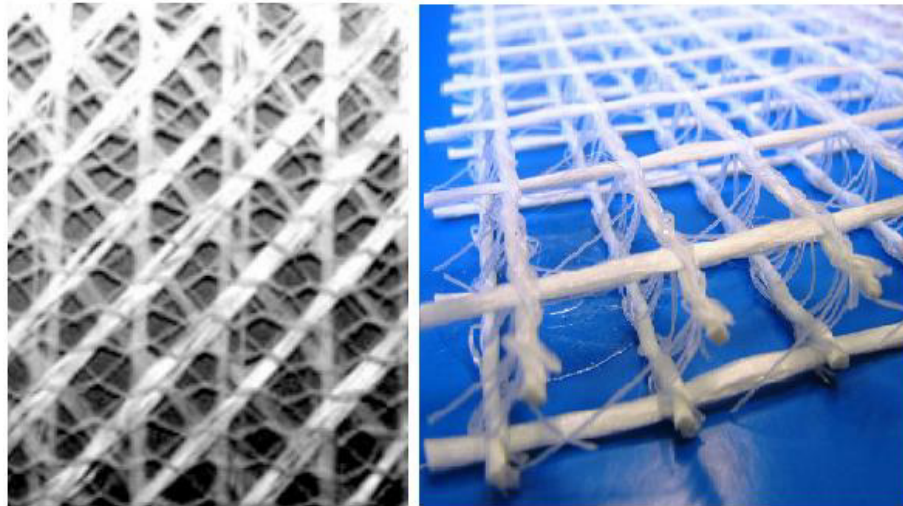


Figura 1.2 - Tessuti multi-assiali in fibra di vetro AR.

Nel 1999 in Germania dalla collaborazione tra due Università (Università di Dresden e Università di Aachen) si è avuta l'opportunità di esplorare un ampio campo di ricerca sui materiali TRC. Le ricerche effettuate in Dresden avevano l'obiettivo di fornire le conoscenze base per l'uso di tessuti nel rinforzo e riparazione nelle costruzioni. Furono sviluppati studi teorici e sperimentali sull'aderenza tra materiale di rinforzo, vecchi calcestruzzi e TRC testati sotto carico monotono.

Le cinque grandi aree di ricerca sviluppate possono essere riassunte come segue:

- ✓ Investigazione sulla struttura dei tessuti di rinforzo (vetro AR, carbonio, aramide, polipropilene) e matrici di calcestruzzo a grana fine (livello mesoscopico);
- ✓ Prove uniassiali per lo studio del comportamento tensione-deformazione (legame costitutivo);
- ✓ Prove di aderenza tra superfici di calcestruzzo esistenti e strati di TRC nuovi;
- ✓ Rinforzo di elementi strutturali partendo da applicazioni semplici a flessione, taglio, torsione e combinazioni di queste azioni;
- ✓ Sperimentazioni sulla durabilità dei materiali.

A seguito di questa prima sperimentazione, sono stati avviati progetti per collegare sempre più la ricerca di base con la pratica edilizia ed iniziano le prime pubblicazioni sul tema (RILEM TC 201-TRC 2006) e gruppi di lavoro per le prime indicazioni normative (RILEM 232-TDT 2014). Ricapitolando i sistemi TRC, nella loro forma primordiale, furono concepiti come vere e proprie strutture prefabbricate di notevole spessore per strutture nuove o utilizzati come elementi per la riabilitazione ed il rinforzo locale di strutture in c.a. (elementi assemblati in stabilimento ed

applicati alle superfici da rinforzare). Iniziano, inoltre, le prime applicazioni di tessuti in carbonio impregnati con resina epossidica ed applicati con calcestruzzo a grana fine (sistema ibrido TRC/FRP simile alle attuali applicazioni in CRM nelle murature).

Il naturale sviluppo di questi sistemi ha portato alla nascita ed allo sviluppo degli attuali sistemi *Fabric Reinforced Cementitious Matrix* (FRCM) per il recupero ed il rinforzo locale di strutture esistenti.

Un ulteriore collegamento storico deve essere fatto con lo sviluppo dei materiali innovativi a matrice polimerica *Fiber Reinforced Polymers* (FRP). In Hollaway (2010), viene ripercorso lo sviluppo dei materiali compositi polimerici nelle applicazioni civili e strutturali partendo dal passato. Per più di trent'anni dalla Seconda Guerra Mondiale l'industria delle costruzioni ha mostrato una mancanza di investimenti in ricerca e sviluppo con la conseguente perdita di potenziali investitori nella rivoluzione tecnologica dei materiali e nella loro lavorazione tecnica. Altre attività di sviluppo erano invece in fase di esplorazione in altri settori dell'industria manifatturiera e inevitabilmente l'industria delle costruzioni fu sorpassata (Latham 1994 ed Egan 1998). Nonostante ciò, alla fine degli anni '70 e negli anni '80, parallelamente allo sviluppo dei sistemi TRC, vi è evidenza di un interesse da parte dei dipartimenti di ricerca delle Università, degli istituti di ricerca e di alcuni consulenti di ingegneria civile nei materiali compositi polimerici avanzati; questi materiali sono costituiti da fibre ad alta resistenza protette da un polimero termoindurente ad alte prestazioni (FRP).

Successivamente i sistemi FRP assumono maggiore rilevanza nella ricerca e nelle applicazioni civili grazie alle alte *performance* meccaniche delle resine epossidiche.

Infine, lo sforzo della ricerca nell'individuazione di materiali con alte proprietà meccaniche da utilizzare nel rinforzo di strutture esistenti (soprattutto c.a. e muratura ed in misura minore acciaio e legno) ha raggiunto oggi il suo massimo potenziale ed il trasferimento di questi nuovi ed innovativi materiali nelle pratiche costruttive è diventato realtà ai giorni nostri.

1.2 I sistemi compositi a matrice inorganica

In generale, i materiali compositi sono costituiti dall'unione di due o più componenti distinti che complessivamente assolvono ad una funzione che non potrebbero fornire separatamente. In Figura 1.3 è riportato un ingrandimento di un tessuto in carbonio annegato in una matrice cementizia. Nel caso dei sistemi FRCM possono essere distinti due fasi ben distinte e con proprietà meccaniche differenti:

- ✓ **Matrice (fase continua):** è la parte che garantisce l'aderenza del sistema di rinforzo sulle superfici e permette il trasferimento delle azioni tangenziali quando l'elemento è sotto carico applicato, nonché svolge un ruolo di protezione per la fibra stessa;
- ✓ **Fibra (in forma di tessuto multi-assiale/bidirezionale o striscia unidirezionale):** è la parte di rinforzo vera e propria che assorbe gli sforzi di trazione grazie alla sua resistenza meccanica.

Le fibre sono caratterizzate da elevata resistenza meccanica e rigidità ma presentano un comportamento fragile con deformazioni a rottura minori rispetto alle matrici cementizie.

Il comportamento dei due materiali combinati è ovviamente intermedio e l'efficacia del sistema di rinforzo dipende ovviamente dalle caratteristiche meccaniche e geometriche della fibra così come dalle proprietà della matrice nella quale è annegato.

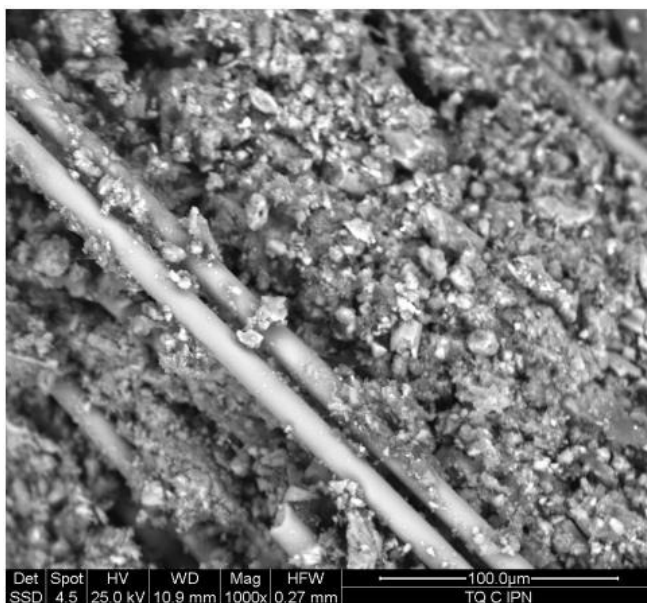


Figura 1.3 - Ingrandimento al SEM di un tessuto in carbonio annegato in una matrice cementizia (Signorini et al. 2018).

Come già detto, i materiali compositi costituiti da tessuti e matrici inorganiche rappresentano un sistema ideale per il rinforzo delle strutture. L'applicazione di questi materiali per rinforzare gli elementi strutturali in calcestruzzo e muratura rappresenta una soluzione ottimale per realizzare un intervento compatibile, poco invasivo e reversibile. I sistemi FRCM offrono l'opportunità di realizzare elementi strutturali sottili per il *retrofitting* strutturale. Tipicamente, gli elementi strutturali di FRCM sono costituiti da diversi strati di tessuti o fibre unidirezionali che sono incorporati in un calcestruzzo o matrice a grana fine avente aggregati con una

dimensione massima di 1 mm. Le ragioni principali per considerare gli FRCM come un materiale di rinforzo adatto derivano dalla matrice inorganica che mostra resistenza al calore intrinseca, compatibilità con il substrato (consente la permeabilità al vapore e l'applicazione su una superficie bagnata) e la durabilità a lungo termine. I tessuti sono generalmente costituiti da fibre continue (lunghe) di carbonio, vetro, poliparafenilenebenzobisoxazolo (PBO), aramide, acciaio e basalto, mentre la matrice è spesso costituita da malta cementizia, a base calce o a base di geopolimeri (geopolimerica).

I documenti guida Americani (AC 434, ACI 549.6R-20), indicano questi materiali composti con l'acronimo FRCM (*Fabric Reinforced Cementitious Matrix*). È anche uso apporre prima della dicitura FRCM l'abbreviazione della fibra di rinforzo usata: C-FRCM (Feng et al. 2020) per fibre di carbonio, PBO-FRCM (Ombres 2011) per fibre in PBO e S-FRCM (Sneed et al. 2016) per fibre in acciaio. Quando i sistemi di rinforzo utilizzano nastri e fibre di acciaio unidirezionali, il sistema FRCM viene anche denominato con l'acronimo SRG (Barton et al. 2005; Napoli e Realfonzo 2015). Altri autori (Longo et al. 2020) hanno parzialmente modificato la descrizione del materiale composito attraverso l'uso di matrici geopolimeriche utilizzando l'acronimo FRGM (*Fabric Reinforced Geopolymer Matrix*) (Kurtz and Balaguru 2001; Menna et al. 2013; Vasconcelos et al. 2011).

Nomi alternativi sono utilizzati in letteratura tecnica e si riferiscono a diversi tipi di matrice o applicazione, ma indicano sostanzialmente la stessa tipologia di sistema di rinforzo: TRM (*Textile Reinforced Mortar*) (Triantafillou 2011), i già citati TRC (*Textile Reinforced Concrete*) (D'Ambrisi et al. 2012), FRG (*Fiber Reinforced Grout*) (Carbone e de Felice 2008), IMC (*Inorganic Matrix Composite*) (D'Antino e Papanicolau 2018), MBC (*Mineral Based Composites*) (Täljsten e Blanksvärd 2007), FRC (*Fiber Reinforced Cement*) (Wu e Sun 2005). Materiali simili utilizzati per applicazioni di rinforzo di strutture in muratura sono identificati anche con gli acronimi CMG (*Cementitious Matrix-Grid system*) (Prota et al. 2006; Lignola et al. 2009), IMG (*Inorganic Matrix Grid system*) (Parisi et al. 2011), CFCM (*Carbon Fiber Cement Matrix*) (Kolsch 1998). Si farà riferimento nel seguente lavoro all'acronimo in uso negli Stati Uniti (FRCM).

Ulteriori acronimi possono essere trovati in letteratura e riguardano i composti a base di matrici e cementi additivate con fibre corte FRC (*Fiber Reinforced Cement*). I sistemi MBC sono sistemi ibridi in cui le fibre in FRP (vetro e carbonio pre-impregnate) sono applicate con leganti cementizi per superare gli inconvenienti delle resine epossidiche (Blanksvärd et al. 2009). Infine, gli FRC possono essere usati per incrementare le caratteristiche meccaniche delle

malte/matrici, migliorare la propagazione fessurativa, rigidità, durabilità e resistenza alla corrosione attraverso l'introduzione di microfibre disperse in maniera casuale nella miscela inorganica (esempio carbonio, acciaio e polypropylene).

1.3 Fibre di rinforzo

Le fibre lunghe o continue sono costituite da una geometria che nella direzione longitudinale forma nastri, tessuti o lamine. La maggior parte delle fibre sono disponibili in forma di tessuti bidirezionali (vetro, basalto, carbonio, PBO) o in forma di strisce unidirezionali (carbonio, PBO e acciaio). Sono considerate fibre lunghe, da utilizzarsi nei rinforzi FRCM, le fibre con diametri maggiori di 1 ~ 10 μm e lunghezza maggiore di 10 ~ 100 μm allineate tra loro in una direzione. Questa disposizione geometrica conferisce alla fibra secca ed al materiale composito proprietà anisotrope. Il comportamento meccanico è prevalentemente elastico lineare fino a rottura.

Dalla Tabella 1.1 alla Tabella 1.8 sono riassunti i valori delle proprietà meccaniche dichiarate da vari produttori e disponibili in commercio. Si descrivono di seguito i simboli utilizzati nelle tabelle: ω_f è la massa per unità di area; t_f rappresenta lo spessore equivalente della fibra; E_f , σ_f , e ε_f sono rispettivamente il modulo elastico a trazione, la resistenza a rottura per trazione e la deformazione a rottura della fibra secca; infine, con F_f viene indicata la resistenza a trazione per unità di larghezza.

Tabella 1.1 - Fibre commercializzate da G&P Intech s.r.l.

	ω_f [g/m ²]	t_f [mm]	σ_f (MPa)	E_f (GPa)	ε_f	F_f [kN/m]
Basalto	250	0.041	> 1980	> 74	> 0.023	> 80
	350	0.058	> 1980	> 75	> 0.023	> 90
	450	0.075	> 1980	> 74	> 0.023	> 145
Vetro AR	120	0.025	> 2000	52	> 0.03	25
	250	0.05	> 2000	52	> 0.03	> 50
	300	0.055	> 2000	52	> 0.03	> 52
Carbonio	170	0.047	4900	240	0.018	89
	220	0.061	4900	240	0.018	115
	360	0.10	4900	240	0.018	157
Acciaio galvanizzato ad alta resistenza	700	0.086	2558	190	0.017	220
	1350	0.169	2558	190	0.017	432
	2200	0.27	2558	190	0.017	698
	3500	0.44	2558	190	0.017	1120
Acciaio INOX AISI 304	1000	0.125	2350	190	0.015	293.7
	1500	0.188	2350	190	0.015	441.8

	2200	0.276	2350	190	0.015	648.6
Acciaio INOX AISI 316	1500	0.191	1675	190	0.015	319.9
	2000	0.254	1675	190	0.015	425.4

Tabella 1.2 - Fibre commercializzate da Kimia S.p.A.

	ω_f [g/m ²]	t_f [mm]	σ_f (MPa)	E_f (GPa)	ε_f	F_f [kN/m]
Basalto	269	0.035	1857	89	< 0.08	> 65
	414	0.065	1846	89	< 0.05	> 120
Acciaio galvanizzato	650	0.083	2700	> 200	0.0088	223.57
Acciaio INOX AISI 316	800	0.077	2000	210	0.0095	160
	2200	0.24	1470	190	0.02	380

Tabella 1.3 - Fibre commercializzate da Kerakoll S.p.A.

	ω_f [g/m ²]	t_f [mm]	σ_f (MPa)	E_f (GPa)	ε_f	F_f [kN/m]
Basalto	200	0.032	1250	62	0.019	40
	400	0.064	1250	67	0.018	80
Vetro AR	250	0.031	1387	73	0.018	43
Acciaio galvanizzato ad alta resistenza	670	0.084	> 3000	> 190	0.015	> 235
	1200	0.169	> 3000	> 190	0.015	> 472

Tabella 1.4 - Fibre commercializzate da Fassa Bortolo s.r.l.

	ω_f [g/m ²]	t_f [mm]	σ_f (MPa)	E_f (GPa)	ε_f	F_f [kN/m]
Vetro	300	0.115	1300	60	0.022	150
Carbonio	300	0.164	4900	240	0.020	803.6
	600	0.337	4900	240	0.020	1651.3

Tabella 1.5 - Fibre commercializzate da Mapei S.p.A.

	ω_f [g/m ²]	t_f [mm]	σ_f (MPa)	E_f (GPa)	ε_f	F_f [kN/m]
Basalto	250	0.039	1602	89	0.018	60
	400	0.143	2450	70	0.035	355
	600	0.215	2450	70	0.035	530
Vetro	250	-	1079	67	0.0168	-
	900	0.48	2560	80.7	0.03	800
Carbonio	300	0.164	≥ 4900	252	0.02	≥ 800
	380	0.053	> 4800	230	0.021	> 254
	600	0.337	≥ 4900	252	0.02	≥ 1600

Tabella 1.6 - Fibre commercializzate da Ruregold s.r.l.

	ω_f [g/m ²]	t_f [mm]	σ_f (MPa)	E_f (GPa)	ε_f	F_f [kN/m]
Carbonio	84	0.046	4750	250	0.019	218.5

	168	0.094	4750	250	0.019	446.5
	182	0.1	4750	250	0.019	475
PBO	20	0.013	6750	270	0.025	87.75
	44	0.028	6750	270	0.025	189
	88	0.057	6750	270	0.025	384.75
	105	0.067	6750	270	0.025	452.25

Tabella 1.7 - Fibre commercializzate da Sika S.p.A.

	ω_f [g/m ²]	t_f [mm]	σ_f (MPa)	E_f (GPa)	ε_f	F_f [kN/m]
Carbonio	300	0.166	4900	230	0.021	813.40
	400	0.225	> 4410	377	0.012	> 992.25
	600	0.337	> 3800	242	0.015	> 1280.6

Tabella 1.8 - Fibre commercializzate da Seico S.p.A.

	ω_f [g/m ²]	t_f [mm]	σ_f (MPa)	E_f (GPa)	ε_f	F_f [kN/m]
Vetro	300	0.121	3100	80	0.035	366
Carbonio	90	0.0217	> 4900	250	0.02	> 105
	170	0.041	> 4900	250	0.02	> 200
	300	0.164	5000	250	0.02	800
Acciaio galvanizzato	650	0.0828	2500	200	0.016	207
	2000	0.225	> 2700	> 200	0.0088	688
	3000	0.225	> 2700	> 200	0.0156	622.5

Dalle precedenti tabelle si evince come le fibre in PBO, carbonio e acciaio presentano caratteristiche meccaniche maggiori in termini di modulo elastico (190 ~ 370 GPa) e resistenza a trazione (> 2000 MPa), indicate soprattutto per consolidamenti strutturali di membrature in c.a. Al contrario le fibre in vetro e basalto sono considerate fibre tenere a basso modulo (60 ~ 90 GPa) efficaci soprattutto nel rinforzo di strutture murarie grazie ad una maggiore compatibilità con la rigidità propria del supporto da rinforzare.

1.3.1 Fibre di Carbonio

Le fibre di carbonio sono costituite da fili assemblati tra loro con diametro di circa 5-10 μm di forma approssimativamente cilindrica composte principalmente da atomi di carbonio (Figura 1.4). Le fibre di carbonio presentano numerosi vantaggi, tra cui elevata rigidità, elevata resistenza alla trazione, peso ridotto, elevata resistenza chimica, tolleranza alle alte temperature e bassa dilatazione termica. Queste proprietà hanno reso la fibra di carbonio molto popolare nell'industria aerospaziale, nell'ingegneria civile, militare e negli sport motoristici, insieme ad

altri sport da competizione. Tuttavia, sono relativamente costosi se confrontati con fibre simili, come le fibre di vetro o di plastica.

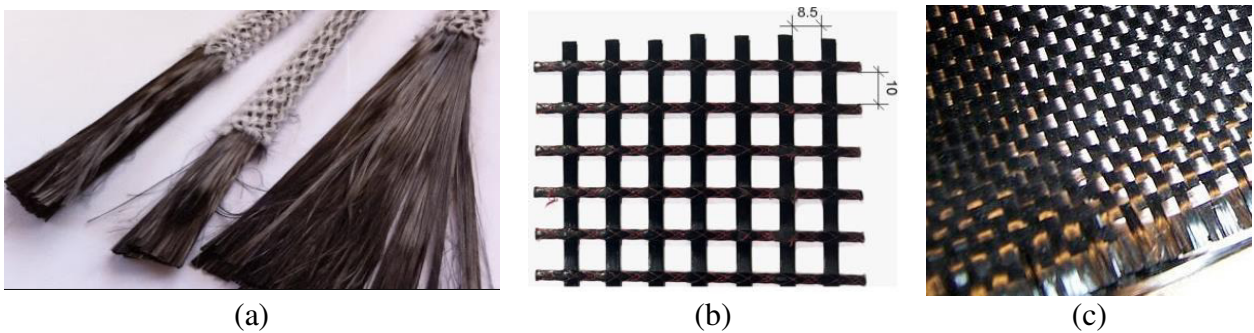


Figura 1.4 - Fibre di carbonio: (a) fili di carbonio; (b) rete bidirezionale e (c) tessuto bidirezionale.

A livello atomico la fibra di carbonio è simile a quella della grafite, costituita da fogli di atomi di carbonio disposti secondo uno schema esagonale regolare (fogli di grafene), con la differenza nel modo in cui questi fogli si incastrano.

A seconda della materia prima, utilizzata per produrre la fibra, la fibra di carbonio può essere turbostratica o grafitica, ovvero possedere una struttura ibrida in cui sono presenti sia parti turbostratiche che grafitiche. Le fibre di carbonio turbostratiche tendono ad avere maggior carico di rottura, mentre le fibre derivate dalla mesofase pece sottoposte a trattamento termico possiedono elevata rigidità (modulo di Young) ed elevata conducibilità termica.

1.3.2 Fibre di Vetro

Le fibre di vetro si presentano in filati con diametri inferiori al decimo di millimetro. Grazie a questa geometria le fibre di vetro perdono la caratteristica di materiale molto fragile per divenire un materiale ad elevata resistenza meccanica. La fragilità del vetro comune è dovuta al gran numero di difetti della cristallizzazione che agiscono come microfratture e zone di concentrazione degli sforzi. Esse presentano resistenza e rigidità minori delle fibre di carbonio ma al contrario hanno maggiore economicità.

Sono disponibili in commercio varie classi di vetro in filamenti continui con caratteristiche differenti (A – Glass, C – Glass, D – Glass, E – Glass, L – Glass, R – Glass, S – Glass). Le caratteristiche comuni tra tutti i tipi di filamenti di vetro possono essere individuate in: buona resistenza meccanica, elevata resistenza alla corrosione, basso modulo elastico. In Figura 1.5 sono riportate fibre di vetro in diverse forme.

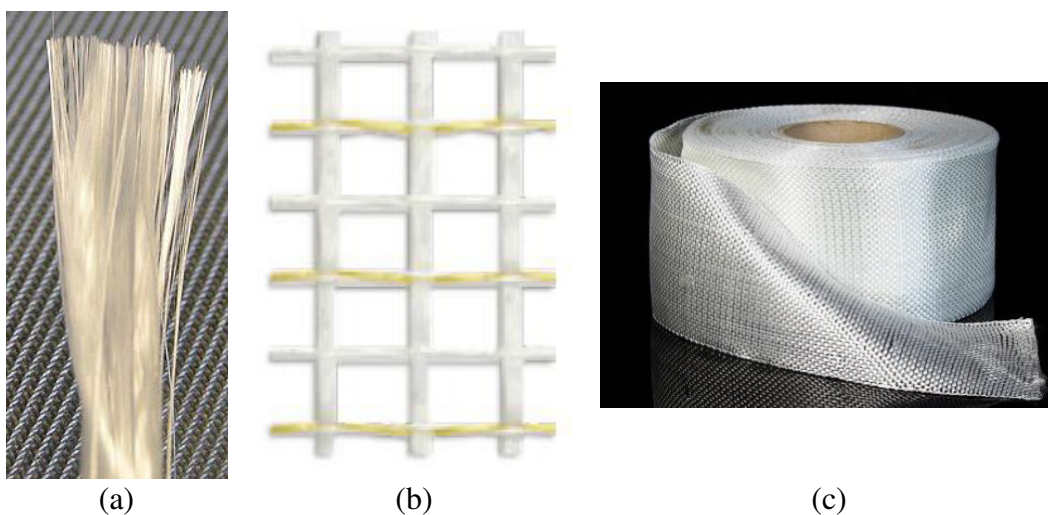


Figura 1.5 - Fibre di vetro: (a) fili di vetro; (b) rete bidirezionale e (c) tessuto/nastro.

1.3.3 Fibre di Basalto

Le fibre di basalto si presentano in dimensioni molto sottili con un diametro compreso tra $9\ \mu\text{m}$ e $13\ \mu\text{m}$, composte da roccia vulcanica composta di plagioclasti, pirosseni e olivine. In particolare, il basalto è un miscuglio di ossidi di silicio, alluminio, calcio, magnesio, ferro e, in tracce, di altri elementi. Esse appartengono alla categoria delle fibre minerali assieme alle fibre di carbonio e alle fibre di vetro e, rispetto a queste ultime, hanno un costo significativamente inferiore. Le fibre di basalto sono ottimi isolanti termici e acustici, mantengono le proprietà meccaniche anche ad alte temperature e sono molto stabili chimicamente (sia in ambiente acido, sia alcalino).

Recentemente è stato scoperto che le rocce basaltiche non sono tutte identiche chimicamente e quelle con particolari composizioni chimiche sono adatte all'estrusione di filamenti continui di vari diametri ($9 - 24\ \mu\text{m}$). Il primo brevetto per la produzione di filamenti di basalto si deve al parigino Paul Dhé nel 1923, ma solo negli anni '60 a Mosca e Praga si ebbero i primi tentativi di utilizzo per applicazioni militari e aerospaziali. Negli anni '90 questa tecnologia iniziò a essere impiegata per usi civili. La fibra di basalto non è soggetta ad attacchi da parte di agenti inquinanti e rientra anche tra i materiali biocompatibili, e una volta dismessa, non crea danni all'ambiente. In Figura 1.6 sono riportate due esempi di fibra di basalto in rete bidirezionale e tessuto.

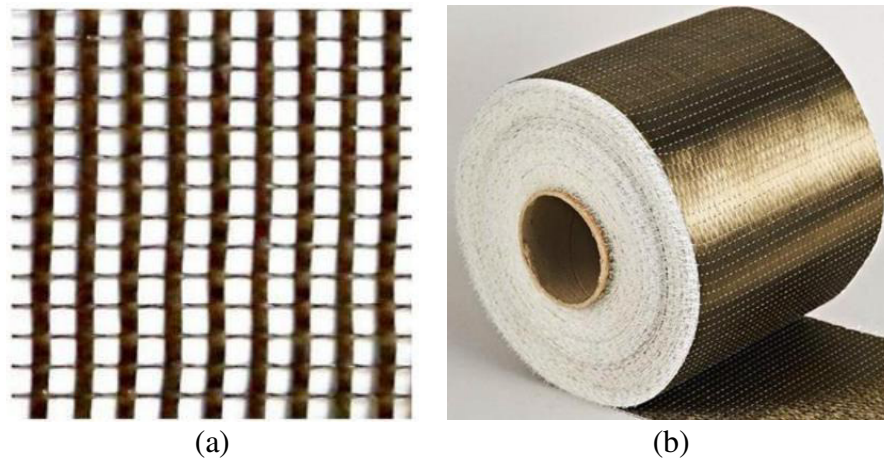


Figura 1.6 - Fibre di basalto: (a) rete bidirezionale e (b) tessuto/nastro.

1.3.4 Fibre di PBO

Con il termine Zylon, più comunemente conosciuto come PBO (Poliparafenilenbenzobisoxazolo), è indicato una vasta gamma di polimeri sintetici. È inventata e sviluppata da SRI International negli anni '80 ed è fabbricata dalla Giapponese Toyobo Corporation. Come impiego nasce per applicazioni militari (vestiario antiproiettile) e solo successivamente si allarga l'utilizzo nel campo dell'ingegneria civile. Le fibre in PBO presentano caratteristiche meccaniche elevatissime in termini di resistenza a trazione e modulo elastico, oltre ad una elevata resistenza alla fiamma ed al calore. Si presenta come una fibra morbida e molto malleabile, di peso leggerissimo e di costo elevato (Figura 1.7).

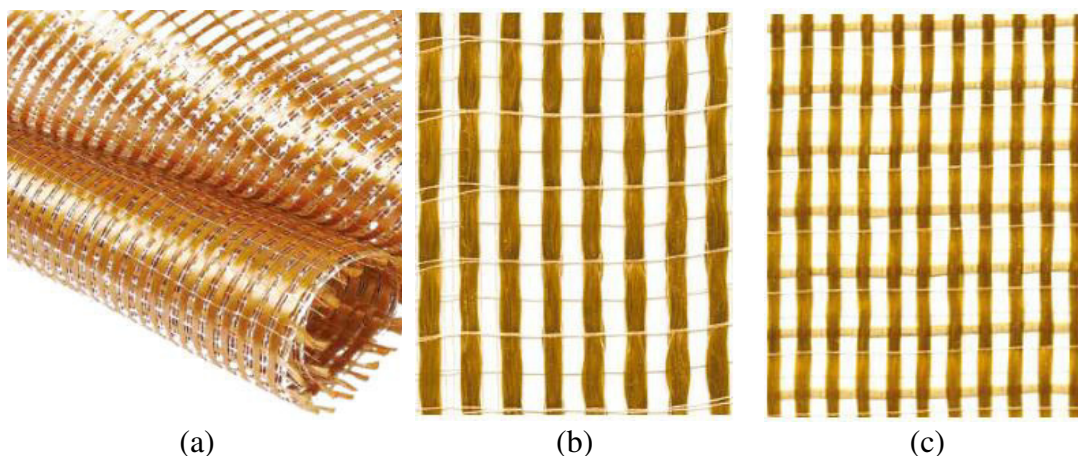


Figura 1.7 - Fibre di PBO: (a) rotolo di PBO; (b) striscia unidirezionale; (c) tessuto bidirezionale.

1.3.5 Fibre di Acciaio

Le fibre di acciaio sono formate da trefoli affiancati e assemblati in strisce unidirezionali. I trefoli a loro volta sono formati da singoli fili di acciaio ad alta resistenza intrecciati tra loro (circa 7 volte più resistenti delle tipiche barre d'armatura comuni) di diametro sottile (0.20 ~ 0.35 mm) (Casadei et al. 2005). I tessuti in acciaio disponibili in commercio presentano area trasversale dei trefoli che varia tra 0.04 e 0.12 mm². I tessuti d'acciaio possono essere classificati in fibre ad alta, media o bassa densità in base alla spaziatura tra i trefoli (1.10 ~ 6.35 mm). Infatti, la grandezza di riferimento usata per la classificazione sopra citata è il peso per unità di superficie della striscia unidirezionale: 600 ~ 1500 g/m² (bassa densità), 1500 ~ 2500 g/m² (media densità), 2500 ~ 3300 g/m² (alta densità) (De Santis et. al 2017). I tessuti caratterizzati da grande spaziatura tra i trefoli possono essere utilizzati in combinazione di resine epossidiche e malte cementizie, mentre tessuti con spaziatura limitata necessitano di essere applicati attraverso resine epossidiche che presentano bassa viscosità (matrice fluida con grande capacità di impregnazione). Infine, gli spessori equivalenti (t_f) da usarsi nei calcoli ingegneristici possono variare tra 0.075 mm e 0.439 mm.

Le corde/trefoli unidirezionali possono essere tenute in posizione da filati a maglia (fibra Kimisteel INOX, Kimia) o rete di vetro (fibra Geosteel, Kerakoll) che controllano la spaziatura delle corde; di conseguenza la "rete" si comporta come una striscia che può essere tesa o piegata, senza perdere la sua integrità.

L'utilizzo di questa tipologia di fibra si è imposta nel campo edilizio anche grazie alla sua facilità di posa in opera e alla manovrabilità nelle operazioni di cantiere.

In alcuni casi i fili di acciaio ad alta resistenza sono stati importati dall'industria automobilistica, dove venivano utilizzati come rinforzo interno per gli pneumatici (brevetto Hardwire). Le prestazioni delle fibre in acciaio nei rinforzi S-FRCM/SRG/SRP sono dipendenti dal trasferimento delle sollecitazioni tra i fili e la matrice. L'uso di un singolo filo di acciaio risulta carente a causa della bassa resistenza a taglio e rigidità. A questo proposito si aumenta la resistenza del cavo risultante utilizzando più fili. La torsione dei fili consente, inoltre, un notevole *interlocking* meccanico tra le corde e la matrice che ne migliora la capacità di adesione al supporto e rende le fibre in acciaio adatte per applicazioni strutturali (Huang, 2005). Inoltre, le diverse configurazioni geometriche dei singoli trefoli possono influenzare il comportamento meccanico del sistema di rinforzo. Le fibre di acciaio hanno uno strato protettivo di zinco o ottone per contenere lo sviluppo della corrosione, presentano un modulo elastico elevato ($E_f >$

190 GPa) ed è un materiale con un costo di produzione basso. La resistenza a trazione è compresa tra 2390 N/mm^2 e 3311 N/mm^2 con deformazioni tra l'1.2 % e il 2.2 %.

A trazione le fibre di acciaio non presentano un sostanziale snervamento, ma piuttosto un comportamento simile a quello esibito dall'acciaio ad alta resistenza utilizzato nelle costruzioni in calcestruzzo precompresso (c.a.p.), con una fase leggermente non lineare prima della rottura delle corde. In generale, il comportamento meccanico può comunque essere assimilato ad un comportamento elastico lineare fino a rottura.

Un ulteriore vantaggio di questo materiale di rinforzo risiede nella possibilità di poter modificare la composizione della tipologia di acciaio utilizzando fibre ad altissima resistenza o di acciaio inox e di poter realizzare la striscia unidirezionale con qualsiasi spaziatura tra le corde, modificando la capacità di impregnazione della fibra rispetto alla matrice di incollaggio.

Il primo utilizzo reale di questa tipologia di fibra è avvenuto nel 2003 con il rinforzo flessionale di travi di c.a.p. di un parcheggio situato nella città di Bloomington (Indiana), attraverso un sistema SRP (Steel Reinforced Polymers) a base di matrice epossidica (Figura 1.8) (Casadei et al. 2005).

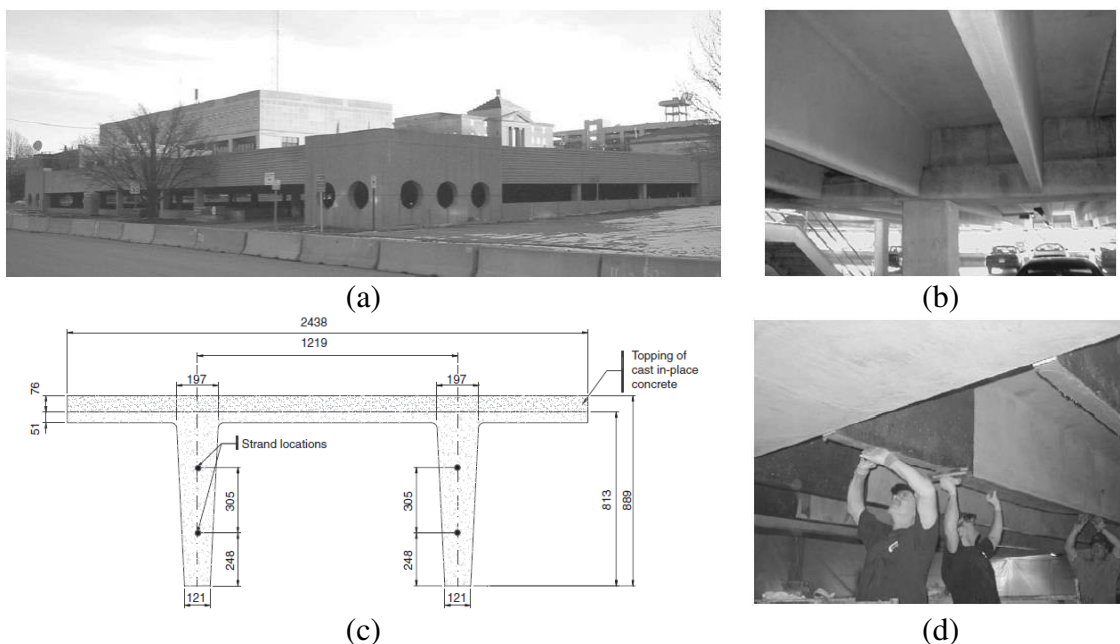


Figura 1.8 - Applicazione sistema SRP (2003): (a) vista esterna del parcheggio; (b) vista interna delle travi rinforzate; (c) geometria della sezione a T rinforzata e (d) applicazione del rinforzo esterno.

Nelle Figura 1.9a-d sono mostrate differenti disposizioni geometriche dei fili d'acciaio e in Figura 1.10 sono riportati i rinforzi di acciaio disposti in nastri unidirezionali. In particolare, le

Figure 1.9a-c mostrano trefoli di acciaio ad alta resistenza a trazione e la Figura 1.9d un trefolo in acciaio inox.

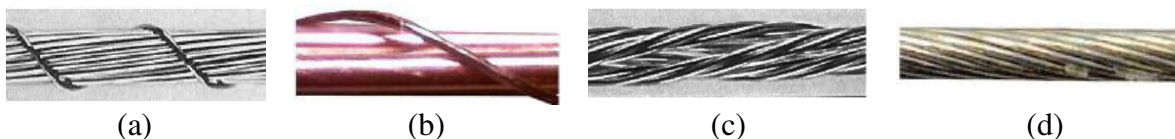


Figura 1.9 - Differenti tipologie di trefoli in acciaio: (a), (b) e (c) corde/trefoli in acciaio ad alta resistenza galvanizzati; (d) corda/trefolo in acciaio inox.



Figura 1.10 - Tessuti di acciaio unidirezionali.

1.3.5.1 Durabilità delle fibre di acciaio

Un importante tema riguarda la durabilità delle fibre in acciaio. A tal riguardo sono interessanti i risultati sperimentali ottenuti da Borri e Castori (2011) e De Santis e de Felice (2015a). Borri e Castori (2011) hanno indagato la durabilità di tessuti di acciaio rivestiti in ottone. Una serie di campioni di acciaio sono stati depositati all'aperto, vicino a una stazione termoelettrica e ad un cementificio per 57 settimane. A seguito di questa esposizione si è avuto una riduzione della resistenza a trazione del 27 % e del 33 %, rispettivamente. Ulteriori campioni sono stati trattati con soluzioni a pH neutro o acido e testati a 110 °C. L'invecchiamento artificiale con una soluzione a pH acido ha indotto una riduzione della resistenza a rottura del 13 %, mentre non è stata riscontrata alcuna riduzione della resistenza dopo il trattamento con una soluzione a pH neutro.

De Santis e de Felice (2015a) hanno testato tessuti in acciaio zincato (galvanizzati) invecchiati con soluzione salina in sostituzione di acqua oceanica. Dopo 1000 h di invecchiamento, la resistenza è diminuita del 5 %, mentre il modulo elastico di Young si è ridotto dell'8 %, a dimostrazione dell'efficacia della protezione della zincatura. I risultati ottenuti da De Santis e De Felice (2015a) sono conformi ai requisiti minimi prestazionali richiesti dalle norme statunitensi (AC 434, 2018) e dalle linee guida italiane (CSLLPP FRP 2015) per la

qualificazione dei rinforzi compositi, che richiedono una riduzione massima della resistenza e del modulo di Young del 15 %. Inoltre, le prove di durabilità effettuate su fibra secca non hanno tenuto conto che le corde d'acciaio nelle applicazioni strutturali sono annegate nella matrice cementizia, che svolge anche un ruolo protettivo dagli agenti esterni. Ulteriori provini hanno subito piegatura a 90° (che è necessario per numerose applicazioni su travi, colonne e nodi) e poi testati a trazione. Si è riscontrata una riduzione del 15 % dell'8 % in termini di resistenza e modulo elastico, rispettivamente. Infine, altri provini sono stati piegati a 90° e invecchiati in soluzione salina per 1000 ore. Il deterioramento rispetto ai provini non invecchiati è stato del 18 % in resistenza e del 9 % in modulo elastico (approssimativamente, la somma dei due contributi di attacco del sale e flessione presi separatamente), indicando che lo strato di protezione non viene fortemente danneggiato dalla flessione meccanica. I risultati ottenuti hanno dimostrato che il rivestimento di zinco offre una efficace protezione contro l'attacco del sale. Nonostante ciò, è necessario acquisire una migliore conoscenza della durabilità della fibra secca e dell'intero sistema composito FRCM. A tal fine, alcuni studi hanno indagato le proprietà meccaniche e di aderenza al supporto di sistemi FRCM (e non solo dei tessuti secchi) dopo l'esposizione a diverse condizioni ambientali (ad esempio, soluzione alcalina, umidità e cicli di gelo-disgelo, temperature elevate), come riportato nel successivo Paragrafo 1.6.

1.4 Modalità di installazione e applicazioni strutturali

Come già descritto nei paragrafi precedenti i sistemi FRCM consistono in uno o più strati di fibra di rinforzo applicata con matrici cementizie. I sistemi FRCM sono stati sviluppati per applicazioni di riabilitazione, ed in particolar modo per strutture di c.a. (Figura 1.11a) e muratura (Figura 1.11b) degradate.



(a)



(b)

Figura 1.11 - Strutture deteriorate in c.a. e muratura: (a) trave da ponte; (b) parete di edificio di muratura.

L'applicazione dei sistemi FRCM sugli elementi da rinforzare, richiede che le superfici siano pulite da polveri e/o detriti (rimozione di parti ammalorate) e completamente sature (senza ristagno di acqua). Una superficie eccessivamente bagnata aumenta il rapporto acqua/cemento all'interfaccia di incollaggio ed una superficie troppo asciutta assorbirà acqua di impasto dalla matrice. Nello specifico le superfici di calcestruzzo devono essere anche opportunamente preparate per migliorare la capacità di incollaggio ed evitare possibili concentrazioni di stress o distacchi prematuri. Le superfici devono essere irruvidite mediante tecniche di trattamento superficiale come la scarifica idraulica, meccanica o la sabbiatura. Nel caso delle murature questa operazione può essere omessa grazie alla maggiore scabrosità del laterizio/lapideo e la presenza dei giunti di malta. La preparazione e l'applicazione delle matrici deve essere eseguita secondo le raccomandazioni dei produttori. Al fine di migliorare l'adesione al supporto del sistema FRCM possono essere impiegati idonei *primer* di incollaggio. L'intervallo di temperatura ideale per l'applicazione del sistema FRCM è quello classico indicato per il getto di tutte le tipologie di calcestruzzo. Devono quindi essere evitate temperature troppo basse che ritardano i tempi di presa e temperature eccessivamente elevate che possono compromettere la lavorabilità della matrice.

Appena il supporto è pronto, un primo strato uniforme di matrice viene applicato sulla superficie da rinforzare mediante utensili di lavoro (cazzuola, spatola, etc..). Successivamente, viene adagiata sulla matrice la fibra di rinforzo eseguendo una adeguata pressione per una corretta penetrazione, ed orientata nella direzione di carico. Infine, l'intervento viene concluso con il secondo strato di matrice. Il periodo necessario affinché si raggiunga la massima resistenza del sistema FRCM consiste nei classici 28 giorni di stagionatura dei calcestruzzi e delle malte cementizie.

I sistemi FRCM possono essere impiegati per il rinforzo di innumerevoli tipologie di elementi strutturali. I maggiori impieghi sono: incremento di resistenza di pannelli murari a pressoflessione e taglio nel piano, pilastri, archi, volte in muratura; miglioramento contro le azioni esterne ortogonali al piano del pannello; miglioramento delle connessioni tra murature anche a mezzo di pretensionamento dei tessuti; rinforzo di elementi in c.a. quali travi, pilastri, solai, muri di sostegno e superfici voltate (gallerie). In base alla tipologia di elemento da rinforzare cambiano le modalità di applicazione dei sistemi FRCM. Il rinforzo a flessione di travi e solai necessita dell'applicazione del materiale di rinforzo all'intradosso della trave (Figura 1.12a). L'incremento del taglio resistente nelle travi di c.a. viene ottenuto attraverso la realizzazione di placcaggi ad U in diverse configurazioni (Figura 1.12b), simulando la

disposizione di staffe aggiuntive. Il rinforzo a taglio e l'incremento di duttilità dei pilastri (di muratura e c.a.) avviene attraverso una fasciatura perpendicolare all'asse dell'elemento (Figura 1.12c). Infine, gli elementi in muratura sono rinforzati nel piano e fuori dal piano attraverso l'applicazione su uno o entrambi i lati di reti di rinforzo bidirezionali (Figura 1.12d), mentre gli elementi voltati attraverso strisce di rinforzo unidirezionali applicati all'intradosso o all'estradosso (Figura 1.12e).

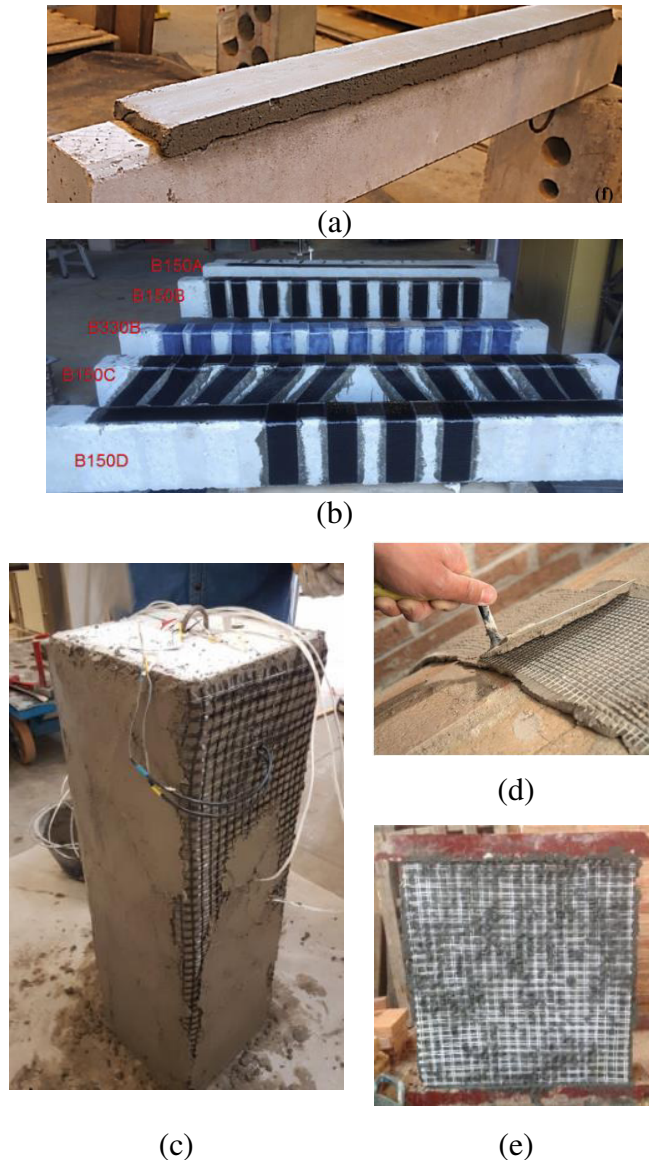


Figura 1.12 - Esempi di rinforzo con compositi FRCM: (a) rinforzo flessionale di trave in c.a. (Giese et al. 2021); (b) rinforzi a taglio di travi in c.a. (Chen et al. 2018); (c) confinamento di un elemento verticale in c.a. (Faleschini et al. 2020); (d) rinforzo di una volta in muratura (catalogo Kimia); (e) rinforzo nel piano di una parete in muratura (Mercedes et al. 2020).

1.5 Comportamento meccanico dei sistemi FRCC

1.5.1 Comportamento a trazione

La qualificazione del sistema composito a base inorganica FRCC (proprietà meccaniche) viene effettuata attraverso la prova di trazione per la definizione del legame costitutivo uniassiale.

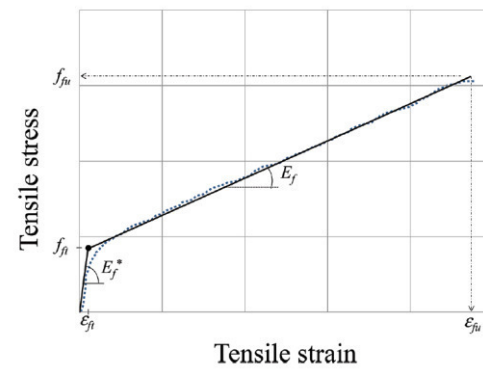
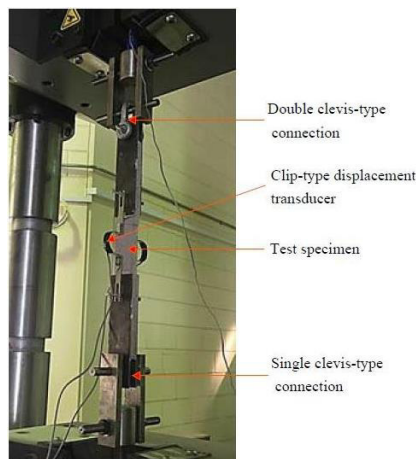
Sebbene i compositi FRCC sono utilizzati per il rinforzo delle strutture esistenti da più di dieci anni, in Europa mancano ancora metodi di prova standardizzati e procedure di progettazione. Negli Stati Uniti, le proprietà di trazione del composito sono raccomandate dal documento ACI 549.6R-20 e secondo la procedura di prova specificata nell'Allegato A del documento AC 434. In Italia è di recente emanazione (2018) la Linea Guida per la identificazione, la qualificazione ed il controllo di accettazione in cantiere di compositi fibrorinforzati a matrice inorganica (CSLLPP FRCC, 2018), che specifica la procedura di prova da eseguire e definisce le caratteristiche geometriche dei campioni. Ulteriori documenti e report di prove uniassiali a trazione di sistemi FRCC/TRM sono stati oggetto di attività del Rilem (*International Union of Laboratories and Experts in Construction Materials, Systems and Structures*) attraverso il RILEM 234-DUC, RTC 232-TDT e il RTD 250-CSM.

Il comportamento a trazione uniassiale è fortemente dipendente da diversi fattori, tra cui la procedura sperimentale di test (*test set-up*), la geometria (dimensioni e forma), la fabbricazione del provino e la tecnica di misurazione della deformazione assiale. Trovare una procedura sperimentale affidabile e condivisa per i compositi FRCC è di particolare importanza a causa del gran numero di materiali e di combinazioni fibra-matrice disponibili. La letteratura scientifica ha evidenziato diverse difficoltà nel caratterizzare le prestazioni dei compositi FRCC. Nel corso degli anni sono state sviluppate varie configurazioni per le prove di trazione FRCC con diversi metodi di applicazione del carico e geometrie dei provini (AC 434; Arboleda 2014; Contamine et al. 2011), sebbene, una procedura di test condivisa non sia stata ancora pubblicata. Secondo alcuni ricercatori le prove di trazione non sono molto utili per caratterizzare i compositi FRCC.

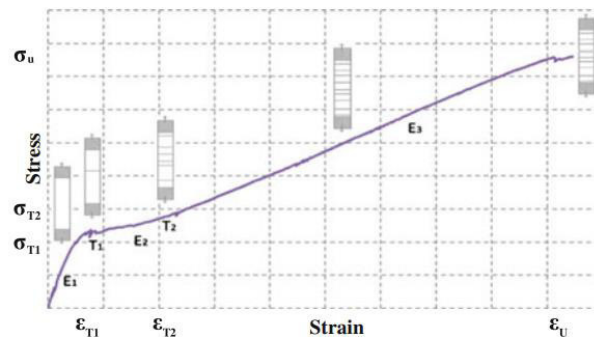
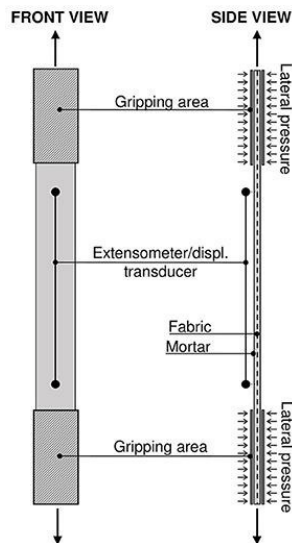
Le tipologie di applicazione del carico sono essenzialmente due: applicazione del carico attraverso piastre incollate agli estremi con trasferimento delle tensioni per bloccaggio del provino nei sistemi di afferraggio della macchina di prova attraverso opportuna pressione (*clamping gripping mechanism*) (Figura 1.13b); trasferimento del carico per attrito con cerniera a forcilla (*clevis-type gripping mechanism*) (Figura 1.13a). Le deformazioni assiali possono essere misurate attraverso gli spostamenti della traversa della macchina di prova (corsa), l'uso

di estensimetri che sono comunque inadeguati in caso di comportamento multi-fessurativo e trasduttori di spostamento (LVDT) o estensimetri. Quest'ultima modalità appare la più affidabile.

La tipica risposta del composito FRCM sotto carico di trazione può essere idealizzata come una curva sforzo-deformazione bilineare o trilineare. Il diverso comportamento può dipendere sostanzialmente da numerosi fattori che devono essere ulteriormente approfonditi. Il *set-up* di un provino bloccato nei cunei della macchina di prova da piastre in alluminio o acciaio (raccomandato da CSLPP FRCM) è mostrato in Figura 1.13b, mentre un provino testato con meccanismo di presa a forcina (raccomandato dall'Allegato A della norma statunitense AC 434) è riportato in Figura 1.13a.



(a)



(b)

Figura 1.13 - Test di trazione su composito FRCM: (a) *clevis-type gripping mechanism* (Younis et al. 2017) e risposta bilineare (Arbeloda et al. 2015); (b) *clamping gripping mechanism* (de Felice et al. 2020) e risposta tensione-deformazione trilineare (Carloni et al. 2015).

Nel comportamento a trazione tri-lineare, il primo ramo rappresenta lo stato non fessurato, dove la pendenza della curva sforzo-deformazione riflette il modulo elastico della matrice. Il secondo ramo corrisponde alla formazione delle fessure di piccole ampiezze che si formano gradualmente all'aumento della tensione di trazione applicata, con riduzione della rigidità. L'estensione e pendenza di questa porzione di curva dipendono dalla qualità del legame tra le fibre e la matrice e dalla proporzione in volume delle fibre nel composito attivate dal trasferimento del carico. Il terzo ramo infine rappresenta l'allargamento delle fessure esistenti e la formazione di poche nuove fessure. Nella terza regione la pendenza si avvicina al modulo elastico delle fibre secche, in funzione della pressione di afferraggio e della legge di interfaccia fibra-matrice. Una schematizzazione del fenomeno fessurativo è riportato in Figura 1.13b. Infine, la rottura finale è causata dal raggiungimento della resistenza a trazione della fibra, dallo scorrimento del rinforzo dalla matrice, o da una combinazione di entrambi.

Come ben documentato in D'Antino e Papanicolau (2018), alcune prove di trazione su provini di compositi a matrice inorganica sono state condotte in controllo di forza (Hartig et al. 2012), ma generalmente queste prove vengono eseguite in controllo di spostamento. Le velocità di spostamento adottate in letteratura variano tra 0.0017 mm/s (Orlowsky e Raupach 2006) e 0.017 mm/s (Hausding et al. 2011, Hegger et al. 2006, Contamine et al. 2011), con valori intermedi di circa 0.0084 mm/s (De Santis e de Felice 2015b, Donnini et al. 2016). In letteratura è stata anche riportata una procedura con velocità di spostamento non costante lungo l'intera prova ma aumentata da 0.0017 mm/s a 0.0084 mm/s dopo il verificarsi delle prime fessure (Carozzi e Poggi 2015). Va notato che la modalità di controllo e la velocità adottata possono avere una forte influenza sui risultati finali.

I principali parametri che derivano dalla prova di trazione sono:

- ✓ tensione di trazione e deformazione nel punto di transizione tra le prime due fasi ($\sigma_I, \sigma_{II}, \varepsilon_I, \varepsilon_{II}$);
- ✓ modulo elastico delle tre fasi (E_I, E_{II}, E_{III});
- ✓ sforzo di trazione e deformazione ultimo (σ_u, ε_u).

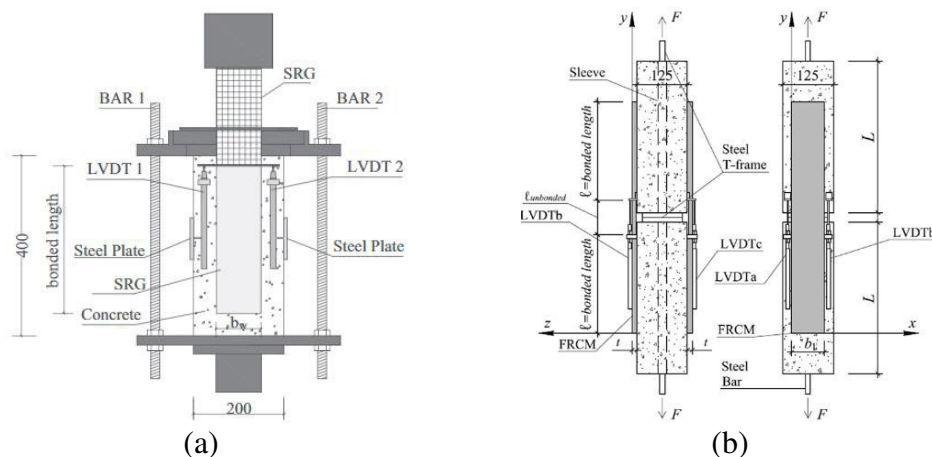
1.5.2 Comportamento di aderenza

Lo studio dell'aderenza tra FRCM e supporto è di importanza cruciale, in quanto determina l'efficacia del sistema composito come materiale di rinforzo. La geometria delle fibre di rinforzo, il grado di impregnazione delle stesse con la malta inorganica e la qualità della

preparazione della superficie di incollaggio sono i parametri chiave che influenzano l'adesione tra composito ed elemento. L'adesione al supporto è valutata principalmente tramite *single-lap* (Figura 1.14a) o *double-lap* (Figura 1.14b) *shear tests*. Nelle prove di *single-lap*, una striscia di FRCM viene applicata esternamente su un lato di un prisma di calcestruzzo/muratura ed estratta applicando un carico di trazione mentre il campione è ben vincolato. Nelle prove di *double-lap*, le strisce FRCM sono applicate su entrambi i lati di due prismi collegati solo dal composito; i prismi sono soggetti a carico di trazione fino alla rottura dell'FRCM.

Sneed et al. (2015) hanno confrontato i risultati ottenuti dalle prove di aderenza di *single-lap* e *double-lap*. I risultati hanno mostrato che le curve carico-scorrimento e le modalità di rottura derivanti da entrambe le procedure di prova sono identiche. Tuttavia, i test di *single-lap* presentavano risultati più dispersi rispetto a quelli ottenuti dalle prove di *double-lap*. In realtà, come osservato da molti altri autori, le prove di aderenza con doppio incollaggio presenta maggiori inconvenienti dovuti al difficile allineamento tra le strisce di composito e a rotazioni tra i due prismi durante la fase di carico che può portare a distacchi asimmetrici tra le strisce (Awani et al. 2015). Di conseguenza, il calcolo diretto del carico applicato a ciascuna striscia dimezzando il carico totale può essere impreciso, specialmente nella descrizione della risposta post-picco. Le prove singole permettono al contrario un maggiore controllo delle eccentricità e del corretto allineamento dei provini rispetto alla forza applicata e presentano una configurazione di test semplificata.

In Figura 1.14c-e sono mostrate le tipiche curve tensione-scorrimento per fibre di acciaio, carbonio e PBO applicate su prismi di calcestruzzo. Lo scorrimento globale (*global slip*) è lo spostamento delle fibre dal supporto rispetto all'estremo caricato e misurato attraverso opportuni trasduttori di spostamento.



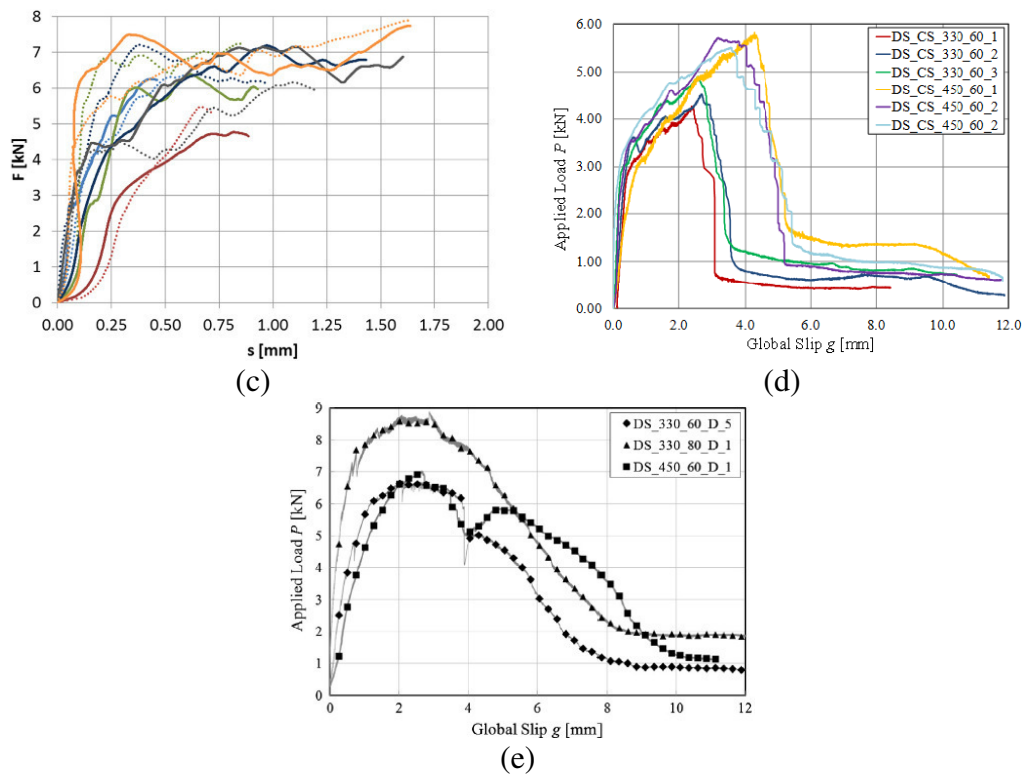


Figura 1.14 - *Single-lap* e *double-lap* shear test per lo studio dell'aderenza tra substrato e FRCM: (a) configurazione di prova per *single-lap* (Ascione et al. 2020); (b) configurazione di prova per *double-lap* (Sneed et al. 2015); (c) risposta carico-scorrimento: S-FRCM (Bencardino et. al 2017); (d) C-FRCM (D'Antino et al. 2015); (e) PBO-FRCM (Sneed et al. 2015).

1.5.2.1 Modalità di rottura e comportamento tipico dei vari sistemi FRCM

Le modalità di rottura tipiche che possono verificarsi nelle prove di aderenza sono riportate in Figura 1.15. In alcune sperimentazioni è stata anche osservata la rottura della fibra di rinforzo, così come ottenuto in questo lavoro. Il *debonding* all'interfaccia fibra-matrice è la modalità di rottura più diffusa nei sistemi FRCM. Può avvenire contemporaneamente alla formazione di fessure trasversali al rinforzo che iniziano vicino all'estremità caricata del provino e si propagano verso l'estremità non caricata all'aumentare del carico (fibre di acciaio) o in assenza di queste (carbonio, PBO, vetro e basalto). In generale substrato non viene interessato dalle modalità di rottura e quindi potrebbe non giocare un ruolo chiave nella progettazione del sistema di rinforzo.

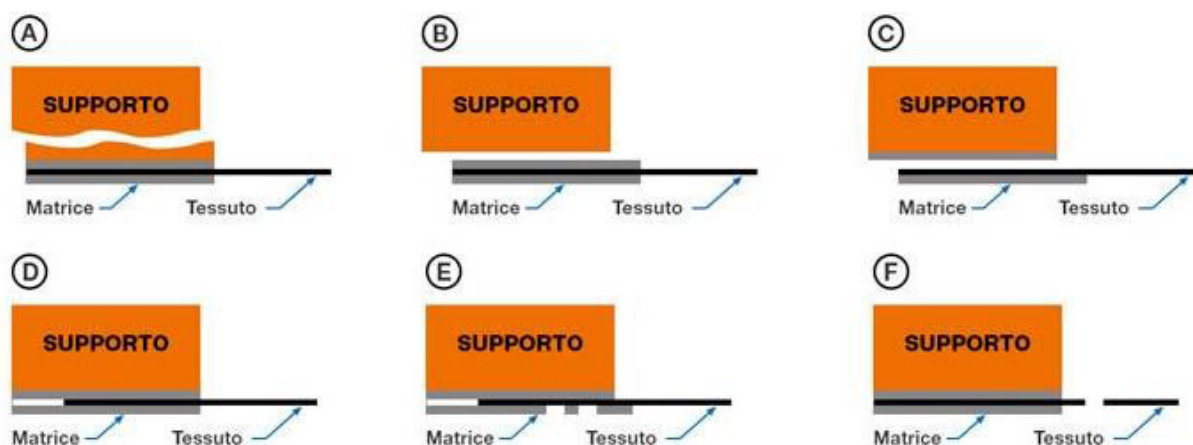


Figura 1.15 - Modalità di rottura dei sistemi FRCM: (a) distacco con rottura coesiva del supporto del rinforzo; (b) distacco all'interfaccia matrice-supporto; (c) distacco all'interfaccia matrice-tessuto; (d) scorrimento del tessuto nella matrice; (e) scorrimento del tessuto e fessurazione dello strato di malta più esterno; (f) rottura a trazione del tessuto.

Nello specifico, Sneed et al. 2015 hanno investigato giunti PBO/FRCM-calcestruzzo in cui il *debonding* si verifica principalmente all'interfaccia matrice-fibra (Figura 1.15e). La risposta carico-scorrimento mostra un ramo di *softening* dopo il carico di picco dovuto al fenomeno di *interlocking* tra la fibra e la matrice. D'Antino et al. 2015 mostra che la rottura in sistemi C-FRCM su supporti in calcestruzzo avviene a causa del distacco della fibra dalla matrice di applicazione, similmente alle fibre in PBO. Anche in questo caso il distacco è stato caratterizzato dall'attrito tra fibra e matrice e tra i filamenti della fibra (Figura 1.15e). Anche per sistemi C-FRCM applicati su campioni di muratura la modalità di rottura riscontrata rimane la stessa (Ombres et al. 2019). Infine, per i sistemi S-FRCM/SRG, il ramo post-picco sulla curva di carico sparisce con improvviso distacco per *debonding* tra fibra e matrice o per rottura della fibra (Ascione et al. 2020, Bencardino et al. 2017) (Figura 1.15c).

1.5.2.2 Influenza del numero di strati di FRCM

L'influenza del numero di strati di rinforzo sulla capacità di adesione è stata investigata da D'Ambrisi et al. (2012) e Ombres (2015). I risultati ottenuti mostrano che un aumento del numero di strati determina un aumento del carico di rottura non proporzionale. Inoltre, è stato osservato anche il cambiamento nella modalità di rottura, dal distacco delle fibre dallo strato di matrice (c), al distacco degli strati FRCM dal prisma di calcestruzzo (b).

1.5.2.3 Influenza della larghezza di incollaggio

L'effetto della larghezza di incollaggio di strisce in PBO/FRCM è stato anche studiato da diversi ricercatori (Sneed et al. 2015; D'Antino et al. 2014) concludendo che non vi è alcun effetto della larghezza sui risultati. Anche in Ascione et al. (2020) riducendo la larghezza del nastro di acciaio (S-FRCM/SRG) (da 100 mm a 50 mm) non si è registrata riduzione della tensione di rottura.

1.5.2.4 Influenza della lunghezza di incollaggio

La lunghezza efficace di aderenza, che rappresenta la lunghezza di incollaggio a cui si raggiunge il massimo carico di rottura, è un parametro studiato da molti ricercatori. Tutti gli studi effettuati concludono che la capacità di adesione (massima resistenza tangenziale) dei campioni FRCM aumenta in maniera non lineare con l'aumento della lunghezza di incollaggio. Per i compositi che non manifestano il fenomeno dell'attrito, superata questa lunghezza, il carico di rottura non viene più incrementato. Si può riassumere che le lunghezze effettive di incollaggio risultano tra 250 ~ 350 mm, 200 ~ 300 mm e 200 ~ 300 mm per le fibre in PBO, carbonio e acciaio, rispettivamente.

1.6 Durabilità dei compositi FRCM

Un aspetto fondamentale del comportamento dei sistemi FRCM riguarda la durabilità a lungo termine rispetto alle diverse condizioni ambientali. Tuttavia, in letteratura sono disponibili studi piuttosto limitati ed è necessario compiere ulteriori approfondimenti in questa tematica. In questo paragrafo vengono discusse le maggiori ricerche disponibili sul comportamento a lungo termine dei compositi FRCM con riferimento al lavoro di *review* di Al-Lami et al. 2020. Verranno discusse le procedure di prova per lo studio di durabilità, le condizioni ambientali adottate e le *performance* dei materiali componenti il sistema FRCM (matrice e fibra) sottoposti a prove di trazione e aderenza.

Le condizioni ambientali che possono danneggiare e limitare le prestazioni di rinforzo dei sistemi compositi possono racchiudersi in: cicli umido-secco (*wet-dry*), gelo-disgelo (*freeze-thaw*), ambienti ad alta alcalinità e attacchi di sale.

1.6.1 Condizioni ambientali

Il modo migliore per valutare il comportamento a lungo termine dei materiali è esporli all'ambiente reale. Tuttavia, questa procedura richiederebbe diversi anni. Inoltre, le differenze nelle condizioni atmosferiche da un luogo all'altro e la variabilità delle stesse rendono difficile standardizzare questo modo di procedere. Infatti, la non ripetibilità dei dati e la durata eccessiva delle effettive esposizioni ambientali hanno portato allo sviluppo di test di invecchiamento di laboratorio accelerati. Questa procedura viene adottata nel tentativo di imitare gli ambienti reali e di prevedere il comportamento a lungo termine del materiale.

Attualmente, le uniche indicazioni e criteri di accettazione sono riportati in AC 434 (2018) e nelle linee guida CSLLPP FRCM. Poiché queste linee guida sono piuttosto recenti, la maggior parte delle sperimentazioni sono state condotte con diversi metodi di prova (Pekmezci et al. 2019, Colombo et al. 2015, De Munck et al. 2018, Franzoni et al. 2017). Anche se i risultati non possono essere facilmente confrontati a causa delle differenze di temperatura di invecchiamento, numero di cicli e tipo di soluzione, questi studi forniscono i primi importanti dati scientifici.

1.6.1.1 Cicli di gelo-disgelo

I metodi di letteratura per il comportamento dei sistemi dopo cicli di gelo-disgelo sono quattro così riassunti: ASTM C666 (2015) raccomanda un intervallo di temperatura bassa (da 4 a -18 °C) con una breve durata del ciclo di 2-5 h. La EN 12467 (2018) adotta il congelamento a -20 °C per 1-2 ore e lo scongelamento a 20 °C per 1-2 ore. Pekmezci et al. (2019) ha eseguito 6 ore di congelamento a -25 °C seguite da 2 ore di scongelamento in acqua a 20 °C. Infine, AC 434 e CSLLPP FRCM indicano un ampio intervallo di temperature e un lungo periodo di ciclo (4 ore a -18 °C e 12 ore a circa 38 °C).

1.6.1.2 Ambiente igrotermico

Il metodo più semplice e più utilizzato per indagare la durabilità dei compositi FRCM è l'invecchiamento accelerato in acqua, che consiste nell'immersione dei provini in acqua calda per un certo periodo. AC 434 (2018) e CSLLPP FRCM (2018) raccomandano l'invecchiamento al 100 % di umidità relativa (UR) a circa 38 °C per 1000 e 3000 h. Donnini (2019) ha considerato l'immersione dei campioni FRCM in acqua riscaldata a 60 °C. Infine, Ceroni et al. (2018) hanno indagato gli effetti dell'immersione in acqua a varie temperature (23 ~ 40 °C) con diversi periodi di esposizione (5 ~ 74 giorni) sul comportamento dell'adesione FRCM-calcestruzzo.

Un altro metodo impiegato per valutare l'effetto dell'umidità sulla durabilità dell'FRCM è l'esposizione a una serie di cicli umido-secco. Secondo EN 12467, sono necessari 50 cicli di immersione in acqua a temperatura ambiente (più di 5 °C) per 18 ore seguiti da essiccazione in forno ventilato a 60 °C e 20 % di umidità relativa per 6 ore al fine di indagare il comportamento di lastre piane in fibrocemento. Franzoni et al. (2017) hanno valutato che 8 ore sono sufficienti per saturare i campioni di muratura rinforzati con strisce in SRG tramite assorbimento capillare e che l'esposizione a 60 °C in un forno ventilato è sufficiente per asciugarli. Donnini et al. (2016) hanno utilizzato due giorni di bagnatura e due giorni di essiccazione in un forno ventilato a 60 °C, mentre Yin et al. (2019) hanno bagnato i campioni FRCM per 12 ore a temperatura ambiente e poi essiccati di nuovo a temperatura ambiente per 12 ore.

1.6.1.3 Soluzioni concentrate

Gli attacchi di solfati e cloruri sono uno dei comuni ambienti di esposizione agli agenti atmosferici che possono influenzare il comportamento a lungo termine dei materiali. AC 434 (2018) e CSLLPP FRCM (2018) richiedono prove di trazione uniassiali di provini FRCM continuamente immersi in una soluzione salina che riproduce le condizioni dell'acqua di mare. Per imitare l'effetto dell'ambiente marino (attacco di cloruri) che generalmente innesca questo danno, la maggior parte dei ricercatori hanno immerso i campioni di FRCM in acqua di mare o in soluzioni acquose contenenti 3.5 % in peso di cloruro di sodio (NaCl) per riprodurre la salinità comune dell'acqua di mare. Nella maggior parte dei casi sono stati adottati periodi di esposizione di 1000 ~ 3000 ore.

La durabilità dei sistemi FRCM può anche essere influenzata da ambienti alcalini, che può avere un effetto significativo sulle fibre di vetro. L'effetto dell'esposizione ad ambienti alcalini è stato studiato immergendo campioni di FRCM in soluzioni alcaline costituite da vari componenti per un periodo compreso tra 1000 e 3000 h. Arboleda (2014) ha utilizzato una soluzione con $\text{pH} > 12$ contenente idrossido di calcio ($\text{Ca}(\text{OH})_2$), idrossido di sodio (NaOH) e idrossido di potassio (KOH). Nobili (2016) ha utilizzato invece una soluzione a $\text{pH}=10$ a base di bicarbonato di sodio.

1.6.2 Durabilità dei componenti

La durabilità dei compositi FRCM dipende dal comportamento a lungo termine dei loro componenti (matrice e fibra secca) e dai legami di interfaccia tra i materiali.

1.6.2.1 Durabilità delle matrici

L'esposizione delle matrici inorganiche a cicli di gelo-disgelo, attacchi alcalini e solfati può influenzarne la resistenza. L'effetto dei cicli di gelo-disgelo sulla resistenza alla rottura per trazione delle matrici viene determinata mediante prova di trazione uniassiale sui campioni FRCM. Tutti i campioni sottoposti a meno di 100 cicli di gelo e disgelo hanno mostrato un miglioramento della resistenza a rottura della matrice rispetto ai campioni non condizionati, mentre in De Munck et al. (2018) si è osservata una riduzione per 100 cicli. Dalle varie sperimentazioni si è notata una grande dispersione dei risultati; questa dispersione è attribuita principalmente alle diverse caratteristiche meccaniche delle matrici adottate. I risultati ottenuti mostrano che le matrici con elevata resistenza sono meno suscettibili ai cicli di gelo-disgelo grazie alla bassa permeabilità. In Yin et al. (2019) sono stati studiati gli effetti combinati dei cicli di gelo-disgelo (da -18°C a 5°C con una durata del ciclo di 3 ore) e dell'ambiente salino (5 % in peso di NaCl) sulla resistenza a rottura dei compositi utilizzando test di flessione a quattro punti. I risultati ottenuti mostrano un rapporto tra le tensioni di rottura prima e dopo l'esposizione a 50, 70 e 90 cicli pari a 0.98, 0.91 e 0.86, rispettivamente.

Cloruri e solfati possono interagire con alcuni componenti della matrice come l'idrossido di calcio ($\text{Ca}(\text{OH})_2$) e l'ossido di alluminio (Al_2O_3) determinando una riduzione della durabilità della matrice. Una malta con elevata porosità come la malta naturale a base di calce potrebbe essere maggiormente influenzata dagli ambienti salini rispetto alla calce idraulica o alle malte cementizie. A tal proposito sono necessari ulteriori studi per mettere in relazione la natura fisica delle matrici FRCM con la loro durata nelle varie condizioni ambientali. In generale si è evidenziata una riduzione della resistenza a flessione delle matrici all'aumentare del numero di cicli bagnato-asciutto in soluzione salina.

Infine, per quanto riguarda l'effetto di immersione della matrice in soluzioni alcaline sulla resistenza a flessione e trazione, si nota che la resistenza a flessione di malte a base di calce diminuisce di circa il 55 %, mentre la resistenza a trazione di matrici cementizie non viene influenzata in modo significativo (è stato osservato un leggero aumento, inferiore al 10 %).

1.6.2.2 Durabilità delle fibre

I tessuti utilizzati nei sistemi FRCM (carbonio, vetro AR, PBO, fibre aramidiche e acciaio) possono affliggere la durabilità dell'intero sistema di rinforzo. Sebbene la fibra di carbonio abbia mostrato una buona durata (Benzarti et al. 2011, Portal et al. 2016), essa presenta un costo

elevato rispetto ad altre fibre come il vetro AR o il basalto. La fibra di basalto è spesso paragonata al vetro a causa delle somiglianze nella struttura chimica. In letteratura esistono risultati limitati sulla durabilità delle fibre PBO impiegate nel campo dell'ingegneria civile rispetto alla fibra in vetro che è molto più utilizzata sempre per via del costo basso.

Prove specifiche per il comportamento gelo-disgelo su fibre secche non sono disponibili in letteratura. Allo stesso modo, non sono stati trovati risultati per quanto riguarda l'effetto delle esposizioni ai solfati. La resistenza a trazione dei tessuti in fibra di vetro AR sottoposti a varie immersioni combinate in acqua deionizzata a temperatura (ambienti idrotermali) osservata da diversi gruppi di ricerca ha mostrato risultati contrastanti. In Portal et al. (2016) nessuna riduzione di resistenza è stata individuata dopo 10 giorni di condizionamento a 20 °C, mentre Hristozov et al. (2016) hanno riscontrato una riduzione del 15 % dopo 21 giorni di invecchiamento. Per temperatura di invecchiamento aumentata a 60 °C, sia Portal et al. (2016) che Hristozov et al. (2016) hanno notato una chiara riduzione della forza, anche superiore al 60 %. Tuttavia, in Donnini et al. (2016) non si è riscontrato un cambiamento significativo della capacità di trazione del tessuto alla stessa temperatura (60 °C). Questo conflitto nei risultati ottenuti può essere attribuito alla differenza nei materiali di rivestimento delle fibre utilizzate da ciascun gruppo di ricerca (resina di stirene-butadiene o alcol polivinilico) e la disposizione dei tessuti/numero di filamenti in ciascun filato.

La resistenza a trazione di fibre di vetro AR immerse in acqua di mare (3,5 % in peso di NaCl) per 1000 ore (circa 42 giorni) ha mostrato a temperatura ambiente (compresa tra 20 °C e 23 °C) una piccola degradazione. Tuttavia, la riduzione è aumentata fino al 40 % a temperature di condizionamento maggiori (Nobili et al. 2016, Hristozov et al. 2016).

L'effetto delle soluzioni alcaline sulla capacità di trazione dei tessuti in vetro AR è stata studiata a varie temperature. In base all'alcalinità della soluzione, periodo di esposizione e al tipo di rivestimento della fibra, si è ottenuta una riduzione della resistenza inferiore al 40 %. Ovviamente la degradazione delle caratteristiche meccaniche aumenta all'aumentare dell'alcalinità e del periodo di esposizione. Va comunque notato che gli ambienti di invecchiamento accelerati utilizzati negli studi scientifici rappresentano condizioni molto più severe di quelle reali.

1.6.3 Durabilità della capacità di aderenza tra composito e substrato

Essendo i sistemi FRCM applicati esternamente alle superfici dell'elemento da rinforzare, esso può staccarsi all'interfaccia composito-substrato. Tuttavia, in letteratura è disponibile un numero limitato di studi dedicati allo studio della durabilità dell'aderenza composito-substrato. L'attacco di solfati può ridurre l'adesione tra il composito e il substrato degradando l'interfaccia composito-substrato (Donnini et al. 2016, Franzoni et al. 2017). La cristallizzazione del sale all'interno dell'interfaccia può anche ridurre la capacità di incollaggio e spostare la rottura dall'interfaccia matrice-rinforzo all'interfaccia composito-substrato (Donnini et al. 2016, Franzoni et al. 2017). In Donnini et al. (2016) un tessuto in vetro AR è stato applicato con matrice a base di calce su supporti in muratura; dopo 10 cicli umido-secco in soluzione salina di cloruro di sodio (3.5 % in peso di NaCl) a 60 °C la rottura è avvenuta all'interfaccia composito-substrato e la capacità di carico è risultata ridotta. Franzoni et al. 2017 hanno indagato il comportamento di un composito SRG costituito da una matrice a base di calce e fibra di acciaio applicate a blocchi di muratura. Il risultato ottenuto ha mostrato che, dopo 4 cicli secco-umido in una soluzione salina contenente l'8 % in peso di solfato di sodio decaidrato ($\text{Na}_2\text{SO}_4 \cdot 10\text{H}_2\text{O}$) seguita da essiccazione a 60 °C, non si è avuto un effetto significativo sulla capacità di carico. Inoltre, tutti i provini hanno sviluppato rotture interlaminari caratterizzate da slittamento delle fibre dallo strato interno di matrice, che è rimasto incollato al substrato. Tuttavia, quando il 2 % di cloruro di sodio (NaCl) è stata aggiunto alla stessa soluzione e il numero di cicli è aumentato a 6, la capacità di carico è diminuita. I risultati analizzati hanno quindi mostrato che la riduzione della capacità di aderenza e lo spostamento della modalità di rottura all'interfaccia composito-substrato richiedono un elevato accumulo di sale e cristallizzazione all'interno dell'interfaccia stessa, che può dipendere dalla porosità della matrice.

1.7 Rinforzo a flessione con sistemi FRCM di travi in c.a.

Il rinforzo a flessione di travi in c.a. si ottiene applicando strati di composito sulle superfici tese della trave. Nel rinforzo flessionale di travi vengono tipicamente utilizzate fibre unidirezionali disposte parallelamente all'asse longitudinale dell'elemento, nella direzione delle tensioni di trazione.

In Koutas et al. (2019) e Awani et al. (2015) sono stati raccolti una serie di risultati sperimentali ottenuti da innumerevoli lavori scientifici. Raggruppando questi risultati insieme ad ulteriori

dati reperibili in letteratura, un esteso *database* sperimentale è stato assemblato. Tali dati sono stati arricchiti con le percentuali di incremento di carico ultimo dell'elemento rinforzato rispetto all'elemento di controllo. I risultati di questi studi sono poi discussi criticamente.

1.7.1 Descrizione sintetica del database sperimentale

Il *database* sperimentale contiene i risultati ottenuti su travi sottoposte a flessione su 3 o 4 punti. Nella maggior parte delle pubblicazioni gli elementi testati comprendono travi di media scala con luce effettiva tra gli appoggi tra 1.5 e 2.7 m. Alcune sperimentazioni si riferiscono a prove effettuate su solette. Le fibre di rinforzo usate sono costituiti da tessuti di carbonio, PBO e acciaio. Queste ultime sono le fibre che, in generale, risultano maggiormente efficaci in termini di incremento del carico di collasso nel rinforzo di elementi in c.a. eseguiti con un solo strato. Pochi dati sono disponibili per le fibre di basalto e vetro.

Il comportamento delle travi in c.a. può essere approssimato in tre rami linearizzati: (1) la fase non fessurata sino alla formazione della prima fessura nel calcestruzzo teso, (2) la fase fessurata sino allo snervamento delle barre di acciaio teso, e (3) la fase plastica nel caso di elementi non rinforzati o fase di attivazione del sistema composito sino al carico di rottura nel caso degli elementi rinforzati. La Figura 1.16 mostra il comportamento descritto.

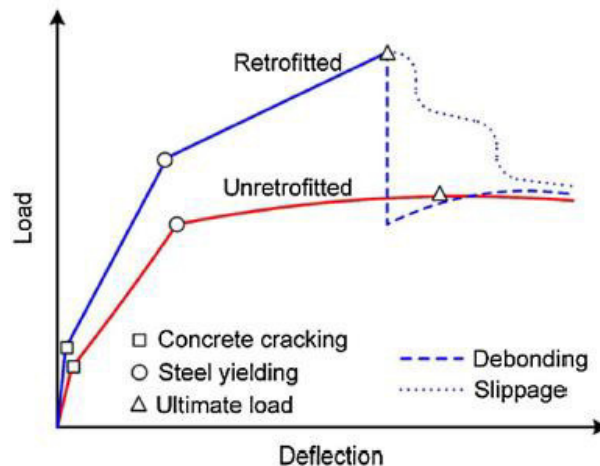


Figura 1.16 - Confronto curve di carico-deflessione in travi con e senza rinforzo FRCM (Koutas et al. 2019).

Escludendo la prima fase che corrisponde al raggiungimento del carico di fessurazione, il contributo del rinforzo FRCM alla resistenza a flessione diventa significativo all'atto dello snervamento delle barre di acciaio interne. Successivamente gli incrementi di carico sono quasi esclusivamente affidati al composito fino al collasso.

In generale la rottura avviene per perdita di aderenza del rinforzo esterno. Dopo una brusca perdita di carico, la resistenza a flessione residua dell'elemento rinforzato si avvicina alla resistenza dell'elemento non rinforzato.

1.7.2 Modalità di rottura

Le modalità di rottura riscontrate in letteratura sono molteplici. La Figura 1.17 illustra schematicamente tutte le modalità di rottura (Koutas et al. 2019). Nella maggior parte dei casi un elemento in c.a. rinforzato a flessione con FRCM arriva a rottura a causa della perdita d'aderenza da parte del rinforzo esterno (Figura 1.17a-e). In misura minore si verificano la rottura per trazione della fibra (Figura 1.17f) e lo schiacciamento del calcestruzzo (Figura 1.17g).

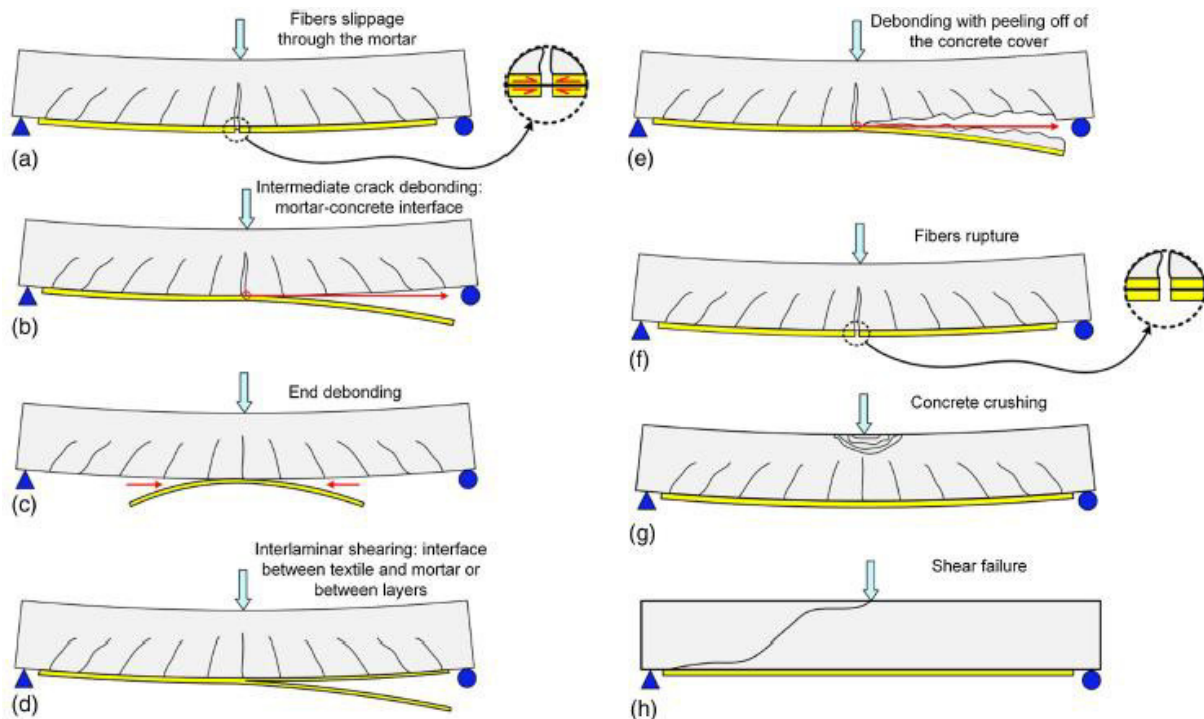


Figura 1.17 - Modalità di rottura di travi rinforzate con sistemi FRCM (Koutas et al. 2019).

Per brevità verranno descritte sinteticamente le sole modalità di rottura delle travi rinforzate con sistemi a base inorganica: distacco all'interfaccia matrice-fibra, distacco all'interfaccia matrice-calcestruzzo, distacco all'interno della superficie di calcestruzzo (tipica dei sistemi FRP ma riportata in alcune sperimentazioni) e scorrimento delle fibre all'interno della matrice. Nel dettaglio abbiamo:

- ✓ Scorrimento delle fibre all'interno della matrice nella regione del momento flettente massimo (Figura 1.17a). Questa modalità è tipica per le travi rinforzate con fibre di carbonio o PBO ed è correlata alla bassa impregnazione delle fibre con la malta ed allo scarso legame chimico all'interfaccia fibra-matrice. La rottura parziale dei filamenti esterni delle fibre può verificarsi a causa della loro migliore impregnazione rispetto alle fibre centrali. Durante lo scorrimento tra fibra e matrice, la tensione all'interno delle fibre diminuisce a causa della rottura graduale delle stesse, eventualmente danneggiate dall'attrito (Zastrau et al. 2008). Questo tipo di distacco non è influenzato dalle proprietà meccaniche del supporto in calcestruzzo.
- ✓ Distacco all'interfaccia matrice-calcestruzzo (Figura 1.17b-c). Questa modalità molto fragile, con perdita improvvisa di carico, prevede la perdita di aderenza tra il calcestruzzo e la matrice. Generalmente può essere evitata con un'adeguata preparazione della superficie di calcestruzzo prima dell'applicazione del materiale di rinforzo. Il distacco dello strato composito può iniziare dalla mezzeria dovuto allo sviluppo di fessure flessionali o può iniziare dalle estremità. Il primo caso è generalmente descritto come *intermediate debonding*; in questo caso il distacco si propaga verso il supporto (Figura 1.17b). Il secondo caso è solitamente descritto come *end debonding*; come mostrato in Figura 1.17c, il distacco si propaga verso la mezzeria della trave.
- ✓ Distacco con superficie di frattura all'interno della matrice, preceduta da notevoli scorrimenti fibra-matrice (Figura 1.17d). Questa modalità di rottura è stata osservata in diverse travi rinforzate con PBO o fibre di acciaio (D'Ambrisi e Focacci 2011; Napoli e Realfonzo 2015; Sneed et al. 2016, Raouf et al. 2017). È essenzialmente correlato alle proprietà di aderenza dell'interfaccia fibra-matrice e alla resistenza a trazione e a taglio della matrice, non è influenzato dalle proprietà meccaniche del calcestruzzo di supporto.
- ✓ Distacco del materiale di rinforzo con superficie di frattura all'interno del calcestruzzo (Figura 1.17e). Questa modalità di rottura è molto fragile ed è stata osservata in misura minore per i sistemi di rinforzo FRCM. È tipico delle travi rinforzate con FRP e coinvolge essenzialmente le proprietà meccaniche del substrato in calcestruzzo (resistenza a trazione). Per i sistemi FRCM è stata riscontrata in Loreto et al. (2013), Ebead et al. (2017) e Raouf et al. (2017). Di solito si verifica quando le malte ad alta resistenza sono combinate con più di uno strato di tessuti ad alta resistenza.
- ✓ Rottura delle fibre (Figura 1.17f); questa modalità di rottura è riportata da Bösche et al. (2008), Jesse et al. (2008), Schladitz et al. (2012), Elsanadedy et al. (2013) e Raouf et al.

(2017). Quando le fibre nella regione di momento massimo sono sottoposte a forti sollecitazioni di trazione, si rompono in una singola sezione, sfruttando tutta la resistenza del rinforzo esterno. Per alcuni tessuti di rinforzo la rottura non avviene uniformemente ma interessa prima le fibre esterne (rottura telescopica).

L'efficacia del rinforzo dipende fortemente dalla modalità di rottura. A tal fine le modalità di rottura premature (scorrimento della fibra o il distacco precoce) sono collegate a prestazioni meno efficaci rispetto alla rottura che sfrutta le proprietà del materiale di rinforzo (cioè rottura della fibra o distacco a sollecitazioni elevate).

1.7.3 Risultati sperimentali di travi rinforzate con sistemi FRCM

Nelle Tabelle 1.9 – 1.13 sono raccolti i risultati sperimentali reperiti dalla letteratura scientifica. Alcuni dati sono relativi al *database* riportato in Koutas et al. (2019) e Awani et al. (2015); altri dati sono stati reperiti da ulteriori pubblicazioni ed aggiunti al *database*, ampliandolo. Il comportamento flessionale delle travi di c.a. rinforzate con sistema FRCM è confrontato con il comportamento delle travi non rinforzate in termini di forza di collasso.

In dettaglio sono riportate le dimensioni delle travi testate, le caratteristiche meccaniche dei materiali (acciaio e calcestruzzo), le informazioni riguardanti il sistema di rinforzo (spessore equivalente fibra, modulo elastico e numero di strati di rinforzo) ed i risultati sperimentali in termini di carico ultimo e percentuale di sovra-resistenza rispetto all'elemento non rinforzato. I maggiori risultati reperibili fanno riferimento a fibre di carbonio (44 prove), PBO (40 prove) e acciaio (21 prove). Pochi risultati sono disponibili per le fibre di basalto (6 prove) e vetro (3 prove). Le grandezze riportate nelle tabelle fanno riferimento a: sezione trasversale della trave (base b e altezza h), lunghezza totale della trave (L), distanza tra gli appoggi (l), luce di taglio (a), valori medi di resistenza a compressione del calcestruzzo (f_{cm}) e tensione di snervamento delle barre d'acciaio tese (f_{ym}), area della sezione trasversale delle barre d'acciaio tese (A_s), area della sezione delle fibre nel tessuto secco di rinforzo esterno (A_f), modulo elastico fibra di rinforzo (E_f), rapporto tra larghezza del rinforzo esterno (b_f) e base della trave (b), numero di strati di rinforzo esterno (n_f), tipo di sistema di ancoraggio finale (se presente). Infine, sono forniti il valore sperimentale del carico di rottura (F_u), la percentuale di incremento della capacità rispetto alla trave di controllo (ΔF) e la modalità di rottura dichiarata dagli autori.

Analizzando i risultati del *database* possiamo notare una grande variabilità di incremento di carico con riferimento ai sistemi PBO-FRCM e carbonio-FRCM, con valori che sono compresi

tra 2-188 % e 3-200 %, rispettivamente. Nel caso di elementi a piastra, le percentuali di incremento assumono valori più elevati che vanno dal 40 al 500 %. Considerando i risultati riportati per un solo strato di rinforzo, otteniamo un incremento medio di circa il 29 % (PBO) ed il 30 % (carbonio).

I sistemi in acciaio esibiscono invece un incremento percentuale che va da un minimo del 18 % ad un massimo del 100 %. Considerando il valore medio ottenuto per un solo *layer* di rinforzo, si ottiene un valore di circa il 47 %.

Dai dati appena descritti è possibile evidenziare una minore escursione nelle percentuali di incrementi di carico nel caso delle fibre di acciaio rispetto alle fibre di carbonio e PBO. Inoltre, per i tessuti in carbonio i valori più alti di ΔF fanno riferimento a fibre pre-impregnate in matrice polimerica e successivamente applicate al supporto con matrice a base inorganica (Täljsten e Blanksvärd 2007).

Le fibre di basalto e vetro, se utilizzate in un numero di strati di rinforzo maggiore di cinque, producono incrementi medi del 60 % (basalto) e 25 % (vetro). Con un solo strato di fibra gli incrementi medi risultano essere rispettivamente del 10 % e del 7 %.

In conclusione, è possibile affermare che le fibre in acciaio rappresentano un valido ed efficace materiale di rinforzo.

Nell'ultima colonna delle tabelle le modalità di rottura riscontrate fanno riferimento alla seguente legenda: A=scorrimento delle fibre all'interno della matrice; B=distacco all'interfaccia matrice-calcestruzzo; D=distacco con superficie di frattura all'interno della matrice; E=distacco del materiale di rinforzo con superficie di frattura all'interno del calcestruzzo; F=rottura per trazione del rinforzo; G=schiacciamento del calcestruzzo.

Considerando l'intero gruppo di travi del *database*, la rottura prevalente è il distacco all'interfaccia matrice-calcestruzzo (74.50 %) seguito dallo scorrimento delle fibre all'interno della matrice (11.76 %) e la rottura per trazione del rinforzo (8.82 %).

Per i sistemi PBO-FRCM e C-FRCM sono prevalenti le modalità A e B mentre per il sistema S-FRCM risulta la modalità B.

A maggior chiarezza e comprensione, di seguito si riportano le associazioni tra le modalità di rottura riportate nelle Tabelle 1.9 – 1.13 con le rotture schematizzate in Figura 1.17: A (Figura 1.17a), B (Figura 1.17b-c), D (Figura 1.17d), E (Figura 1.17e), F (Figura 1.17f) e G (Figura 1.17g).

Tabella 1.9 - Database sperimentale travi rinforzate con sistema PBO-FRCM.

Referimento	ID trave	b [mm]	h [mm]	l [mm]	a [mm]	f_{cm} [MPa]	f_{ym} [MPa]	A_s [mm ²]	A_f [mm ²]	E_f [MPa]	b_f/b_c	n_f	Sistema di ancoraggio	Risultati sperimentali		
														F_u	ΔF %	Rottura
D'Ambrisi e Focacci (2011)	N1_1							461.58	15.64	270000	0.85	1	U-wrap	192.6	-2.67	B
	N1_2							461.58	15.64	270000	0.85	1	U-wrap	202.86	2.51	B
	N2_1							461.58	31.28	270000	0.85	2	U-wrap	256.92	29.83	B
	N2_2							461.58	31.28	270000	0.85	2	U-wrap	253.38	28.04	B
	N2_3							461.58	31.28	270000	0.85	2	U-wrap	249.43	26.04	B
	N2_1b	400		2200	750	52.84	476.17	461.58	31.28	270000	0.85	2	U-wrap	267.63	35.24	B
	N2_2b	250						461.58	31.28	270000	0.85	2	U-wrap	262.85	32.83	B
	N2_3b	2200						461.58	31.28	270000	0.85	2	U-wrap	283.89	43.46	B
	N3_1							461.58	46.92	270000	0.85	3	U-wrap	243.12	22.86	B
	N3_2							461.58	46.92	270000	0.85	3	U-wrap	259.69	31.23	B
	N4_1							461.58	62.56	270000	0.85	4	FullU-wrap	319.68	61.54	B
	N4_2							461.58	62.56	270000	0.85	4	Full U-wrap	291.27	17.42	B
	AC1							602.88	31.28	270000	0.85	2	U-wrap	319.33	28.74	B
	CC1	400		1600	800	39.57	523.15	602.88	31.28	270000	0.85	2	Full U-wrap	311.98	25.77	B
DC1	250						602.88	15.64	270000	0.85	1	U-wrap	287.5	15.90	B	
DC2	1600						602.88	15.64	270000	0.85	1	U-wrap	269.59	8.68	B	
Loreto et al. (2013)	L_1_X							212.54	14.03	270000	1	1	-	45.01	41.4	A
	L_4_X	305		1524	762	29.13	414	212.54	56.12	270000	1	4	-	65.3	105.15	B
	H_1_X	152						212.54	14.03	270000	1	1	-	42	35.44	A
	H_4_X	1829				42.91		212.54	56.12	270000	1	4	-	65.76	112.06	B
Babaeidarabad et al. (2014)	L_1_X							265.33	6.992	270000	1	1	-	67.7	32	A
	L_4_X	152		1524	762	29.13	276	265.33	27.968	270000	1	4	-	99	92	B
	H_1_X	305						265.33	6.992	270000	1	1	-	63	13	A
	H_4_X	1829				42.91		265.33	27.968	270000	1	4	-	96.8	73	B

Tabella 1.9 - Database sperimentale travi rinforzate con sistema PBO-FRCM (continuo tabella precedente).

Referimento	ID trave	b [mm]	h [mm]	l [mm]	a [mm]	f_{cm} [MPa]	f_{ym} [MPa]	A_s [mm ²]	A_f [mm ²]	E_f [MPa]	b_f/b_c	n_f	Sistema di ancoraggio	Risultati sperimentali												
														L [mm]	F_u	ΔF %	Rottura									
Bisbly et al. (2009)	FRCM 20-1	254	102	1448	508	29.8	500	76.93	21.84	270000	0.94	2	-	35.1	162	B										
	FRCM 20-2	1524															76.93	21.84	270000	0.94	2	38.6	188	B		
Ombres (2011)	S1-T1-P1-1	150	250	2700	900	23.02	22.77	515.44	339.3	6.75	270000	1	1	-	87.42	7.01	G									
	S1-T1-P1-2																	339.3	6.75	270000	1	1	-	87.6	6.93	G
	S2-T1-P1																	157	6.75	270000	1	1	-	54.24	29.67	G
	S2-T1-P2-1																	157	13.5	270000	1	2	-	64.06	53.14	B
	S2-T1-P2-2						250	157	13.5	270000	1	2	-	66	57.78	B										
	S2-T1-P3-1						3000	157	20.25	270000	1	3	-	71.39	70.67	B										
	S2-T1-P3-2						157	20.25	270000	1	3	-	61.44	46.88	B											
	S2-T2-P2						157	13.5	270000	1	2	-	52.86	32.68	B											
	S2-T2-P3						22.39	157	20.25	270000	1	3	-	55.71	39.83	B										
	Ebead et al. (2017)						P-RD12-V1	150	260	2200	825	67.50	601	226.19	7.5	270000	1	1	-	85	23.19	B				
P-RD12-V2		15	1	2	-	88	27.54								B											
P-RD16-V1		2500	595	402.12	7.5	1	1						-	119	8.18	B										
P-RD16-V2		15	1	2	-	124	12.73						B													
Escrig et al. (2017)	M-PXM750-01	200	500	4000	1300	42.35	517.2	157.08	9.1	270000	1	1	U-wrap	99.29	-4.94	-										
	M-PXM750-02	4400							9.1		270000	1	1	U-wrap	104.58	0.12	-									

Tabella 1.10 - Database sperimentale travi rinforzate con sistema C-FRCM.

Referimento	ID trave	b [mm]	h [mm]	l [mm]	a [mm]	f_{cm} [MPa]	f_{ym} [MPa]	A_s [mm ²]	A_f [mm ²]	E_f [MPa]	b_f/b_c	n_f	Sistema di ancoraggio	Risultati sperimentali		
														L [mm]	F_u	ΔF %
Hashemi e Al-Mahaidi (2012a)	MSF							339.12	28.16	200000	0.57	2	-	132.1	9	B
	MTF1	140		2300	700	38	558	339.12	28.16	200000	0.57	1	FRP wires	151.9	25.33	B
	MTF2	260						339.12	28.16	200000	0.57	1	FRP wires	155.2	18.05	B
	MSR	2700						339.12	28.16	200000	0.57	2	FRP wires	138.7	14.44	B
Hashemi e Al-Mahaidi (2012b)	MTF1							226.08	30	200000	0.67	2	-	90.8	38.20	B
	MTF2	120		1300	550	52	558	226.08	30	200000	0.67	2	-	90.2	37.29	B
	MTR1	180						226.08	30	200000	0.67	2	Bolts + Plate	96.8	47.34	G
	MTR2	1600						226.08	30	200000	0.67	2	Bolts + Plate	93.3	42.01	G
Pareek et al. (2007)	P2-SS-600/1L	120						157	35.4	256000	0.83	1	-	59.37	-	B
	P2-SS-600/2L	200	1800	700	30.3	410.7		157	70.8	256000	0.83	2	-	45.89	-	B
	P2-SS-800/1L	1800						157	44.4	256000	0.83	1	-	46.69	-	B
Täljsten e Blanksvard (2007)	slab 3	1000						502.4	59	228000	1	1	-	35	40.00	B
	slab 4	100	3860	1193	41.58	483		502.4	59	228000	1	1	-	40	60.00	B
	slab 6	4000						502.4	118	228000	1	2	-	51	104.00	B
D'Ambrisi e Focacci (2011)	A1							461.58	31.96	238000	0.85	2	-	172.44	3.54	B
	A2							461.58	31.96	238000	0.85	2	-	190.28	14.25	B
	C1	400		2200	750	39.57	523.15	461.58	31.96	238000	0.85	2	Full U-wrap	187.36	12.50	B
	C2	250						461.58	31.96	238000	0.85	2	Full U-wrap	205.23	23.23	B
	D1	2200						461.58	31.96	238000	0.85	2	U-wrap	197.16	18.39	B
	D2							461.58	31.96	238000	0.85	2	U-wrap	188.87	13.41	B
Triantafillou (2010)	M4_fl	150 250 2000	2000	750	34.5	530		226.08	22.56	225000	0.8	4	-	111	38.75	B

Tabella 1.10 - Database sperimentale travi rinforzate con sistema C-FRCM (continuo tabella precedente).

Schladitz et al. (2012)	2	1000 230 7000	6750	1500	45.5	574	565.49	164.63	240000	1	1	-	58	132	F
	3							329.26		1	2	-	96	284	F
	4							493.89		1	3	-	119	376	F
	5							658.52		1	4	-	147	488	F
Ebead et al. (2017)	C-RD12-V1	150 260 2500	2200	825	67.5	601	226.19	23.55	240000	1	1	-	85	23.19	A
	C-RD12-V2							47.1		1	2	-	89	28.99	A
	C-RD12-V3							70.65		1	3	-	123	78.26	A+B
	C-RD16-V1							23.55		1	1	-	126	14.55	A+B
	C-RD16-V2							47.1		1	2	-	142	29.09	A+B
	C-RD16-V3							70.65		1	3	-	162	47.27	A+B
Escrig et al. (2017)	M-CXM25-01	200 500	4000	1300	42.35	517.2	157.08	9.4	240000	1	1	U-wrap	108.12	3.51	-
	M-CXM25-02	4400						9.4		240000	1	1	U-wrap	112.25	7.47
Raouf et al. (2017)	M1_C	102 203 1675	1500	580	19.9	569	100.53	9.69	166800	1	1	U-wrap	39	12.70	A
	M1_Cco							9.69		1	1	U-wrap	41.3	19.40	D
	M3_C							9.69		1	3	U-wrap	55.3	59.80	E
	M5_C							9.69		1	5	U-wrap	62.2	79.80	E
	M3_C_EA							21.7		9.69	1	3	U-wrap	57.1	65
Jung et al. (2015)	A1	170 300 3000	2700	900	28	480	157.08	18.19	240000	1	1	-	58.6	31.7	B
	A2							36.38		1	2	-	62.7	41	B
	A3							54.57		1	3	-	83.6	87.9	B
	B1							27.54		1	1	-	65.5	147.2	B
	B2							55.08		1	2	-	73.7	165.6	B
	B3							82.62		1	3	-	97.8	219.8	B

Tabella 1.11 - Database sperimentale travi rinforzate con sistema S-FRCM.

Referimento	ID trave	b [mm]	h [mm]	l [mm]	a [mm]	f_{cm} [MPa]	f_{ym} [MPa]	A_s [mm ²]	A_f [mm ²]	E_f [MPa]	b_f/b_c	n_f	Sistema di ancoraggio	Risultati sperimentali		
														L [mm]	F_u	ΔF %
Barton et al. (2005)	SRG-1	203	305	2134	711.5	36.5	436	396.9	141.7	151000	0.75	1	-	163.6	-	B
	SRG-2	2438						396.9	141.7	151000	0.75	2	-	184.8	-	B
Pecce et al. (2006)	B-2	400	200	3400	1200	33.3	500	392.5	100.5	184000	0.5	1	-	72.7	47.46	B
	B-3	3700						392.5	100.5	184000	0.5	1	Nails	71.5	45.03	B
	B-4	3700						392.5	100.5	184000	0.5	2	Nails	86.7	75.86	B
Menna et al. (2013)	S(1)	400	200	3200	1250	25	450	392.5	157	210000	0.5	1	-	85.7	101.17	F
	S(2)	3800						392.5	157	210000	0.5	1	-	86.3	102.58	F
Bencardino e Condello (2014)	G1	150	250	2700	900	34	604.2	157	100.5	206000	1	1	-	54.93	40.92	B
	G1-U	3000						157	100.5	206000	1	1	U-wrap	54.93	40.92	B
Napoli e Realfonzo (2015)	SRG-1LD		400	3400	1220	15.14	460	392.5	157	206000	0.5	1	-	61.85	36.75	F
	SRG-2LD							392.5	157	206000	0.5	2	-	68.7	51.89	B
	SRG-1MD	200						392.5	157	206000	0.5	1	-	69.55	53.77	B
	SRG-1MD-A	3700						392.5	157	206000	0.5	1	-	70.25	55.32	B
	SRG-1MD-B							392.5	157	206000	0.5	1	-	64.28	42.12	B
	SRG-2MD							392.5	157	206000	0.5	2	-	87.58	93.63	B
Sneed et al. (2016)	B_K_1V		203	2438	762	31.5	469	396.9	141.7	205000	0.75	1	-	177.75	31.13	B
	B_K_U_1V	305						396.9	141.7	205000	0.75	1	U-wrap	177.88	31.23	B
	B_K_2V	3048						396.9	141.7	205000	0.75	1	-	189.06	39.48	B
	B_K_L_1V							396.9	141.7	205000	0.75	1	-	195.81	44.46	B
Escrig et al. (2017)	M-SR3-01	200	500	4000	1300	46.52	517.2	157.08	15	206000	1	1	U-wrap	123.74	18.47	-
	M-SR3-02	4400							15	206000	1	1	U-wrap	128.88	23.39	-

Tabella 1.12 - Database sperimentale travi rinforzate con sistema B-FRCM.

Referimento	ID trave	b [mm]	h [mm]	l [mm]	a [mm]	f_{cm} [MPa]	f_{ym} [MPa]	A_s [mm ²]	A_f [mm ²]	E_f [MPa]	b_f/b_c	n_f	Sistema di ancoraggio	Risultati sperimentali		
														L [mm]	F_u	ΔF %
Elsanadedy et al. (2013)	BF-2	150							96	31940	1	10	U-wrap	77.63	81.59	-
	BF-3*	200	2200	800	20	578	157.08	48	31940	1	5	U-wrap	59.46	39.09	-	
	BF-4*	2000							96	31940	1	10	U-wrap	81.75	91.23	-
Escrig et al. (2017)	M-BR3-01	200							10.6	95000	1	1	U-wrap	119.57	14.48	-
	M-BR3-02	500	4000	1300	55.42	517.2	157.08	10.6	95000	1	1	U-wrap	111.34	6.60	-	
Raof et al. (2017)	M7_BCo	102	203	1500	580	19.9	569	100.53	3.78	63700	1	7	U-wrap	46.90	35.50	F
		1675														

*: malta cementizia additivata con polimeri.

Tabella 1.13 - Database sperimentale travi rinforzate con sistema G-FRCM.

Referimento	ID trave	b [mm]	h [mm]	l [mm]	a [mm]	f_{cm} [MPa]	f_{ym} [MPa]	A_s [mm ²]	A_f [mm ²]	E_f [MPa]	b_f/b_c	n_f	Sistema di ancoraggio	Risultati sperimentali		
														L [mm]	F_u	ΔF %
Escrig et al. (2017)	M-GPHDM-01	200							8.4	90000	1	1	U-wrap	114.69	9.80	-
	M-GPHDM-02	500	4000	1300	46.52	517.2	157.08	8.4	90000	1	1	U-wrap	107.94	3.34	-	
		4400														
Raof et al. (2017)	M7_G	102	203	1500	580	19.9	569	100.53	4.49	41100	1	7	U-wrap	43.2	24.90	F
		1675														

1.7.4 Comportamento a fatica di travi rinforzate con sistema FRCM

In questo Paragrafo verranno esposti i risultati disponibili in letteratura riguardanti prove su travi in c.a. soggette a carichi ciclici. A causa dello sviluppo abbastanza recente dei sistemi a matrice inorganica, mancano studi di ricerca approfonditi sull'influenza di questi carichi sui sistemi FRCM per il rinforzo di elementi in c.a. La letteratura disponibile sul comportamento a fatica dei compositi FRCM è piuttosto scarsa con pochi lavori che riguardano una sola tipologia di rinforzo. Pino et al. (2017) e Aljazaeri e Myers (2017) hanno indagato sperimentalmente la *performance* strutturale di sistemi PBO-FRCM a fatica. Le prestazioni flessionali di travi in c.a. rinforzate con sistemi S-FRCM soggette a carico ciclico sono oggetto di questo lavoro ed i dettagli delle analisi con i risultati ottenuti saranno riportati nel Capitolo 4.

Alcune particolari strutture come i ponti/viadotti sono soggette a volumi di traffico variabile che, con i pesi degli assi dei veicoli, causano carichi ciclici ripetuti per tutta la loro vita. Il carico ciclico può causare danni alla struttura, fenomeno noto come fatica.

Sono stati condotti molti studi per valutare le prestazioni a fatica di elementi di c.a. convenzionali, dimostrando che la rottura per fatica dipende principalmente dal rinforzo in acciaio e raramente è controllato dal calcestruzzo. Quando è richiesto il rinforzo di strutture soggette a fatica, la struttura riparata esternamente con sistema FRCM deve mantenere un adeguato comportamento a lungo termine.

In Aljazaeri and Mayer (2017) è stato indagato il comportamento a fatica di travi rinforzate con sistema PBO-FRCM utilizzando uno e quattro strati di rinforzo. Alcune travi sono state sottoposte a cicli variabili di congelamento e scongelamento, temperature elevate e umidità relativa elevata. Prima dell'installazione del sistema di rinforzo PBO-FRCM, tutte le travi sono state pre-fessurate al 65 % del carico di rottura previsto. Il carico ciclico applicato è stato fatto variare tra il 35 % e il 65 % del carico di rottura previsto. I campioni di travi sono stati sottoposti a 2 milioni di cicli e poi portati a rottura attraverso un caricamento monotono.

I risultati hanno evidenziato come tutte le travi abbiano superato la fase ciclica senza fenomeni di *debonding* prematuri con incrementi di carico a rottura rispetto alle travi di controllo non rinforzate. In definitiva il rinforzo PBO-FRCM è risultato efficace nel migliorare la *performance* a fatica delle travi.

Pino et al. (2017) ha indagato il comportamento a fatica di travi rinforzate con tre strati di PBO. Tutti i provini sono stati caricati ciclicamente fino alla rottura o al raggiungimento di 2 milioni di cicli, a seconda di quale si verificasse per primo. Il valore di riferimento utilizzato per il range

di caricamento è il carico al quale si verifica lo snervamento delle barre d'acciaio della trave di controllo, con valore minimo del 20 % e massimo con valori tra il 76 % ed il 91 %.

Le travi soggette alle percentuali del carico di snervamento pari al 91 %, 87 % e 81 % hanno raggiunto il collasso a causa della rottura per fatica dell'acciaio seguita dalla simultanea delaminazione del composito PBO-FRCM e schiacciamento del calcestruzzo. La vita a fatica delle travi rinforzate con sistema PBO-FRCM è aumentata con il diminuire della percentuale massima di carico applicato durante i cicli: 0.492×10^6 cicli (91 % di f_{sy}), 0.562×10^6 cicli (87 % di f_{sy}) e 1.89×10^6 cicli (81 % di f_{sy}). Le travi testate all'81 % di f_{sy} hanno quasi raggiunto la soglia limite dei 2 milioni di cicli senza distacchi prematuri. Allo stesso modo, le travi testate al 76 % di f_{sy} hanno raggiunto i 2 milioni di cicli senza problematiche particolari. Le travi di controllo hanno esibito invece il collasso alla soglia dei 0.919×10^6 e 1.46×10^6 cicli per frattura dell'acciaio interno (al 76 % di f_{sy}).

Dalle prime sperimentazioni effettuate emerge che i sistemi compositi a matrice cementizia, che impiegano l'uso di fibre in PBO, incrementino la vita a fatica di travi in c.a. senza apparenti danneggiamenti degli strati di rinforzo esterno e distacchi prematuri.

Appare però evidente come queste prime informazioni debbano essere ulteriormente approfondite e confermate, al variare delle configurazioni di carico e della tipologia di fibra di rinforzo.

Capitolo 2

Caratterizzazione meccanica dei materiali

In questo Capitolo viene riportata la caratterizzazione meccanica di tutti i materiali utilizzati per lo studio del comportamento di aderenza (Capitolo 3) e delle prove di flessione ciclica (Capitolo 4). L'attività sperimentale ha riguardato la valutazione delle resistenze a compressione e trazione delle malte inorganiche utilizzate e la valutazione del modulo elastico. Il comportamento meccanico dei sistemi di rinforzo è stato indagato attraverso prove di trazione su fibre secche e composito S-FRCM.

2.1 Programma sperimentale

Fibre di acciaio e matrici inorganiche con differenti proprietà meccaniche sono state impiegate per analizzare il comportamento di diversi sistemi compositi S-FRCM. Sono state utilizzate per le prove di aderenza quattro diversi tipi di matrici inorganiche combinate con tre fibre di acciaio per valutare la loro influenza sul meccanismo di trasferimento degli sforzi e sul meccanismo di rottura. Tutto il programma sperimentale è stato condotto presso il “Laboratorio Prove Materiali e Strutture” del Dipartimento di Ingegneria Civile - Università della Calabria (Rende). I materiali compositi sono costituiti da una striscia di acciaio unidirezionale incorporata nella matrice inorganica.

2.2 Matrici inorganiche

2.2.1 Descrizione e caratteristiche delle matrici utilizzate

Vengono descritte in questo paragrafo le prove effettuate per la caratterizzazione delle malte utilizzate in combinazione con i tessuti unidirezionali di acciaio. Essi sono materiali certificati secondo le specifiche UNI EN 1504 relative ai requisiti strutturali (UNI EN 1504-3:2006, UNI EN 1504-4:2005). Ogni matrice ed ogni procedura di prova è stata descritta in dettaglio.

2.2.1.1 Betonfix MONOLITE N (BMN)

Questa matrice è stata impiegata per le applicazioni su superfici di calcestruzzo. È una malta cementizia a presa normale antiritiro, pronta all'uso, tixotropica, addizionata con fibre sintetiche. Ha elevate resistenze meccaniche sia alle brevi che alle lunghe stagionature, forte adesione al calcestruzzo, alta resistenza ai solfati ed ottima durabilità anche in condizioni fortemente aggressive (zone marine, sali disgelanti, piogge acide). È conforme ai requisiti della Marcatura Europea di Conformità (CE) per malte strutturali R4 in base alla UNI EN 1504-3 (2006) e per i sistemi di protezione dell'armatura di acciaio secondo UNI EN 1504-7 (2007). Sviluppa le caratteristiche meccaniche di una malta R4 entro i primi 7 giorni di stagionatura ed è inoltre adatta per effettuare 3 operazioni in 1: passivizzare le armature, ripristinare le superfici corticali e chiudere l'intervento con la finitura nella stessa giornata di lavoro. Presenta una eccellente lavorabilità e facilità di applicazione (manuale o meccanizzata). In Tabella 2.1 sono riportate le caratteristiche tecniche dichiarate dal produttore nella scheda tecnica (ST6-0319).

Tabella 2.1 - Caratteristiche malta BMN.

Caratteristiche	Valore
Aspetto	Polvere
Colore	Grigio
Peso specifico apparente UNI 9446	1.40 ± 0.1 g/cm ³
Acqua d'impasto	5-5.25 litri / 25 Kg
Intervallo granulometrico UNI EN 1015-1	0.1 – 0.5 mm
Massa volumica apparente malta fresca UNI EN 1015-6	2050 ± 30 Kg/m ³
Consistenza dell'impasto UNI EN 13395-1	40-50 %
Tempo di inizio presa UNI EN 196-3 a 20°C e 65 % H.R.	250 ± 30 minuti
Tempo di fine presa UNI EN 196-3 a 20°C e 65 % H.R.	400 ± 30 minuti
Temperatura minima di applicazione	+5 °C
pH dell'impasto	12 ± 0.5
Consumo	17 kg/m ² per cm di spessore
Spessore max per mano	2-30 mm applicazioni orizzontali 2-20 mm applicazioni verticali

2.2.1.2 *Kimisteel MX CALCE (MXC)*

Kimisteel MX CALCE è una malta pronta all'uso a base di leganti idraulici, ottenuti per cottura di materie prime a bassa temperatura al fine di garantirne la piena compatibilità con le strutture murarie. È ideale per realizzare l'incollaggio e l'inglobamento di tessuti di acciaio per il rinforzo strutturale. La Tabella 2.2 riporta i valori tipici della malta secondo la scheda tecnica (ST2-0319).

Tabella 2.2 - Caratteristiche malta MXC.

Caratteristiche	Valore
Aspetto	Polvere
Colore	Bianco
Acqua d'impasto	4.90 litri / 25 Kg
Intervallo granulometrico UNI EN 1015-1	0.6 mm
Massa volumica apparente malta fresca UNI EN 1015-6	2040 Kg/m ³
Consistenza dell'impasto UNI 7044/72	170-80 %
Tempo di inizio presa UNI EN 196-3	100 ± 30 minuti
Tempo di fine presa UNI EN 196-3	150 ± 30 minuti
Temperatura minima di applicazione	+2 °C
Temperatura massima di applicazione	+35 °C
Consumo	17 kg/m ² per cm di spessore
Spessore max per mano	2-20 mm

2.2.1.3 Basic MALTA M15/F (M15F)

Basic MALTA M15/F è una malta pronta all'uso a base di calce idraulica naturale, fibrorinforzata, con granulometria massima dell'inerte di 1.2 mm; è ottenuta da materiali naturali interamente riciclabili, cotti a basse temperature riducendo emissioni e consumi energetici, esente da Cromo VI, utilizza materiali a basso tenore di sali solubili. A contatto con l'acqua forma prodotti idrati assai poco solubili e molto stabili di natura basica. È marcata CE come malta R2 sulla base della UNI EN 1504-3 (2006) e come malta da muratura classe M15 in accordo alla UNI EN 998-2 (2016). In Tabella 2.3 sono riassunte le specifiche tecniche della malta (ST5-1019).

Tabella 2.3 - Caratteristiche malta M15F.

Caratteristiche	Valore
Aspetto	Polvere
Colore	Bianco fumo
Acqua d'impasto	4.50-5.50 litri / 25 Kg
Intervallo granulometrico UNI EN 1015-1	1.2 mm
Massa volumica apparente malta fresca UNI EN 1015-6	1900 Kg/m ³
Consistenza della malta fresca UNI EN 1015-3	165 mm
Tempo di inizio presa UNI EN 196-3	60 minuti
Temperatura minima di applicazione	+2 °C
Temperatura massima di applicazione	+35 °C
pH in dispersione acquosa	> 11
Consumo	15 kg/m ² per cm di spessore
Spessore max per mano	30 mm per applicazioni verticali

2.2.1.4 GeoCalce F Antisismico (GCFA)

GeoCalce F Antisismico è una geo-malta strutturale traspirante a grana fine di pura calce naturale NHL (*Natural Hydrated Lime*) e geo-legante di classe M15 secondo UNI EN 998-2 (2016) e R1 secondo UNI EN 1504-3 (2006). È specifica come matrice minerale da accoppiare a tessuti di rinforzo di acciaio galvanizzato. Contiene solo materie prime di origine rigorosamente naturale e minerali riciclati. Ha ridotte emissioni di CO₂ e bassissime emissioni di sostanze organiche volatili. Riciclabile come inerte a fine vita. Specularmente alle altre tipologie di malte, la Tabella 2.4 riporta i valori indicati dal produttore (B1040 2020/01).

Tabella 2.4 - Caratteristiche malta GCFA.

Caratteristiche	Valore
Aspetto	Polvere
Colore	-
Acqua d'impasto	5.30 litri / 25 Kg
Intervallo granulometrico UNI EN 1015-1	0 - 1.4 mm
Massa volumica apparente malta fresca UNI EN 1015-6	1730 Kg/m ³
Temperatura minima di applicazione	+5 °C
Temperatura massima di applicazione	+35 °C
Consumo	14 kg/m ² per cm di spessore
Spessore max per mano	15 mm

2.2.2 Preparazione e campionamento delle malte

Gli impasti di malta sono ottenuti versando prima i 3/4 dell'acqua di impasto necessaria in un secchio pulito ed aggiungendo poi tutta la malta allo stato di polvere in unica soluzione, effettuando una prima miscelazione. Successivamente si è aggiunta la restante parte di acqua. L'unione dei componenti è avvenuto attraverso un miscelatore meccanico (Figura 2.1e) usando una velocità di rotazione bassa fino ad ottenere una consistenza omogenea, soffice e senza grumi.

Ad impasto ottenuto si è proceduto al campionamento utilizzando appositi stampi rigidi di poliuretano per la realizzazione di prismi di malta. Le facce degli stampi puliti sono state lubrificate con un sottile strato di olio vegetale (Figura 2.1a) per evitare l'adesione della malta ed una facile rimozione dopo la stagionatura. Si è poi proceduto al riempimento degli stampi in due strati approssimativamente uguali avendo cura di costipare adeguatamente l'impasto con 25 colpi per ogni strato (Figura 2.1b). La malta in eccesso è stata asportata con una spatola lasciando il piano superficiale livellato con la parte superiore dello stampo. Infine, dopo 28 giorni di stagionatura a condizioni ambientali di laboratorio, i provini di malta sono stati delicatamente estratti dagli stampi pronti per essere testati (Figura 2.1c e 2.1d). In totale sono stati realizzati 5 campioni (prismi) per ogni malta utilizzata. Le prove sono state effettuate utilizzando una macchina INSTRON 5582 con capacità di 100 kN a compressione.

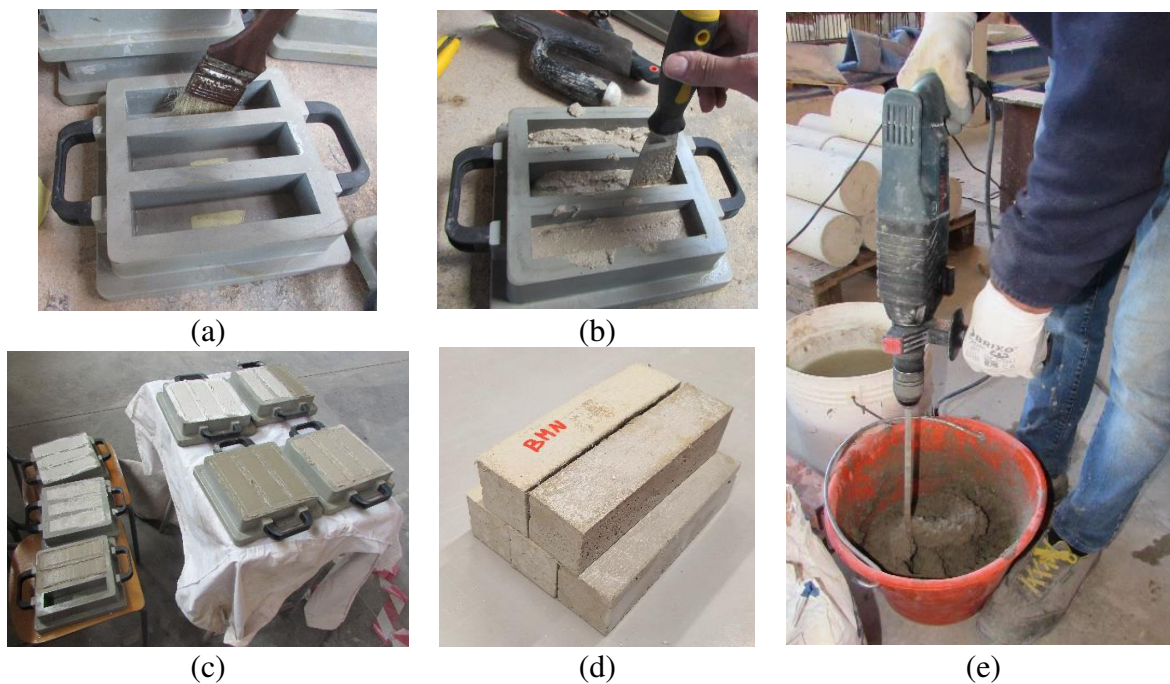


Figura 2.1 - Fasi di preparazione delle malte e campionamento.

2.2.3 Resistenza a trazione per flessione delle matrici

La resistenza a trazione per flessione (f_t) delle matrici è stata ottenuta testando 5 campioni prismatici di dimensioni pari a 160 mm x 40 mm x 40 mm (Figura 2.2) secondo le indicazioni riportate nella UNI EN 1015-11 (2007). I prismi di malta indurita vengono sottoposti a prova di carico su tre punti fino a rottura. Il dispositivo di prova è composto da due rulli di supporto in acciaio di lunghezza compresa tra 45 mm e 50 mm con un diametro di 10 mm \pm 0.5 mm, distanziati di 100 mm \pm 0.5 mm l'uno dall'altro, ed un terzo rullo di acciaio della stessa lunghezza e diametro posto centralmente tra i rulli di supporto (vedi Figura 2.2a).

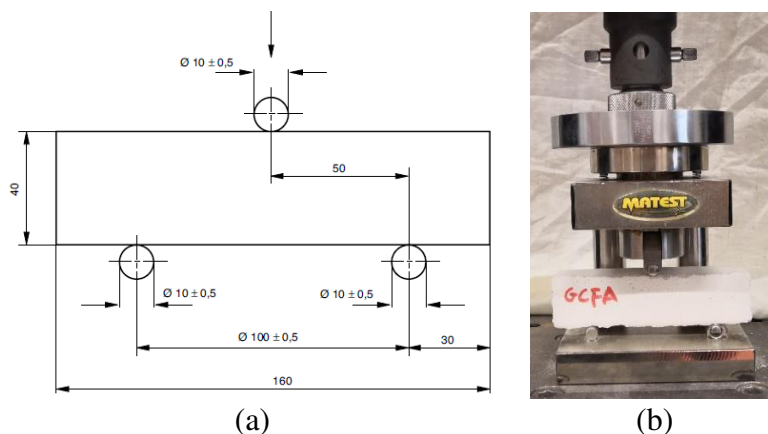


Figura 2.2 - Test di flessione su matrice: (a) geometria della prova; (b) campione di matrice GCFA all'interno del device.

La resistenza a trazione per flessione (f_t) viene ricavata attraverso l'Equazione 2.1:

$$f_t = 1.5 \frac{F_{max} l}{bd^2} \quad (2.1)$$

Dove F_{max} è il carico massimo applicato al provino espresso in Newton (N), l è la distanza tra gli assi dei rulli di supporto espresso in millimetri (mm), b è la larghezza del provino espresso in millimetri (mm) e d è la profondità del provino espresso in millimetri (mm).

In Tabella 2.5 si riportano i risultati medi ottenuti per ognuna delle matrici utilizzate insieme al coefficiente di variazione (C.V.):

Tabella 2.5 - Risultati prove di flessione matrici.

Malta	b (mm)	d (mm)	l (mm)	F_{max} (N)	f_t (MPa)	C.V.
BMN				2461.11	5.77	0.14
MXC	40	40	100	2385.65	5.59	0.18
M15F				499.34	1.17	0.18
GCFA				1001.22	2.35	0.09

2.2.4 Resistenza a compressione delle matrici

La resistenza a compressione (f_m) delle matrici viene ottenuta sulle due parti di parallelepipedo ottenute dalla rottura per flessione (UNI EN 12190, 2000) (Figura 2.3). La piastra superiore della macchina di prova deve essere in grado di allinearsi liberamente durante il contatto con il provino ed il dispositivo, senza che ci sia inclinazione durante il caricamento. Il provino è stato allineato con attenzione in modo che il carico venga applicato all'intera larghezza delle facce a contatto con le piastre. La Figura 2.3 mostra il *set-up* di prova utilizzato. Infine, la resistenza a compressione è stata ottenuta come il carico massimo a rottura del provino diviso per l'area della sezione trasversale (40 mm x 40 mm).



Figura 2.3 - Test di compressione su matrice M15F.

I risultati sono riassunti nella Tabella 2.6.

Tabella 2.6 - Risultati prove di compressione sulle matrici.

Malta	F_{\max} (N)	f_m (MPa)	C.V.
BMN	69874.03	43.67	0.16
MXC	42551.26	26.49	0.11
M15F	8381.72	5.26	0.19
GCFA	13976.01	8.65	0.04

2.2.5 Modulo elastico a compressione delle matrici

Il modulo elastico (E) per le matrici BMN e MXC è stato stimato attraverso campioni cubici di dimensioni 150 mm x 150 mm x 150 mm (Tabella 2.7). Il modulo elastico della malta GCFA è stato ricavato direttamente dalla scheda tecnica mentre per la malta M15F un cattivo incollaggio dell'estensimetro non ha permesso la misurazione diretta del modulo. Le deformazioni sono state misurate utilizzando un estensimetro lineare da 50 mm applicato verticalmente sulla faccia centrale del cubo, parallelamente alla direzione del carico. La Figura 2.4b raffigura un campione nella macchina di prova prima della rottura.

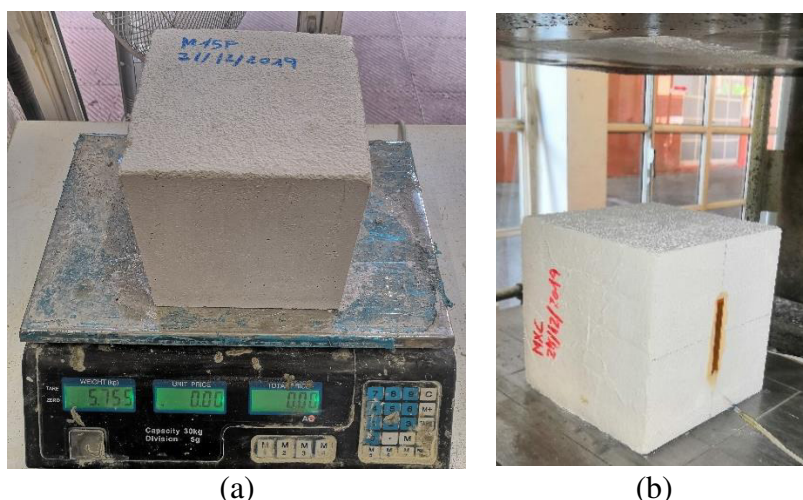


Figura 2.4 - (a) operazione di pesatura del cubetto di matrice M15F; (b) prova di compressione per la determinazione del modulo elastico della matrice MXC.

I cubetti prima dei test sono stati opportunamente misurati e pesati (Figura 2.4a) al fine di ricavare il peso specifico di ogni matrice indurita. Per la malta GCFA l'operazione è stata effettuata su alcuni prismi prima delle prove a flessione. In Tabella 2.7 sono riportati i risultati ottenuti insieme al valore della resistenza media a compressione cubica (R_m) ottenuta allo schiacciamento.

Tabella 2.7 - Peso specifico e modulo elastico delle matrici.

	γ (kN/m ³)	R_m (MPa)	E (MPa)
BMN	19.51	30.03	13607.84
MXC	18.35	19.35	15352.53
M15F	16.72	5.15	-
GCFA	15.49	-	9000.00

2.3 Fibre di acciaio

Tre diverse fibre unidirezionali di acciaio sono state utilizzate: inossidabile (SS), ad altissima resistenza (UHTSS) e galvanizzato ad alta resistenza (GLV). La fibra UHTSS è costituita da strisce unidirezionali di acciaio galvanizzato ad altissima resistenza, formato da micro-trefoli fissati su una micro-rete in fibra di vetro che ne facilita l'installazione in cantiere. Presenta elevata durabilità grazie alla speciale galvanizzazione dei fili di acciaio, testata mediante severe prove di durabilità in ambiente salino, gelo-disgelo ed elevata umidità. La striscia unidirezionale di rinforzo è ottenuta unendo 5 filamenti, di cui 3 dritti e 2 avvolti con un elevato angolo di torsione. Con la sigla SS si indica una fibra unidirezionale realizzata con trefoli di acciaio inox

(AISI 316), particolarmente resistente alla corrosione, utilizzabile negli interventi su superfici soggette a risalita di umidità e, in generale, esposte ad ambienti aggressivi (insensibile all'aggressione in nebbia salina e debolmente attaccato nel caso di ambienti acidi). Ogni trefolo è composto da 7 fili e, a sua volta, composto da altri 7 fili intrecciati tra loro. L'ultima fibra di acciaio (GLV) è un rinforzo unidirezionale composto da cinque filamenti galvanizzati ad alta resistenza arrotolati longitudinalmente. La fibra è realizzata con una trama metallica in filo di acciaio flessibile che lo rende facilmente lavorabile. La Figura 2.5 mostra le strisce di acciaio larghe 50 mm, con affiancato anche il singolo trefolo che costituisce la striscia di rinforzo. Le informazioni sono state reperite dalle schede tecniche dei produttori (ST5-0218, ST6-0820, B1040 2020/01).

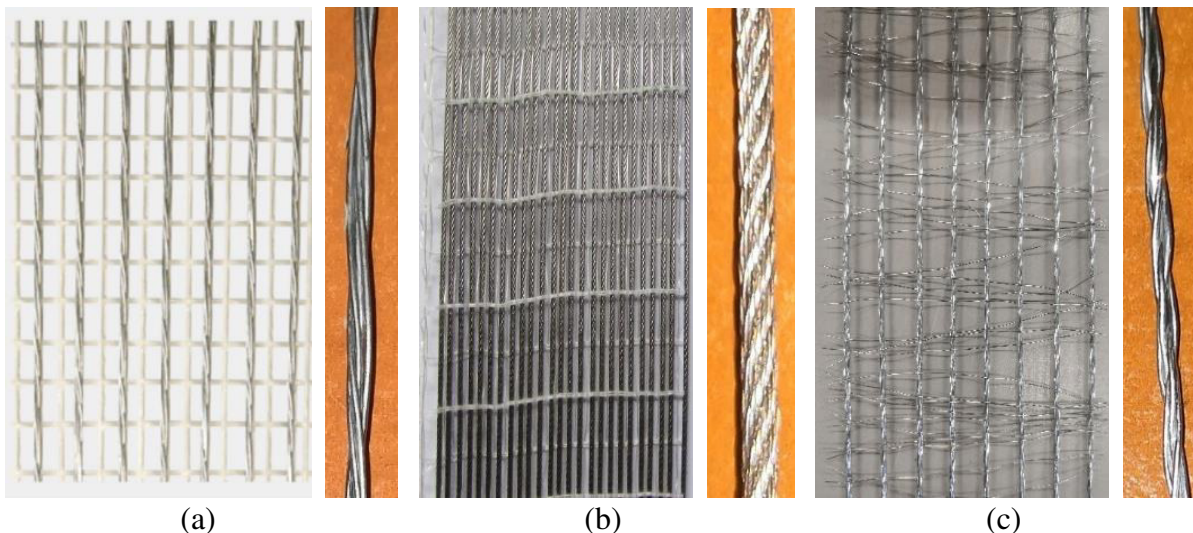


Figura 2.5 - Strisce di rinforzo in acciaio e dettaglio dei singoli trefoli: a) UHTSS; b) SS; c) GLV.

Le aree trasversali dei trefoli di acciaio sono pari a 0.470 mm^2 , 0.538 mm^2 e 0.519 mm^2 per la fibra SS, UHTSS e GLV, rispettivamente. Le strisce sono state pesate e il peso per unità di superficie (ρ) è stata calcolata e riportata in Tabella 2.8. Gli spessori nominali equivalenti (t_f) delle fibre di acciaio sono stati calcolati a partire dall'area trasversale del singolo trefolo ($A_{f, str}$) secondo la seguente Equazione 2.2:

$$t_f = \frac{A_{f, str} n_{str}}{b_f} \quad (2.2)$$

Dove n_{str} è il numero di trefoli che formano una striscia da 50 mm e b_f è la larghezza della striscia. La spaziatura per centimetro tra i trefoli (s), il peso per unità di superficie (ρ) e lo spessore nominale (t_f) sono riportati nella stessa Tabella 2.8.

Tabella 2.8 - Caratteristiche geometriche fibre di acciaio.

ID fibra	$A_{f, str}$ (mm ²)	$n_{str}/50$ mm	s (cords/cm)	ρ (g/m ²)	t_f (mm)	A_f (mm ²)
UHTSS	0.538	8	1.57	670	0.086	4.30
SS	0.470	26	5.20	2200	0.244	12.20
GLV	0.519	8	1.57	650	0.083	4.15

2.3.1 Prova di trazione uniassiale sulle fibre secche

Le proprietà meccaniche dei sistemi di rinforzo SS e GLV sono state valutate attraverso prove di trazione diretta su tre provini per ogni fibra. La resistenza a trazione della fibra UHTSS è ottenuta da prove realizzate dal Politecnico di Milano all'interno di un progetto di ricerca nazionale ReLUIS. Tutti i provini sono stati realizzati utilizzando larghezza (b_f) pari a 50 mm e lunghezza pari a 500 mm (CSLLPP FRCM, 2018). Due piastrine rettangolari di alluminio di 3 mm di spessore, 100 mm di lunghezza e 50 mm di larghezza sono state applicate ad entrambe le estremità ed incollate impiegando uno strato sottile di resina epossidica con elevata resistenza a compressione (76 MPa). Le prove sono state eseguite con una macchina INSTRON 5530 con capacità di carico di 100 kN in controllo di spostamento ed utilizzando una velocità di 0.5 mm/min, secondo le indicazioni riportate in CSLLPP FRCM (2018). Le deformazioni sono state registrate attraverso un estensometro con base di misura di 50 mm per valutare le curve sforzo – deformazione. I provini sono stati identificati secondo la notazione DT_x_z dove DT è l'acronimo di *Direct Tensile*, x identifica la fibra di acciaio e z il numero progressivo del provino (come riportato nella Tabella 2.9). La Figura 2.6 mostra la fase di preparazione dei campioni, i provini all'inizio del *test* e un campione tipo portato a rottura.

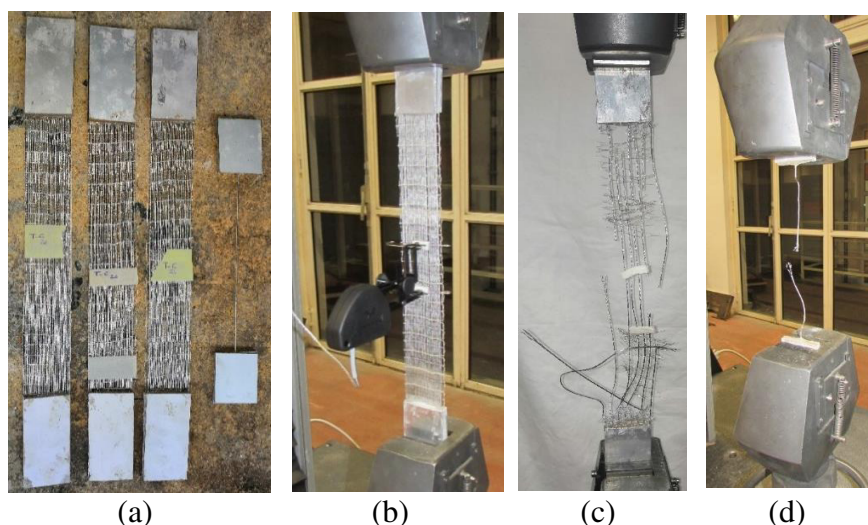
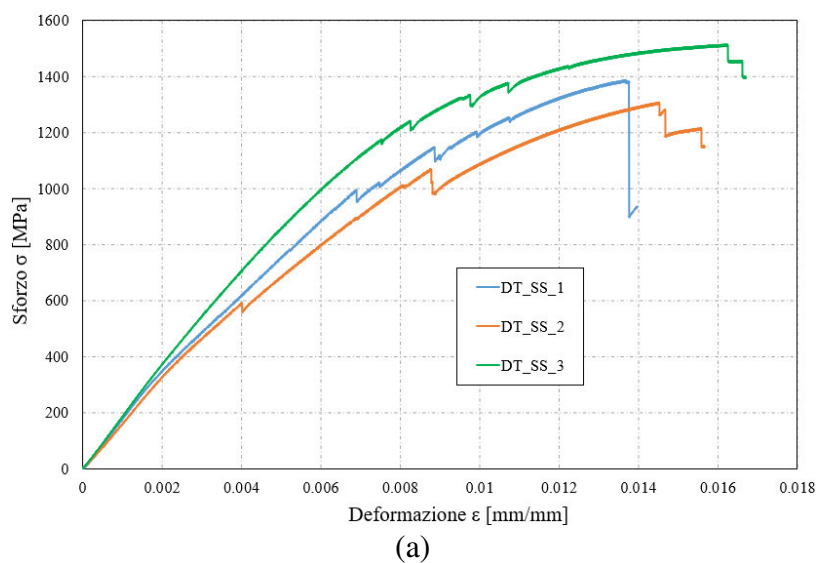


Figura 2.6 - (a) preparazione campioni; (b) test set-up fibra SS; (c) campione fibra GLV a rottura; (d) trefolo SS a rottura.

Le curve sforzo - deformazione (Figura 2.7) mostrano un comportamento elastico iniziale seguito da una fase non lineare fino al raggiungimento del carico massimo (P_{max}), poi la curva scende a gradini a causa della rottura progressiva delle corde/trefoli. La resistenza a trazione (f_f), la deformazione a trazione ultima (ϵ_f), il modulo elastico delle fibre secche (E_f) e la resistenza per unità di larghezza (F_f) sono riportati nella Tabella 2.9.



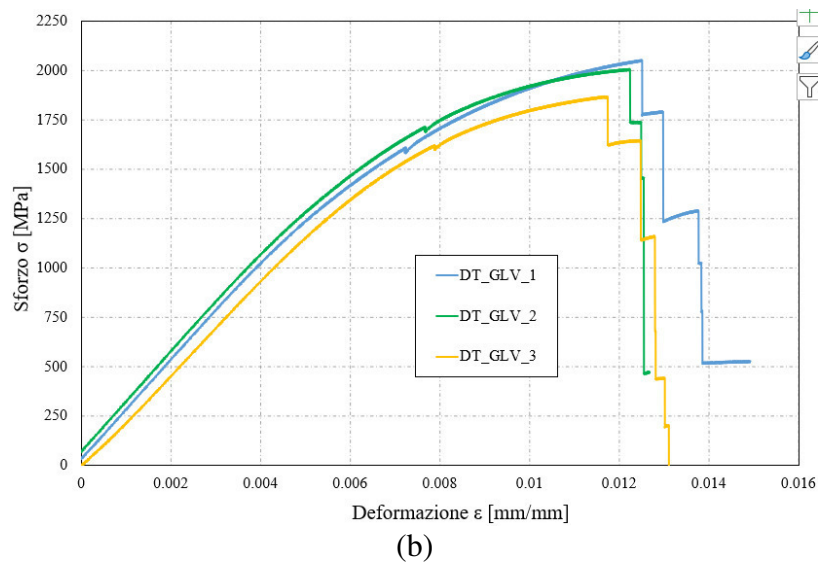


Figura 2.7 - Risultati sperimentali prove di trazione diretta su fibre secche: (a) SS; (b) GLV.

Tabella 2.9 - Risultati delle prove di trazione su provini di fibra secca.

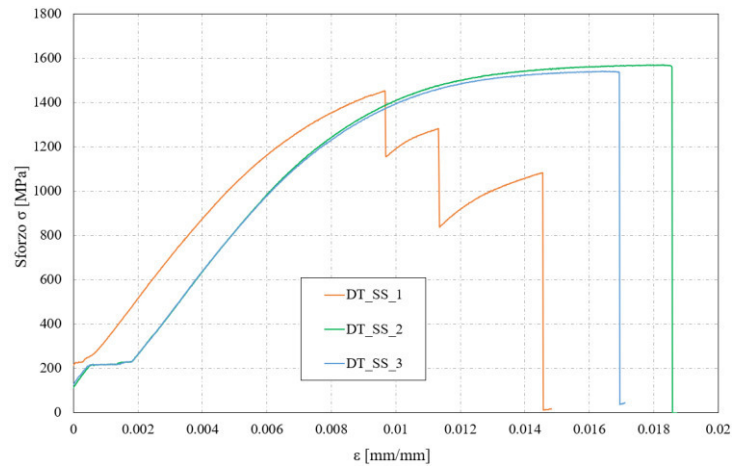
Campione	P_{max} (N)	f_f (N/mm ²)	E_f (GPa)	ϵ_f	F_f (kN/m)
DT_SS_1	16618.75	1384.90	200.71	0.0137	332.38
DT_SS_2	15664.90	1305.41	179.44	0.0145	313.30
DT_SS_3	18142.54	1511.88	184.94	0.0162	362.85
Average	16808.73	1400.73	188.36	0.0148	336.17
(C.V.)	(0.074)	(0.074)	(0.059)	(0.088)	(0.074)
DT_GLV_1	8507.78	2050.07	247.23	0.0125	170.16
DT_GLV_2	8318.67	2004.50	250.60	0.0122	166.37
DT_GLV_3	7924.88	1866.24	238.58	0.0117	154.90
Average	8250.44	1973.60	245.47	0.0121	163.81
(C.V.)	(0.036)	(0.049)	(0.025)	(0.035)	(0.049)
UHTSS	**13691.20	**3184	*> 190	*> 0.02	273.82
Average					

* Dati riportati dalla scheda tecnica (B1040 2020/01); ** Valori medi di cinque prove di trazione effettuate dal Politecnico di Milano.

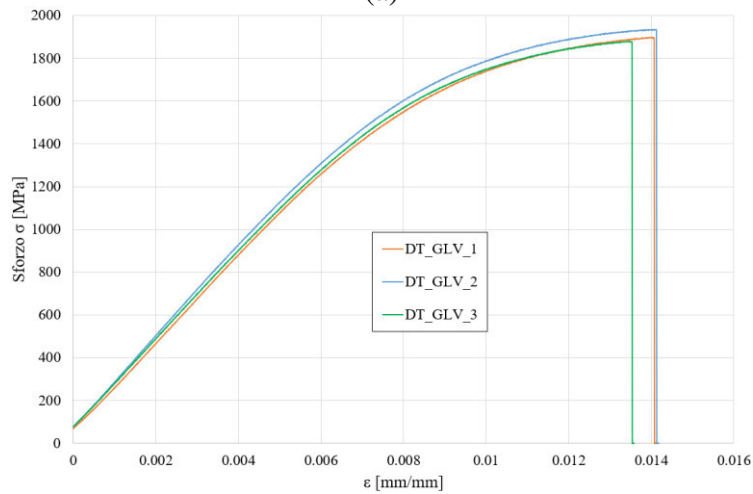
La resistenza media a trazione dell'acciaio GLV è pari a 1973.60 N/mm² ed il valore medio del modulo di Young è pari 245470 N/mm². La fibra SS presenta una resistenza media a trazione ed un modulo elastico inferiori rispettivamente pari a 1400.73 N/mm² e 188360 N/mm². Infine, la fibra di acciaio UHTSS è caratterizzato da un valore di resistenza medio a trazione maggiore rispetto alle altre due fibre ($f_f = 3184$ N/mm²). Nella Tabella è possibile notare valori bassi del coefficiente di variazione (C.V.) per le tre prove effettuate su ogni fibra.

Una prova complementare è stata effettuata sui singoli trefoli. In Figura 2.6d sono riportate le fasi di prova ed in Figura 2.8 le curve sforzo – deformazione per entrambi i sistemi SS e GLV. Nella Tabella 2.10 sono riassunti i risultati ottenuti. Le deformazioni in questo caso sono state ricavate dal rapporto tra lo spostamento della traversa della macchina di prova e la lunghezza

originaria del trefolo ($\bar{\epsilon}_f$), data l'impossibilità di poter applicare estensimetri o estensometri sulla superficie dei trefoli. Affinché la procedura di calcolo sia efficace, è stata posta particolare attenzione alla fase di posizionamento dei talloni di alluminio nelle prese di afferraggio, al fine di eliminare o ridurre al minimo scorrimenti durante la prova.



(a)



(b)

Figura 2.8 - Risultati prova di trazione su singolo trefolo: (a) SS; (b) GLV.

Tabella 2.10 - Risultati delle prove di trazione sui trefoli.

Campione	P_{\max} (N)	f_f (MPa)	E_f (MPa)	$\bar{\epsilon}_f$
DT_SS_1	682.70	1452.55	180.52	0.0146
DT_SS_2	737.83	1569.85	182.79	0.0186
DT_SS_3	723.22	1538.77	181.78	0.0169
DT_GLV_1	983.86	1896.78	205.13	0.0141
DT_GLV_2	1002.85	1933.39	212.76	0.0141
DT_GLV_3	974.00	1877.77	205.32	0.0135

I risultati sperimentali dei singoli trefoli sono in linea con quelli ottenuti dalle prove sull'intera striscia di rinforzo.

2.4 Compositi S-FRCM

Per la completa caratterizzazione dei materiali impiegati nello studio in argomento, provini di FRCM sono stati realizzati in laboratorio e testati a trazione, al fine di ricavarne il legame costitutivo.

2.4.1 Preparazione dei campioni

Le prove sui compositi FRCM sono state eseguite su provini prismatici formati da tessuto annegato in due strati di matrice con spessore complessivo di circa 10 mm. I campioni FRCM sono stati prodotti in laboratorio utilizzando come base un pannello di legno rigido e perfettamente planare rivestito esternamente in maniera tale da avere una superficie liscia che permette una buona adesione della malta ed una facile rimozione una volta maturato il campione. Gli strati di malta con al centro la fibra di rinforzo sono stati ottenuti utilizzando sagome in legno da 5 mm di spessore ciascuna. Il fondo del pannello è stato unto di olio vegetale prima dell'applicazione del primo strato di matrice. La Figura 2.9 mostra alcune fasi della preparazione dei campioni.

I vari *set-up* di prova utilizzati in letteratura assumono una lunghezza del nastro composito variabile da 400 a 600 mm, con spessori di circa 10 mm (De Santis et al. 2017, De Santis e de Felice 2015b, Carozzi et al. 2017). I campioni sono stati realizzati seguendo le indicazioni riportate nelle linee guida CSLPP FRCM (2018).



Figura 2.9 - Fasi di preparazione dei campioni FRCM.

2.4.2 Configurazione di prova

Per indurre la sollecitazione di trazione durante la prova si è scelto di utilizzare la configurazione “*clamping grip*”, garantendo alla estremità del provino una pressione di compressione perpendicolare alla direzione di trazione longitudinale al provino, al fine di ottenere risultati di prova affidabili. Le estremità sono state preparate applicando sempre piastrine di alluminio rettangolari di 3 mm di spessore, 100 mm di lunghezza e 50 mm di larghezza, utilizzando la stessa resina epossidica utilizzata per le prove sui campioni di fibra secca. Le dimensioni dei campioni e la modalità di afferraggio sono riportati nella Figura 2.10. Le prove sono state eseguite con una macchina Zwick-Roell Z250 con capacità di carico di 250 kN a trazione, condotte a controllo di spostamento con una velocità di 0.2 mm/min (CSLLPP FRCM, 2018). Le deformazioni sono state ricavate indirettamente utilizzando due trasduttori di spostamento (LVDT) con base di misurazione di 50 mm posizionati al centro e fissati esternamente al composito in maniera tale da coprire l’intera lunghezza del provino al di fuori delle piastre di alluminio (Figura 2.10b). Di conseguenza, ogni fessura è stata registrata dalla misurazione degli LVDT nella fase II. Al fine di ottenere risultati affidabili e contenere la dispersione, è stata prestata particolare attenzione alla preparazione dei provini, alla fase di presa e all’allineamento del provino nella macchina di prova. Errori di non allineamento del provino provocano una distribuzione non omogenea delle sollecitazioni all’interno del composito. La notazione usata per individuare i campioni è simile a quella utilizzata per le prove su fibra secca: DT_x_y_z. La differenza consiste nell’aggiunta del pedice y che indica la matrice utilizzata. Ulteriori tre provini sono stati realizzati e testati con la fibra SS a cui sono stati tolti metà dei trefoli, dimezzando il peso per unità di superficie (circa 1100 g/m²).

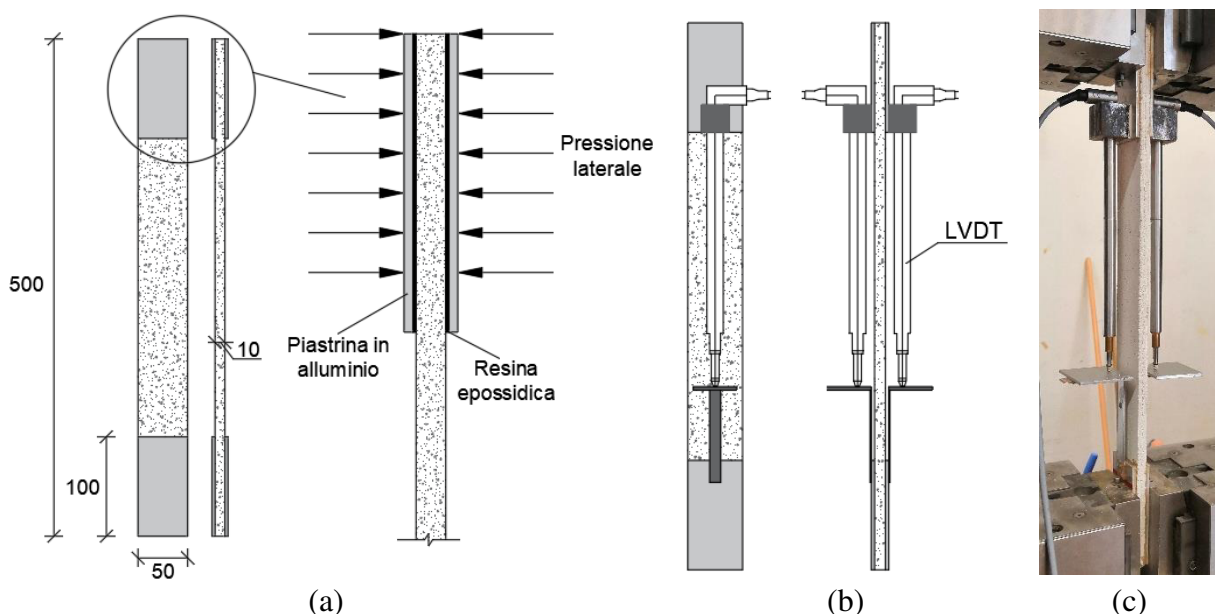


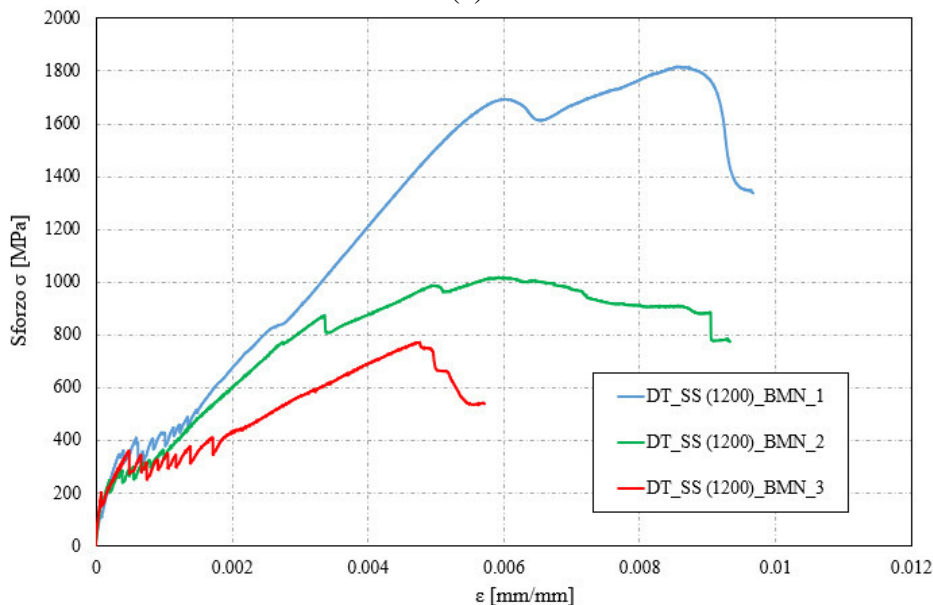
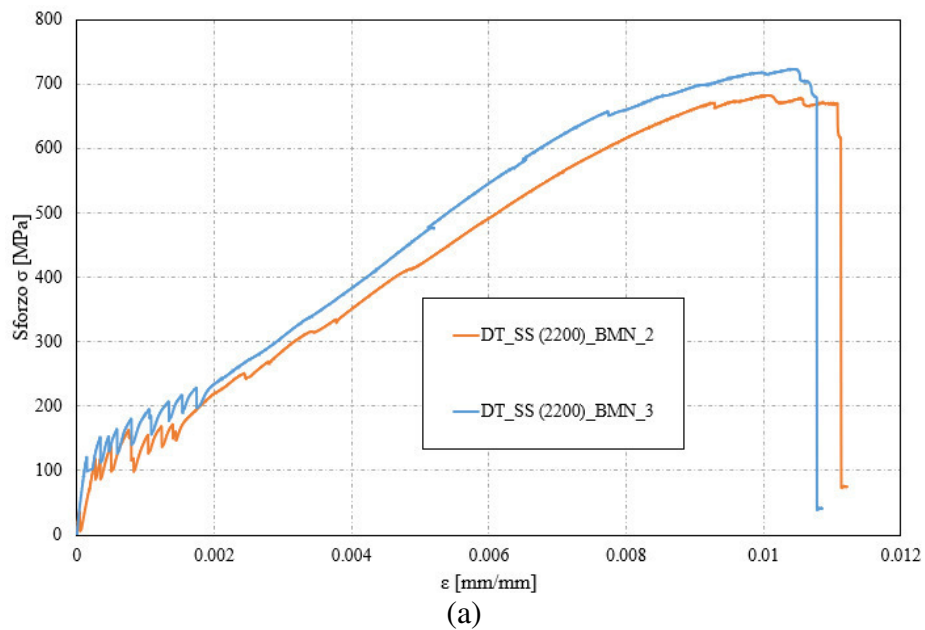
Figura 2.10 - (a) geometria dei provini e dettaglio dell'afferraggio; (b) configurazione di prova con posizione degli LVDT; (c) campione GLV_BMN nella macchina di prova.

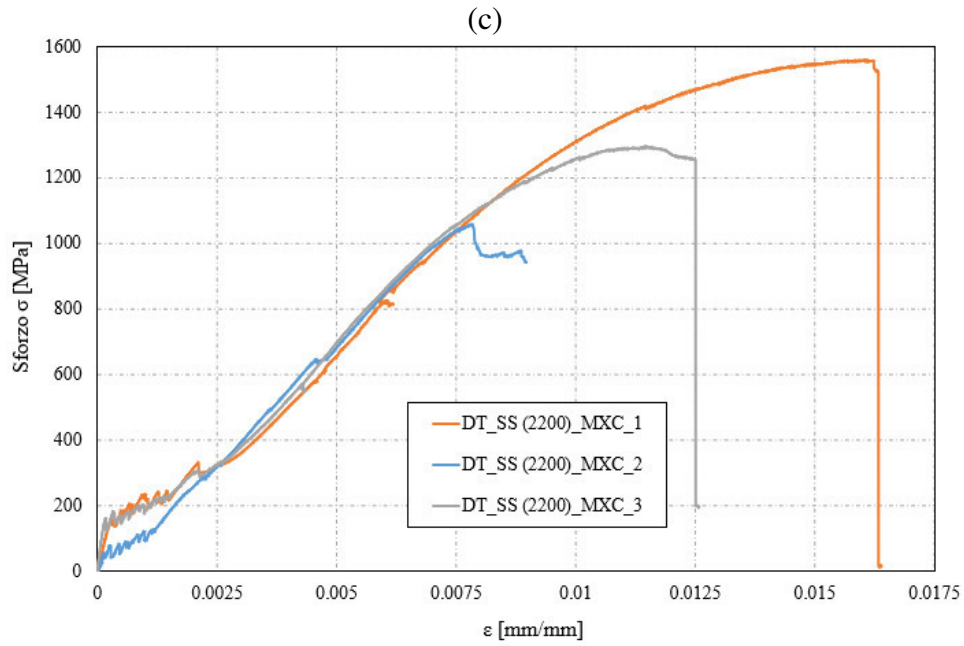
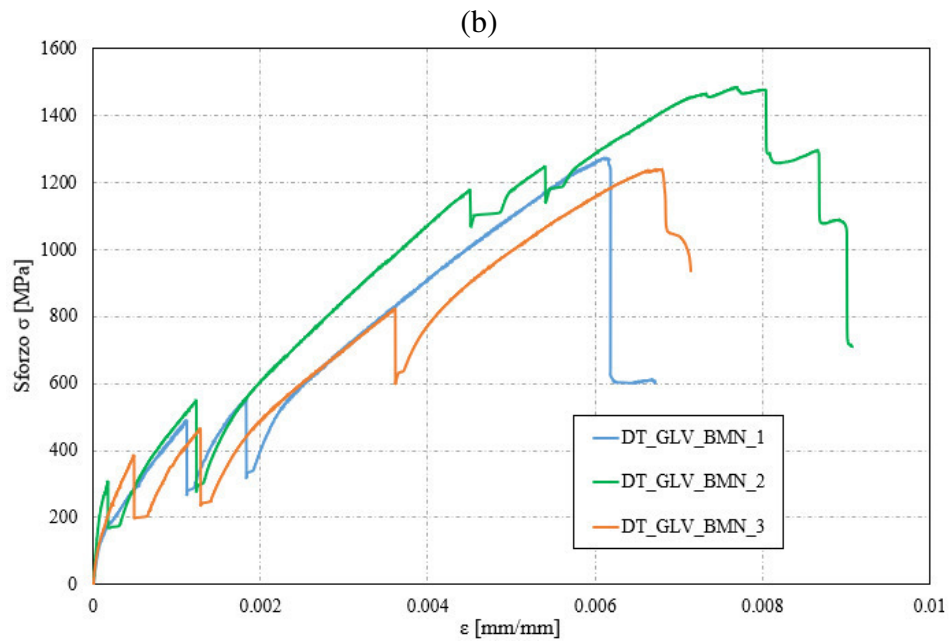
2.4.3 Risultati sperimentali

Il tipico comportamento sforzo - deformazione della prova di trazione dei compositi S-FRCM è rappresentato in Figura 2.11. La curva può essere considerata tri-lineare dove la prima fase (stadio I) rappresenta lo stato non fessurato in cui la matrice collabora alla resistenza, la seconda fase (stadio II) corrisponde allo sviluppo progressivo di fessure nella matrice e la terza fase (stadio III) è la regione fessurata. Nella prima fase la pendenza rappresenta la rigidità del sistema integro, nella seconda fase si verifica una significativa perdita di rigidità dovuta all'apertura delle fessure, nella terza fase le fessure si allargano fino alla rottura del provino. Lo stesso comportamento è riscontrabile per tutte le prove di trazione su provini compositi in cui le tre fasi sono perfettamente distinguibili, ad eccezione dei provini realizzati con matrice M15F. La bassa resistenza a trazione della matrice M15F provoca la scomparsa della fase II con una microfessurazione continua del composito durante tutta la prova (Figura 2.11e), come evidenziato anche nel lavoro di Carozzi et al. 2017. La differenza di comportamento della seconda fase (maggiori cadute di carico associate a minore fessurazione) dei sistemi GLV_BMN rispetto al sistema SS_BMN sono attribuibili alle diverse spaziature e al numero di corde nelle strisce di rinforzo. Tuttavia, le corde di acciaio presentano una superficie esterna e un modulo elastico leggermente diversi che influiscono anche sul comportamento osservato. La spaziatura tra le fessure è anche strettamente correlata alla geometria e all'aderenza matrice-trefolo

(Bernardi et al. 2014, Focacci et al. 2020). Il sistema GLV/S-FRCM mostra cadute di carico maggiori nella fase di fessurazione.

La tensione di rottura (f_t) dei provini è stata valutata dividendo il carico di rottura per l'area della sezione trasversale della fibra secca. I principali parametri significativi sono la tensione di trazione (f_t) e la deformazione (ε_t) nel punto di transizione tra le prime due fasi, il modulo elastico della prima e della terza fase (E_I e E_{III}), la tensione ultima di trazione (f_t) e la deformazione ultima a rottura (ε_t). La Tabella 2.11 riporta i risultati delle prove di trazione con i relativi coefficienti di variazione ($C.V.$). Lo spessore (t) dei provini è stato misurato con un calibro di precisione prima di ogni test (Tabella 2.11).





(d)

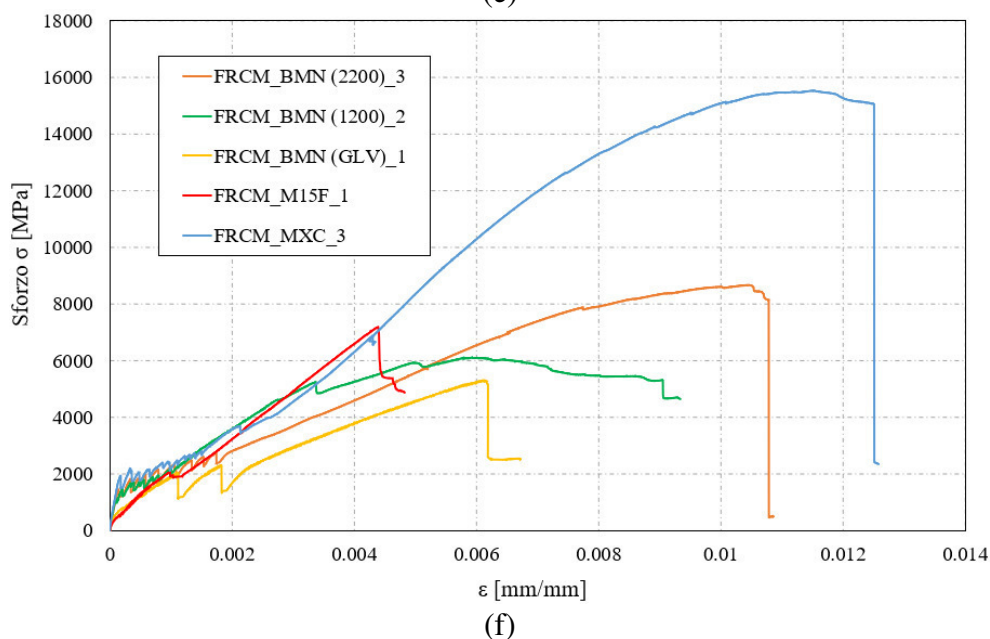
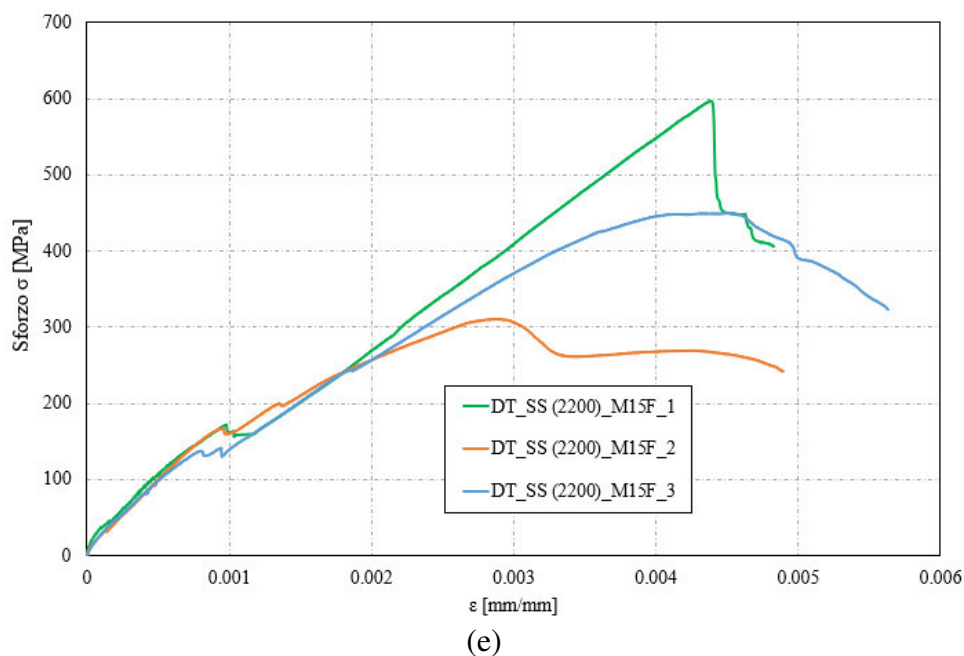


Figura 2.11 - Risultati sperimentali prove di trazione diretta su sistemi S-FRCM: (a) SS (2200)_BMN; (b) SS (1200)_BMN; (c) GLV_BMN; (d) SS (2200)_MXC; (e) SS (2200)_M15F; (f) confronto curve.

La modalità di rottura identificata in tutti i campioni S-FRCM è la rottura in prossimità della zona di afferraggio (Figura 2.12). Essa si innesca nella zona di afferraggio e prosegue progressivamente nei trefolini centrali, interessando successivamente i trefoli più esterni (come è evidente dalla Figura 2.12d).

I risultati sperimentali mostrano che le prestazioni meccaniche dei sistemi di rinforzo sono fortemente dipendenti dalle caratteristiche dei singoli componenti.

Tabella 2.11 - Risultati prove di trazione sui campioni S-FRCM.

Specimen	t (mm)	b (mm)	P _{max} (N)	f _t (N/mm ²)	ε _t	f _t (N/mm ²)	ε _t	E _I (GPa)	E _{III} (GPa)	Failure mode
DT_SS (2200)_BMN_2	10.21	54.61	8187.32	682.28	0.01174	117.39	0.000266	436.49	68.25	RP
DT_SS (2200)_BMN_3	10.55	54.05	8665.13	722.09	0.01192	120.82	0.000143	917.76	75.87	RP
Average (CV)	10.38	54.33	8426.23 (0.040)	702.19 (0.040)	0.01183 (0.010)	119.10 (0.020)	0.000205 (0.426)	677.12 (0.503)	72.06 (0.075)	
DT_SS (1100)_BMN_1	10.11	54.48	10904.60	1817.43	0.0097	318.31	0.000297	1135.22	279.99	RP
DT_SS (1100)_BMN_2	9.71	54.58	6102.54	1017.09	0.0094	247.80	0.000205	1526.39	263.63	RP
DT_SS (1100)_BMN_3	10.16	53.88	4611.4	768.57	0.0057	358.12	0.000331	1218.31	127.89	RP
Average (CV)	9.99	54.31	7206.18 (0.456)	1201.03 (0.456)	0.00826 (0.264)	308.08 (0.181)	0.000331 (0.441)	1293.31 (0.159)	223.84 (0.373)	
DT_GLV_BMN_1	10.76	50.37	5284.20	1273.30	0.00675	490.30	0.00111	1943.48	196.90	RP
DT_GLV_BMN_2	10.12	55.68	6159.17	1484.14	0.00805	307.73	0.000172	3086.17	167.66	RP
DT_GLV_BMN_3	11.63	54.30	5149.84	1240.93	0.00683	386.47	0.000485	2324.93	165.26	RP
Average (CV)	10.84	53.45	5531.07 (0.099)	1332.79 (0.099)	0.00721 (0.101)	394.83 (0.232)	0.000590 (0.813)	2451.53 (0.237)	176.61 (0.100)	
DT_SS_MXC_1	12.09	54.84	18697.80	1558.15	0.0163	167.42	0.000306	587.74	150.00	RP
DT_SS_MXC_2	9.18	53.20	12675.72	1056.31	0.00903	77.70	0.000278	359.91	150.08	RP
DT_SS_MXC_3	10.91	54.89	15528.6	1294.05	0.0134	161.60	0.000176	1108.63	158.56	RP
Average (CV)	10.73	54.31	15634.04 (0.193)	1302.84 (0.193)	0.0129 (0.284)	135.58 (0.370)	0.000253 (0.269)	685.43 (0.560)	152.88 (0.032)	
DT_SS_M15F_1	10.89	53.89	7168.09	597.34	0.00487	13.15	0.0000188	698.45	138.45	RP
DT_SS_M15F_2	10.38	54.08	3734.98	311.25	0.00489	13.08	0.0000602	217.17	81.76	RP
DT_SS_M15F_3	10.98	53.74	5390.05	449.17	0.00567	14.93	0.0000418	357.30	113.76	RP
Average (CV)	10.75	53.90	5431.04 (0.316)	452.59 (0.316)	0.00514 (0.088)	13.72 (0.076)	0.0000403 (0.515)	424.31 (0.583)	111.32 (0.255)	

* RP: rottura in prossimità della zona di afferraggio.

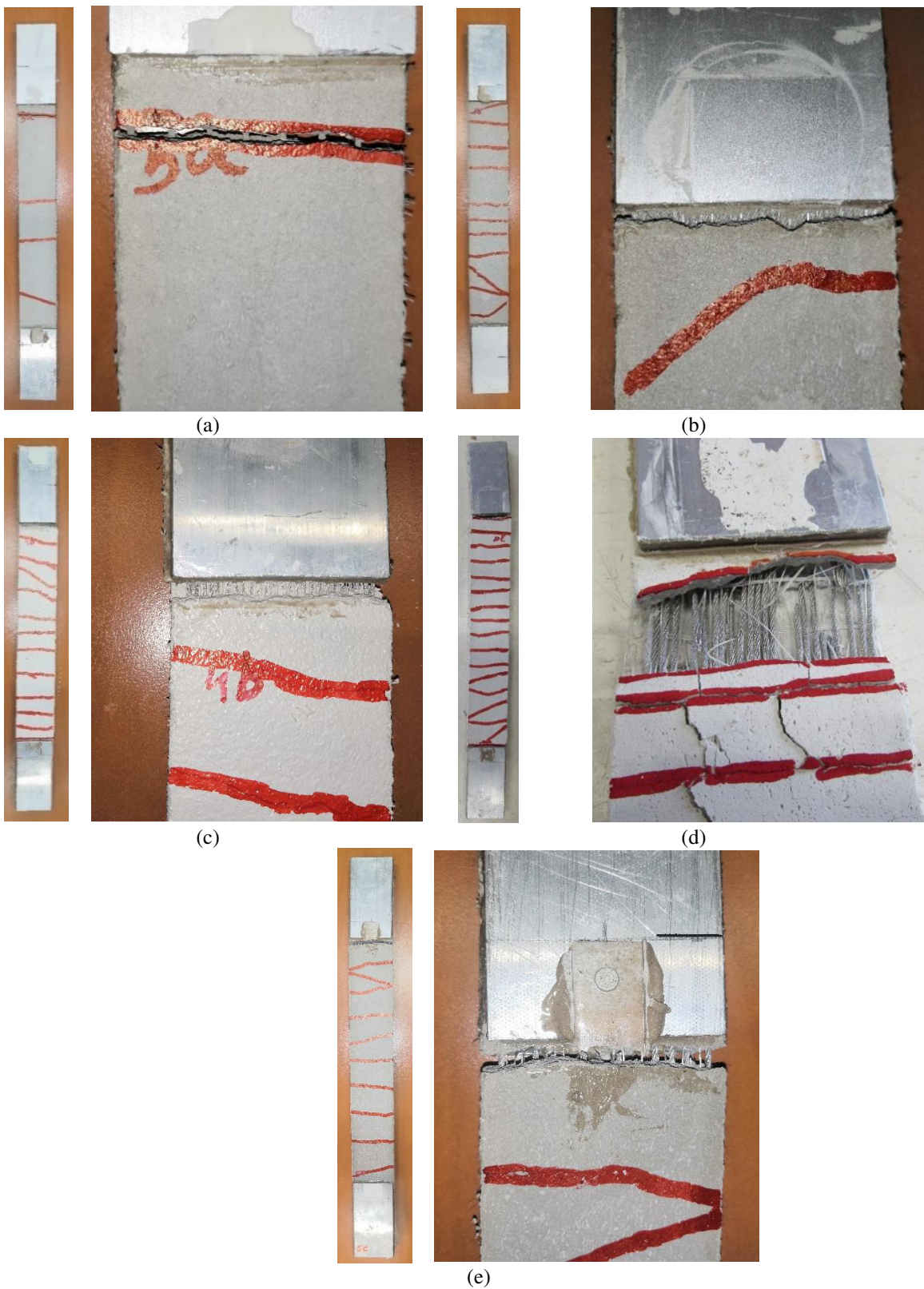


Figura 2.12 - Modalità di rottura campioni in composito: (a) GLV_BMN; (b) SS (2200)_BMN; (c) SS (2200)_M15F; (d) SS (2200)_MXC; (e) SS (1100)_BMN.

Capitolo 3

Comportamento meccanico di aderenza e modalità di rottura di sistemi S-FRCM su supporti di muratura e calcestruzzo

In questo Capitolo vengono presentati i risultati delle prove di aderenza (*single-lap shear tests*) eseguite con tessuti in acciaio ed applicati tramite matrici inorganiche su provini di muratura e calcestruzzo (S-FRCM). Le principali differenze tra le fibre sono rappresentate dalla resistenza a trazione e dalla disposizione delle fibre nel tessuto, mentre le matrici sono caratterizzate da avere differenti resistenze meccaniche. Questa indagine sperimentale è stata condotta al fine di indagare il comportamento di adesione delle diverse tipologie di compositi S-FRCM utilizzati. I risultati sono stati analizzati e mostrati in termini di modalità di rottura, “fattore di efficienza”, curve carico - scorrimento ed altri parametri.

Una parte di risultati sono stati pubblicati su rivista scientifica (Bencardino et al. 2020) mentre una parte di risultati è attualmente in fase di revisione.

3.1 Comportamento di aderenza di giunti S-FRCM/muratura e S-FRCM/calcestruzzo

Nei seguenti Paragrafi viene discussa l'efficacia della capacità di adesione di diversi sistemi compositi in fibra di acciaio applicati su superfici di calcestruzzo/muratura. I risultati hanno evidenziato che le prestazioni di aderenza cambiano notevolmente a seconda degli accoppiamenti fibra-matrice e delle rispettive proprietà meccaniche.

Nelle applicazioni di rinforzo FRCM, il primo passo è lo studio del comportamento di aderenza. Un aspetto importante è certificare i meccanismi di rottura, effettuando prove di aderenza specifiche. Infatti, gli elementi rinforzati mediante sistemi FRP e FRCM sono governati da meccanismi di rottura di distacco (Capozucca 2013, Anil et al. 2016, Ascione et al. 2020, Bencardino et al. 2020, Younis e Ebead 2018, Bellini et al. 2019). La modalità di distacco influenza estremamente il comportamento strutturale ed il progetto delle applicazioni con sistemi FRP e FRCM. Per quanto riguarda il materiale composito FRCM, i risultati sperimentali condotti fino ad oggi mostrano che la rottura si verifica generalmente con una fessura interlaminare tra la fibra di rinforzo ed il primo strato di matrice (Bellini et al. 2019), sebbene la rottura per trazione delle fibre di acciaio sia stata ottenuta in altri lavori (Ascione et al. 2020). La vasta gamma di materiali presenti in commercio consente al progettista notevole flessibilità di scelta. A tal fine, le fibre di acciaio rappresentano una soluzione interessante. Occorre quindi porre attenzione al comportamento meccanico e strutturale di questi materiali che, in simbiosi con matrici cementizie pure o a base calce, hanno sugli elementi strutturali. Le proprietà meccaniche delle fibre di acciaio considerate sono comprese tra 1470 e 3000 MPa per la resistenza a trazione e tra 600 e 2200 g/m² per il peso per unità di superficie.

3.1.1 Sistemi di rinforzo

La nomenclatura adottata per etichettare i provini segue la notazione DSM/C_x_y_z, dove DSM o DSC indica le parole “*Direct Shear Masonry*” or “*Concrete*” ed individua la tipologia di supporto utilizzato, x identifica la fibra di acciaio (UHTSS, SS e GLV), y la matrice utilizzata (BMN, GCFA, MCX e M15F) e z il numero progressivo dei campioni.

Tre differenti matrici e due fibre sono state utilizzate per l'impregnazione e l'incollaggio delle strisce di composito sulla superficie della muratura. Cinque provini sono stati rinforzati con la malta minerale GCFA e fibra di acciaio UHTSS; sulla faccia opposta di ogni prisma di muratura è stato applicato il secondo sistema composito costituito da matrice a base di calce e fibre di acciaio inossidabile. Infine, la fibra SS è stata applicata su un terzo lato dei provini in muratura

con una matrice aggiuntiva (M15F). Quest'ultima matrice presenta proprietà meccaniche più vicine alla matrice del sistema UHTSS_GCFA. I sistemi applicati sui prismi di calcestruzzo sono caratterizzati da una sola matrice cementizia (BMN) accoppiata con due diversi tipi di fibre d'acciaio (SS e GLV).

3.2 Preparazione dei campioni

I prismi di calcestruzzo sono stati ottenuti attraverso opportune casseforme in legno (Figura 3.1) utilizzando lo stesso mix design utilizzato per il getto delle travi (Capitolo 4). I campioni sono stati realizzati con riferimento a due diverse configurazioni geometriche di dimensioni pari a 150 mm (b_c) x 150 mm (p_c) x 400 mm (l_c) (in accordo con CSLLPP FRCM 2018) e 200 mm (b_c) x 200 mm (p_c) x 320 mm (l_c), rispettivamente. Nel campionamento dei prismi sono stati utilizzati differenti modalità di vibrazione in fase di getto, con conseguente diversa rugosità delle superfici dei prismi su cui è stato applicato il rinforzo composito (Figura 3.2). La diversa scabrosità della superficie del calcestruzzo è stata utilizzata per valutare un possibile effetto sul comportamento di distacco.

Sei cilindri di calcestruzzo da 150 mm di diametro e 300 mm di altezza sono stati prelevati dallo stesso lotto di calcestruzzo utilizzato per costruire i prismi. La resistenza media a compressione (ottenuta su 3 cilindri) e la resistenza media a trazione (ottenuta su 3 cilindri) sono pari rispettivamente a 35.55 MPa ($C.V.=0.035$) e 2.88 MPa ($C.V.=0.070$).

I prismi di muratura sono realizzati da una fila di mattoni pieni in laterizio di dimensioni 250 mm x 120 mm x 55 mm (lunghezza x larghezza x altezza) e malta bastarda classica. Le dimensioni nominali dei prismi sono di 250 mm (b_m) x 120 mm (p_m) x 315 mm (l_m) (Figura 3.3). Le fibre di acciaio unidirezionali usate come materiale di rinforzo sono state applicate sfruttando vari lati dei prismi. La larghezza nominale (b_f) del materiale composito è pari a 50 mm per tutti i campioni realizzati. Alcuni studi hanno esaminato la lunghezza efficace di aderenza che risulta maggiore di 200 mm (D'Antino et al. 2018, Razavizadeh et al. 2014). A tal proposito si è scelto di utilizzare una lunghezza di incollaggio unica per tutti i sistemi pari a 260 mm (l_b), applicate al centro di ciascuna faccia.

In tutti i campioni, è stata lasciata una lunghezza non incollata di 30 mm dal bordo superiore dei prismi. Questa configurazione evita la rottura nella zona d'angolo durante il processo di rottura per distacco.

I prismi in muratura sono stati saturati preventivamente in acqua per due ore al fine di evitare l'assorbimento dell'acqua di impasto delle matrici (Figura 3.3a). In generale le operazioni previste per la preparazione dei campioni possono essere riassunte di seguito: pulizia della superficie da polvere e altri elementi, taglio nastri in fibra di acciaio, stesura ed applicazione di uno strato di matrice utilizzando forme di legno di 5 mm di spessore, applicazione di nastro unidirezionale di acciaio, applicazione del secondo strato di matrice per completare il rinforzo S-FRCM. Per prevenire eventuali sacche d'aria nel processo di impregnazione, la matrice è stata stesa opportunamente con una spatola. Nelle Figure 3.1c-g sono mostrate le procedure utilizzate per la preparazione dei campioni rinforzati. Nei provini di calcestruzzo le superfici sono state leggermente irruvidite mediante spazzolatura meccanica e sono state realizzate una serie di intagli nella zona di incollaggio per aumentare la capacità di adesione (Figura 3.1c-d). La preparazione superficiale dei campioni di calcestruzzo è la stessa utilizzata per la preparazione delle superfici delle travi di c.a. testate con tecnica “*Externally Bonded*” (EB) (Capitolo 4). I provini sono stati fatti maturare 28 giorni prima di procedere alle fasi di preparazione dei test.

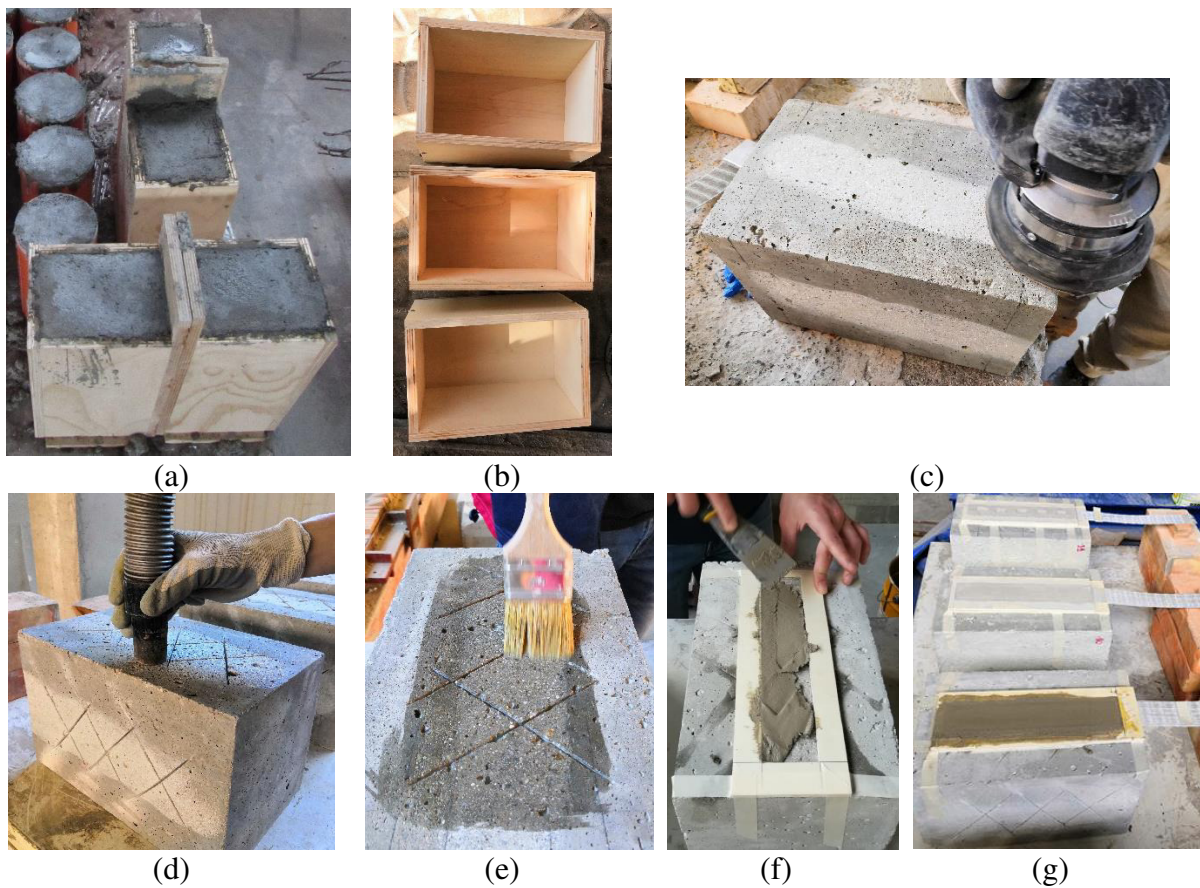


Figura 3.1 - Realizzazione e preparazione dei campioni di calcestruzzo.

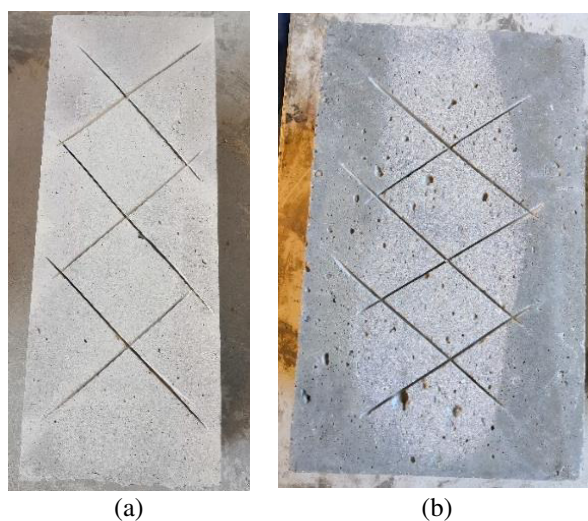


Figura 3.2 - Diverse condizioni di rugosità superficiale dei prismi.

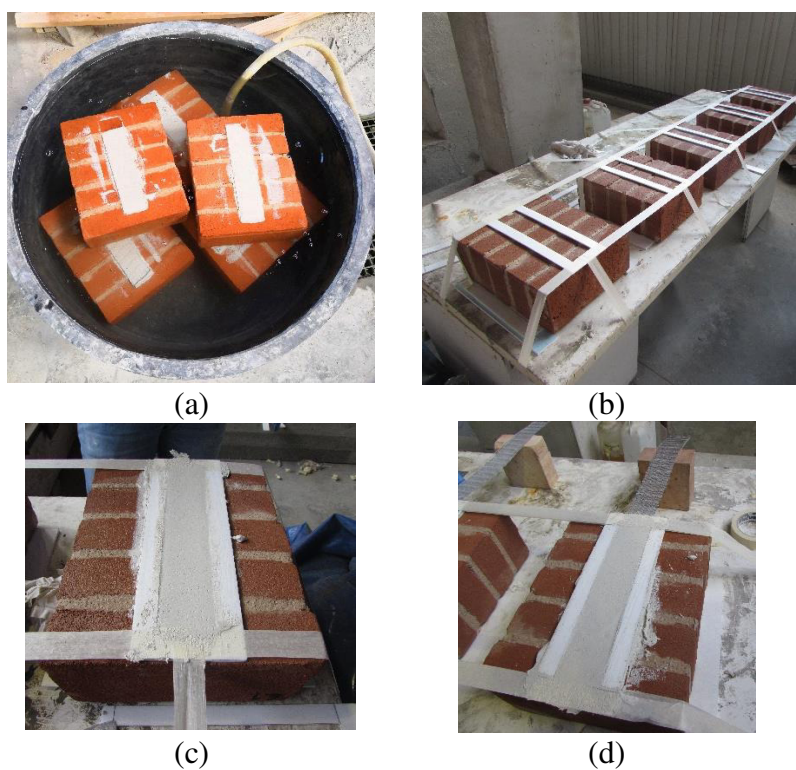


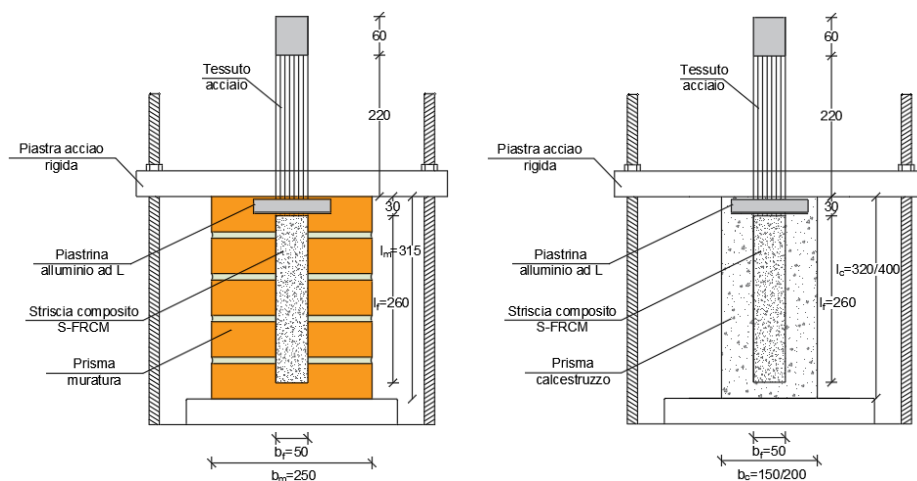
Figura 3.3 - Preparazione dei campioni di muratura.

3.3 Test set-up

Diversi *set-up* di prova sono stati utilizzati in molti lavori sperimentali e alcuni di questi hanno evidenziato che i risultati sono fortemente influenzati dalle procedure di prova (Chen et al. 2001, Chen e Teng 2001, Mazzotti et al. 2009). La distinzione principale riguarda l'esecuzione della prova con singolo o doppio strato (sulle due superfici opposte) di FRCM soggetto all'applicazione del carico. Altri *set-up* si differenziano per la modalità di misurazione dello

scorrimento dell'estremo caricato. Pertanto, anche la modalità di distacco è influenzata dalla procedura del test.

Le Figure 3.4a e 3.4b mostrano la configurazione di prova utilizzata e la configurazione geometrica per provini in muratura e calcestruzzo. La classica configurazione *push-pull* è stata adottata per prove di aderenza, in cui i prismi orientati verticalmente sono trattenuti in un telaio rigido e indeformabile per evitare cadute di carico durante la prova, mentre la striscia composita viene caricata a trazione dall'estremità asciutta della fibra. La piastra di acciaio comprime il prisma e contrasta il carico applicato attraverso il braccio meccanico della macchina mentre la striscia di acciaio incollata viene spinta inducendo una tensione di trazione fino a quando non si verifica la rottura per distacco. Le prove sono state condotte utilizzando una macchina universale INSTRON 5582 con cella di carico da 100 kN. I test sono stati condotti in controllo di spostamento ad una velocità di 0.2 mm/min. I provini sono stati accuratamente inseriti all'interno della macchina adottando tutti gli accorgimenti per ridurre possibili eccentricità accidentali durante la prova, assicurando l'allineamento del piano di carico rispetto all'interfaccia di rinforzo incollata. Lo scorrimento dell'estremo caricato (spostamento tra supporto e sistema S-FRCM) è stato registrato tramite due trasduttori di spostamento (LVDT) con capacità di misura di 20 mm fissati al supporto mediante cubetti forati. Una sottile lastra di alluminio a forma di L è incollata sulla fibra secca in prossimità della striscia composita per la misurazione dello scorrimento durante la prova. All'estremità del nastro sono state applicate due piastre rettangolari mediante apposita resina epossidica ed infine è stato applicato il carico all'estremità delle piastre bloccate nel sistema di presa della macchina. Infine, tutti i dati (carico e scorrimento globale) sono stati registrati utilizzando una frequenza di acquisizione di 10 Hz (10 valori al secondo).



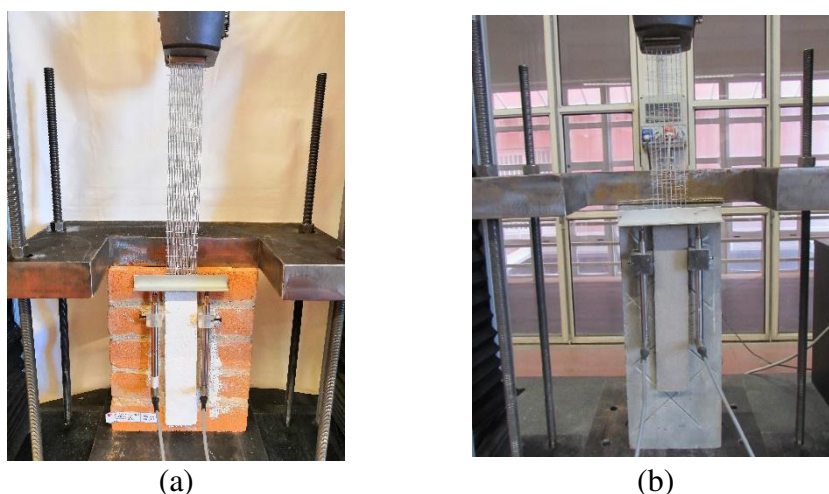


Figura 3.4 - Dimensioni geometriche e *set-up* di prova adottato: (a) provino SS_MXC; (b) provino GLV_BMN (dimensioni in mm).

3.4 Risultati sperimentali prove di aderenza

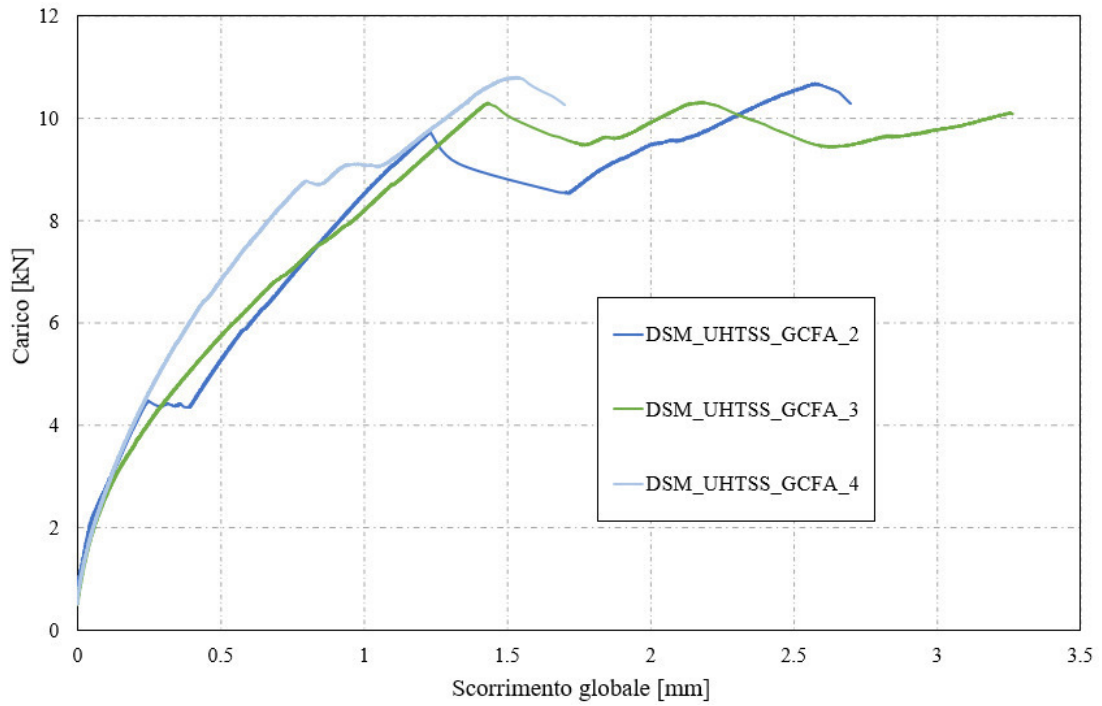
Nella Tabella 3.1 sono riportati i risultati sperimentali ottenuti (*C.V.* tra parentesi tonde). Nello specifico si ha: il carico massimo raggiunto da ciascun provino (P_{max}), lo scorrimento dell'estremo caricato a carico massimo (g_{max}), lo scorrimento dell'estremo caricato in corrispondenza del distacco del sistema FRCM (g_u), la tensione massima nel rinforzo (σ_{max}), il rapporto tra tensione e resistenza riferito alla sollecitazione massima nel rinforzo diviso per la resistenza a trazione della fibra secca (σ_{max}/f_f) e la modalità di rottura. Gli scorrimenti sono i valori medi misurati dai due LVDT che, tra l'altro, differiscono poco tra loro. Per il sistema GLV_BMN lo scorrimento globale a massimo carico corrisponde allo scorrimento globale a rottura in quanto la condizione di collasso avviene per rottura delle fibre di acciaio. Le curve carico - scorrimento globale dei vari tipi di provini S-FRCM sono riportati nella Figura 3.5. La sollecitazione nel nastro composito è stata ottenuta dividendo il carico registrato (P) per l'area trasversale (A_f) della fibra secca inclusa nel rinforzo FRCM.

In tutti i compositi, ad eccezione del sistema GLV_BMN, è possibile evidenziare lo stesso andamento delle curve. Le risposte sono caratterizzate da un primo ramo elastico lineare. Superata questa fase si verifica la propagazione della prima fessura nella parte superiore del composito, la pendenza della curva diminuisce e inizia il degrado della capacità di adesione (fase di distacco). Successivamente la curva è caratterizzata da brusche cadute di carico dovute alla crescente fessurazione dello strato di matrice. Infine, il processo di *debonding* avviene con il distacco completo o parziale della striscia S-FRCM dalla superficie, con una rottura fragile e improvvisa raggiungendo carico zero.

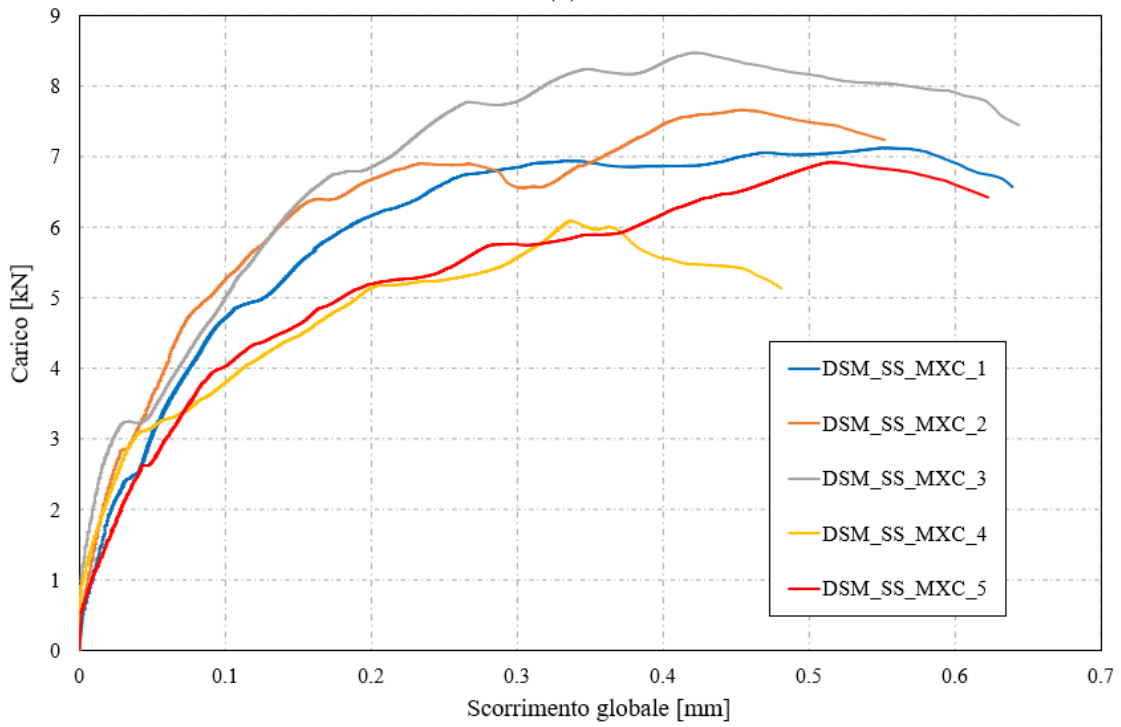
Tabella 3.1 - Risultati sperimentali prove di aderenza (*Single-lap Shear tests*).

Campione	P_{\max} (kN)	g_{\max} (mm)	g_u (mm)	σ_{\max} (MPa)	σ_{\max}/f_f (%)	Rottura
DSC_SS_BMN_1	5.36	0.34	0.57	446.67	31.89	B-C
DSC_SS_BMN_2	5.71	0.59	0.65	475.83	33.97	B
DSC_SS_BMN_3	5.24	0.57	0.65	436.67	31.17	B-C
DSC_SS_BMN_4	5.98	0.79	0.81	498.33	35.58	B-C
DSC_SS_BMN_5	6.70	0.66	0.85	558.33	39.86	B-C
DSC_SS_BMN_8	5.16	0.61	0.64	430.00	30.70	B-C
DSC_SS_BMN_9	5.93	0.54	0.77	494.17	35.28	B-C
DSC_SS_BMN_10	5.65	0.65	0.77	470.83	33.61	B
DSC_SS_BMN_11	5.97	0.68	0.68	497.50	35.52	B
Average	5.74	0.60	0.71	478.70	34.18	
(CV)	(0.083)	(0.204)	(0.131)	(0.083)	(0.083)	
DSC_GLV_BMN_1	6.99	0.94	0.94	1684.34	85.34	E
DSC_GLV_BMN_2	7.67	1.06	1.06	1848.19	93.65	E
DSC_GLV_BMN_4	7.44	1.63	1.63	1792.77	90.84	E
DSC_GLV_BMN_5	7.62	0.80	0.80	1836.08	93.03	E
DSC_GLV_BMN_6	8.19	1.05	1.05	1973.53	100.00	E
DSC_GLV_BMN_7	8.58	0.88	0.88	2067.82	104.77	E
DSC_GLV_BMN_8	7.02	0.89	0.89	1691.74	85.72	E
DSC_GLV_BMN_9	7.80	1.02	1.02	1880.57	95.29	E
DSC_GLV_BMN_11	7.78	1.12	1.12	1874.37	94.97	E
Average	7.47	0.93	0.93	1849.93	93.73	
(CV)	(0.068)	(0.260)	(0.260)	(0.066)	(0.066)	
DSM_UHTSS_GCFA_2	10.67	2.57	2.70	2478.86	82.63	B-C
DSM_UHTSS_GCFA_3	10.30	2.18	3.27	2394.24	79.81	C
DSM_UHTSS_GCFA_4	10.79	1.53	1.72	2503.86	83.46	C
Average	10.59	2.09	2.56	2458.99	82.00	
(CV)	(0.024)	(0.251)	(0.306)	(0.023)	(0.024)	
DSM_SS_MXC_1	7.12	0.55	0.65	593.55	40.38	C
DSM_SS_MXC_2	7.66	0.45	0.55	638.44	43.43	C
DSM_SS_MXC_3	8.47	0.42	0.64	705.90	48.02	C
DSM_SS_MXC_4	6.09	0.34	0.49	507.36	34.51	C
DSM_SS_MXC_5	6.92	0.51	0.62	576.40	39.21	C
Average	7.25	0.46	0.59	604.33	41.11	
(CV)	(0.122)	(0.185)	(0.116)	(0.122)	(0.122)	
DSM_SS_M15F_1	2.04	0.27	0.27	170.29	12.16	B
DSM_SS_M15F_3	2.58	0.36	0.36	214.62	15.32	B-C
DSM_SS_M15F_4	2.12	0.30	0.30	176.61	12.61	C
DSM_SS_M15F_5	2.27	0.20	0.26	189.37	13.52	B-C
Average	2.25	0.28	0.30	187.72	13.40	
(CV)	(0.104)	(0.240)	(0.148)	(0.104)	(0.104)	

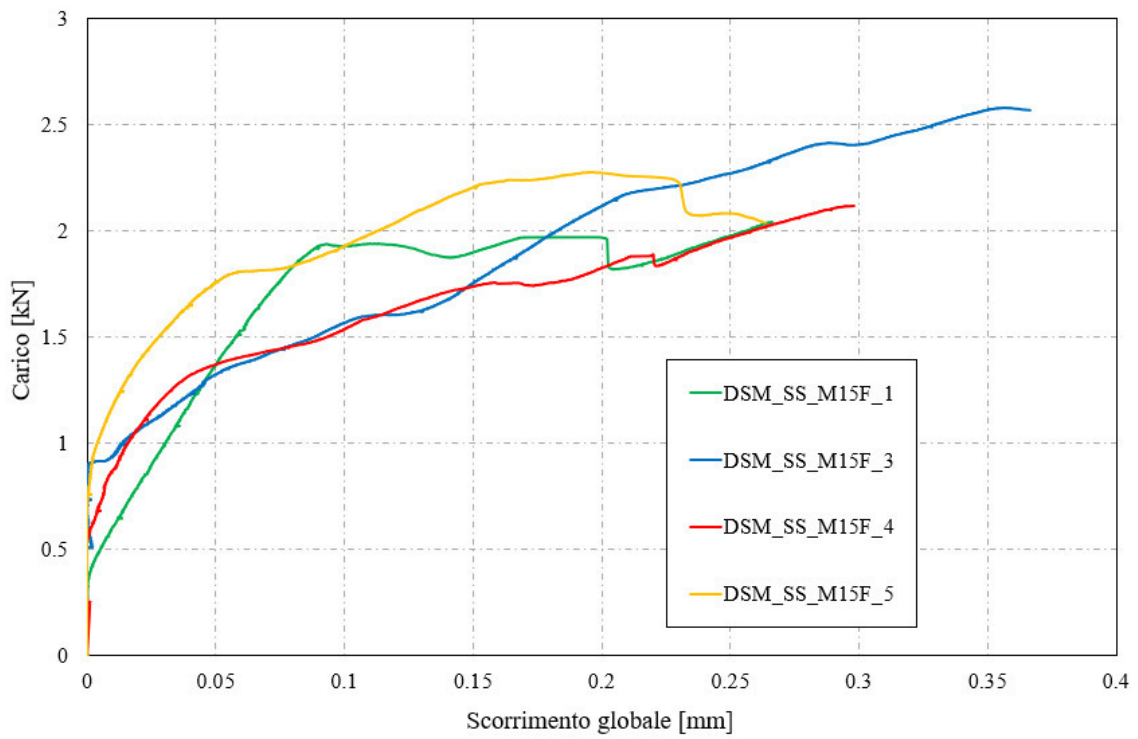
Legenda: B = *Debonding* all'interfaccia tra supporto e composito S-FRCM; C = *Debonding* all'interno del composito S-FRCM; E = Rottura per trazione delle corde di acciaio.



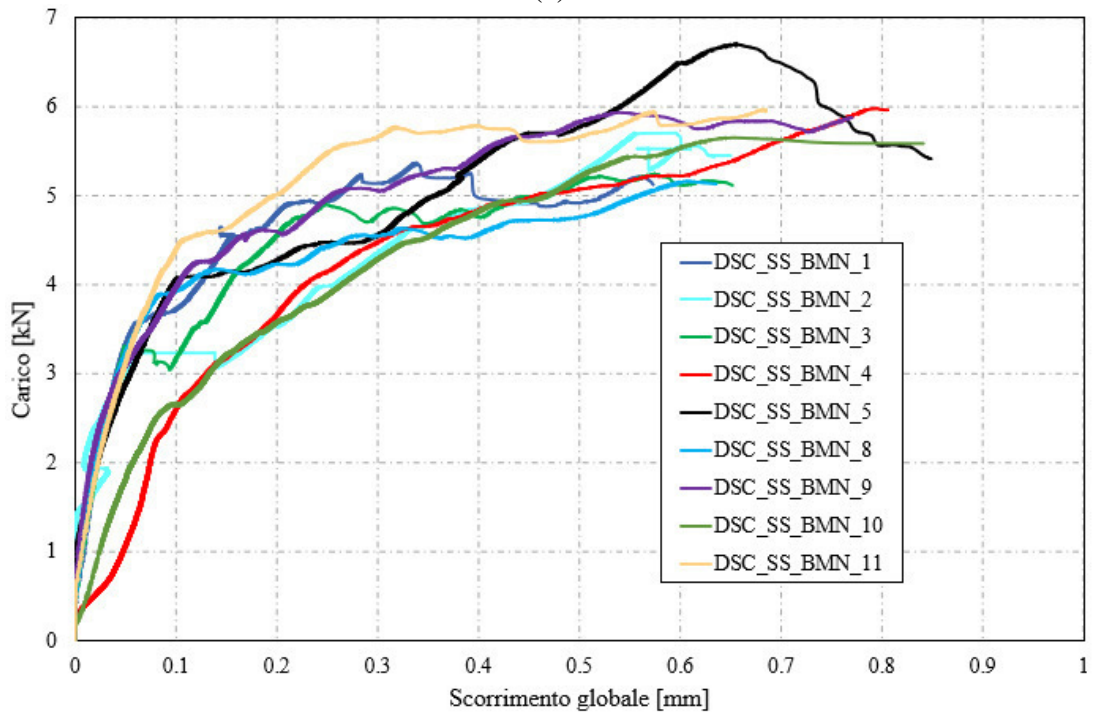
(a)



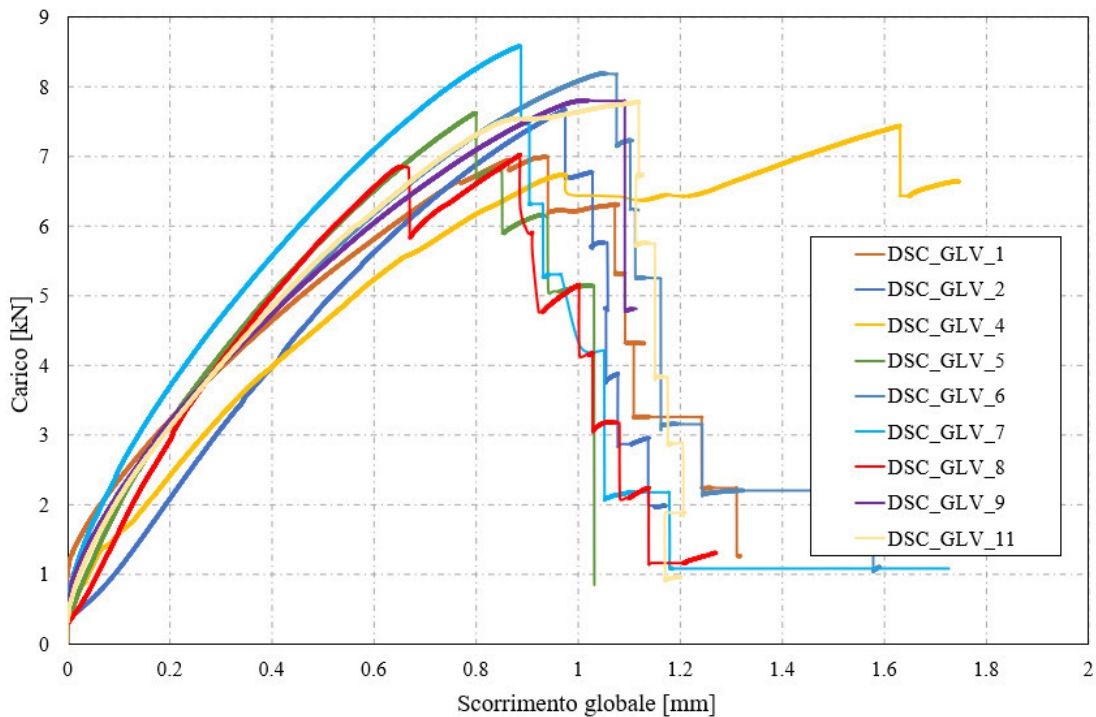
(b)



(c)



(d)



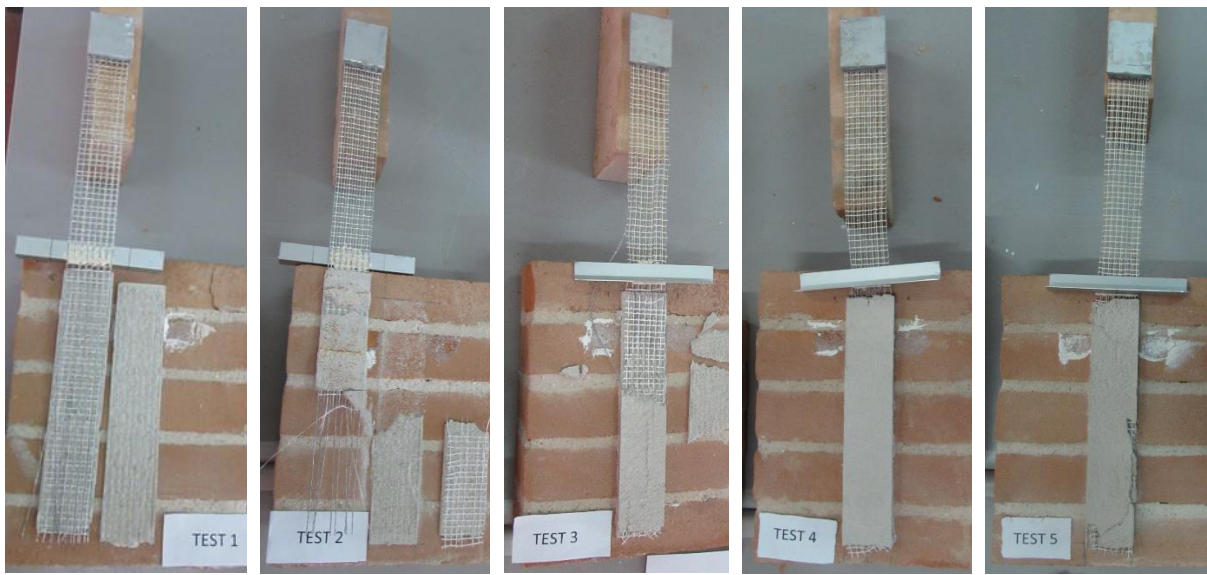
(e)
Figura 3.5 - Risultati sperimentali delle prove di aderenza: curve carico – scorrimento globale.

Dai risultati sperimentali si nota che il sistema DSM_UHTSS_GCFA (equipaggiato con le fibre UHTSS) raggiunge un carico di rottura (P_{max}) maggiore rispetto agli altri due sistemi (DSM_SS_MXC e DSM_SS_M15F). Il motivo principale è dovuto ad una minore densità della fibra di acciaio e ad una maggiore impregnazione tra le singole corde e lo strato di matrice esterno/interno. La diversa capacità di impregnazione delle due fibre è direttamente collegata al peso per unità di superficie. Il rapporto sforzo/resistenza (Tabella 3.1) fornisce un'indicazione sull'utilizzo reale della capacità di resistenza del sistema composito rispetto alla resistenza a trazione della fibra secca. Il valore medio della tensione di rottura (UHTSS_GCFA, SS_MXC, SS_M15F, SS_BMN e GLV_BMN) è pari rispettivamente a 2458.99 N/mm², 604.33 N/mm², 187.72 N/mm², 478.70 N/mm² e 1849.93 N/mm², che corrispondono all'82.00 %, 41.11 %, 13.40 %, 34.18 % e 93.73 % del carico di rottura medio della singola striscia di acciaio secca. Inoltre, il sistema di rinforzo UHTSS ha mostrato uno scorrimento dell'estremo libero a rottura maggiore rispetto agli altri due sistemi, rispettivamente di 2.56 mm, 0.59 mm e 0.30 mm (valori medi). Il terzo sistema (DSM_SS_M15F) ha mostrato un comportamento insoddisfacente. Una fibra pesante (con scarsa capacità di impregnazione) combinata con una matrice caratterizzata da bassa resistenza a trazione e adesione, ha prodotto un sistema non performante con basso

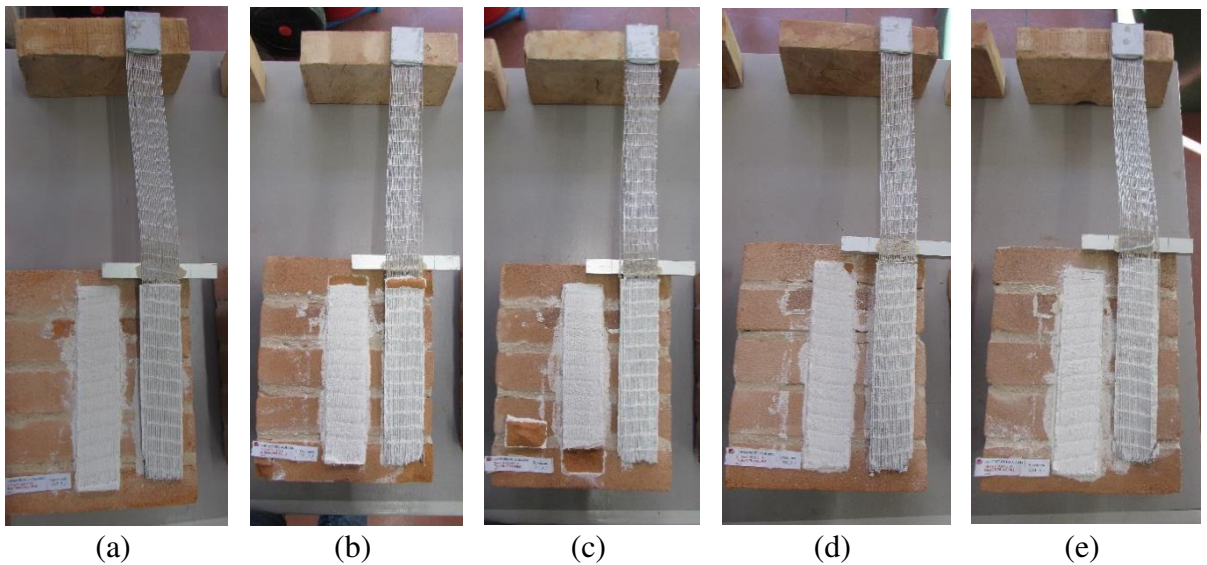
carico di distacco e capacità di rinforzo. Principalmente il distacco si è verificato all'interfaccia fibra – matrice con frattura inter-laminare.

Le curve rappresentate in Figura 3.5d e 3.5e mostrano i risultati delle prove effettuate sui provini di calcestruzzo. Come discusso in precedenza per i campioni in muratura, i risultati sperimentali hanno evidenziato che il comportamento di aderenza è largamente influenzato dalla spaziatura dei trefoli nella larghezza nominale del nastro di acciaio. Facendo riferimento al sistema DSC_GLV, le prove evidenziano il completo sfruttamento della resistenza della fibra di acciaio, associata alla rottura del nastro fuori dalla striscia di composito. Inoltre, questo sistema è caratterizzato da un comportamento pressoché lineare fino a rottura. I risultati dei campioni DSC_SS mostrano che il carico di rottura è inferiore. La tensione all'interno della fibra a rottura del sistema DSC_SS diminuisce del 74.12 % rispetto al sistema DSC_GLV. In termini di scorrimento globale, a carico massimo, tra materiale composito e superficie di calcestruzzo i risultati hanno mostrato un aumento di circa il 23.65 % quando l'acciaio galvanizzato (GLV) è applicato sui provini rispetto all'acciaio inossidabile (SS) (0.93 mm e 0.71 mm, rispettivamente). I risultati suggeriscono inoltre che la diversa rugosità della superficie non influisce sul comportamento, come si può vedere dalla curva e dalle modalità di rottura. Nel sistema DSC_SS_BMN le tipiche modalità di rottura sono il distacco all'interfaccia matrice-substrato ed il distacco all'interfaccia rinforzo - matrice. Queste due modalità sono state identificate separatamente su alcuni campioni e combinati in altri (Tabella 3.1). Per quanto riguarda il sistema DSC_GLV_BMN, la rottura si è verificata in tutti i provini a causa della rottura della fibra di acciaio galvanizzata prima che si verificasse il distacco e di conseguenza senza interessamento dello strato di matrice del composito FRCM. Nella maggior parte delle prove è stato verificato che la modalità di rottura avviene con distacco tra primo e secondo strato di matrice. In alcuni casi si è verificato il distacco anche del primo strato senza frattura all'interno del supporto, confermando che la rottura non coinvolge la superficie in calcestruzzo/muratura che quindi non svolge un ruolo chiave nelle applicazioni FRCM.

Le Figure da 3.6 a 3.12 mostrano ulteriori dettagli delle modalità di rottura registrate durante i test sperimentali.



(a) (b) (c) (d) (e)
Figura 3.6 - Modalità di rottura: (a) DSM_UHTSS_GCFA_1; (b) DSM_UHTSS_GCFA_2; (c) DSM_UHTSS_GCFA_3; (d) DSM_UHTSS_GCFA_4; (e) DSM_UHTSS_GCFA_5.



(a) (b) (c) (d) (e)
Figura 3.7 - Modalità di rottura: (a) DSM_SS_MXC_1; (b) DSM_SS_MXC_2; (c) DSM_SS_MXC_3; (d) DSM_SS_MXC_4; (e) DSM_SS_MXC_5.

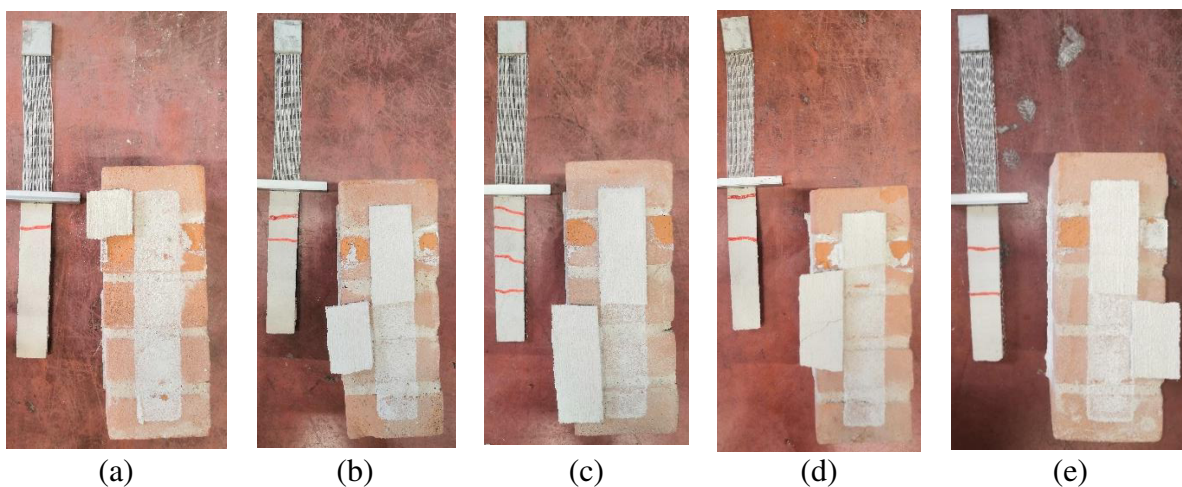


Figura 3.8 - Modalità di rottura: (a) DSM_SS_M15F_1; (b) DSM_SS_M15F_2; (c) DSM_SS_M15F_3; (d) DSM_SS_M15F_4; (e) DSM_SS_M15F_5.

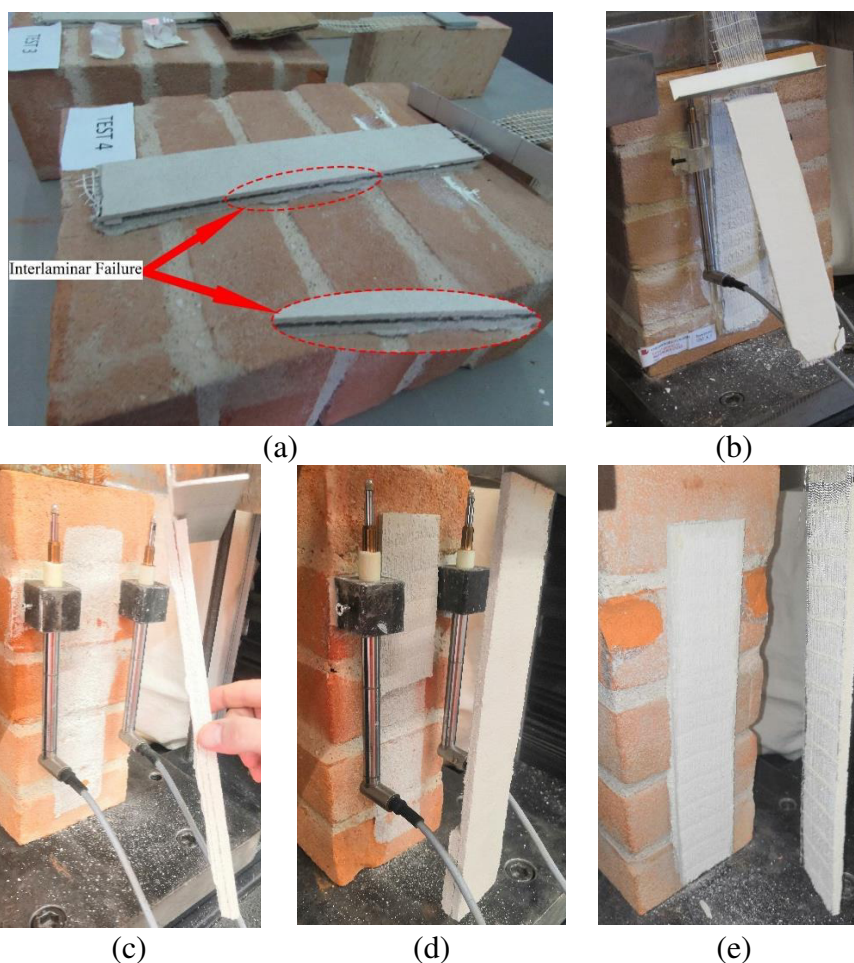


Figura 3.9 - Dettagli delle rottura nei campioni di muratura: (a) UHTSS_GCFA_4 (rottura C); (b) SS_MXC_5 (rottura C); (c) SS_M15F_1 (rottura B); (d) SS_M15F_2 (rottura B-C); (e) SS_M15F_3 (rottura C).



Figura 3.10 - Modalità di rottura: (a) DSC_SS_BMN_1; (b) DSC_SS_BMN_2; (c) DSC_SS_BMN_3; (d) DSC_SS_BMN_4; (e) DSC_SS_BMN_5; (f) DSC_SS_BMN_6; (g) DSC_SS_BMN_8; (h) DSC_SS_BMN_9; (i) DSC_SS_BMN_10; (l) DSC_SS_BMN_11.



Figura 3.11 - Modalità di rottura: (a) DSC_GLV_BMN_1; (b) DSC_GLV_BMN_2; (c) DSC_GLV_BMN_4; (d) DSC_GLV_BMN_5; (e) DSC_GLV_BMN_6; (f) DSC_GLV_BMN_7; (g) DSC_GLV_BMN_8; (h) DSC_GLV_BMN_9; (i) DSC_GLV_BMN_11.

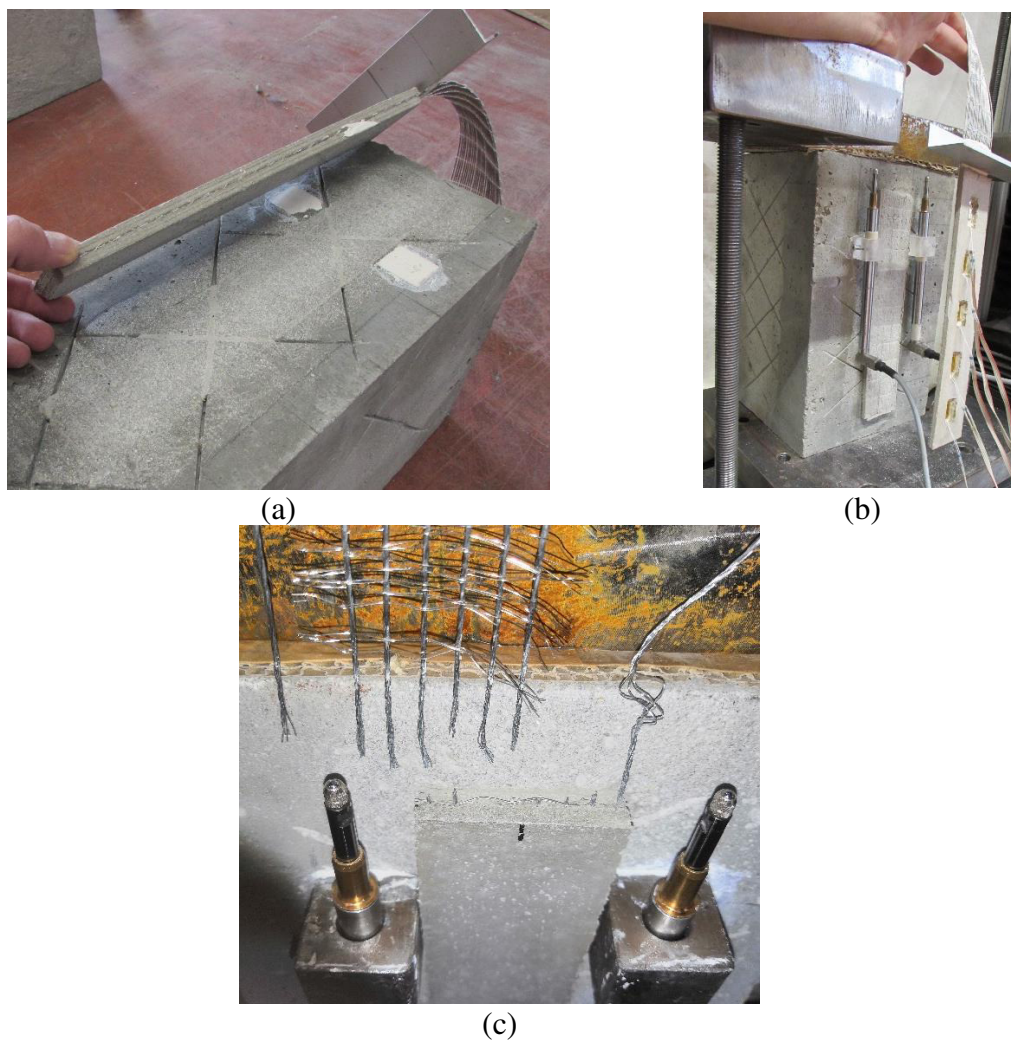


Figura 3.12 - Dettagli delle rotture nei campioni di calcestruzzo: (a) SS_BMN_2 (rottura B); (b) SS_BMN_8 (rottura C); (c) GLV_BMN_9 (rottura E).

3.5 Ulteriori considerazioni

L'uso dei tessuti di acciaio per il rinforzo strutturale ha acquistato sempre più interesse nella comunità scientifica anche grazie alla facilità di poter modificare la geometria del nastro. A tal proposito è possibile ottimizzare l'impregnazione dei nastri di acciaio da parte della malta cementizia, migliorando l'aderenza tra la malta e il supporto di calcestruzzo ed ottenendo un equilibrio tra la quantità di materiale di rinforzo (area trasversale dei cavi di acciaio) e gli intervalli (spaziatura) tra i cavi stessi. Per approfondire questo aspetto è stato realizzato un ulteriore incollaggio della fibra SS su supporto in calcestruzzo. La nuova striscia di acciaio è stata modificata eliminando la metà dei trefoli che formavano il rinforzo originario. Questa operazione ha permesso di ottenere una fibra di acciaio inossidabile con un peso per unità di

superficie dimezzato (circa 1100 g/m^2) (Figura 3.13). L'applicazione della striscia è avvenuta con la matrice cementizia BMN. Nel prosieguo si indicherà questa fibra con la sigla SS (1100).

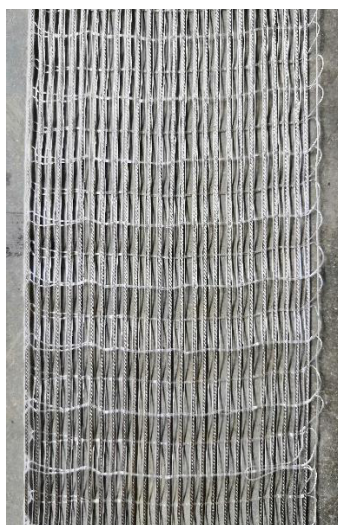
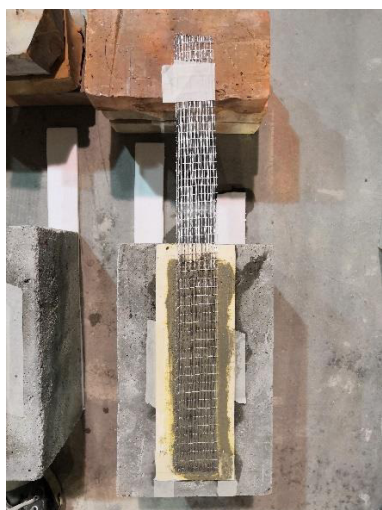


Figura 3.13 - Fibra di acciaio inossidabile da 1100 g/m^2 .

Tutte le operazioni di preparazione del provino sono state eseguite con le stesse modalità utilizzate per tutti i campioni, così come le procedure di prova. L'operazione di eliminazione dei trefoli dalla maglia del nastro ha come obiettivo la valutazione degli effetti dell'incremento della capacità di impregnazione tra supporto e rinforzo, come mostrato in Figura 3.14.



(a)



(b)

Figura 3.14 - (a) Preparazione del campione SS (1100)_BMN_1; (b) dettaglio della spaziatura e della capacità di impregnazione migliorata.

Nella Tabella 3.2 sono riportati i risultati ottenuti e nella Figura 3.15 è riportata la curva di carico confrontata con le curve tipo dei sistemi SS (2200) e GLV.

Tabella 3.2 - Risultati sperimentali campione SS (1100).

Campione	P_{max} (kN)	g_{max} (mm)	g_u (mm)	σ_{max} (MPa)	σ_{max}/f_t (%)	Rottura
DS_SS(1200)_10	7.83	1.08	1.60	1305.78	93.22	E

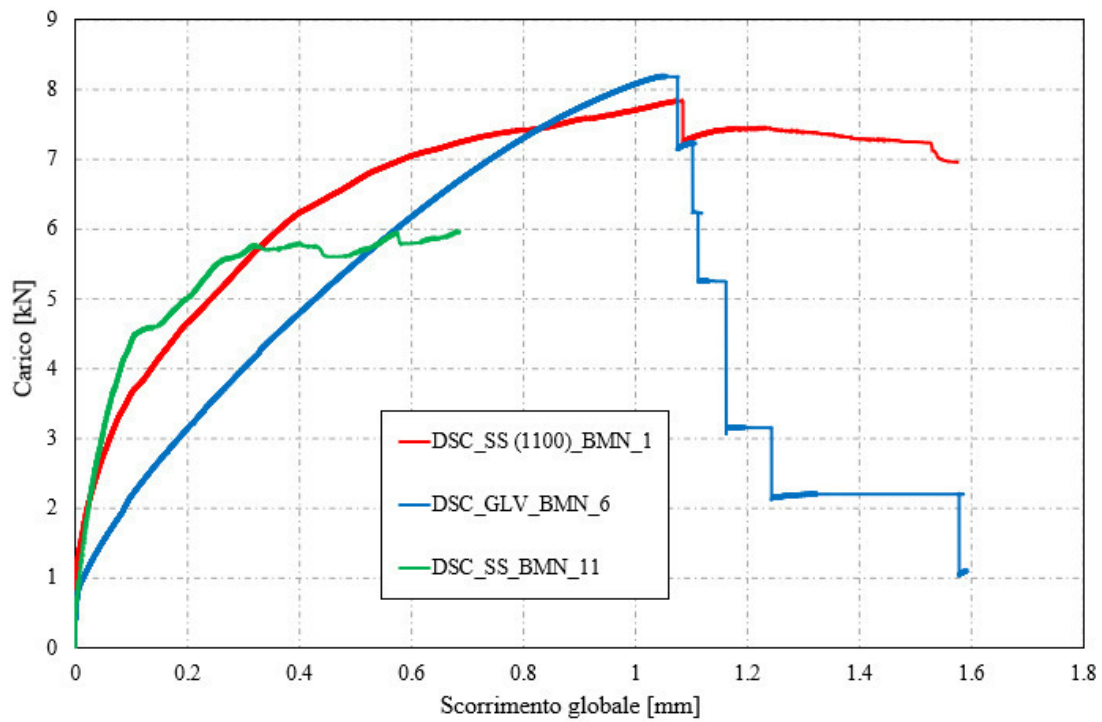


Figura 3.15 - Confronto curve sperimentali dei tre sistemi di rinforzo.

Infine, la modalità di rottura è riportata nella Figura 3.16.



Figura 3.16 - Modalità di rottura del campione SS (1100)_BMN_1.

Il risultato è riassumibile in una migliore capacità di aderenza con un incremento deciso del carico di rottura, confrontabile con il sistema GLV. Il rapporto di efficienza (σ_{max}/f_i) triplica rispetto alle stesse fibre con peso di 2200 g/m^2 riuscendo a sfruttare quasi tutta la resistenza a trazione del materiale (93.22 %). La Figura 3.16 mostra i trefoli deformati permanentemente perché hanno quasi raggiunto la rottura per trazione. Inoltre, aumentando il grado di adesione del rinforzo al supporto la modalità di rottura non interessa tutta la striscia di composito (distacco all'interfaccia supporto/matrice o rinforzo/matrice) ma interessa una porzione limitata situata nella parte iniziale del composito. Concludendo, il risultato più evidente è lo sfruttamento di tutta la resistenza della fibra utilizzando minore quantità di rinforzo. Da ciò si evince come la capacità di impregnazione dei tessuti giochi un ruolo decisivo nell'efficacia dei sistemi S-FRCM.

Capitolo 4

Comportamento flessionale di travi di c.a. rinforzate con sistemi S-FRCM in caricamento ciclico

In questo capitolo vengono presentati i risultati di una campagna sperimentale sulla risposta flessionale di travi in c.a. rinforzate esternamente con materiali S-FRCM sotto azioni cicliche. Il sistema di rinforzo è stato applicato secondo la tecnica tradizionale EB e una tecnica innovativa IRS. Dai risultati ottenuti si evince come quest'ultima conduce ad un comportamento migliorativo dal punto di vista strutturale (maggior carico di rottura e duttilità). Le due tipologie di fibre di rinforzo utilizzate (SS e GLV) hanno mostrato differenti comportamenti a rottura. In particolare, la fibra in acciaio inossidabile, a causa della scarsa capacità di impregnazione, soffre di distacco prematuro del rinforzo esterno con alto degrado del legame di aderenza all'interfaccia calcestruzzo/composito. Al contrario la fibra galvanizzata presenta un spaziatura tra trefoli che consente un corretto passaggio di matrice che impedisce fenomeni di distacco raggiungendo la rottura per trazione. I sistemi di rinforzo hanno mostrato incrementi di carico ultimo tra l'8 % ed il 31 %.

I risultati ottenuti sono attualmente in fase di sottomissione su rivista scientifica internazionale.

4.1 Scopo della ricerca e programma sperimentale

Come già introdotto nel Capitolo 1, le pubblicazioni riguardanti gli effetti dei sistemi FRCM su elementi sottoposti a carico ciclico sono piuttosto scarsi, e ad oggi nessuna sperimentazione è stata avviata utilizzando fibre di acciaio. A questo proposito, si ritiene necessario avviare una campagna sperimentale considerando la poca conoscenza del comportamento di travi in c.a. sottoposte a carico flessionale ciclico e rinforzate esternamente con sistemi S-FRCM. Un carico di tipo ciclico potrebbe causare danni significativi al sistema di rinforzo FRCM. Come ampiamente noto, l'efficacia dei sistemi di rinforzo applicati esternamente per mezzo di matrici è strettamente influenzata dalle condizioni di aderenza. L'utilizzo di sistemi FRCM nelle applicazioni civili dipende interamente dalla qualità dell'interfaccia rinforzo/matrice.

Nel presente Capitolo, la *performance* strutturale delle travi di c.a. soggette a caricamento ciclico sono state indagate attraverso un ampio programma sperimentale. I sistemi di rinforzo esterno sono stati applicati secondo la tecnica tradizionale “*Externally Bonded*” (EB) e con una soluzione innovativa chiamata “*Inhibiting/Repairing/Strengthening*” (IRS). Quest'ultima è particolarmente indicata negli interventi per i quali è richiesto il ripristino del ricoprimento di calcestruzzo fortemente ammalorato.

Il rinforzo esterno utilizzato in questo studio è eseguito con due strisce di acciaio unidirezionali con densità di superficie alta e bassa. Le dimensioni geometriche dei due gruppi di travi e la percentuale meccanica di rinforzo esterno sono stati scelti per indagare un potenziale effetto di scala in termini di capacità di momento flettente e duttilità. Lo scopo è studiare le prestazioni strutturali e l'efficacia dei sistemi EB/S-FRCM e IRS/S-FRCM di due gruppi di travi di dimensioni quasi reali. I test sono stati condotti sotto carico monotono e ciclico con prova di flessione su quattro punti. Le procedure sperimentali sono state progettate ed eseguite presso il laboratorio “*Prove Materiali e Strutture*” dell'Università della Calabria - UniCal, Italia.

I risultati sono stati infine confrontati con due travi di controllo il cui comportamento a rottura è stato simulato numericamente e due travi portate a rottura con caricamento monotono rinforzate mediante tecnica EB.

4.2 Dimensioni geometriche delle travi

In totale dieci travi sono state sottoposte a prova di flessione divise in due gruppi (A e B). Il gruppo di travi A presenta dimensioni di 3000 mm di lunghezza (L), 250 mm di altezza (h) e 150 mm (b) di larghezza mentre il gruppo B è progettato con dimensioni di 4800 mm di

lunghezza (L), 400 mm di altezza (h) e 150 mm di larghezza (b) (le dimensioni complessive sono schematizzate nella Figura 4.2 e riassunte nella Tabella 4.1). La luce effettiva tra gli appoggi (l) è pari a 2700 mm e 4500 mm per i gruppi A e B, rispettivamente. La luce di taglio (a), a cui il carico è applicato, è pari rispettivamente a 900 mm e 1500 mm. Tutte le travi sono state rinforzate internamente con due barre longitudinali in trazione (diametro 14 mm) e due barre longitudinali in compressione (diametro 8 mm) di acciaio “B450C”. Le travi sono state inoltre progettate per raggiungere la rottura per flessione con schiacciamento del calcestruzzo ed acciaio teso in campo plastico, utilizzando uno schema statico di carico su quattro punti. Il rinforzo a taglio è costituito da staffe verticali di acciaio di diametro 8 mm con passo di 150 mm. Le gabbie di armatura sono state assemblate in stabilimento secondo le indicazioni riportate in Figura 4.1.

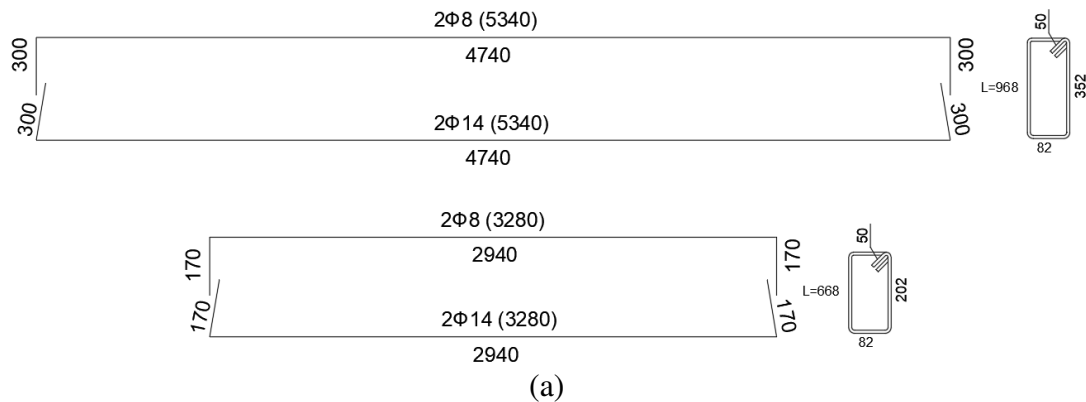


Figura 4.1 - Barre di acciaio interne: (a) distinta armatura gruppo di travi A e B (misure in mm); (b) gabbie assemblate prima del getto.

Le travi sono state rinforzate nella parte inferiore tesa applicando strisce S-FRCM di larghezza 100 mm e 150 mm (b_f) per il gruppo A e B, rispettivamente. Il rinforzo esterno risulta lungo

2600 mm e 4400 mm (l_f), più corto della luce netta della trave, al fine di riprodurre la disposizione reale negli impalcati da ponte ed evitare il contatto con i supporti di acciaio durante la fase sperimentale delle travi. I sistemi S-FRCM sono stati applicati alle travi rinforzate dopo il completo stagionamento del calcestruzzo. La Figura 4.2 mostra la disposizione del rinforzo esterno. Tutte le travi sono state rinforzate utilizzando un solo strato di fibra d'acciaio.

L'altezza utile (d) e l'area di rinforzo esterna (A_f) del gruppo di travi A e B sono state opportunamente valutate in modo da mantenere costante il rapporto geometrico di rinforzo esterno ($\rho_f = b_f t_f / bd$) ed il rapporto tra la luce di taglio e l'altezza utile (a/d). Questa configurazione geometrica e di rinforzo dei due gruppi di travi è stata scelta per individuare un possibile effetto di scala e per confrontare le prestazioni ed i risultati di tutte le travi.

Le travi testate sotto carico ciclico sono state etichettate secondo la seguente struttura: X_Y_A/B. X rappresenta la tecnica di rinforzo utilizzata (EB per *Externally Bonded* e IRS per *Inhibiting/Repairing/Strengthening*, rispettivamente), mentre Y si riferisce alla fibra di acciaio utilizzato come rinforzo esterno (SS per acciaio inossidabile e GLV per acciaio galvanizzato). Infine, A o B indica il gruppo a cui appartiene la trave. Gli acronimi preceduti dalla lettera M indicano le due travi testate con carico monotono.

Riassumendo, il *set* di dieci travi comprende otto travi rinforzate e testate sotto carico ciclico, di cui quattro con la tecnica tradizionale EB (EB_SS_A, EB_SS_B, EB_GLV_A e EB_GLV_B), quattro con la tecnica IRS (IRS_SS_A, IRS_SS_B, IRS_GLV_A e IRS_GLV_B) e due travi rinforzate e testate sotto carico monotono con tecnica EB e fibra di acciaio inossidabile (M-EB_SS_A e M-EB_SS_B), al fine di valutare le differenze tra i due tipi di carico. Il programma sperimentale è stato predisposto per effettuare confronti tra i due gruppi di travi (A e B), le due tecniche di rinforzo (EB e IRS) e le tipologie di fibre di rinforzo (SS e GLV). Per completare il programma sperimentale sono state analizzate due travi di controllo non testate sperimentalmente (di seguito indicate come CB_A e CB_B) utilizzando un'analisi non lineare agli elementi finiti. Le travi di controllo e le travi testate sotto carico monotono crescente sono state utilizzate come *benchmark* per la valutazione delle prestazioni strutturali delle altre travi rinforzate. I dettagli della tecnica IRS, già oggetto di pubblicazione scientifica (Bencardino e Condello, 2016), sono riportati nel Paragrafo 4.5.2.

Tabella 4.1 - Configurazione geometrica delle travi di c.a.

Group ID	L (mm)	l (mm)	h (mm)	d (mm)	l/h	a (mm)	a/d
A	3000	2700	250	218	12	900	4.1
B	4800	4500	400	368		1500	

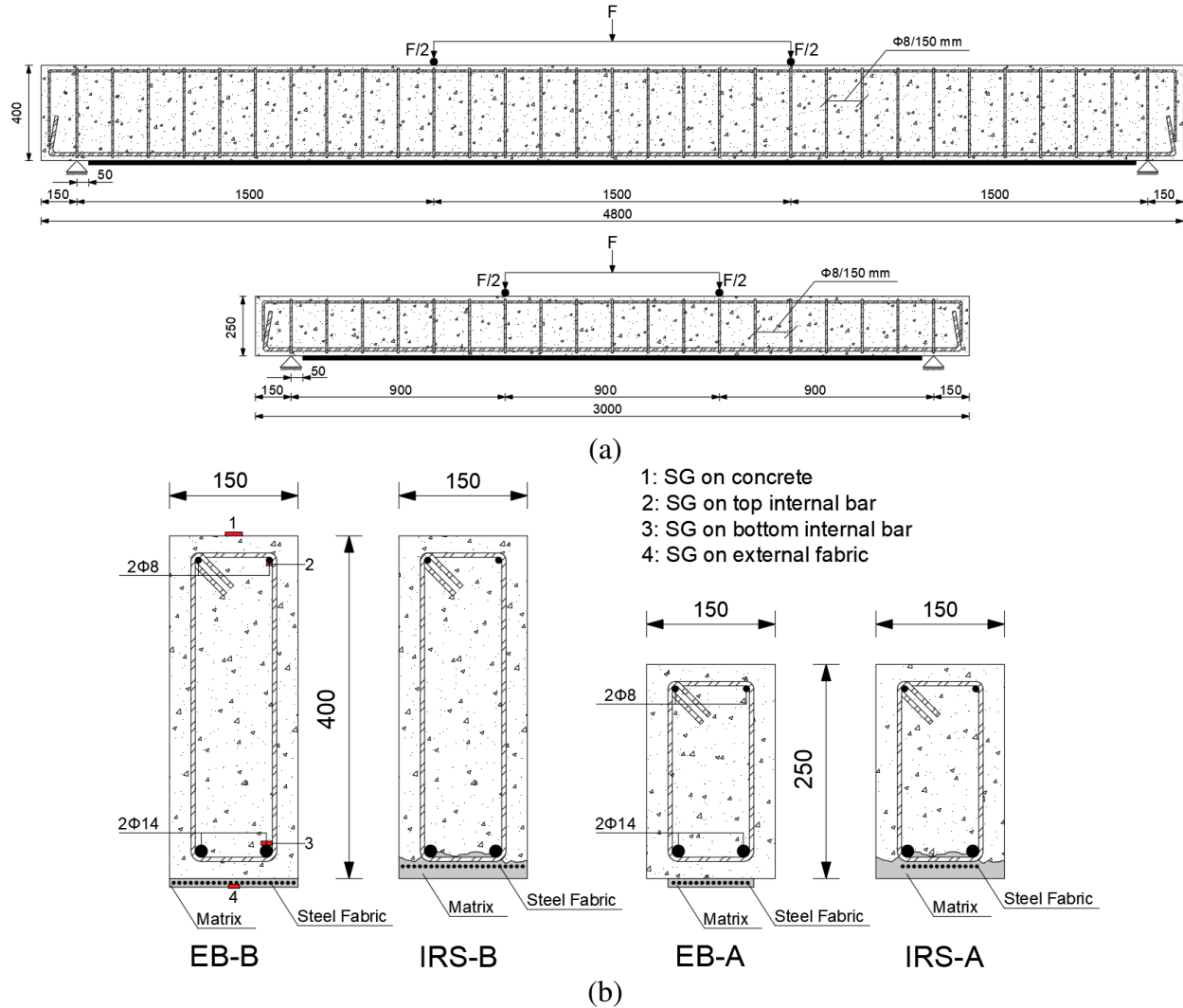


Figura 4.2 - (a) dimensioni geometriche delle travi e disposizione dei rinforzi di acciaio interni ed esterni; (b) sezione trasversale delle travi, tecniche di rinforzo e posizione degli estensimetri.

4.3 Proprietà meccaniche barre di acciaio interne e calcestruzzo

Campioni di calcestruzzo e barre di armatura interna di acciaio sono stati testati sperimentalmente per valutarne le proprietà meccaniche. Le resistenze a compressione (f_{cm}) e trazione (f_{ctm}) del calcestruzzo sono state valutate testando 12 e 11 cilindri con dimensioni di 150 x 300 mm (diametro x altezza), maturati alle stesse condizioni ambientali di laboratorio delle travi e provenienti dallo stesso lotto di calcestruzzo (Figura 4.3). Nello specifico, la

resistenza a trazione è stata determinata con prove di resistenza a trazione indiretta (*splitting test*). I campioni sono stati testati sia a 28 giorni che il giorno in cui sono state testate le travi. Come riassunto nella Tabella 4.2, i valori medi sono risultati pari a 33.45 MPa ($C.V. = 0.108$) e 3.76 MPa ($C.V. = 0.119$) per la resistenza a compressione e a trazione a 28 giorni, 34.81 MPa ($C.V. = 0.095$) e 2.54 MPa ($C.V. = 0.107$) per la resistenza a compressione e a trazione il giorno del test. I provini di barre d'acciaio interne sono stati essiccati in forno e pesati prima di condurre prove di trazione per entrambi i diametri ($\Phi 8$ e $\Phi 14$) al fine di valutare la tensione di snervamento media (f_{ym}) e la resistenza a trazione ultima (f_m) su tre campioni per ogni diametro (Figura 4.3) ottenendo 510.57 MPa ($C.V. = 0.013$), 595.57 MPa ($C.V. = 0.006$), 501.20 MPa ($C.V. = 0.005$) e 606.60 MPa ($C.V. = 0.005$) rispettivamente per barre da 8 mm e 14 mm, come elencato nella Tabella 4.2. Nella stessa tabella è riportato il peso per unità di volume γ . Il modulo elastico del calcestruzzo è stato stimato secondo le indicazioni della UNI EN 12390-13 (2013), attraverso il posizionamento di tre estensimetri lineari da 100 mm applicati a 120° l'uno dall'altro (Figura 4.3e).

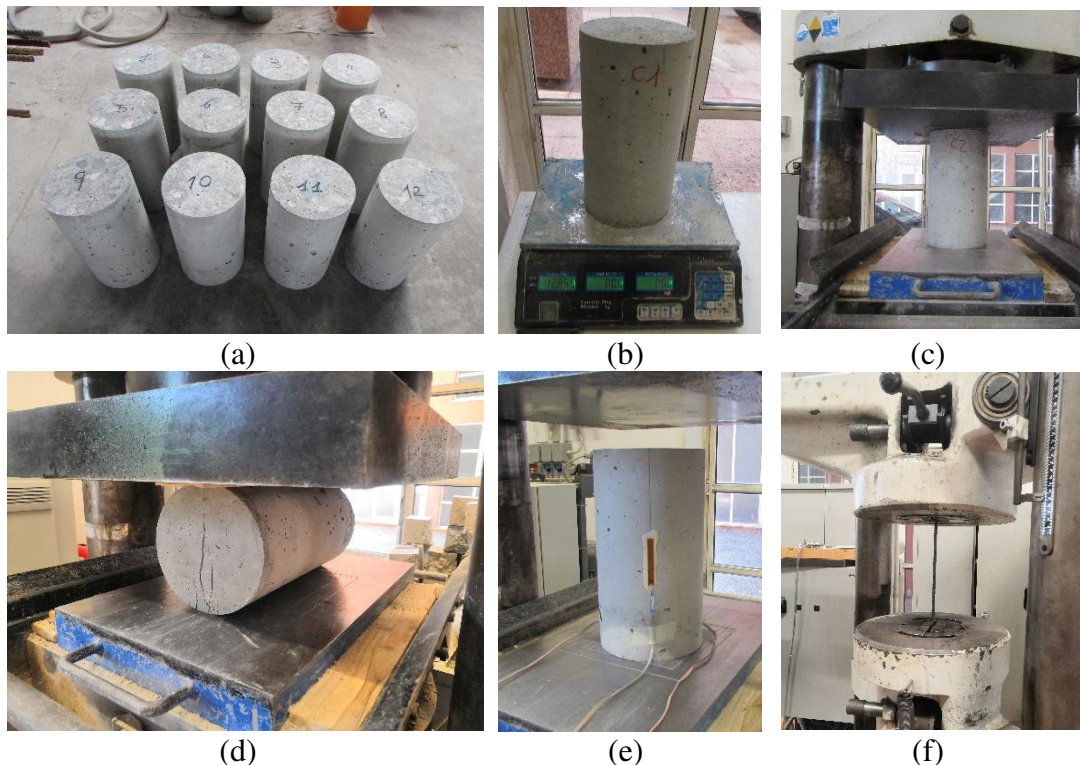


Figura 4.3 - Caratterizzazione meccanica di calcestruzzo e barre di acciaio: (a) cilindri di calcestruzzo; (b) pesatura campioni; (c) cilindro testato a compressione; (d) cilindro testato a trazione; (e) cilindro testato a compressione per la determinazione del modulo elastico; (f) prova di trazione su barra di acciaio.

Tabella 4.2 - Proprietà meccaniche del calcestruzzo e delle barre interne di acciaio.

		γ (kN/m ³)	E_c (MPa)	f_{cm} (MPa)	f_{ctm} (MPa)	f_{ym} (MPa)	f_{tm} (MPa)
Concrete	28 days	22.65	27411.40	33.45	3.76	-	-
	day of tests			34.81	2.54	-	-
Internal steel bars	Φ8	74.17	-	-	-	510.57	595.57
	Φ14	72.02	-	-	-	501.20	606.60

4.4 Proprietà e caratteristiche dei compositi S-FRCM

Come rinforzo esterno delle travi sono stati utilizzati due tipi di rinforzo di acciaio (Figura 4.4), differenti per le proprietà meccaniche e geometriche. La scelta è ricaduta su due fibre che presentano densità del nastro molto differenti, al fine di valutare la *performance* di una fibra a bassa densità (L) ed una alta densità (H). Le due tipologie di fibra (SS e GLV) e la matrice cementizia (BMN) sono state ampiamente descritte nel Capitolo 2. Si riporteranno quindi di seguito le sole principali caratteristiche geometriche e meccaniche (Tabelle 4.3 e 4.4).

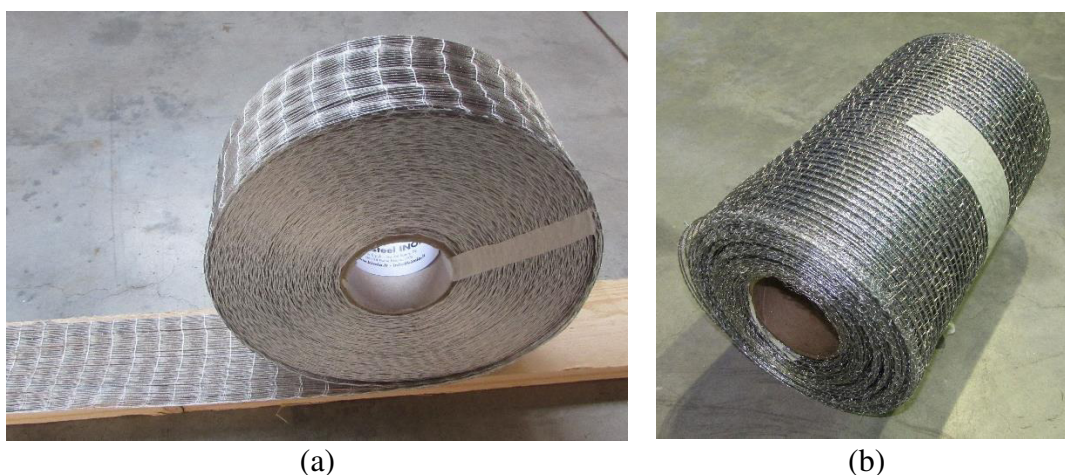


Figura 4.4 - Fibre di rinforzo in forma di rotolo prima del taglio e della disposizione in opera: (a) fibra di acciaio inossidabile; (b) fibra di acciaio galvanizzata.

Tabella 4.3 - Proprietà geometriche e meccaniche fibre di rinforzo.

Fibra di acciaio	$A_{f, str}$ (mm ²)	s (cords/cm)	ω_f (g/m ²)	t_f (mm)	f_f (MPa)	E_f (GPa)	ϵ_f
SS	0.470	1.57	2200	0.244	1400.73	188.36	0.0148
GLV	0.519	5.20	650	0.083	1973.60	245.47	0.0121

Tabella 4.4 - Proprietà meccaniche matrice BMN.

f_{cmm} (MPa)	f_{tmm} (MPa)	E_m (MPa)
43.67	5.77	13607.84

4.5 Preparazione delle superfici e procedura di incollaggio del rinforzo

Gli interventi di rinforzo/riparazione di elementi in c.a. con copriferro deteriorato e/o armature in fase di corrosione, necessitano di operazioni preliminari finalizzate alla preparazione della superficie su cui applicare il materiale di rinforzo secondo tecnica EB. Tali operazioni, nel caso di utilizzo dei sistemi FRP, sono descritte nel documento CNR-DT 200 R1/2013 (2014) e ACI 440.2R-17 (2017). Le stesse operazioni possono essere utilizzate per l'uso dei sistemi FRCM come descritto di seguito:

- ✓ Il calcestruzzo deteriorato deve essere rimosso da tutte le aree danneggiate con valutazione dello stato delle armature interne di acciaio;
- ✓ Le barre di acciaio corrose devono essere pulite e protette in modo da eliminare una possibile fonte di deterioramento del calcestruzzo ripristinato attraverso opportuni trattamenti chimici;
- ✓ Ripristino del calcestruzzo di copriferro utilizzando matrici cementizie antiritiro;
- ✓ Applicazione del rinforzo esterno con materiale tradizionale o innovativo, utilizzando la tecnica comunemente nota come *Externally Bonded* (EB).

Sebbene la preparazione del supporto di calcestruzzo per le due tecniche di rinforzo (EB, IRS) risulta essere diversa, le procedure di applicazione del sistema S-FRCM sono le medesime. Nonostante nella sperimentazione si sia usato un calcestruzzo di buona resistenza meccanica, la tecnica di rinforzo IRS fornisce indicazioni utili nelle situazioni in cui è possibile applicare il rinforzo esterno in prossimità delle armature di rinforzo interne. Maggiori dettagli sull'utilizzo della tecnica IRS sono riportati nel paragrafo 4.5.2.

Le fasi di rinforzo sono state eseguite in laboratorio, ribaltando la zona inferiore delle travi in modo da facilitare le procedure di lavoro e minimizzare gli errori nell'applicazione dei rinforzi di acciaio. La preparazione delle superfici e la tecnica di applicazione del materiale composito rappresenta una fase fondamentale del processo di rinforzo. Prima dell'installazione dei sistemi S-FRCM, le travi sono state pulite nella parte inferiore da qualsiasi tipo di materiale (polvere, oli, materiale incoerente ed altre sostanze) e bagnate abbondantemente con acqua prima della stesura della matrice cementizia per evitare l'assorbimento dell'acqua di impasto e per garantire un'applicazione efficace. Le operazioni relative alle tecniche di rinforzo sono riportate nella Figura 4.5. Tutti i tessuti di rinforzo sono stati applicati sulle superfici di calcestruzzo senza l'utilizzo di ancoraggi. Le operazioni effettuate per l'applicazione del rinforzo mediante le due tecniche sono esposte dettagliatamente di seguito.

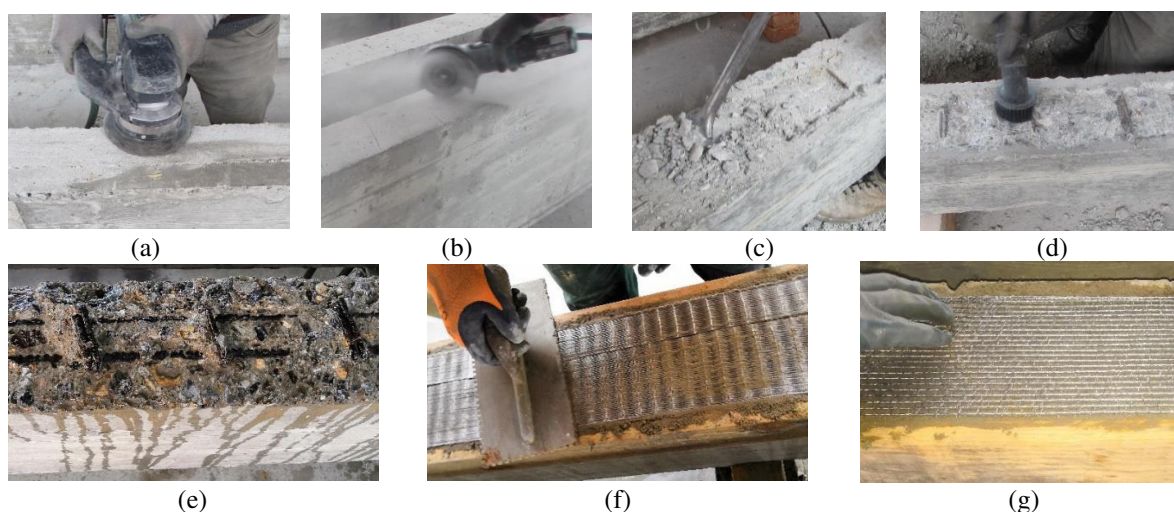


Figura 4.5 - Preparazione delle travi e installazione dei sistemi di rinforzo S-FRCM: (a) scarificazione meccanica leggera della superficie (EB); (b) intagli per migliorare l'aderenza al substrato - rinforzo (EB); (c) rimozione del calcestruzzo residuo di copertura (IRS); (d) rimozione di polvere e altre sostanze; (e) bagnatura con acqua; (f) applicazione del rinforzo SS; (g) applicazione del rinforzo GLV.

4.5.1 *Tecnica tradizionale Externally Bonded (EB)*

Seguendo le indicazioni della tecnica tradizionale di rinforzo (EB) vengono applicati due strati (di circa 5 mm ciascuno) di matrice cementizia. Le travi testate con la tecnica EB sono state sottoposte a leggera scarifica meccanica e intagli al fine di garantire una ottimale aderenza all'interfaccia calcestruzzo/sistema composito. Le fasi di rinforzo possono essere riassunte nei seguenti punti:

- ✓ Preparazione della superficie esterna (Figura 4.5a e 4.5b).
- ✓ Installazione del rinforzo esterno:
 - a) Applicazione di un primo strato (strato superiore) di matrice di adeguato spessore (circa 5 mm).
 - b) Applicazione del nastro di acciaio sul primo strato garantendo una completa impregnazione del rinforzo mediante adeguata pressione con spatola metallica (Figura 4.5f e 4.5g).
 - c) Applicazione del secondo strato (strato inferiore) di matrice inorganica (spessore 5 mm).

Il risultato finale è riportato nella Figura 4.6.

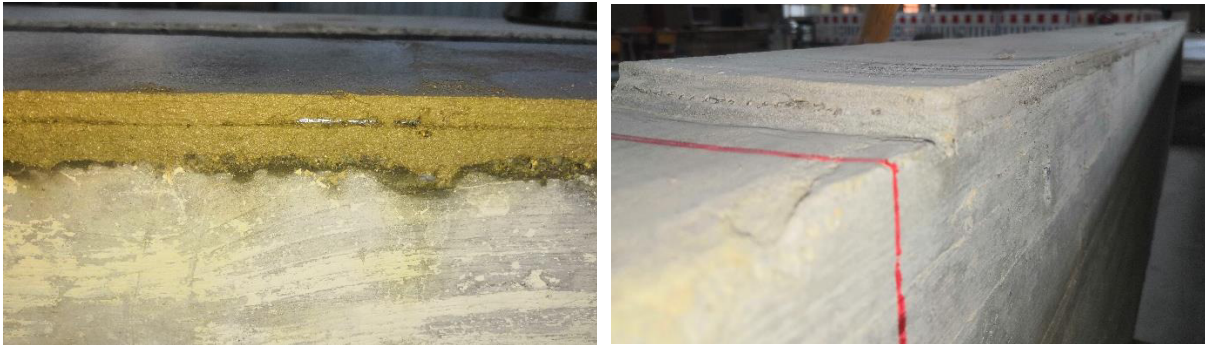


Figura 4.6 - Intervento di rinforzo con tecnica EB completo.

4.5.2 Tecnica innovativa Inhibiting-Repairing-Strengthening (IRS)

Una nuova tecnica di applicazione innovativa (IRS) è stata testata sperimentalmente con risultati efficaci (Bencardino e Condello 2016) e riproposta in questo studio. Consiste nel ripristino del calcestruzzo ammalorato e nell'applicazione del rinforzo esterno in una sola fase con posa dei rinforzi di acciaio nel calcestruzzo di copertura riducendo i tempi e i costi dell'intervento, il numero di materiali utilizzati, nonché la quantità di composti chimici. Utilizzando una matrice idonea (matrice tixotropica con proprietà di passivazione) le operazioni di inibizione/protezione dalla corrosione delle barre di acciaio, ripristino del calcestruzzo ammalorato e posa del rinforzo esterno, possono essere eseguite in un'unica fase. Lo strato finale di matrice presenta spessori più consistenti (30 ÷ 35 mm). Con riferimento alle travi rinforzate con tecnica IRS, le gabbie di armatura interna sono state alloggiare nei casseri senza i distanziatori, utili per realizzare il ricoprimento di calcestruzzo (copriferro). Tutto ciò al fine di simulare una situazione reale di travi con copriferro ammalorato ed asportato prima d'eseguire le operazioni di applicazione del rinforzo esterno. Successivamente, il calcestruzzo residuo è stato rimosso sino a raggiungere l'armatura in acciaio longitudinale e trasversale (Figura 4.5c), che verrà successivamente ripristinato dalla matrice. La fibra di rinforzo viene così applicata in prossimità delle armature di rinforzo longitudinali e trasversali, come mostrato in Figura 4.2b. In questa maniera si ottiene una superficie longitudinale con un andamento ad "onda" dovuto alla differente quota tra le barre longitudinali e le staffe che le contengono (Figura 4.7). L'idea è di simulare gli elementi esistenti di c.a. con calcestruzzo di copertura ammalorato, che in fase di rinforzo viene totalmente rimosso. I passaggi possono essere riassunti come:

- ✓ Preparazione della superficie esterna (Figura. 4.5c).
- ✓ Installazione del rinforzo esterno:

- a) Applicazione del primo strato (strato superiore) di matrice inorganica (spessore 20-30 mm), che funge anche da inibitore/protezione dalla corrosione dell'acciaio.
- b) Applicazione del nastro di acciaio sul primo strato garantendo una completa impregnazione del rinforzo mediante adeguata pressione con spatola metallica (Figura 4.5f e 4.5g).
- c) Applicazione del secondo strato (strato inferiore) di matrice inorganica (spessore 5-10 mm).



Figura 4.7 - Intervento di rinforzo con tecnica IRS completo.

4.6 Test set-up

4.6.1 Procedura di caricamento ciclico

Le otto travi sottoposte a carico ciclico sono state caricate in base alla configurazione mostrata nella Figura 4.8. Il caricamento consiste in cicli di ampiezza crescente. Per ogni incremento (*step*) vengono applicati tre cicli alla stessa ampiezza al fine di valutare il comportamento strutturale delle travi. Nello specifico, le travi sono state testate secondo 12 cicli monotoni positivi. L'ampiezza periodica è stata definita in funzione del carico teorico di snervamento (F_{sy}), utilizzando quattro livelli di carico corrispondenti a circa il 25 % ($F_{sy}/4$), 33.33 % ($F_{sy}/3$), 50 % ($F_{sy}/2$) e 75 % ($3F_{sy}/4$) del carico di snervamento.

Dai calcoli teorici, i carichi di snervamento di entrambi i gruppi di travi (A e B) risultano quasi uguali. Con riferimento al carico di snervamento medio teorico e considerando il carico agente prima della prova (peso proprio delle travi e delle attrezzature) sono stati definiti i valori dei cicli di carico secondo le percentuali sopra descritte. Il peso proprio delle travi prima del rinforzo è stimato in 2.81 kN e 7.20 kN (Gruppo A e B). Le travi di acciaio, utilizzate sul banco di prova per la ripartizione del carico applicato, sono state rispettivamente computate con un peso di 0.27 kN e 0.80 kN. I valori dei cicli di carico corrispondono rispettivamente a 12, 18, 30, 42 kN per

travi rinforzate con fibra inossidabile (SS) e 10, 16, 28, 40 kN per travi rinforzate con fibra galvanizzato ad alta resistenza (GLV). La storia di carico è stata ripetuta tre volte per 36 cicli in totale, e successivamente le travi sono state caricate monotonamente fino a rottura.

L'ampiezza massima del ciclo è stato scelto considerando le prescrizioni riportate nell'Eurocodice 2-1-1 (1992) e ACI 549.6R-20 (2020), secondo cui i livelli di sollecitazione nelle barre di armatura interna di acciaio nelle travi da ponte devono essere limitati all'80 % del carico di snervamento, in condizioni di servizio.

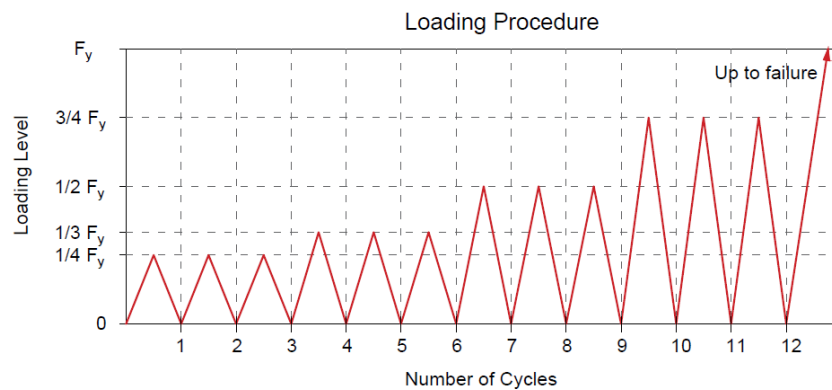


Figura 4.8 - Storia di caricamento ciclico delle travi.

Il carico verticale è stato progressivamente applicato e rilasciato tramite un'unità idraulica che comanda un martinetto da 140 kN e una cella di carico da 160 kN collegata ad un idoneo telaio di contrasto in acciaio. Le prove sono state condotte in controllo di forza seconda le ampiezze precedentemente discusse. L'attrezzatura utilizzata permette quindi di applicare un carico e mantenerlo costante. Lo schema statico di flessione su quattro punti viene eseguito utilizzando una trave rigida in acciaio in grado di suddividere il carico applicato. Le travi sono semplicemente appoggiate alle estremità mediante due cilindri di acciaio. La configurazione del test è mostrata nella Figura 4.9.

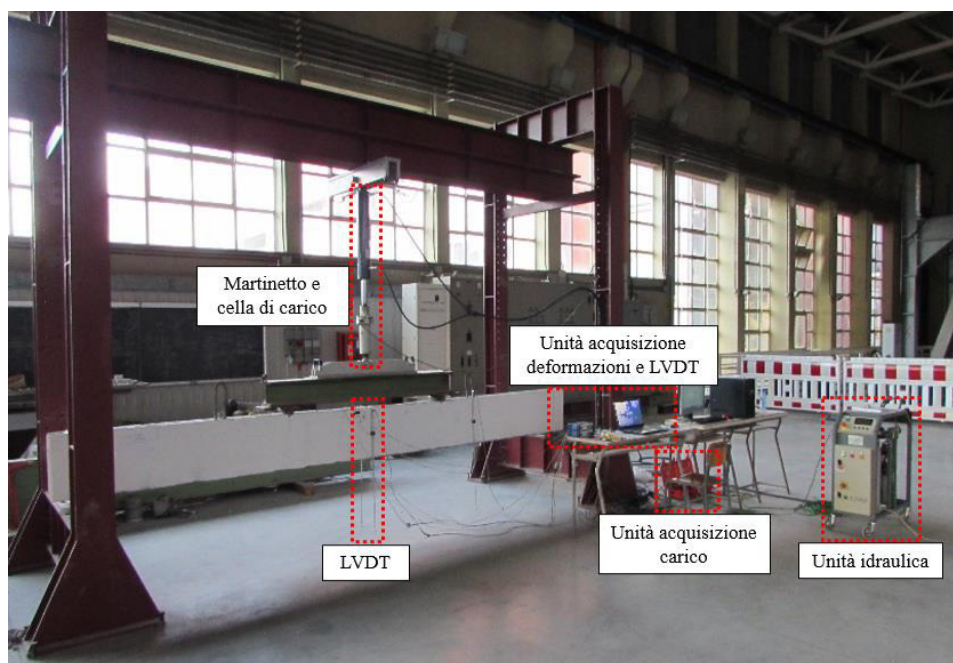


Figura 4.9 - Configurazione di prova.

4.6.2 Misura delle deflessioni

Gli spostamenti verticali sono stati registrati utilizzando tre trasduttori di spostamento (LVDT) con capacità di 500 mm. Due sono stati posti a metà campata ($l/2$) (sia nella parte anteriore che posteriore della trave per identificare possibili rotazioni durante il caricamento) ed uno ad un quarto di campata ($l/4$), come mostrato nella Figura 4.10.

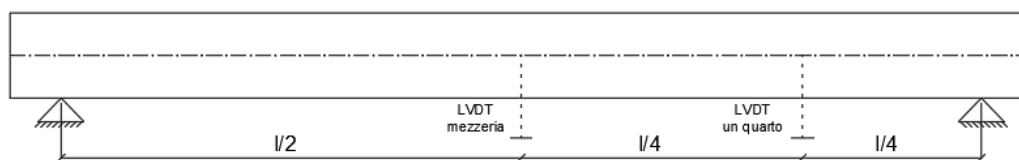


Figura 4.10 - Posizione degli LVDT sulla trave.

4.6.3 Misura delle deformazioni

Infine, i valori di deformazione di tutti i materiali (barra interna di acciaio a trazione/compressione, rinforzo esterno e superficie superiore di calcestruzzo) sono misurati mediante estensimetri elettrici (ES) disposti nella sezione centrale delle travi, con base di misura di 6 mm, 10 mm e 100 mm, rispettivamente (Figura 4.11).

Le barre di acciaio sono state opportunamente levigate prima dell'incollaggio dell'estensimetro e successivamente l'estensimetro è stato ricoperto con una pasta protettiva. I cavi sono poi stati

inseriti in una guaina restringente e portati all'esterno per il collegamento alla centralina di acquisizione durante i test (Figura 4.11b). Gli estensimetri sul rinforzo di acciaio sono stati applicati creando degli alloggiamenti dopo qualche ora dalla posa dello strato esterno di matrice inorganica, ad inizio presa dell'impasto. Gli estensimetri sono stati applicati cercando di far aderire la larghezza della griglia di misura su almeno tre trefoli per la fibra SS. Nel caso della fibra GLV l'ampio distanziamento tra i trefoli ha permesso l'incollaggio dell'estensimetro su uno solo di questi (Figura 4.11c). Infine, gli estensimetri sul calcestruzzo sono stati applicati dopo aver levigato e livellato la superficie per mezzo di molatura meccanica (Figura 4.11a). Gli estensimetri sulle superfici esterne sono stati applicati prima delle operazioni di prova. Gli estensimetri sulle barre interne sono stati applicati prima delle operazioni di getto del calcestruzzo.

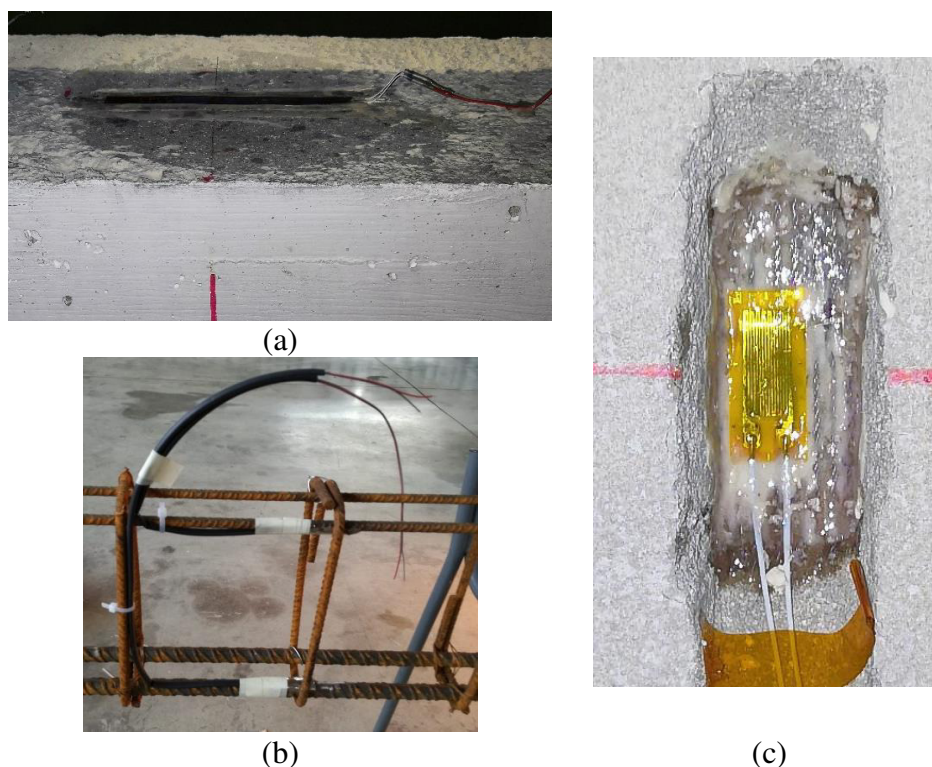


Figura 4.11 - Fasi applicative degli estensimetri elettrici: (a) estensimetro su superficie di calcestruzzo; (b) estensimetro su barre di acciaio; (c) estensimetro su fibra di rinforzo.

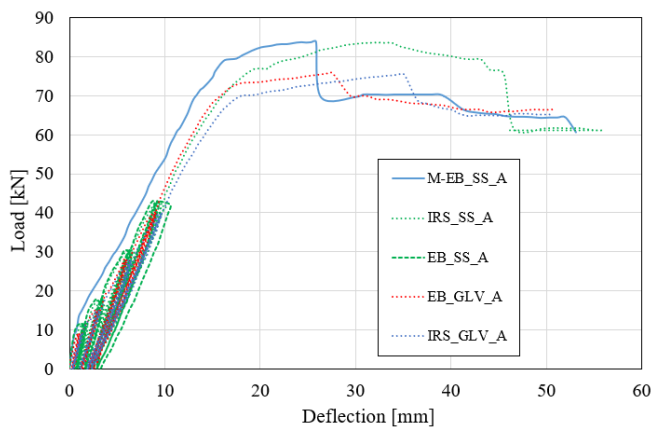
I dati registrati (carichi, deflessioni e deformazioni) sono stati memorizzati con una frequenza di 2 Hz utilizzando due sistemi di acquisizione: una centralina per la gestione degli estensimetri e LVDT, e un sistema di monitoraggio strutturale per il controllo e la registrazione del carico applicato (martinetto idraulico e cella di carico). Nelle travi testate monotonamente il carico è

stato periodicamente messo in pausa per identificare e marcare l'andamento delle fessure mentre nelle prove cicliche l'operazione è stata effettuata alla fine di ogni step.

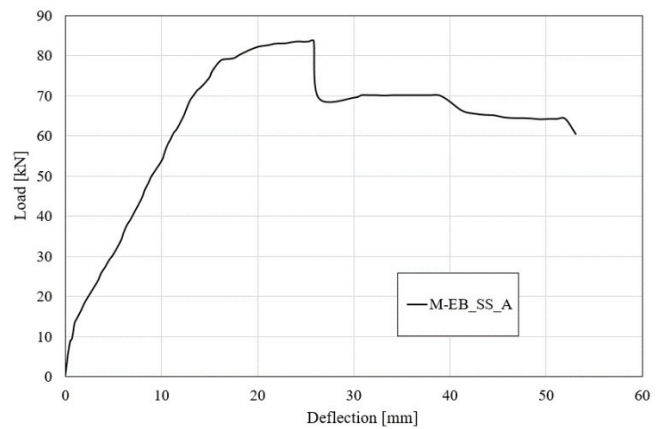
4.7 Risultati sperimentali e discussioni

4.7.1 Comportamento strutturale

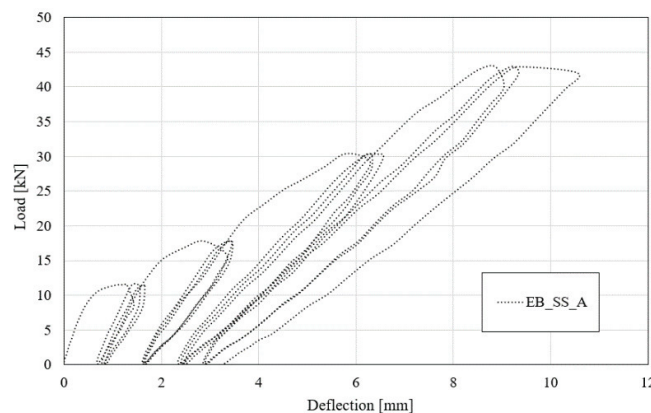
I risultati sperimentali ottenuti per le travi testate vengono analizzati e discussi in termini di curve carico - deflessione ($F - \delta$). Nelle Figure 4.12 e 4.13 è riportato il carico applicato (registrato dalla cella di carico come carico totale) e il corrispondente spostamento verticale della sezione di mezzeria (come media dei due LVDT centrali). Le curve sono raggruppate rispettivamente per le travi A e B. Nello specifico le Figure 4.12a e 4.13a riportano l'intero gruppo di travi, rispettivamente del gruppo A e B. Le Figure successive (b, c, d, e, f) riportano le curve delle singole travi. I grafici mostrano la risposta ciclica durante i primi 12 cicli di carico sovrapposti alla curva ottenuta per carico monotono fino alla rottura. Gli ulteriori 24 cicli di carico non sono stati aggiunti per avere una migliore risoluzione delle curve.



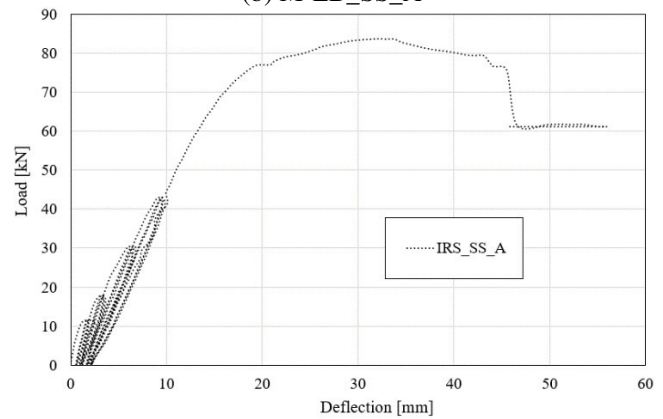
(a) Curve intero gruppo di travi A



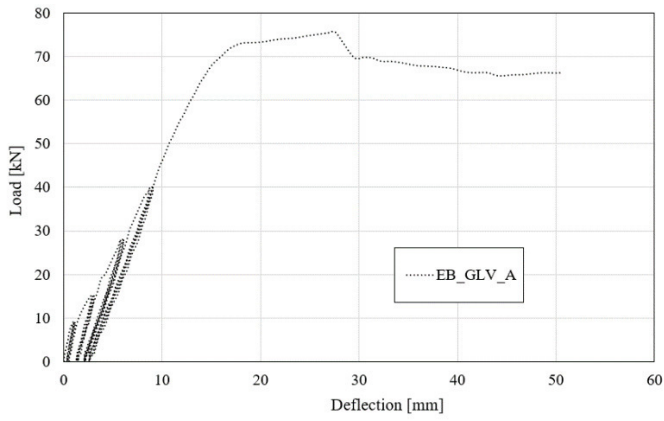
(b) M-EB_SS_A



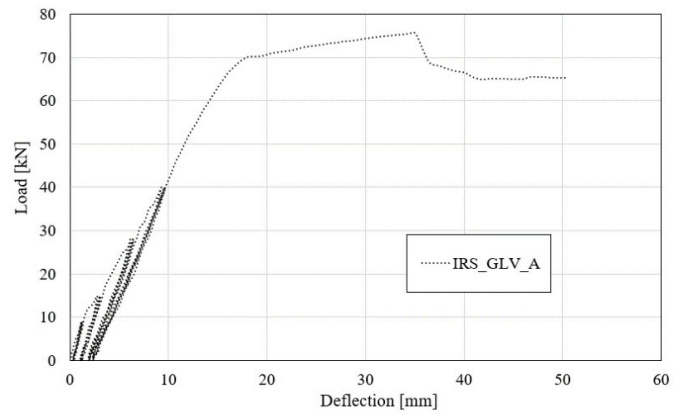
(c) EB_SS_A



(d) IRS_SS_A

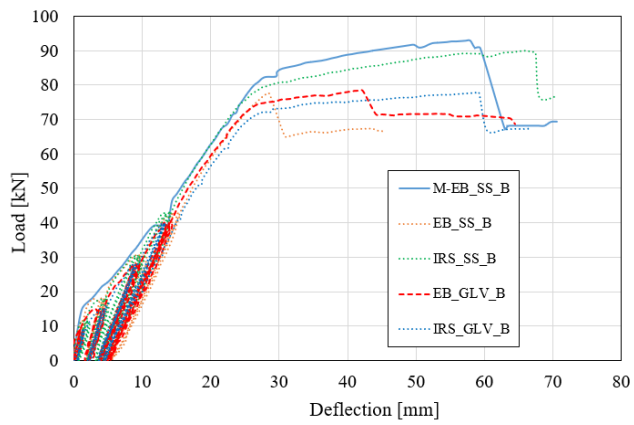


(e) EB_GLV_A

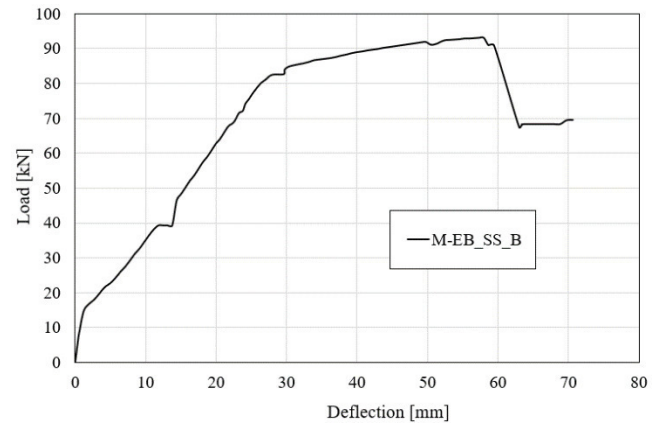


(f) IRS_GLV_A

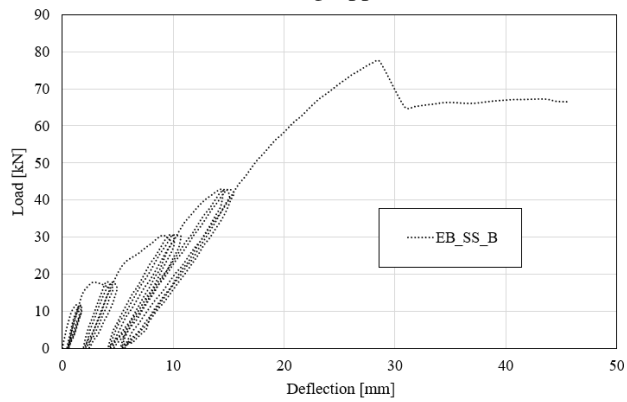
Figura 4.12 - Curve carico vs deflessione delle travi del Gruppo A.



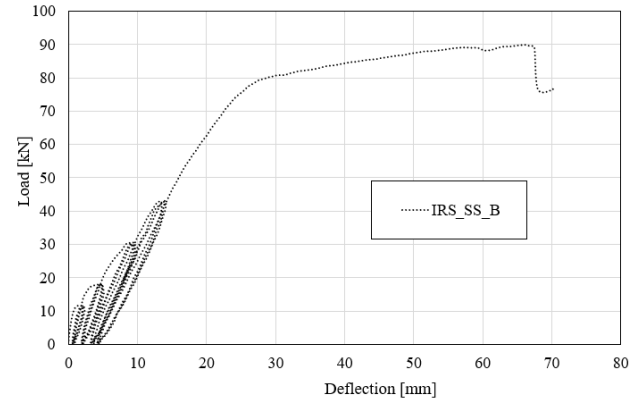
(a) Curve intero gruppo di travi B



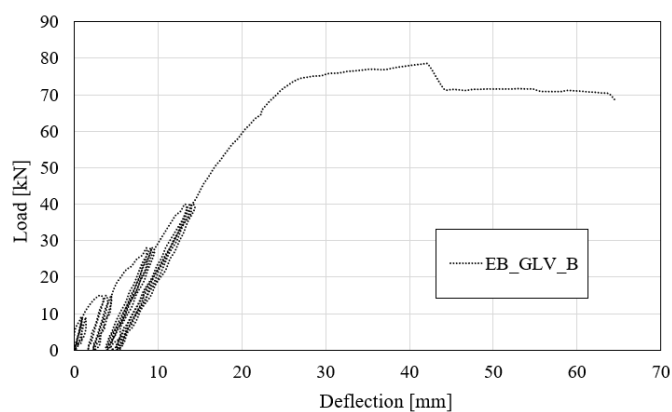
(b) M-EB_SS_B



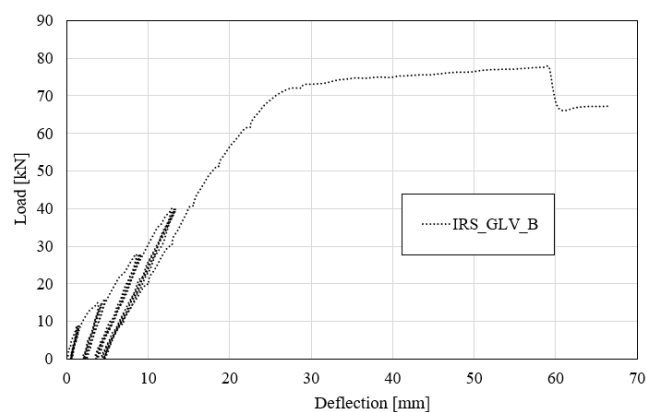
(c) EB_SS_B



(d) IRS_SS_B



(e) EB_GLV_B



(f) IRS_GLV_B

Figura 4.13 - Curve carico vs deflessione delle travi del Gruppo B.

Il comportamento delle travi rinforzate può essere confrontato con le travi di controllo (CB_A e CB_B) e le travi soggette a carico monotono e rinforzate con tecnica EB (M/EB_SS_A e M/EB_SS_B) in termini di carico di snervamento, carico di rottura, rispettive deflessioni e duttilità globale/locale.

La Tabella 4.5 raccoglie i valori dei carichi (F) e delle deflessioni di mezzzeria (δ) corrispondenti allo snervamento delle barre di acciaio in trazione (F_{sy} e δ_{sy}) e a rottura (F_u e δ_u). Inoltre, la stessa tabella riporta: la duttilità flessionale ($\mu_\delta = \delta_u / \delta_{sy}$) definita come rapporto tra la deflessione ultima e la deflessione in corrispondenza dello snervamento delle armature tese, il rapporto tra il carico di rottura delle travi rinforzate e le corrispondenti travi di controllo ($\Delta_F = F_u / F_{u,CB}$), il rapporto tra la duttilità μ_δ di ogni trave rinforzata rispetto alla trave di controllo corrispondente ($\Delta_\delta = \mu_\delta / \mu_{\delta,CB}$). Infine, le modalità di rottura osservate durante i test sono riportate nell'ultima colonna della Tabella 4.5 e discusse nel Paragrafo 4.7.4. Per le travi monotone sono stati riportati anche il carico e la deflessione corrispondenti alla formazione della prima fessura (F_{cr} e δ_{cr}).

Il carico di snervamento è stato identificato graficamente nel punto in cui la curva perde rigidità ed in corrispondenza del cambio di pendenza nella curva carico – deflessione. La rottura è accompagnata da una netta perdita di carico dovuta al distacco improvviso (*debonding*) o alla rottura per trazione del sistema di rinforzo.

Tabella 4.5 - Risultati sperimentali travi in c.a.

Trave	ρ_f	F_{cr} (kN)	F_{sy} (kN)	F_u (kN)	δ_{cr} (mm)	δ_{sy} (mm)	δ_u (mm)	Δ_F	μ_δ	Δ_δ	Failure mode
CB_A	-	16.71	68.38	70.20	1.22	14.30	98.11	-	6.86	-	CC
M/EB_SS_A	0.00076	13.40	70.20	83.70	0.99	13.38	25.85	1.19	1.93	0.28	ID
IRS_SS_A	0.00076	-	56.70	83.60	-	10.24	44.37	1.19	4.33	0.63	ID
EB_GLV_A	0.00026	-	51.70	75.70	-	8.49	26.89	1.08	3.17	0.46	SR
IRS_GLV_A	0.00026	-	56.20	75.50	-	10.85	35.21	1.08	3.24	0.47	SR
CB_B	-	24.95	67.18	70.83	1.91	19.62	123.75	-	6.31	-	CC
M/EB_SS_B	0.00067	16.80	77.20	93.00	1.94	25.22	68.76	1.31	2.73	0.43	ID
EB_SS_B	0.00067	-	50.70	77.40	-	11.92	22.98	1.09	1.93	0.31	ID
IRS_SS_B	0.00067	-	64.10	90.00	-	15.83	62.18	1.27	3.93	0.62	ID
EB_GLV_B	0.00023	-	63.20	78.30	-	16.35	37.10	1.11	2.27	0.36	SR
IRS_GLV_B	0.00023	-	59.80	77.70	-	16.63	55.68	1.10	3.35	0.53	SR

Legenda: CC = Schiacciamento calcestruzzo; ID = *Debonding* intermedio; SR = Rottura fibra.

Come previsto, le due travi testate monotonicamente (M/EB_SS_A e M/EB_SS_B) hanno mostrato un comportamento a rottura governato dal distacco intermedio del rinforzo esterno. Gli incrementi di carico ultimo rispetto alle travi di controllo confermano l'efficacia del sistema EB/S-FRCM sotto carico monotono. Riassumendo, le due travi monotone A e B hanno raggiunto un carico di rottura di 83.70 kN e 93.00 kN, con un incremento del 19.22 % e del 31.30 % rispetto alle travi di controllo. La corrispondente duttilità di deflessione è stata stimata rispettivamente in 1.93 e 2.73.

Partendo da questi risultati, è stato valutato il degrado in termini di capacità flessionale e di adesione per le travi sottoposte a carico ciclico. La trave rinforzata con fibra SS e tecnica EB del gruppo B (EB_SS_B) ha mostrato un aumento del carico di rottura del 9.27 % rispetto alla trave di controllo e un fattore di duttilità di 1.93. Pertanto, è stata osservata una riduzione del carico di rottura e del fattore di duttilità rispetto alla corrispondente trave monotonicamente testata M/EB_SS_B. La trave EB_SS_A ha mostrato un notevole degrado dell'aderenza con il distacco del composito mediante *debonding* intermedio alla fine del 12° ciclo (Figura 4.12c). Entrambe le travi EB_SS sono caratterizzate da un prematuro e repentino distacco del composito esterno. La scarsa *performance* flessionale può essere associata a una scarsa impregnazione all'interfaccia matrice/fibra di rinforzo. La matrice cementizia, infatti, non è in grado di saturare in modo ottimale lo spazio tra due trefoli consecutivi. Come illustrato nelle Figure 4.19a-b e Figure 4.20a-b, per entrambe le travi, il pacchetto di rinforzo (fibra d'acciaio annegato nei due strati di matrice cementizia) ha subito un completo distacco.

Al contrario, la tecnica IRS migliora notevolmente le prestazioni strutturali in termini di carico ultimo e rapporto di duttilità nonostante il carico ciclico. Le travi rinforzate con fibra SS e tecnica IRS (IRS/S-FRCM) hanno mostrato un buon comportamento flessionale (Figure 4.12d e Figure 4.13d). Infatti, entrambe le travi IRS_SS_A e IRS_SS_B hanno mostrato un buon livello di carico di rottura (83.60 e 90.00 kN) e fattore di duttilità (4.33 e 3.93). Le prove sperimentali hanno evidenziato che non si è verificato alcun distacco prematuro durante i cicli di carico e una limitata riduzione del carico di rottura rispetto alle travi monotone. Con riferimento alle travi di controllo in c.a., si è invece avuto comunque un incremento, rispettivamente del 19.08 % e 27.06 %.

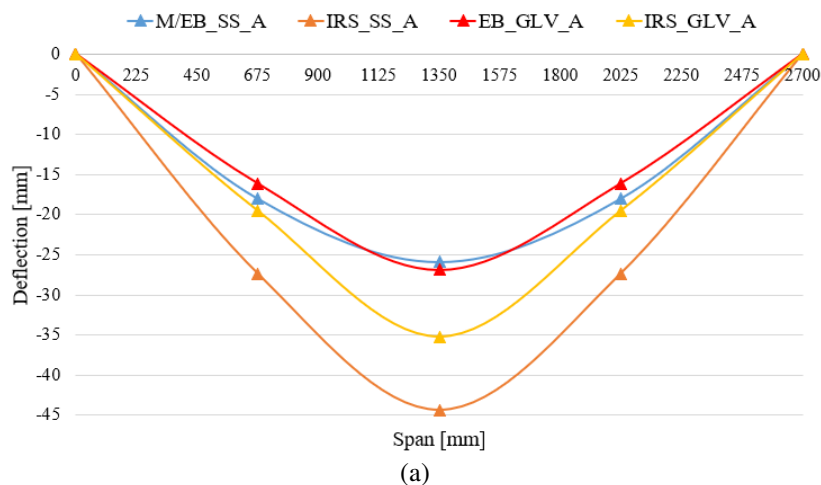
D'altra parte, il sistema S-FRCM composto da fibra in acciaio GLV ha mostrato un comportamento migliore rispetto al rinforzo SS. In accordo con le prove di aderenza effettuate nel Capitolo 3 la rottura si verifica per tutte le travi (EB_GLV_A/B e IRS_GLV_A/B) senza distacco, sfruttando tutta la resistenza a trazione del materiale composito, indipendentemente dal tipo di tecnica di rinforzo utilizzata. Tutte le travi hanno mostrato comportamenti strutturali simili come evidenziato dalle curve carico - deflessione (Figure 4.12e-f e Figure 4.13e-f). Per queste travi il carico di snervamento delle barre d'acciaio è risultato pari a 51.70 kN, 56.20 kN, 63.20 kN e 59.80 kN, la rottura dei trefoli d'acciaio si è avuta a 75.70 kN, 75.50 kN, 78.30 kN e 77.70 kN con lo stesso aumento del carico di rottura (7.83 %, 7.54 %, 10.54 %, 9.70 %, rispettivamente). La duttilità in termini di deflessione a rottura è equivalente a 3.17, 3.24, 2.27 e 3.35. Come indicato, anche i rapporti di duttilità sono piuttosto uguali per le quattro travi. Nello specifico, si può concludere che con il rinforzo di acciaio a bassa densità le due tecniche di rinforzo EB e IRS manifestano la stessa capacità flessionale.

La corretta impregnazione del nastro di acciaio GLV attraverso gli strati della matrice consente di ottenere un legame omogeneo e forte all'interfaccia calcestruzzo/composito. Anche il diverso trattamento della superficie esterna tra le due tecniche di rinforzo non comporta cambiamenti significativi nel comportamento strutturale. Nel caso del nastro di acciaio SS, le tensioni che si sviluppano all'interfaccia sono interrotte dalla formazione di fessure flessionali, e nel caso dei carichi ciclici a distacchi progressivi dovuti al degrado del legame di adesione all'interfaccia matrice/fibra d'acciaio. A tal proposito l'utilizzo di matrici con elevate proprietà meccaniche e prestazioni strutturali è fortemente consigliato. Un esempio è rappresentato dalle matrici geopolimeriche. L'efficacia delle prestazioni di questi materiali nelle applicazioni strutturali è stata dimostrata in molti studi come alternativa sostenibile alla tradizionale resina epossidica e alle matrici cementizie pure (Menna et al. 2013, Bencardino e Condello 2016).

In definitiva, si può concludere che la tecnica IRS, consente l'applicazione del sistema S-FRCM su una superficie molto più ruvida, aumentando l'efficacia dei tessuti ad alta densità e riducendo il distacco prematuro.

4.7.2 Misura delle deflessioni e deformazioni

Le deflessioni lungo la lunghezza effettiva delle travi sono state tracciate utilizzando i dati registrati dagli LVDT disposti a metà campata e ad un quarto di campata. L'applicazione del rinforzo esterno porta ad una riduzione delle flessioni in mezzeria sotto carico massimo rispetto alle travi non rinforzate, come mostrato rispettivamente nella Figura 4.14a e Figura 4.14b (le deflessioni in corrispondenza degli LVDT sono evidenziate nelle stesse Figure con il simbolo "triangolino"). In generale, questa riduzione è direttamente proporzionale all'area della quantità di rinforzo esterno. I risultati mostrano, tuttavia, che le travi sottoposte a carico ciclico e rinforzate con fibra SS subiscono maggiori deflessioni rispetto alle travi rinforzate con fibra GLV. Evidentemente le travi rinforzate con fibra di acciaio inossidabile subiscono maggiori deflessioni per effetto di distacchi locali dei tessuti di acciaio. Tuttavia, congruentemente con le curve carico - deflessione, la tecnica IRS mostra frecce maggiori rispetto alla tecnica EB.



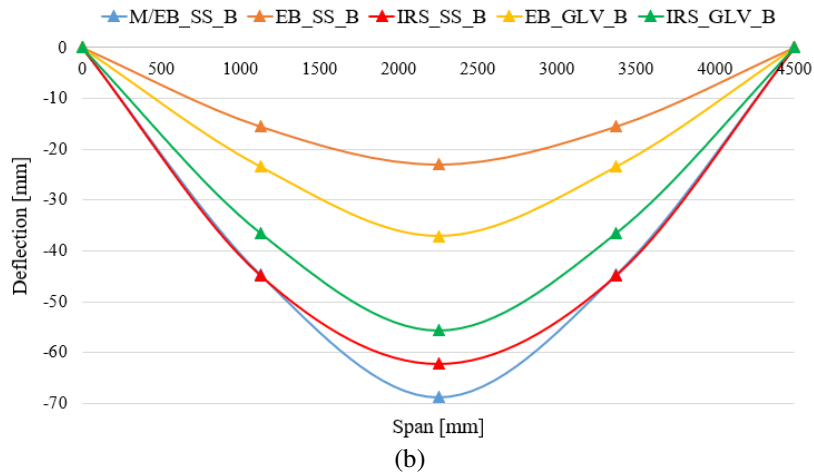


Figura 4.14 - Deflessioni a rottura lungo la luce effettiva delle travi: (a) Gruppo A; (b) Gruppo B.

Nella Tabella 4.6 sono riportati i valori delle deformazioni e delle frecce massime ottenute alla fine di ogni *step* di carico (3° ciclo, 6° ciclo, 9° ciclo e 12° ciclo). La Tabella 4.7 riassume le deformazioni residue e gli spostamenti (a carico nullo) di ciascuna fase, misurati alla fine del 3°, 6°, 9° e 12° ciclo. Da quest'ultima tabella, concentrandosi sulle deformazioni, è possibile osservare valori diversi da zero sulle barre di acciaio e sulla fibra di rinforzo esterno.

Tabella 4.6 - Deformazioni e deflessioni massime durante il caricamento ciclico.

ID Trave	Ciclo	ε'_s	ε_s	ε_f	ε_c	δ_m (mm)	δ_3 (mm)
EB_SS_A	3°	0.00008	0.00053	0.00100	0.00023	1.66	1.15
	6°	0.00009	0.00093	0.00118	0.00037	3.45	2.42
	9°	0.00014	0.00150	0.00124	0.00063	6.57	4.70
	12°	0.00024	0.00227	0.00171	0.00097	10.56	7.49
EB_SS_B	3°	0.00009	0.00018	0.00015	0.00010	1.73	1.17
	6°	0.00013	0.00066	0.00095	0.00019	4.92	3.20
	9°	0.00021	0.00138	0.00150	0.00033	10.69	7.08
	12°	0.00029	0.00194	0.00210	0.00046	15.47	10.33
IRS_SS_A	3°	0.00013	0.00044	0.00055	0.00021	2.56	1.51
	6°	0.00018	0.00076	0.00096	0.00031	3.64	2.71
	9°	0.00030	0.00130	0.00155	0.00050	6.76	4.89
	12°	0.00045	0.00179	0.00205	0.00072	9.84	6.93
IRS_SS_B	3°	0.00016	0.00025	0.00016	0.00010	2.38	1.75
	6°	0.00087	0.00058	0.00038	0.00016	5.15	3.79
	9°	0.00087	0.00129	0.00108	0.00029	9.73	7.42
	12°	0.00087	0.00185	0.00166	0.00043	14.09	10.82
EB_GLV_A	3°	0.00009	0.00024	0.00035	0.00015	1.16	0.80
	6°	0.00014	0.00058	0.00088	0.00028	3.08	2.10
	9°	0.00025	0.00114	0.00194	0.00052	6.09	4.14
	12°	0.00035	0.00165	0.00300	0.00076	9.08	6.17

EB_GLV_B	3°	0.00015	0.00012	0.00006	0.00009	1.36	0.84
	6°	0.00026	0.00034	0.00015	0.00017	4.37	2.84
	9°	0.00041	0.00093	0.00033	0.00034	9.56	6.48
	12°	0.00053	0.00152	0.00047	0.00050	14.37	9.94
IRS_GLV_A	3°	0.00009	0.00023	0.00023	0.00016	1.22	0.92
	6°	0.00014	0.00058	0.00075	0.00032	3.08	2.13
	9°	0.00022	0.00114	0.00152	0.00057	6.41	4.43
	12°	0.00032	0.00167	0.00219	0.00084	9.66	6.63
IRS_GLV_B	3°	0.00006	0.00038	0.00407	0.00013	1.49	1.25
	6°	0.00007	0.00082	0.00482	0.00024	4.71	3.74
	9°	0.00012	0.00136	0.00577	0.00039	9.05	7.31
	12°	0.00018	0.00188	0.00639	0.00057	13.35	10.76

Tabella 4.7 - Deformazioni residue e deflessioni a carico nullo.

ID Trave	Ciclo	ϵ'_s	ϵ_s	ϵ_f	ϵ_c	δ_m (mm)	δ_3 (mm)
EB_SS_A	3°	4.63E-05	0.00035	0.00049	6.88E-05	0.87	0.55
	7°	9.24E-05	0.00052	0.00019	8.16E-05	1.69	1.17
	9°	0.00010	0.00061	0.00009	9.76E-05	2.51	1.90
	12°	0.00010	0.00073	0.00027	0.000134	3.28	2.47
EB_SS_B	3°	1.44E-05	0.00009	0.00007	2.38E-05	0.57	0.36
	7°	9.89E-06	0.00042	0.00059	5.10E-05	2.44	1.52
	9°	4.63E-07	0.00070	0.00067	5.70E-05	4.62	3.01
	12°	3.92E-06	0.00080	0.00067	6.08E-05	5.63	3.76
IRS_SS_A	3°	1.97E-06	0.00021	0.00017	4.09E-05	0.94	0.57
	7°	2.59E-05	0.00030	0.00024	4.17E-05	1.21	0.94
	9°	3.40E-05	0.00037	0.00020	4.37E-05	1.81	1.41
	12°	2.60E-05	0.00041	0.00013	5.45E-05	2.20	1.70
IRS_SS_B	3°	9.64E-05	0.00013	0.00008	3.38E-06	0.58	0.83
	7°	0.00063	0.00032	0.00022	8.68E-06	1.52	2.20
	9°	0.00051	0.00061	0.00056	1.35E-05	2.88	3.69
	12°	0.00055	0.00070	0.00072	2.12E-05	3.43	4.44
EB_GLV_A	3°	1.58E-05	0.00015	0.00021	4.70E-05	0.54	0.34
	7°	8.02E-06	0.00032	0.00045	7.74E-05	1.47	0.96
	9°	3.84E-06	0.00045	0.00074	9.07E-05	2.22	1.52
	12°	2.24E-05	0.00050	0.00087	8.95E-05	2.57	1.77
EB_GLV_B	3°	8.40E-05	0.00002	0.00000	1.76E-05	0.08	0.27
	7°	0.00013	0.00015	0.00006	4.47E-05	2.28	1.63
	9°	0.00017	0.00036	0.00012	5.81E-05	4.68	2.98
	12°	0.00015	0.00044	0.00015	5.70E-05	5.12	3.95
IRS_GLV_A	3°	2.06E-05	0.00008	0.00007	4.32E-05	0.40	0.26
	7°	2.66E-06	0.00023	0.00032	7.80E-05	1.21	0.76
	9°	7.32E-06	0.00031	0.00027	8.63E-05	1.96	1.27
	12°	5.60E-06	0.00032	0.00015	8.72E-05	2.27	1.45

	3°	1.08E-06	0.00027	0.00364	5.43E-05	0.62	0.49
IRS_GLV_B	7°	5.18E-05	0.00048	0.00364	7.12E-05	2.41	1.84
	9°	7.87E-05	0.00058	0.00321	6.84E-05	3.61	2.90
	12°	8.18E-05	0.00066	0.00282	8.24E-05	4.62	3.78

Quando il calcestruzzo si fessura, le tensioni di trazione nella parte tesa della trave devono essere assorbite dalla sola armatura interna e dal composito esterno. Rimuovendo il carico, la fessura non si richiude completamente (rotazione relativa residua tra i due lembi) e una parte della deformazione residua viene registrata dagli estensimetri. Questa deformazione non rappresenta un accumulo plastico perché i cicli vengono eseguiti al di sotto del carico di snervamento delle barre di acciaio. Al contrario, la parte compressa della trave (superficie superiore del calcestruzzo e barre superiori di acciaio) non mostra deformazione residua a carichi nulli. La schematizzazione del fenomeno è mostrata nella Figura 4.15 e per brevità nella Figura 4.16 sono mostrate le curve carico-deformazione della trave EB_SS_B. Lo stesso fenomeno è stato osservato per tutte le travi sottoposte ad azioni cicliche. Come previsto, durante i 24 cicli aggiuntivi, tutte le deformazioni del materiale sono tornate a zero quando il carico è stato rimosso (una volta azzerate le misure degli estensimetri). Lo stesso comportamento è stato registrato per le deflessioni.

I profili di deformazione a rottura sono rappresentati per entrambi i gruppi nella Figura 4.17a e Figura 4.17b. La pendenza del profilo deformativo rappresenta la curvatura delle sezioni. Le travi rinforzate con i sistemi IRS/S-FRCM (IRS_GLV_A, IRS_GLV_B, IRS_SS_A e IRS_SS_B) hanno mostrato una maggiore duttilità locale rispetto ai sistemi EB/S-FRCM (EB_GLV_A, EB_GLV_B e EB_SS_B). In dettaglio il rinforzo di acciaio GLV, grazie alla minore quantità di rinforzo esterno, raggiunge valori di deformazione più elevati rispetto al corrispondente rinforzo di acciaio inossidabile. In generale, la tecnica IRS consente di riguadagnare parte della duttilità locale e globale (in termini di curvatura e spostamento) che si perdono nel rinforzo.

Infine, le deformazioni del materiale misurate a rottura possono essere lette nella Tabella 4.8 per calcestruzzo (ε_c), barre di acciaio superiori (ε'_s), barre di acciaio inferiori (ε_s) e fibra SS/GLV (ε_f). Le deformazioni esterne della fibra di acciaio sono pari a 6.21 ‰, 8.55 ‰, 7.01 ‰ e 11.30 ‰ per le travi M/EB_SS_A, IRS_SS_A, EB_GLV_A e IRS_GLV_A, rispettivamente. Le deformazioni nel rinforzo esterno per le travi M/EB_SS_B, EB_SS_B, IRS_SS_B, EB_GLV_B e IRS_GLV_B hanno raggiunto rispettivamente l'8.33 ‰, 2.86 ‰, 7.75 ‰, 7.10 ‰ e 10.71 ‰.

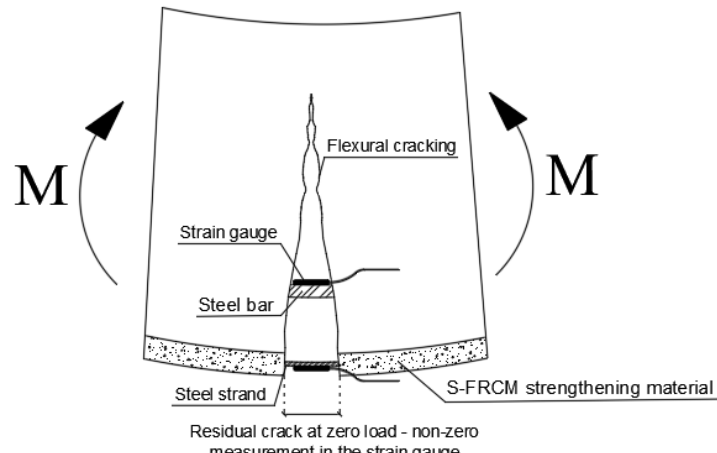


Figura 4.15 - Schematizzazione del fenomeno delle deformazioni residue nella zona tesa della trave.

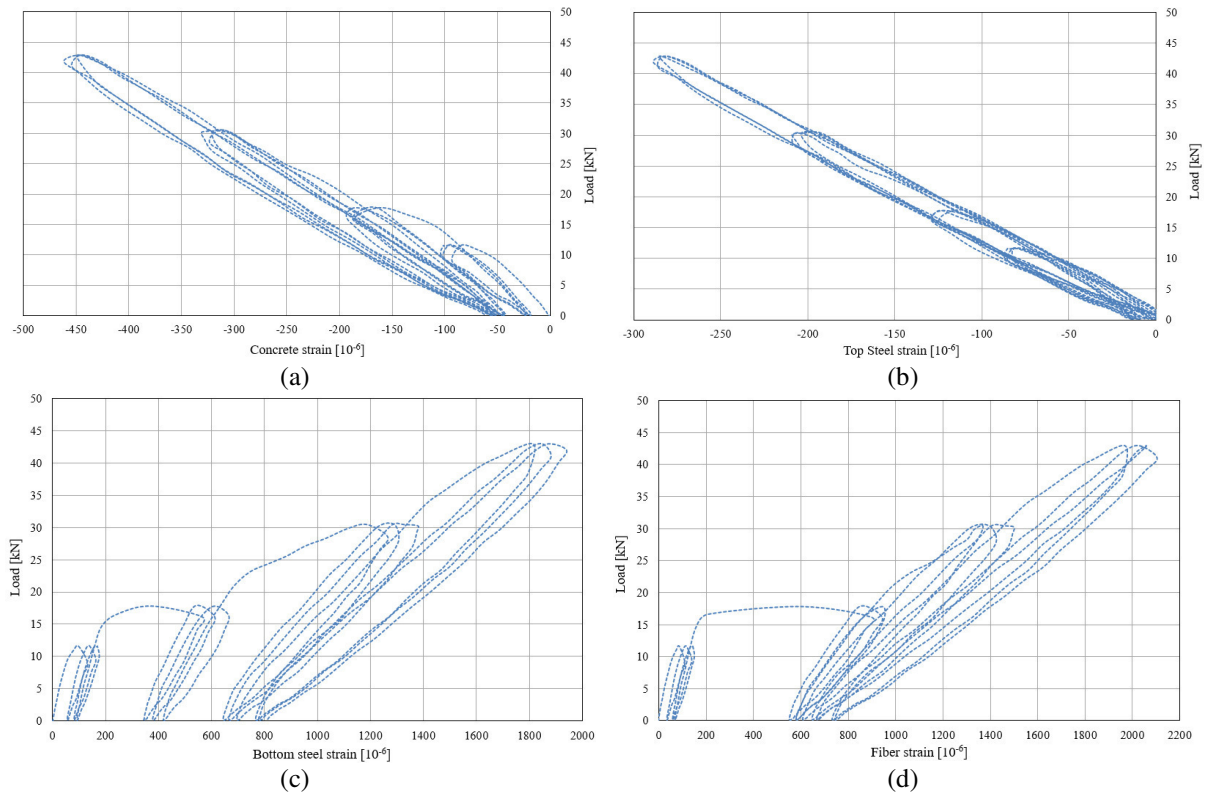


Figura 4.16 - Curve carico-deformazione trave EB_SS_B per i primi 12 cicli: (a) calcestruzzo; (b) barra d'acciaio superiore; (c) barra di acciaio inferiore; (d) fibra esterna.

Tabella 4.8 - Deformazioni a rottura.

Beam ID	ϵ_c	ϵ_s	ϵ_s	ϵ_f
M/EB_SS_A	0.00255	0.00108	0.00724	0.00621
IRS_SS_A	0.00218	0.00110	0.00724	0.00855
EB_GLV_A	0.00234	0.00115	0.00773	0.00701
IRS_GLV_A	0.00324	0.00198	0.0133	0.0113
M/EB_SS_B	0.00181	0.000791	0.00531	0.00833
EB_SS_B	0.000798	0.000520	0.00246	0.00286
IRS_SS_B	0.00130	0.000740	0.00806	0.00775
EB_GLV_B	0.00135	0.00069	0.00392	0.00710
IRS_GLV_B	0.00209	0.00106	0.0100	0.0107

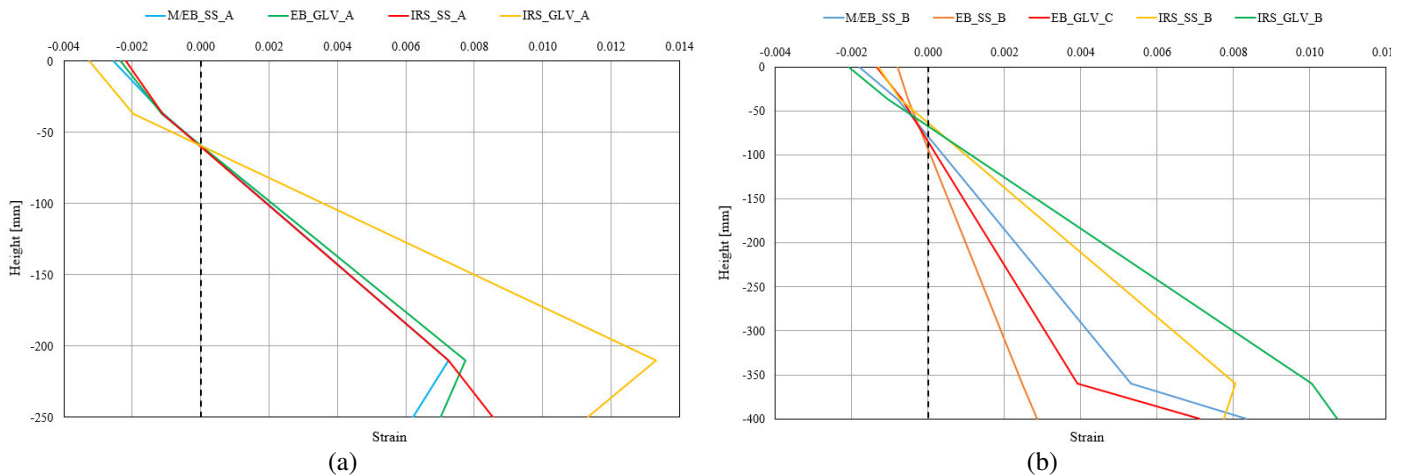


Figura 4.17 - Profilo deformativo a rottura: (a) Gruppo A; (b) Gruppo B.

4.7.3 Degrado della rigidezza flessionale

In questa sezione vengono discussi i risultati ottenuti sulla riduzione della rigidezza flessionale (EI) durante i cicli di carico, con riferimento al solo concio centrale della trave. La Figura 4.18 mostra la rigidezza flessionale calcolata al primo ciclo di ogni *step* (1° , 4° , 7° , 10°). In dettaglio, la Figura 4.18a si riferisce alle travi appartenenti al gruppo A mentre la Figura 4.18b si riferisce alle travi del gruppo B. Il valore di EI nella mezzeria è stato valutato scrivendo la relazione tra la deflessione della trave e il carico applicato (equazione di Eulero-Bernoulli) come segue (Equazione 4.1):

$$EI = \frac{Fa [3l^2 - 4a^2]}{48\delta} \quad (4.1)$$

Dove F e δ rappresentano il carico e la deflessione misurati durante le prove sperimentali. È possibile considerare dal grafico che ai primi cicli di carico la rigidezza flessionale delle travi

rinforzate con sistema SS è maggiore delle travi rinforzate con sistema GLV. Questo comportamento è congruente con travi non fortemente fessurate nei primi cicli. La fibra con maggiore peso per unità di superficie contribuisce maggiormente alla rigidità flessionale della trave. Dal 4° ciclo in poi la rigidità diminuisce progressivamente e assume un valore costante per tutte le travi. Nel gruppo B questa condizione viene raggiunta a partire dal 7° ciclo. Si osserva che le travi giungono a rottura a partire dalla stessa condizione di danneggiamento dopo il caricamento ciclico.

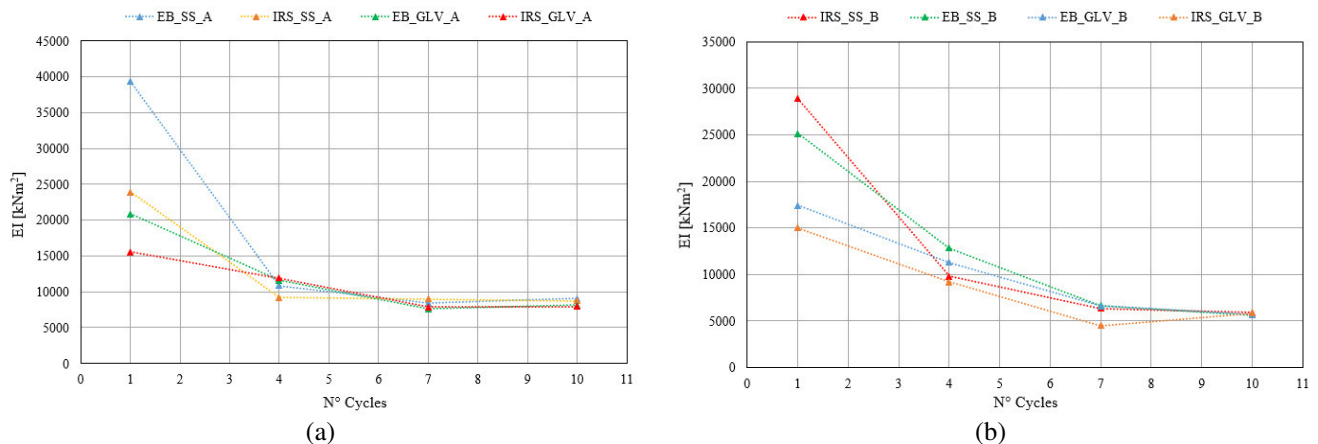


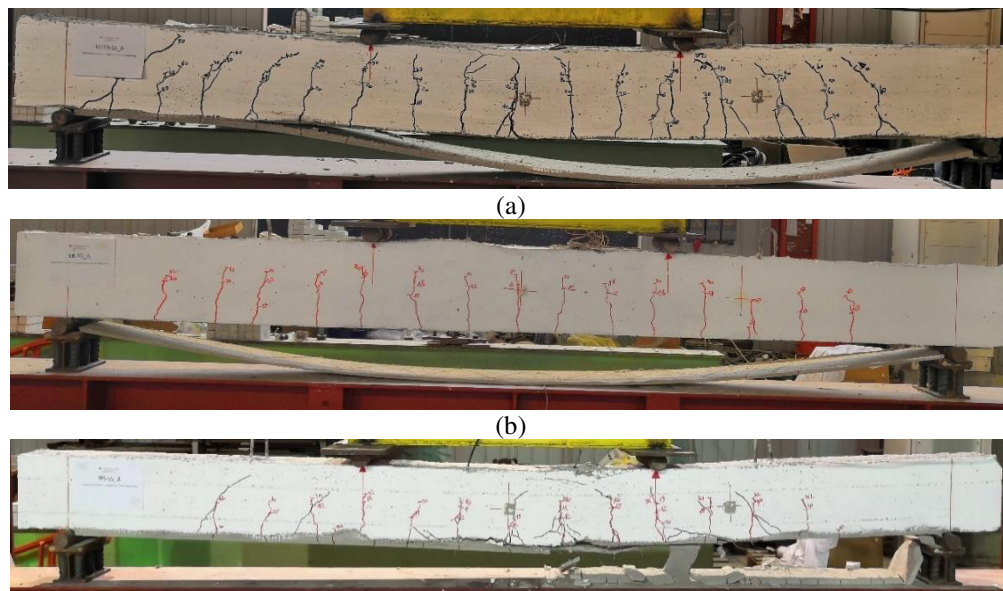
Figura 4.18 - Degradazione di rigidità flessionale durante i cicli: (a) Gruppo A; (b) Gruppo B.

4.7.4 Modalità di rottura e quadro fessurativo

Il quadro fessurativo a rottura per ciascuna trave rinforzata è riportato nelle Figure 4.19 e 4.20. Le modalità di rottura sono state rappresentate nelle stesse figure. Più precisamente le fessure formatesi durante i cicli di carico sono state contrassegnate con colore rosso, mentre quelle durante il carico monotono con colore nero. Tutte le travi hanno manifestato la formazione classica delle fessure flessionali nella regione di momento costante (parte centrale della trave) con progressione e crescita nella restante parte tra i supporti esterni al crescere del carico applicato. Vicino a ciascuna regione terminale, si sono sviluppate poche fessure da taglio a valori elevati di carico. Allo stesso tempo sono state osservate e segnate le fessure formatesi nella matrice sul composito esterno. Il rinforzo IRS/S-FRCM produce un quadro fessurativo con maggiore formazione di fessure nella parte inferiore della trave (micro-fessure all'interfaccia FRCM-calcestruzzo) rispetto alle travi armate con il sistema EB/S-FRCM. Aumenta inoltre il numero di fessure nelle travi rinforzate con fibra GLV rispetto alla fibra SS. Infine, nelle travi testate con carico monotono, si evidenzia una maggiore altezza dell'asse neutro, come si può vedere dalle figure.

Per tutte le travi rinforzate con fibra in acciaio inossidabile (SS) i meccanismi di rottura sono stati controllati mediante distacco intermedio (Fig. 4.19a-b e 4.20a-b). In particolare, la trave IRS_SS_A ha raggiunto la rottura per schiacciamento del calcestruzzo quasi contemporaneamente al distacco del rinforzo. La delaminazione totale del nastro composito si è verificata nelle travi rinforzate esternamente con tecnica EB. Questo comportamento, come già detto, è correlato alla complessità di ottenere una corretta impregnazione tra il rinforzo di acciaio inossidabile e la matrice con spessore 10 mm circa. L'inconveniente della delaminazione è stato parzialmente contenuto utilizzando la tecnica IRS, che presenta spessori della matrice più consistenti (circa 35 mm). In questo caso, il sistema di rinforzo si aggrappa direttamente sulla parte inferiore della gabbia di armatura interna oltre che sul calcestruzzo tra le staffe, aumentando la capacità di aderenza. Infatti, le travi rinforzate con tecnica IRS hanno mostrato un *debonding* parziale nella sezione centrale con distacco di parte dello strato inferiore della matrice, fornendo un comportamento più duttile con danni sviluppati attraverso l'interfaccia tra matrice e fibra d'acciaio.

Come accennato nel Paragrafo 4.7.1, tutte le travi rinforzate con fibra d'acciaio a bassa densità (GLV) hanno sfruttato la rottura a trazione del sistema composito con un'ampia fessura flessionale nella parte centrale, come illustrato nelle Figure 4.19d-e e Figure 4.20d-e. Questo tipo di rottura è indipendente dal processo di rinforzo utilizzato. Lo schiacciamento del calcestruzzo è avvenuto nella rottura delle travi del gruppo A (EB_GLV_A e IRS_GLV_A) (Figura 4.19d e Figura 4.20e). In Figura 4.21 sono riportate nel dettaglio le modalità di rottura riscontrate.



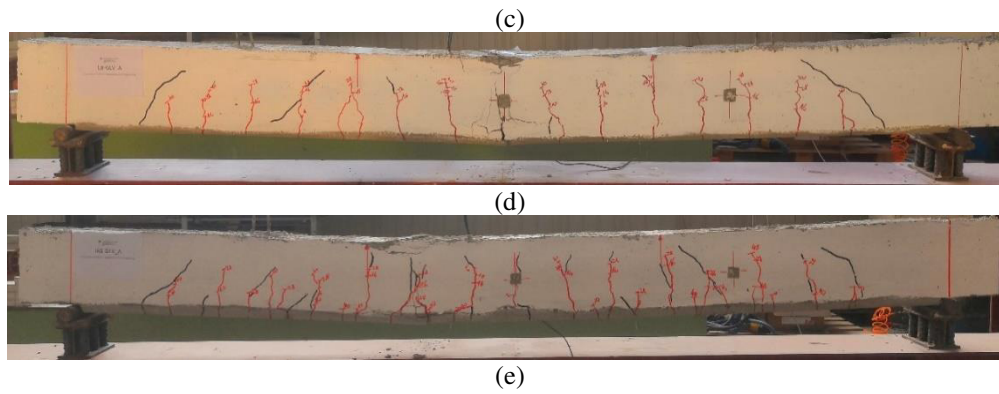


Figura 4.19 - Modalità di rottura e quadro fessurativo del gruppo A: (a) M/EB_SS_A; (b) EB_SS_A; (c) IRS_SS_A; (d) EB_GLV_A; (e) IRS_GLV_A.

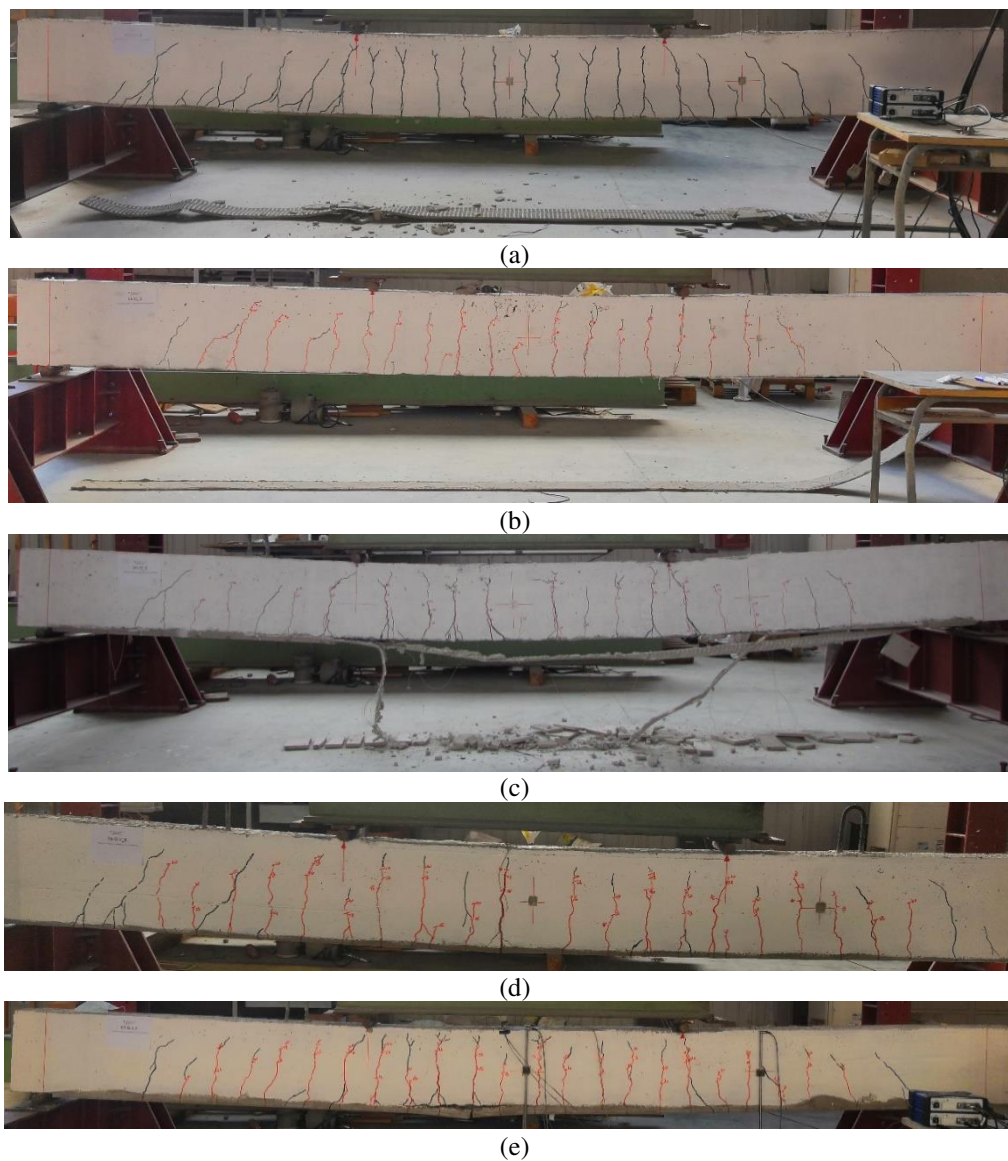


Figura 4.20 - Modalità di rottura e quadro fessurativo del gruppo B: (a) M/EB_SS_B; (b) EB_SS_B; (c) IRS_SS_B; (d) EB_GLV_B; (e) IRS_GLV_B.

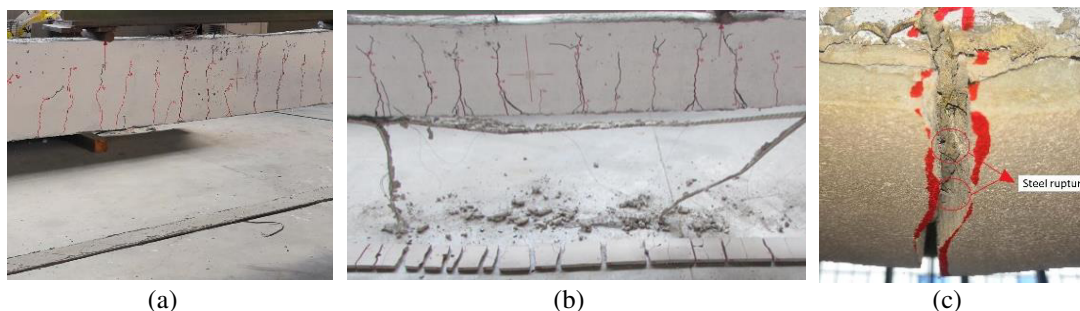


Figura 4.21 - Dettagli delle modalità di rottura osservate: (a) debonding intermedio completo delle travi EB_SS; (b) debonding intermedio parziale delle travi IRS_SS; (c) rottura della striscia di rinforzo di acciaio delle travi EB/IRS_GLV.

4.8 Ulteriori considerazioni

Il presente studio si propone di fornire una prima valutazione dell'influenza dei carichi ciclici sul comportamento dei sistemi S-FRCM nel rinforzo flessionale di travi di c.a. Per arricchire le conoscenze ottenute in questo studio, alcuni aspetti necessitano di essere approfonditi e confermati con programmi sperimentali più consistenti, considerando sia il comportamento ciclico che quello a fatica. Infine, dovrebbe essere definitivamente chiarita la questione relativa all'efficacia dei dispositivi di ancoraggio (ancoraggi a forma di U, ancoraggi a chiodo, ecc.). A questo proposito, in alcuni studi sono stati ottenuti risultati contrastanti (Kalfat et al. 2013, Prota et al. 2004).

4.9 Conclusioni parziali

L'influenza di pochi cicli a carichi elevati (fino al 75 % del carico di snervamento delle barre d'acciaio tese) conduce ad un elevato degrado dell'aderenza all'interfaccia in alcune travi. Le tecniche di rinforzo (EB e IRS) sono state confrontate per valutarne l'efficacia. I risultati di questo Capitolo possono essere riassunti di seguito:

- ✓ I risultati delle prove sperimentali hanno evidenziato la migliore efficacia del sistema S-FRCM costituito da un basso peso per unità di superficie (fibra di acciaio GLV) nel comportamento ciclico delle travi. L'elevata capacità di impregnazione dei trefoli nella matrice produce un legame di aderenza forte. Le tecniche di rinforzo EB e IRS risultano entrambe valide nel rinforzo a flessione, mostrando prestazioni strutturali migliori per la tecnica IRS.

- ✓ Utilizzando una fibra ad alto peso per unità di massa (fibra di acciaio SS), per evitare danni al composito di rinforzo, è richiesta grande attenzione nel ripristino della trave. La tecnica IRS ha dimostrato di essere una tecnica significativamente più efficace ottenendo anche una maggiore duttilità strutturale rispetto alla tecnica EB.
- ✓ Le travi rinforzate con sistema EB/S-FRCM hanno mostrato una maggiore capacità flessionale rispetto alle travi non rinforzate sotto carico monotono. L'efficacia della tecnica tradizionale è stata confermata in altri studi. D'altra parte, i risultati sperimentali evidenziando un elevato degrado dell'aderenza con carico ciclico e fibra di acciaio a densità elevata.
- ✓ La risposta del sistema IRS/S-FRCM è stata più duttile (con duttilità compresa tra 3.17 e 4.33), maggiore efficacia in termini di carico di rottura (incrementi percentuali compresi tra 19.08 % e 27.06 %) e capacità di utilizzare maggiormente le potenzialità dei materiali (calcestruzzo, acciaio e fibra).
- ✓ In generale, per tutte le travi testate si è riscontrato un aumento della resistenza flessionale e una diminuzione della duttilità in termini di deflessioni e curvature rispetto alle travi non rinforzate.
- ✓ Il coefficiente di duttilità, definito come il rapporto tra lo spostamento ultimo e lo spostamento al termine della fase elastica, è pressoché uguale nelle travi rinforzate con fibra GLV ed in tutte le travi rinforzate con tecnica IRS (da 2.27 a 4.33).

Capitolo 5

Analisi teoriche: leggi di interfaccia e valutazione della deformazione di distacco intermedia

Il presente Capitolo presenta analisi teoriche partendo dai risultati sperimentali ottenuti da giunti S-FRCM/calcestruzzo e dalle travi in c.a. rinforzate con sistemi S-FRCM. In particolare, viene calibrata una legge di aderenza che regola il comportamento di interfaccia tra calcestruzzo e sistema di rinforzo.

Le leggi di aderenza saranno usate e convalidate attraverso modelli numerici agli elementi finiti nel Capitolo 6.

Per la definizione della deformazione intermedia di *debonding*, necessaria nel processo di rinforzo flessionale, sono state utilizzate sia la procedura indicata dal documento CNR-DT 215 (2020) che semplici formule predittive proposte da altri autori. I risultati ottenuti sono confrontati utilizzando le prove effettuate ed esposte nei precedenti Capitoli ed utilizzando un ampio database sperimentale di dati disponibili in letteratura.

Le analisi ed i risultati presentati e discussi in questo Capitolo sono in fase di revisione su rivista scientifica internazionale.

5.1 Modello analitico per la definizione di leggi di aderenza di giunti S-FRCM/calcestruzzo

L'utilizzo dei materiali compositi è basato sul fenomeno di aderenza ed il trasferimento degli sforzi tangenziali che si sviluppano all'interfaccia tra supporto (elemento da rinforzare) ed il composito (rinforzo). Appropriate leggi di interfaccia tensione tangenziale – scorrimento (τ - s) sono fondamentali per la riproduzione accurata del comportamento non lineare dei sistemi FRCM. In questa parte dell'elaborato viene valutata la distribuzione delle deformazioni lungo il rinforzo composito e proposta una legge di aderenza definita e calibrata utilizzando i dati sperimentali ottenuti nel Capitolo 3 e convalidata con modelli numerici nel Capitolo 6.

Le leggi coesive definiscono la relazione tra la tensione tangenziale all'interfaccia e lo spostamento relativo (scorrimento) tra un punto situato nella matrice situato sulla superficie di interfaccia e lo stesso punto nel rinforzo (in questo caso costituito da fibre in acciaio).

Gli approcci disponibili per identificare una legge di interfaccia possono essere di tipo diretto ed indiretto. In questo lavoro si farà riferimento a due approcci diretti partendo dai risultati sperimentali ottenuti.

Uno dei metodi più utilizzati per ottenere una relazione τ - s consiste nel posizionamento di estensimetri (ES) sulla superficie della striscia di rinforzo (Mazzotti et al. 2009). Di conseguenza, è possibile ottenere la distribuzione della deformazione assiale lungo l'interfaccia corrispondente ad ogni estensimetro.

Alcuni provini di calcestruzzo testati nel Capitolo 3 sono stati equipaggiati con 5 estensimetri lineari (Figura 5.1). Piccoli incassi sono stati realizzati nella parte superiore del composito prima della completa stagionatura della matrice al fine di non danneggiare l'adesione del rinforzo. Successivamente, gli estensimetri sono stati incollati sulla fibra di acciaio. La distribuzione degli estensimetri è mostrata nella Figura 5.1b distanziati di 50 mm a partire da 30 mm dal lato superiore della striscia e centrati rispetto alla larghezza del composito S-FRCM (b_f).

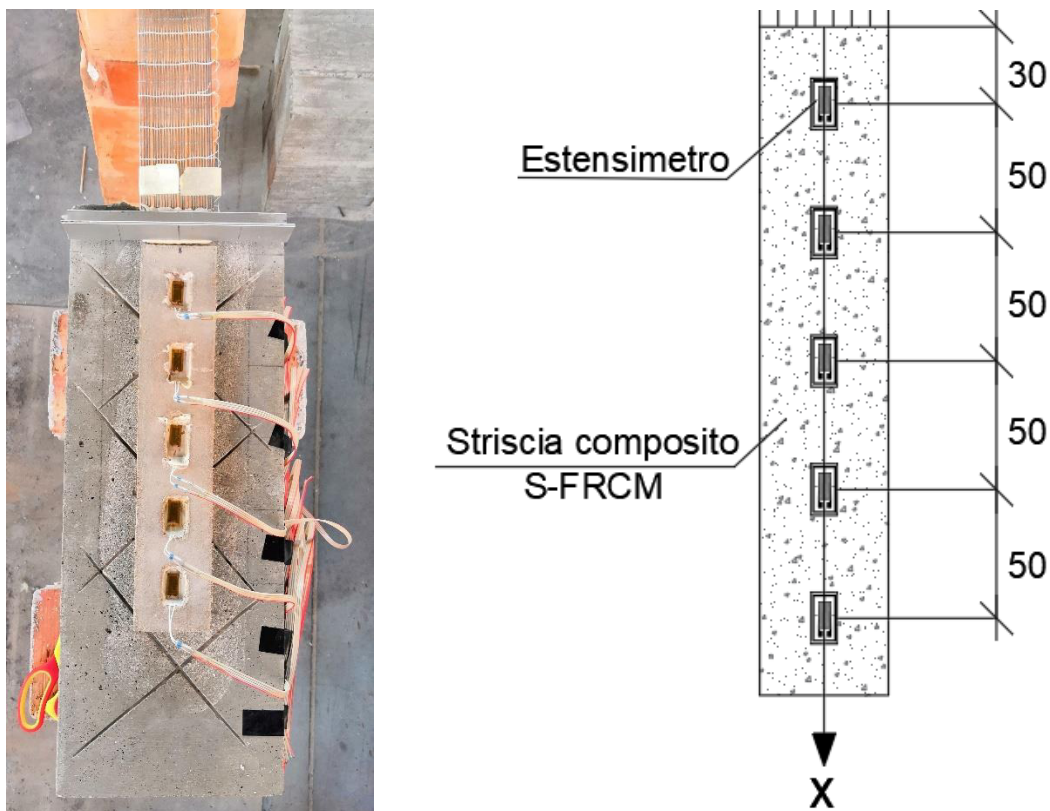
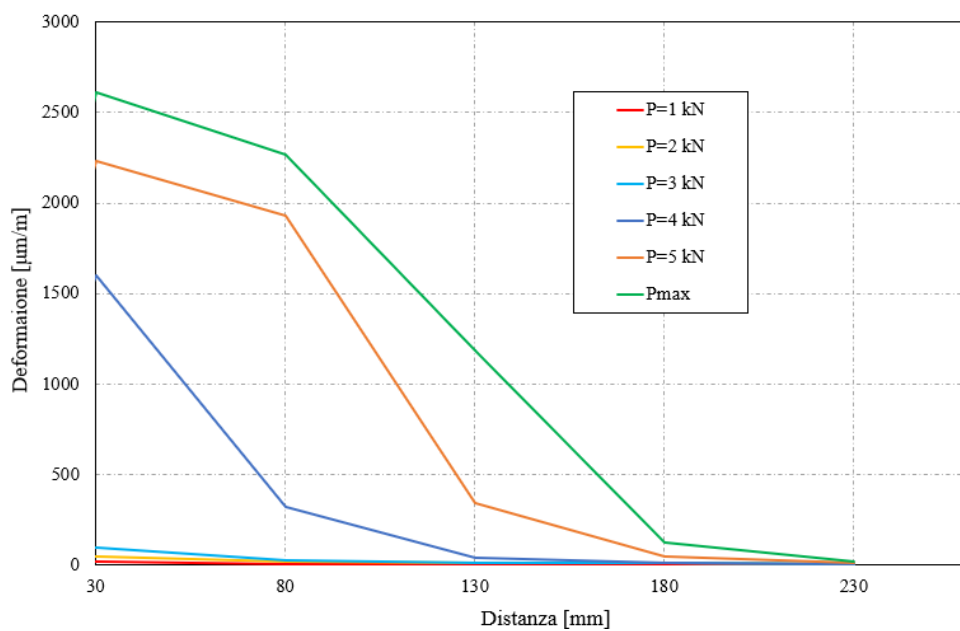


Figura 5.1 - Disposizione degli estensimetri sulla striscia composita.

Nella Figura 5.2a e Figura 5.2b sono riportati i valori sperimentali della deformazione assiale ϵ di un provino tipo lungo la lunghezza di incollaggio dei blocchi di calcestruzzo. Le curve sono riportate per vari livelli di carico sino al carico di rottura. Per entrambi i sistemi SS_BMN e GLV_BMN le deformazioni seguono una tendenza esponenziale.



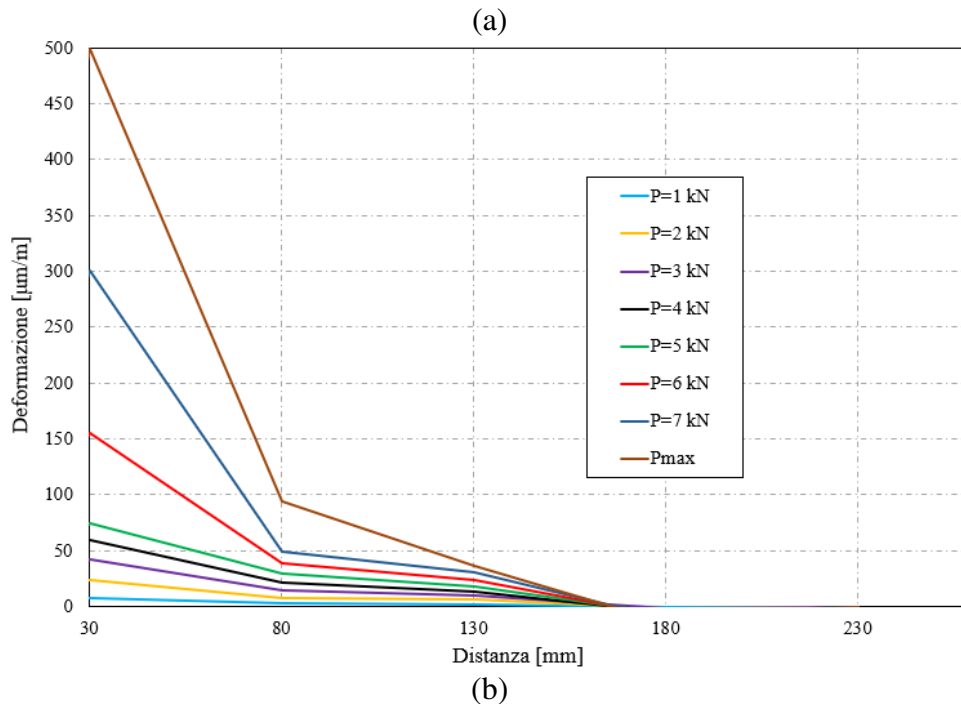


Figura 5.2 - Distribuzione deformazioni per un campione rappresentativo di calcestruzzo: (a) SS_BMN_2 e (b) GLV_BMN_2.

Considerando la fibra di acciaio inossidabile, a partire dal primo ES (situato a 30 mm dalla parte iniziale del composito) la deformazione diminuisce gradualmente fino a zero in corrispondenza del quarto ES, evidenziando una lunghezza di trasferimento efficace (l_{eff}) di circa 180 mm. Per identificare questa lunghezza è necessario osservare, dalla parte dell'estremo caricato, un andamento costante delle deformazioni (in assenza di attrito) che corrisponde ad una tensione tangenziale nulla all'interfaccia. Le tensioni tangenziali vengono trasmesse all'interno di l_{eff} che rappresenta la zona di trasferimento delle tensioni (ZTT). Il valore massimo della deformazione corrispondente al carico massimo rappresenta la deformazione di distacco di estremità (*end debonding*) che varia tra 0.00267 a 0.00332 per il sistema SS. Nel secondo sistema di rinforzo, la modalità di rottura non prevede il distacco del composito dalla superficie del calcestruzzo ma il raggiungimento della resistenza a trazione della fibra di acciaio con distacco al di fuori del tratto incollato. Per questo sistema di rinforzo è più corretto parlare di una lunghezza di ancoraggio definita come la minima lunghezza necessaria per trasferire al supporto la resistenza a trazione delle fibre.

Le deformazioni registrate nel sistema GLV mostrano valori bassi rispetto al sistema SS a causa del trasferimento quasi nullo delle sollecitazioni dalla striscia di acciaio al composito applicato al supporto in calcestruzzo. Di conseguenza, le deformazioni si concentrano principalmente

all'esterno del composito e solo parzialmente trasferite all'interno. In questo caso, i dati ottenuti non sono stati ritenuti affidabili per il calcolo della legge di interfaccia. Tuttavia, è possibile stimare la lunghezza di trasferimento efficace (l_{eff}) di circa 80 mm (a cui corrispondono deformazioni assiali costanti).

Le deformazioni misurate dagli ES nella generica ascissa x_i con origine dell'asse x di riferimento all'inizio della sezione composita, permettono di valutare la tensione media tangenziale (considerata costante) tra due ES da x_i a x_{i+1} , assumendo un comportamento elastico per il materiale composito (Equazione 5.1):

$$\tau_i = \frac{E_f A_f (\varepsilon_i - \varepsilon_{i-1})}{\Delta x} \quad (5.1)$$

Dove E_f , A_f e Δx sono, rispettivamente, il modulo elastico, l'area trasversale della fibra d'acciaio e la distanza tra due ES. Lo scorrimento s in una generica sezione può essere determinato assumendo la deformazione nella parte finale del composito pari a zero attraverso l'Equazione 5.2:

$$s_i = \frac{\Delta x}{2} \left(\varepsilon_0 + 2 \sum_{j=1}^{i-1} \varepsilon_j + \varepsilon_i \right) \quad (5.2)$$

Dove ε_0 è la deformazione della striscia S-FRCM all'estremità libera dell'area incollata (assunta pari a zero) e $\varepsilon(j=1 \dots i)$ rappresenta il valore di deformazione del j -esimo ES. I risultati ottenuti in termini di relazioni τ - s per il sistema SS_BMN sono mostrati in Figura 5.3a. Usando le equazioni sopra riportate si è ottenuta una legge di interfaccia con un ramo ascendente lineare fino al valore di tensione tangenziale massimo (τ_{max}) compreso tra 1.25 N/mm² e 1.79 N/mm² in corrispondenza di uno scorrimento (s_0) tra circa 0.12 mm e 0.15 mm. Successivamente, si ha un ramo discendente a zero a circa 0.35 mm (valutato estendendo la linea del grafico fino all'asse x). Anche in questo caso la diversa rugosità delle superfici di calcestruzzo non ha prodotto variazioni nei risultati. Questo approccio determina una legge coesiva con un primo tratto lineare dovuto alla procedura adottata (per punti). La legge d'interfaccia può quindi essere semplificata in un modello bilineare. La Tabella 5.1 riporta i valori rappresentativi delle leggi ottenute. Nello specifico, sono state riportate la pendenza dei due rami lineari k_1 e k_2 , la massima sollecitazione tangenziale τ_{max} , il corrispondente scorrimento s_0 e l'energia di frattura G_f .

Un metodo alternativo per ottenere una relazione d'interfaccia τ - s che si sviluppa nella lunghezza di incollaggio del rinforzo, è proposto da Dai e Ueda (2005) per le applicazioni FRP e convalidato in Bencardino et al. (2017) per i sistemi FRCM. La legge di aderenza può essere ottenuta analiticamente utilizzando le Equazioni 5.3, 5.4 e 5.5. Questo metodo non necessita dell'utilizzo di estensimetri lungo la striscia di rinforzo. Secondo Shima et al. (1987) la deformazione lungo il composito S-FRCM può essere espressa in funzione dello scorrimento s e considerando una distribuzione delle deformazioni esponenziale:

$$\varepsilon = f(s) = A(1 - \exp(-Bs)) \quad (5.3)$$

Dove A e B sono parametri sperimentali calcolati attraverso una regressione non lineare. Usando passaggi matematici, la relazione τ - s può essere scritta come segue:

$$\tau = A^2 B E_f t_f \exp(-Bs)(1 - \exp(-Bs)) \quad (5.4)$$

L'energia di frattura di modo II è definita come l'area della curva τ - s e può essere calcolata come:

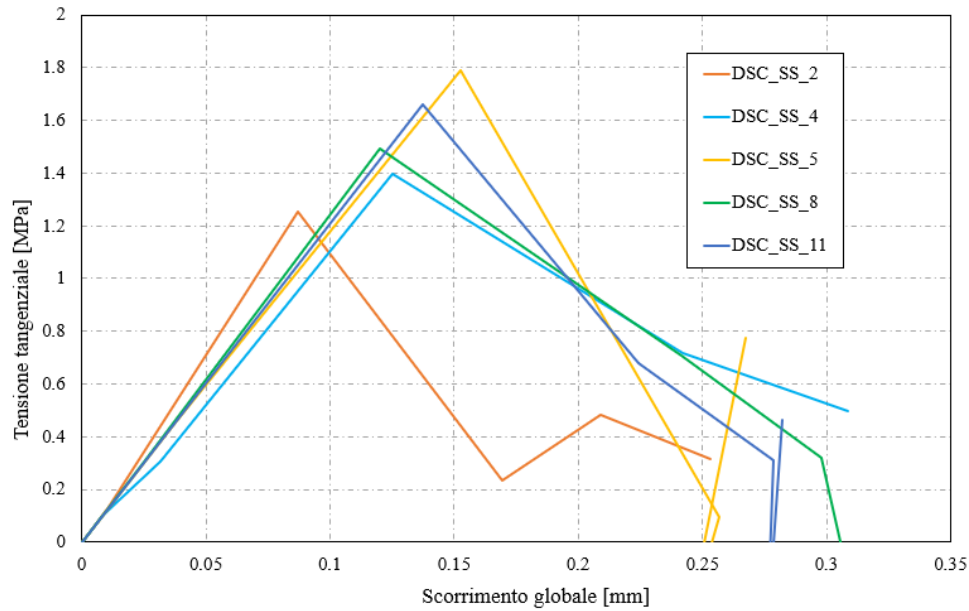
$$G_f = \int_0^{inf} \tau ds = \frac{1}{2} A^2 E_f t_f \quad (5.5)$$

Infine, il carico teorico massimo raggiunto dal sistema S-FRCM può essere valutato mediante l'Equazione 5.6:

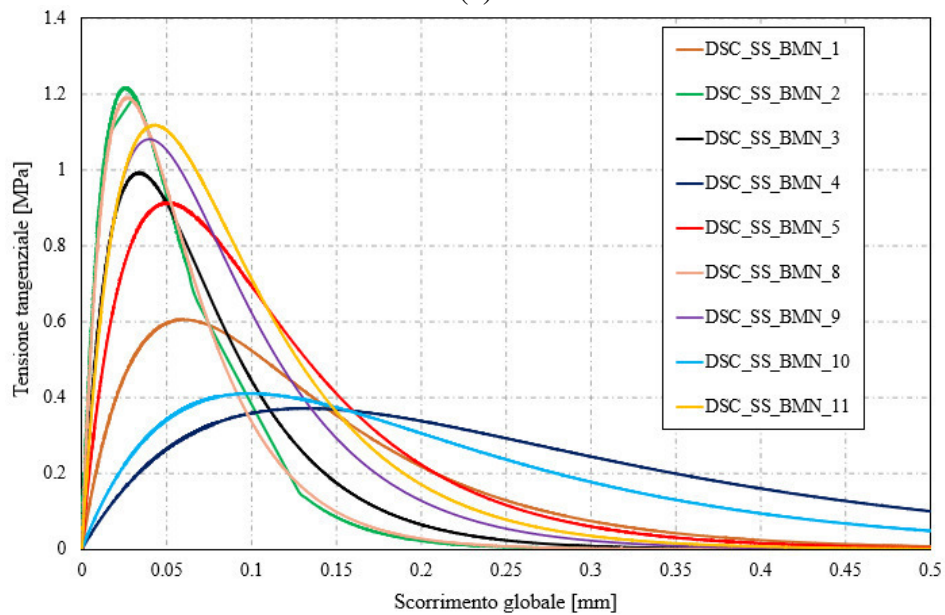
$$F_{max} = b_f E_f t_f \varepsilon_{max} = b_f E_f t_f \lim_{s \rightarrow inf} A(1 - \exp(-Bs)) = b_f E_f t_f A \quad (5.6)$$

La procedura si avvia interpolando con una regressione non lineare la curva ε - s in cui vengono valutati numericamente i coefficienti A e B (utilizzando l'Equazione 5.3). Le deformazioni sono ottenute direttamente come $\varepsilon = F/E_f A_f$. F e s sono la forza e lo scorrimento ricavato dalle prove di aderenza. I valori dello scorrimento (s_{max}) corrispondente alla massima sollecitazione tangenziale (τ_{max}) è stato valutato utilizzando la formula $s_{max} = \ln(2/B) = 0.693B$. La tensione tangenziale massima corrispondente può essere ottenuta come $\tau_{max} = 0.5BG_f$. Ulteriori dettagli sulla procedura numerica possono essere trovati in Dai e Ueda (2005).

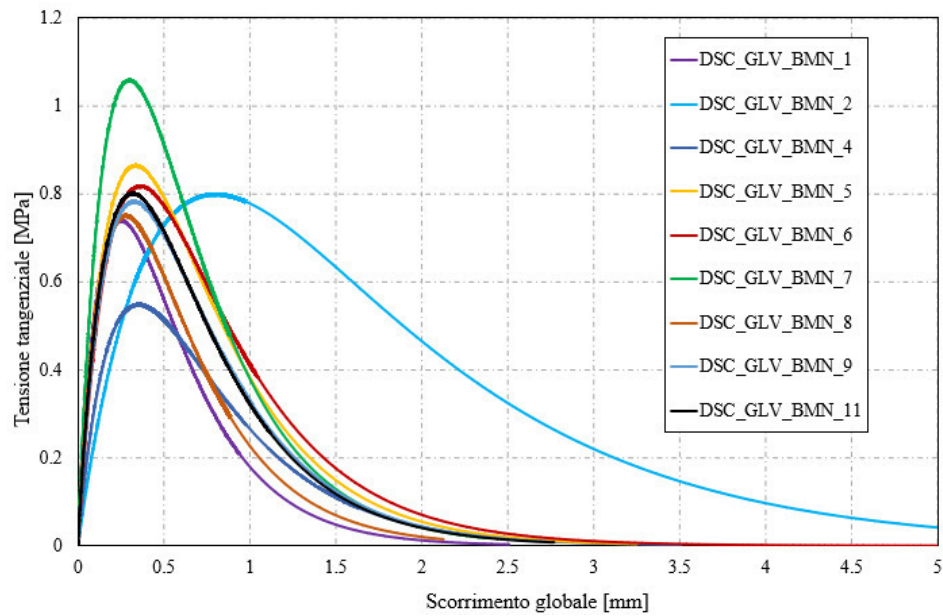
Per ogni prova sperimentale di aderenza i parametri A e B , l'energia di frattura G_f , la resistenza tangenziale massima τ_{max} e il corrispondente scorrimento s_{max} , il carico teorico F_{theo} e il carico sperimentale F_{exp} sono stati valutati e riassunti nella Tabella 5.2. Le curve ottenute per entrambi i sistemi SS_BMN e GLV_BMN sono riportate nella Figura 5.3b e Figura 5.3c.



(a)



(b)



(c)

Figura 5.3 - Leggi di interfaccia: (a) ES sistema SS; (b) Dai e Ueda sistema SS; (c) Dai e Ueda sistema GLV.

I campioni rinforzati con fibra di acciaio inossidabile mostrano una buona corrispondenza tra risultati sperimentali e teorici (Tabella 5.2). Infine, per quanto riguarda l'acciaio galvanizzato, il metodo proposto produce meno confidenza per due soli provini rispetto ai risultati sperimentali con risultati più dispersi. Un confronto diretto tra le due leggi di interfaccia può essere fatto in termini di energia di frattura. La stima dell'energia di frattura è fondamentale per la definizione di una legge di aderenza, perché con questa grandezza è possibile prevedere con precisione il valore del carico massimo trasmissibile. Di conseguenza, l'energia di frattura di modo II giunti calcestruzzo/GLV è sette volte maggiore (85.38 %) rispetto al sistema con fibra di acciaio SS. Il risultato è una forza a distacco più elevata nel sistema GLV che provoca la rottura delle corde senza distacco del composito.

Tabella 5.1 - Parametri della legge di interfaccia riportati in Figura 5.3a.

Campione	τ_{\max} (N/mm ²)	s_0 (mm)	k_1 (N/mm ³)	k_2 (N/mm ³)	G_f (N/mm)
DSC_SS_BMN_2	1.254	0.0872	14.37	12.40	0.188
DSC_SS_BMN_4	1.398	0.125	11.15	5.85	0.280
DSC_SS_BMN_5	1.791	0.153	11.74	16.28	0.269
DSC_SS_BMN_8	1.492	0.120	12.41	6.59	0.261
DSC_SS_BMN_11	1.660	0.137	12.10	11.30	0.291

Tabella 5.2 - Parametri delle leggi di interfaccia riportate nella Figura 5.3b e Figura 5.3c.

Specimen	A	B (mm ⁻¹)	G _r (N/mm)	τ_{\max} (N/mm ²)	δ_{\max} (mm)	R ²	F _{theo} (kN)	F _{exp} (kN)	Err (%)
DSC_SS_BMN_1	0.00215	11.5	0.105	0.6051	0.060	0.9629	5.357	4.885	8.81
DSC_SS_BMN_2	0.00199	26.89	0.090	1.2149	0.026	0.7548	5.705	4.527	20.65
DSC_SS_BMN_3	0.00207	20.48	0.097	0.9913	0.034	0.913	5.240	4.686	10.57
DSC_SS_BMN_4	0.00250	5.239	0.142	0.3710	0.132	0.9901	5.977	5.668	5.17
DSC_SS_BMN_5	0.00243	13.64	0.134	0.9119	0.051	0.8832	6.701	5.507	17.82
DSC_SS_BMN_8	0.00202	25.68	0.093	1.1894	0.027	0.9644	5.158	4.584	11.14
DSC_SS_BMN_9	0.00234	17.44	0.124	1.0811	0.040	0.9029	5.935	5.303	10.65
DSC_SS_BMN_10	0.00228	6.982	0.117	0.4101	0.099	0.9652	5.652	5.162	8.67
DSC_SS_BMN_11	0.00247	16.12	0.139	1.1171	0.043	0.9769	5.967	5.606	6.05
DSC_GLV_BMN_1	0.00729	2.732	0.540	0.7381	0.254	0.9501	6.993	7.412	-6.00
DSC_GLV_BMN_2	0.0135	0.866	1.845	0.7985	0.801	0.9989	7.669	13.696	-78.58
DSC_GLV_BMN_4	0.00742	1.958	0.560	0.5480	0.354	0.9901	7.439	7.544	-1.42
DSC_GLV_BMN_5	0.00907	2.064	0.837	0.8638	0.336	0.9938	7.620	9.225	-21.07
DSC_GLV_BMN_6	0.00918	1.907	0.857	0.8168	0.363	0.9834	8.190	9.333	-13.95
DSC_GLV_BMN_7	0.00950	2.306	0.917	1.0578	0.301	0.9835	8.581	9.658	-12.55
DSC_GLV_BMN_8	0.00769	2.495	0.601	0.7503	0.278	0.9869	7.021	7.820	-11.38
DSC_GLV_BMN_9	0.00851	2.121	0.737	0.7818	0.327	0.9812	7.804	8.658	-10.93
DSC_GLV_BMN_11	0.00851	2.174	0.736	0.8002	0.319	0.9889	7.779	8.652	-11.22

5.2 Valutazione della deformazione intermedia per la progettazione di rinforzi a flessione

In questa parte di tesi vengono elaborati i risultati dei test sperimentali e di un database di letteratura (riferimenti riportati in Tabella 5.7 e 5.8) al fine di ottenere la stima della deformazione flessionale per la progettazione di sistemi S-FRCM applicati su travi di c.a., secondo le indicazioni emanate dal documento CNR DT-215/2018 (2020). Una seconda metodologia di stima è stata ottenuta attraverso l'uso di semplici formule predittive. Successivamente i confronti sono stati effettuati con i risultati delle travi testate sperimentalmente. Infine, il confronto è stato effettuato tra le due procedure e i risultati sperimentali.

Attualmente, le indicazioni per la qualificazione meccanica dei compositi FRCM ed i parametri richiesti per le procedure di progetto sono riportati, in maniera ancora non del tutto soddisfacente, in ACI 549.6R-20 (2020), CNR-DT 215/2018 (2020), AC 434 (2018). La filosofia di progetto contenuta in Ascione et al. (2015) propone di combinare i risultati dei test di aderenza con i risultati dei test di trazione su provini FRCM per ottenere la deformazione composita efficace. Le indicazioni contenute nel documento CNR italiano, invece, comparano le prove di aderenza con i risultati delle prove di trazione sulla fibra secca. Questo documento inizia a fornire le prime indicazioni progettuali affinché i sistemi di rinforzo FRCM possano essere utilizzati nel mondo professionale. Essa fornisce un coefficiente pari a 1.5 che consente il passaggio da una deformazione di distacco di estremità (ottenuta da prove di aderenza) ad una

deformazione di distacco ottenuta in corrispondenza della rottura per flessione di travi in c.a (definita deformazione intermedia). La proposta si basa sull'assunzione che nelle applicazioni FRCM il carico viene trasferito dalla struttura al rinforzo mediante sollecitazioni tangenziali all'interfaccia substrato-matrice senza interessamento del supporto, al contrario delle applicazioni che utilizzano resina epossidica (FRP).

Dalle curve carico - scorrimento riportate nel Capitolo 3 è possibile identificare il valore medio di deformazione di estremità ($\varepsilon_{lim,conv}$) mediante l'intersezione tra la retta corrispondente al valore di picco della tensione ($\sigma_{lim,conv}$), ed il legame costitutivo della fibra secca ottenuto dalle prove di trazione effettuate su nastro di acciaio. Il calcolo può essere effettuato automaticamente dividendo la tensione massima della prova di aderenza per il modulo elastico della fibra secca (E_f). Nello specifico, ogni valore della tensione massima delle prove di aderenza è stato combinato con il valore medio del modulo elastico delle fibre secche, al fine di ottenere i valori di deformazione medi e caratteristici per la valutazione della deformazione di distacco di estremità e la deformazione di distacco intermedia ($\varepsilon^{(a)}_{lim,conv}$). Quest'ultima si ottiene moltiplicando deformazione $\varepsilon_{lim,conv}$ per 1.5. Infine, i valori caratteristici (frattile del 5 %) $\varepsilon_{lim,conv,k}$ e $\varepsilon^{(a)}_{lim,conv,k}$ di entrambi i sistemi (SS_BMN e GLV_BMN), sono calcolati come il valore medio $\varepsilon_{lim,conv,m}$ meno il coefficiente k_n moltiplicato per la deviazione standard s_x . Il coefficiente k_n dipende dal numero di campioni testati come riportato nell'Eurocodice 0 (valori non noti a priori). Il calcolo è stato effettuato organizzando i risultati sperimentali dapprima in base alla larghezza (b_c) dei prismi di calcestruzzo. Quindi la procedura è stata ripetuta utilizzando tutti i campioni disponibili. I parametri di qualificazione (valori caratteristici) per i due sistemi di calcestruzzo S-FRCM sono elencati nella Tabella 5.3. La stessa tabella mostra i valori degli scarti quadratici medi s_x , i coefficienti di variazione C.V., il coefficiente k_n , la deformazione di estremità caratteristica $\varepsilon_{lim,conv,k}$ e la deformazione intermedia caratteristica $\varepsilon^{(a)}_{lim,conv,k}$. Per il sistema SS_BMN il primo gruppo di risultati è costituito dai campioni SS_BMN_1, SS_BMN_2, SS_BMN_3 e SS_BMN_4. Il secondo gruppo, invece, dai restanti campioni (5, 8, 9, 10 e 11). Per i sistemi GLV_BMN il primo gruppo è stato assemblato con i campioni GLV_BMN_1, GLV_BMN_2, GLV_BMN_4, mentre il secondo con i risultati dei campioni 5, 6, 7, 8, 9 e 11. Infine, la procedura è stata ripetuta per tutti i 9 campioni testati di entrambi i sistemi. I valori dei coefficienti k_n corrispondenti a 3, 4, 5, 6 e 9 campioni, sono rispettivamente pari a 3.37, 2.63, 2.33 e 1.96.

Semplici formule predittive sono state proposte per la valutazione della deformazione di distacco intermedio negli elementi rinforzati con sistemi S-FRCM (Bencardino et al. 2018)

attraverso l'analisi di un database di prove sperimentali riportate in letteratura. Le Equazioni 5.7 e 5.8 mostrano che la deformazione è correlata alla rigidità assiale del rinforzo ($E_f t_f n_f$). I coefficienti 2.57, 2.24, 0.53 e 0.52 tengono conto delle proprietà elastiche/di frattura dell'interfaccia fibra-matrice e altre incertezze. Nello specifico, tengono conto delle diverse proprietà meccaniche delle matrici cementizie. Tuttavia, come dimostrato in Bencardino e Nisticò (2018), espandendo il database i coefficienti possono assumere un valore diverso ma, allo stesso tempo, considerando i valori massimo e minimo le relazioni forniscono risultati non molto diversi tra loro. Nella Tabella 5.4 sono riportati i risultati ottenuti, dove $\varepsilon_{f,deb}^1$ e $\varepsilon_{f,deb}^2$ rappresentano i valori di deformazione di *debonding* valutati utilizzando le formule predittive e con $\varepsilon_{f,deb}^{AV}$ è indicato il valore medio:

$$\varepsilon_{f,deb}^1 = 2.57 \cdot (n_f E_f t_f)^{-0.53} \quad (5.7)$$

$$\varepsilon_{f,deb}^2 = 2.24 \cdot (n_f E_f t_f)^{-0.52} \quad (5.8)$$

Il confronto per il sistema SS è stato effettuato utilizzando i risultati di due travi testate a flessione disponibili in Bencardino e Condello (2016) e le due travi testate in questo lavoro (M-EB_SS_A e M-EB_SS_B). Le deformazioni a rottura sono state misurate sperimentalmente mediante estensimetri lineari ($\varepsilon_{f,exp}$), con valori pari a: 0.00599, 0.00587, 0.00621 e 0.00833 (valore medio pari a 0.0066). La deformazione di progetto del sistema GLV è stata confrontata direttamente con la deformazione di trazione a rottura della fibra secca (0.0121). Nell'ultima colonna della Tabella 5.3 è indicato con α_{real} il rapporto diretto tra la deformazione di distacco intermedia sperimentale ($\varepsilon_{f,exp}=0.0066$) e la deformazione di estremità media ($\varepsilon_{lim,conv,m}$).

Indicazioni per la valutazione della deformazione di *debonding* sono anche specificati nel documento americano ACI 549.6R-20 (2020). Secondo questo documento, il valore della deformazione raggiunta nel rinforzo FRCM ε_{fe} , deve essere limitato alla deformazione di trazione di progetto del materiale composito FRCM ε_{fd} ed è definito come $\varepsilon_{fe}=\varepsilon_{fd} \leq 0.012$. Questo approccio tiene conto delle proprietà meccaniche del sistema FRCM attraverso le prove di trazione con meccanismo di tiro “*clevis-type*” ed utilizzando un modulo elastico diverso da quello delle fibre. Viene trascurato il comportamento di aderenza.

Tabella 5.3 - Applicazione procedura LG per la valutazione della deformazione intermedia.

Sistema	N° campioni	$\sigma_{lim,conv,m}$ (MPa)	$E_{f,m}$ (MPa)	$\epsilon_{lim,conv,m}$	S_x	C.o.V. (%)	k_n	$\epsilon_{lim,conv,k}$	$\epsilon^{(a)}_{lim,conv,k}$	α_{real}
SS	4	464.38		0.00247	0.00015	6.05	2.63	0.00207	0.00311	2.67
	5	490.17	188362.12	0.00260	0.00025	9.52	2.33	0.00203	0.00304	2.54
	9	478.70		0.00254	0.00021	8.28	1.96	0.00213	0.00319	2.60
GLV	3	1775.10		0.00723	0.00034	4.70	3.37	0.00609	0.00913	1.67
	6	1887.35	245470.13	0.00769	0.00052	6.75	2.18	0.00656	0.00984	1.57
	9	1849.93		0.00754	0.00050	6.63	1.96	0.00656	0.00984	1.61

Tabella 5.4 - Deformazione intermedia ottenuta tramite formule predittive.

Sistema	$\epsilon^1_{f,deb}$	$\epsilon^2_{f,deb}$	$\epsilon_{f,deb}^{AV}$
SS	0.00876	0.00850	0.00863
GLV	0.0134	0.0129	0.00132

I risultati mostrano che le deformazioni di delaminazione di estremità sono comprese tra 0.00203 e 0.00213 e la corrispondente deformazione di delaminazione intermedia tra 0.00304 e 0.00319 per il sistema SS_BMN (valori caratteristici). I valori ottenuti per il composito GLV_BMN sono compresi tra 0.00609 e 0.00656 (deformazioni di delaminazione di estremità) e da 0.00913 a 0.00984 (deformazioni di delaminazione intermedie), rispettivamente. Come si può vedere dai coefficienti di variazione, i valori medi differiscono poco dai valori caratteristici ed inoltre la larghezza dei prismi in calcestruzzo non influisce sui risultati finali. Infatti, come previsto, i valori di deformazione raggiunti dal sistema galvanizzato (GLV) sono superiori rispetto al sistema inossidabile (SS) grazie alla minore spaziatura tra le corde, come suggerito dal rapporto di efficienza. Va comunque considerato che è necessario passare da valori caratteristici a valori di progetto mediante l'utilizzo di opportuni coefficienti di sicurezza del materiale. Vengono di seguito considerati tre fattori di sicurezza del materiale (γ_m) pari a 1.15, 1.30 e 1.50. Il secondo è il coefficiente utilizzato in passato per gli acciai non controllati in stabilimento, mentre il primo ed il terzo si riferiscono, rispettivamente, al coefficiente classico in uso per l'acciaio e per il calcestruzzo. I fattori di sicurezza riducono ulteriormente il valore di deformazione di *debonding* da utilizzare nella progettazione flessionale e la Tabella 5.5 mostra i valori di progetto della deformazione di delaminazione intermedia. La Tabella 5.6 riassume le differenze percentuali tra i valori sperimentali e predittivi con coefficienti di sicurezza pari a 1 (valore iniziale caratteristico), 1.15, 1.30 e 1.50.

Tabella 5.5 - Confronto teorico/sperimentale.

Sistema	$\varepsilon_{f,exp}$	CNR-DT 215/2018			Predictive formulas		
		$\gamma_m=1.15$	$\gamma_m=1.30$	$\gamma_m=1.50$	$\gamma_m=1.15$	$\gamma_m=1.30$	$\gamma_m=1.50$
		$\varepsilon^{(\alpha)}_{lim,conv,d}$			$\varepsilon^{AV}_{f,deb,d}$		
SS	0.0066	0.00278	0.00246	0.00213	0.00751	0.00664	0.00576
GLV	0.0121	0.00855	0.00757	0.00656	0.0114	0.0101	0.00875

Tabella 5.6 - Valori sperimentali e di progetto.

Sistema	$\varepsilon_{f,exp}$	CNR-DT 215/2018				Predictive formulas			
		$\gamma_m=1$	$\gamma_m=1.15$	$\gamma_m=1.30$	$\gamma_m=1.50$	$\gamma_m=1$	$\gamma_m=1.15$	$\gamma_m=1.30$	$\gamma_m=1.50$
		Diff. (%)				Diff. (%)			
SS	0.0066	-106.65	-137.65	-168.65	-209.98	23.55	12.08	0.61	-14.68
GLV	0.0121	-23.01	-41.47	-59.92	-84.52	7.77	-6.07	-19.90	-38.35

I risultati mostrano che la procedura riportata nel documento CNR-DT/215 (2018) porta a valori estremamente bassi per la fibra ad alta densità (SS), rispetto ai valori sperimentali. Il valore di α_{real} risulta essere intorno a 2.60 per questa tipologia di fibra, superiore al coefficiente proposto dalla linea guida ($\alpha=1.5$). D'altra parte, le formule predittive proposte forniscono un valore leggermente superiore al riferimento sperimentale, che può essere facilmente corretto con un fattore di sicurezza $\gamma_m=1.50$. Per il sistema GLV, la procedura CNR-DT/215 (2018) e le formule predittive producono risultati comparabili. Indicativamente, il coefficiente proposto dalla linea guida appare in linea con i risultati sperimentali (α_{real} circa 1.60), mentre la formula predittiva fornisce valori attendibili ed a vantaggio di sicurezza con un coefficiente di sicurezza pari a 1.15.

La stessa procedura è stata ripetuta utilizzando un database di risultati sperimentali di sistemi S-FRCM disponibili in letteratura: test eseguiti su travi di c.a. rinforzate esternamente a flessione (Napoli e Realfonzo 2015, Bencardino e Condello 2016, Barton et al. 2005, Sneed et al. 2016, Ombres e Verre 2019) (Tabella 5.7) e prove di aderenza (Bencardino et al. 2017, Sneed et al. 2016, Matana et al. 2005, Realfonzo et al. 2016, Ascione et al. 2020) (Tabella 5.8). Le proprietà dei tessuti di acciaio dichiarati dagli autori sono state riportate nella Tabella 5.9, con E_{f1} il modulo elastico del rinforzo esterno ottenuto dalla scheda tecnica ed E_{f2} ottenuto dalle prove sperimentali. Nei calcoli sviluppati, lo spessore nominale delle fibre e il modulo di Young sono forniti dal produttore o identificati nelle pubblicazioni. I dati esaminati sono stati suddivisi in base alla densità della fibra: bassa (L), media (M) e alta (H). Nello specifico, per ogni lavoro sperimentale sulle travi sono riportati nella Tabella 5.7 i seguenti dati: larghezza trave (b_c),

altezza trave (H), altezza utile (h), luce trave (l), luce di taglio (a), resistenza media a compressione del calcestruzzo (f_{cm}), tensione di snervamento delle barre d'acciaio interne (f_{ym}), area trasversale delle barre d'acciaio in tensione (A_s), area del rinforzo esterno riferito al tessuto secco (A_f), valore sperimentale di deformazione intermedia ($\epsilon_{f,max}$) e infine l'indicazione della fibra di rinforzo esterna.

Per quanto riguarda il database delle prove di aderenza (Tabella 5.8) sono stati riportati il carico massimo (P_{max}), la tensione massima (σ_{max}) e la deformazione di distacco intermedia calcolata con procedura CNR-DT/215 (2018) ($\epsilon^{(a)}_{lim,conv}$). Nel database sono stati raccolti solo i dati di provini con sufficiente lunghezza di incollaggio (≥ 200 mm) al fine di evitare risultati dove non si è raggiunto il massimo carico di distacco. I risultati ottenuti dalle formule predittive sono stati raccolti nella Tabella 5.10 per ciascun set di travi testate sperimentalmente e, infine, il confronto tra deformazioni sperimentali, procedura delle linee guida CNR-DT/215 (2018) e formule predittive (Equazioni 5.7 e 5.8), in termini di valori medi, è stato riassunto nella Tabella 5.11. $Diff_1$ rappresenta la differenza percentuale tra la deformazione sperimentale e la deformazione ottenuta con procedura CNR-DT/215 (2018) mentre $Diff_2$ rappresenta il corrispondente confronto tra le formule sperimentali e formule predittive.

Tabella 5.7 - Database sperimentale di prove di flessione di travi di c.a. rinforzate con compositi S-FRCM.

Lavoro sperimentale	ID	b _c (mm) H (mm) h (mm)	l (mm) a (mm) b _f (mm)	f _{cm} (N/mm ²) f _{ym} (N/mm ²) ρ _f	A _s (mm ²) A' _s (mm ²)	Fibra di rinforzo	ε _{f,max}
Barton et al. (2005)	SRG-2	203	2134	36.50	396.90	Hardwire 3SX	0.0065
		305	711.50	436.00	141.70		
		2438	152				
	SRG-1LD					Geosteel G600	0.0149
	SRG-2LD					Geosteel G600	0.0107
Napoli e Realfonzo (2015)	SRG-1MD	400	3400	15.14	392.50 157.0	Geosteel G2000	0.0080
		200	1220	460.00			
		167	200	0.000515/0.00152			
	SRG-1MD-A					Geosteel G2000	0.0085
	SRG-1MD-B					Geosteel G2000	0.0070
	SRG-2MD					Geosteel G2000	0.0075
	B_K_1V					Geosteel G2000	0.0043
Sneed et al. (2016)	B_K_U_1V	203	2438	31.50	396.90 141.70	Geosteel G2000	0.0056
		305	762	469.00			
		278	152	0.000686			
	B_K_2V					Geosteel G2000	0.0073
	B_K_L_1V					Geosteel G2000	0.0043
Bencardino e Condello (2016)	A-EB	150	3000/4500	16.70	401.92 100.50	Kimisteel INOX	0.00587
	B-EB	250/400 365	900/1500 100/150	367.1 0.000657			
Ombres e Verre (2019)	B-1L	140	4500	19.4	113.04 28.26	Geosteel G1200	0.0074
		300	1600	474			
		269	70	0.00028			

Tabella 5.8 - Database sperimentale prove di aderenza su prismi di calcestruzzo.

Lavoro sperimentale	ID campione	P_{max} (kN)	$\sigma_{lim,conv}$ (MPa)	$\varepsilon_{lim,conv}$	$\varepsilon_{lim,conv}^{(a)}$	Fibra di rinforzo
Matana et al. (2005)	G-12-1	28.48	727.62	0.00492	0.00738	Hardwire 3SX
	G-12-2	25.37	648.04	0.00438	0.00657	
	G-12-3	21.81	557.09	0.00377	0.00565	
Realfonzo et al. (2016)	30 LD-2	14.30	1692.98	0.00870	0.01304	Geosteel G600
	30 LD-3	15.73	1858.74	0.00955	0.01432	
	30 MD-1	16.64	655.28	0.00337	0.00505	Geosteel G2000
	30 MD-2	16.01	630.47	0.00324	0.00486	
	30 MD-3	17.66	695.45	0.00357	0.00536	
Sneed et al. (2016)	DS_K_330_50_1	9.48	734.00	0.00377	0.00565	Geosteel G2000
	DS_K_330_50_3	8.57	664.00	0.00341	0.00512	
	DS_K_330_50_4	8.80	682.00	0.00350	0.00525	
	DS_K_330_50_L_1	8.07	625.00	0.00321	0.00482	
	DS_K_330_50_L_2	9.64	747.00	0.00384	0.00576	
	DS_K_330_50_L_3	9.92	768.00	0.00394	0.00592	
	DS_K_330_50_L_4	9.45	732.00	0.00376	0.00564	
Bencardino et. al (2017)	200 S	7.24	603.33	0.00319	0.00479	Kimisteel INOX
	250 S	7.20	600.00	0.00317	0.00476	
	300	6.17	514.17	0.00272	0.00408	
	400 S	7.90	658.33	0.00348	0.00522	
Ascione et. al (2020)	30LM-10-1-1	16.43	972.19	0.00499	0.00749	Geosteel G1200
	30LM-10-1-2	17.80	1053.25	0.00541	0.00811	
	30LM-10-1-3	18.25	1079.88	0.00555	0.00832	

Tabella 5.9 - Proprietà delle fibre di acciaio.

Fibra d'acciaio	E_{r1} (MPa)	E_{r2} (MPa)	E_{fm} (MPa)	t_r (mm)	f_{fu} (MPa)	ε_{fu}	Area corda (mm ²)	Spaziatura (cord/cm)	Densità
Hardwire 3SX	151000	144690	147845	0.382	1701.83	0.0168	0.813	4.70	M
Geosteel G600	206000	183400	194700	0.086	3191.00	0.0219	0.538	1.57	L
Geosteel G1200	206000	183400	194700	0.169	3138.30	0.0214	0.538	3.14	L-M
Geosteel G2000	206000	183400	194700	0.254	3085.70	0.0209	0.538	4.72	M
Kimisteel INOX	189000	189000	189000	0.240	1400.73	0.0148	0.470	5.20	H

Tabella 5.10 - Deformazioni di distacco intermedio ottenute dalle formule predittive.

Rif.	ID	nf	$\varepsilon_{f,deb}^{AV}$
Barton et al. (2005)	SRG-2	1	0.0077
	SRG-1LD	1	0.0145
	SRG-2LD	2	0.0101
Napoli e Realfonzo (2015)	SRG-1MD	1	0.0082
	SRG-1MD-A	1	0.0082
	SRG-1MD-B	1	0.0082
	SRG-2MD	2	0.0057

Sneed et al. (2016)	B_K_1V	1	0.0082
	B_K_U_1V	1	0.0082
	B_K_2V	2	0.0057
	B_K_L_1V	1	0.0082
Bencardino e Condello (2016)	B-EB	1	0.0086
Ombres e Verre (2019)	B-1L	1	0.0115
	B-1L-1A	1	0.0115
	B-1L-2A	1	0.0115

Tabella 5.11 - Confronti sperimentali e teorici.

Rif. / Sistema di rinforzo	$\epsilon_{f,max}^{AV}$	$\epsilon_{lim,conv}^{AV}$	$\epsilon_{lim,conv}^{(\alpha)AV}$	$\epsilon_{f,deb}^{AV}$	Diff ₁ (%)	Diff ₂ (%)	Densità	α_{real}
Barton et al. / Hardwire 3SX	0.0065	0.00436	0.00654	0.00768	0.56	18.16	M	1.49
Napoli e Realfonzo / Geosteel G600	0.0128	0.00912	0.0137	0.0123	6.89	-3.72	L	1.40
Napoli e Realfonzo / Geosteel G2000	0.0078	0.00339	0.00509	0.00761	-34.35	-1.84	M-H	2.28
Sneed et al. / Geosteel G2000	0.0054	0.00363	0.00545	0.00761	1.40	41.53	M-H	1.48
Bencardino e Condello / Kimisteel INOX	0.00599	0.00314	0.00471	0.00862	-21.30	43.87	H	1.91
Ombres e Verre / Geosteel G1200	0.0074	0.00532	0.00797	0.0115	7.77	55.60	L-M	1.39

I risultati sperimentali contenuti nel database potrebbero essere inficiati da errori di misurazione della deformazione sperimentale e quindi alcuni valori risultano inaffidabili. In generale, i dati mostrano che entrambe le metodologie proposte portano a risultati affidabili nel caso di nastri in acciaio a bassa densità correggibili con opportuni fattori correttivi. Le fibre ad alta densità sono caratterizzate da un prematuro distacco dovuto alla difficile impregnazione delle matrici inorganiche, che rende più difficile prevedere la deformazione di rottura. Vale la pena notare che il coefficiente di transizione tra i due valori (α_{real}) varia da 1.5 (per fibre a bassa densità) a circa 2 (per fibre con densità crescente). In generale si può concludere che la procedura proposta dalle linee guida CNR-DT/215 (2018) è conservativa per la valutazione della deformazione di distacco flessionale di travi rinforzate con fibre dense. D'altro canto, la procedura proposta appare troppo generica nell'indicare un unico coefficiente di transizione per tutti i sistemi FRCM. Sulla base dei risultati raggiunti in questo lavoro, sarebbe opportuno condurre studi più approfonditi sulla variabilità del coefficiente di transizione al variare delle caratteristiche geometriche dei rinforzi di acciaio. Sul mercato esistono innumerevoli matrici con differenti proprietà meccaniche. Parallelamente, le fibre di rinforzo disponibili sul mercato evidenziano una variabilità di valore di modulo elastico e resistenza a trazione. Infine, anche il peso per unità

di massa, come dimostrato con le due fibre di acciaio analizzate, influenza notevolmente il comportamento e le deformazioni a rottura. Le formule predittive si dimostrano semplici e di facile utilizzo e dipendono esclusivamente dalle proprietà meccaniche (E_f) e geometriche (n_f e t_f) delle fibre di acciaio (facilmente reperibili dalle schede tecniche). Al contrario, la procedura CNR-DT/2018 prevede la realizzazione di prove di laboratorio in una fase precedente al progetto di rinforzo. Ulteriori studi dovrebbero concentrarsi sulla proposta di sviluppo di linee guida più precise e complete per la progettazione considerando anche altri sistemi di rinforzo FRCM (Carbonio e PBO).

5.3 Conclusioni

I calcoli teorici riportati in questo Capitolo si basano su due procedure alternative per identificare il parametro chiave nel rinforzo flessionale di travi in c.a. (deformazione di delaminazione intermedia) e leggi di aderenza composito/supporto. I risultati sono stati confrontati producendo un database sperimentale di sperimentazioni già pubblicate. Sulla base dei risultati sperimentali e dei dati teorici si possono trarre le seguenti conclusioni:

- ✓ Si è utilizzata una procedura sperimentale (considerando i dati registrati dagli ES lineari) e un modello analitico al fine di ottenere leggi di interfaccia bi-lineari ed esponenziali utili a descrivere la relazione tensione tangenziale - scorrimento all'interfaccia fibra d'acciaio - matrice. I risultati portano ad ottenere un'energia di frattura di modo II (G_f) di 0.258 N/mm (dai dati registrati dagli ES) e 0.124 N/mm (modello teorico) per il sistema di rinforzo SS_BMN e 0.847 N/mm per il sistema di rinforzo GLV_BMN (modello teorico).
- ✓ La procedura riportata nel documento CNR-DT/2018 fornisce valori di deformazioni al distacco che devono essere correlate ai diversi materiali di rinforzo. Sembra riduttivo indicare un unico coefficiente α per tutti i tipi di rinforzo FRCM.
- ✓ Il rinforzo in fibra di acciaio ad alta densità (SS) richiede un coefficiente di amplificazione compreso tra 2 e 2.5. Un coefficiente di 1.5 fornisce risultati soddisfacenti per la fibra a bassa densità (GLV).
- ✓ Le formule predittive forniscono una previsione accurata della deformazione di distacco anche attraverso l'uso di opportuni coefficienti di sicurezza (1.15 per sistema GLV e 1.50 per sistema SS). Le formule predittive possono essere trasferite alla pratica ingegneristica grazie alla loro semplicità.

- ✓ I calcoli teorici effettuati sono basati su un database di risultati sperimentali raccolti dalla letteratura scientifica al fine di indagare la deformazione intermedia nelle applicazioni di rinforzo flessionale. Sulla base dei risultati ottenuti, è evidente che entrambe le procedure possono essere utilizzate con successo per il processo di progettazione del rinforzo flessionale. Le fibre ad alta densità di massa mostrano, però errori più elevati nella previsione delle deformazioni intermedie.

Capitolo 6

Modello 3D agli Elementi Finiti (EF) per analisi non lineare delle travi di c.a.

Per prevedere il comportamento non lineare di elementi strutturali rinforzati esternamente con sistemi FRCM è necessario utilizzare accurati modelli agli elementi finiti (EF) per la conduzione di analisi numeriche.

In questo capitolo vengono presentati i modelli agli EF per la simulazione del comportamento delle travi di c.a. testate e presentate nel Capitolo 4, rinforzate con fibre di acciaio e matrici inorganiche, utilizzando entrambe le tecniche di rinforzo (sistemi EB/S-FRCM e IRS/S-FRCM). I confronti con i dati sperimentali evidenziano l'accuratezza dei modelli agli EF sviluppati e l'accuratezza delle leggi di interfaccia proposte e riportate nel Capitolo 5.

Le analisi numeriche sono state condotte in una fase precedente alla realizzazione delle travi ed alla sperimentazione delle stesse.

6.1 Modello numerico

Per effettuare le simulazioni numeriche è opportuno utilizzare specifiche leggi di aderenza in grado di simulare il comportamento all'interfaccia tra il sistema di rinforzo esterno e il supporto di calcestruzzo. A tal fine, le leggi di aderenza ricavate per il sistema con fibra di acciaio inossidabile (SS) e fibra di acciaio galvanizzata (GLV) sono utilizzate per la riproduzione del comportamento non lineare.

Le travi testate con tecnica IRS e sistema SS, che hanno mostrato *performance* superiori rispetto alle travi testate con tecnica EB e stesso sistema di rinforzo, sono state riprodotte utilizzando una specifica legge proposta per i sistemi FRP. Le leggi di aderenza ricavate nel Capitolo 5 utilizzano i risultati di prove di aderenza in cui l'applicazione della fibra di rinforzo avviene con modalità EB. Una adatta legge di aderenza per la tecnica IRS presuppone quindi la preparazione dei campioni con le medesime procedure descritte nel Paragrafo 4.5.2, creando una superficie con una scabrezza più marcata. L'accuratezza dei modelli numerici è stata valutata mediante un confronto con i risultati sperimentali. Le analisi effettuate sono state condotte considerando un caricamento monotono. I risultati ottenuti sono stati confrontati con le due travi monotone (EB-SS_A/B), le quattro travi rinforzate con sistema GLV (EB_GLV_A/B e IRS_GLV_A/B) e le due travi testate con tecnica IRS e sistema SS (IRS_SS_A/B) che hanno mostrato buona *performance* sotto carico ciclico.

La difficoltà di riprodurre il caricamento ciclico consiste nel fatto che le prove sono state effettuate in controllo di forza e le analisi numeriche vengono sviluppate in controllo di spostamento, rendendo difficile il confronto sperimentale/numerico.

Le analisi numeriche sono state eseguite mediante l'uso del *software* ABAQUS (2014).

6.1.1 Modellazione geometrica, condizioni di carico e di vincolo

Le travi modellate per mezzo del software hanno le stesse dimensioni geometriche e rinforzo interno/esterno delle travi testate nel Capitolo 4. Nella Figura 6.1 è riportata la trave modellata (a) e la gabbia di armatura interna (b) con il sistema di riferimento utilizzato (x asse longitudinale, y asse verticale e z asse trasversale).

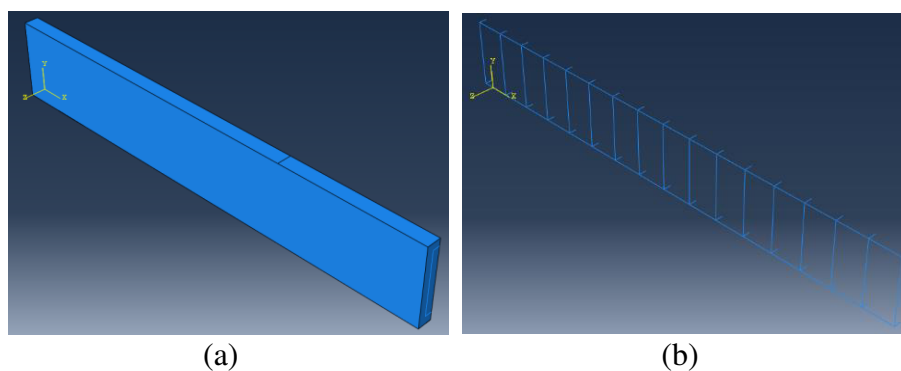


Figura 6.1 - Modellazione trave di calcestruzzo e gabbia di armatura interna.

Al fine di ridurre l'onere computazionale, le travi sono state modellate sfruttando la simmetria geometrica e di carico. In questa maniera le travi sono state modellate per un quarto sfruttando la simmetria lungo i piani longitudinale e trasversale. Da un punto di vista cinematico, per garantire il comportamento reale delle travi, sono stati impediti gli spostamenti trasversali sulla superficie longitudinale della trave ($U_z=0$) (Figura 6.2a), gli spostamenti orizzontali della superficie trasversale ($U_x=0$) (Figura 6.2b) e gli spostamenti verticali in corrispondenza dell'appoggio ($U_y=0$) (Figura 6.2c).

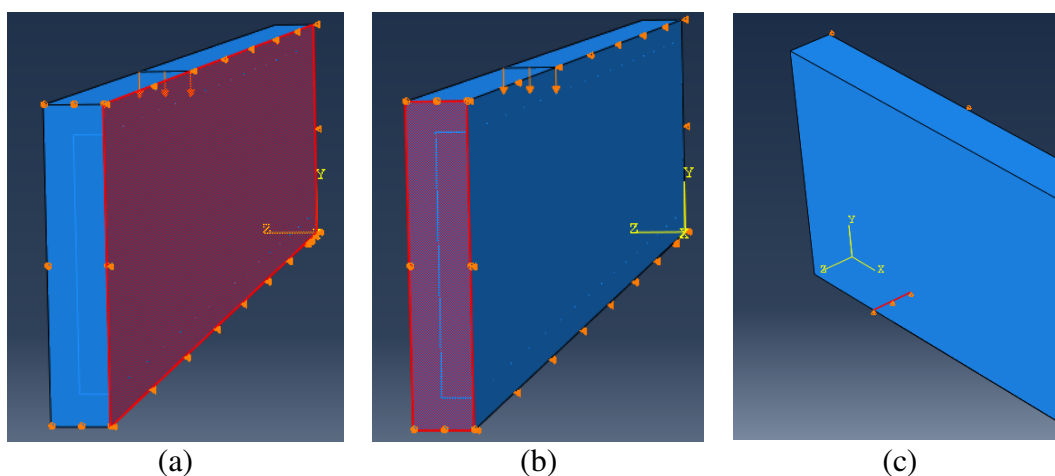


Figura 6.2 - Condizioni di vincolo del modello numerico.

6.1.2 Materiali (calcestruzzo, acciaio interno e rinforzo S-FRCM)

Il comportamento del calcestruzzo è stato simulato utilizzando il criterio di rottura *Concrete Damage Plasticity* (CDP) (Lee e Fenves 1998, Lubliner et al. 1989). Questo modello permette di replicare l'evoluzione del fenomeno fessurativo. I due principali meccanismi di rottura sono la rottura per trazione e lo schiacciamento per compressione del calcestruzzo.

Il comportamento elastico è definito dal modulo elastico (E_c) determinato secondo l'Equazione 6.1 (Hognestad 1951) e dal rapporto di Poisson ($\nu=0.2$). La densità (ρ) utilizzata è pari a 2.5 g/cm^3 .

$$E_c = 4730\sqrt{f_c} = 27535.75 \text{ MPa} \quad (6.1)$$

Dove f_c rappresenta la resistenza cilindrica a compressione del calcestruzzo (33.89 MPa).

Il comportamento plastico del calcestruzzo è caratterizzato dai seguenti cinque parametri: angolo di dilatazione (ψ) nel piano potenziale di flusso plastico – tensione, eccentricità del potenziale plastico (e) che definisce la velocità con cui la funzione si avvicina all'asintoto (il potenziale di flusso tende a una linea retta mentre l'eccentricità tende a zero), rapporto tra le resistenze nello stato biassiale (f_{b0}) e quello uniassiale (f_{c0}), rapporto tra la distanza dell'asse idrostatico rispettivamente con il meridiano di compressione e il meridiano di trazione nella sezione trasversale (k_c) e parametro di viscosità. Nella Tabella 6.1 sono riportati i valori delle grandezze appena descritte:

Tabella 6.1 - Parametri del *Concrete Damage Plasticity*.

ψ	e	f_{b0}/f_{c0}	k_c	viscosità
38	0.1	1.16	0.667	0

Il legame costitutivo utilizzato per il calcestruzzo è ottenuto dalla relazione sforzo-deformazione proposta da Hognestad (1951), con la deformazione massima di compressione pari a 0.0038 (Figura 6.3), secondo le relazioni riportate nella Equazione 6.2.

$$f_c = \begin{cases} f_c'' \left[\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_0} - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_0} \right)^2 \right] & \varepsilon_c < \varepsilon_{c0} \\ f_c'' - \frac{f_c'' - 0.85f_c''}{\varepsilon_u} (\varepsilon_u - \varepsilon_{c0}) & \varepsilon_{c0} \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_u \end{cases} \quad (6.2)$$

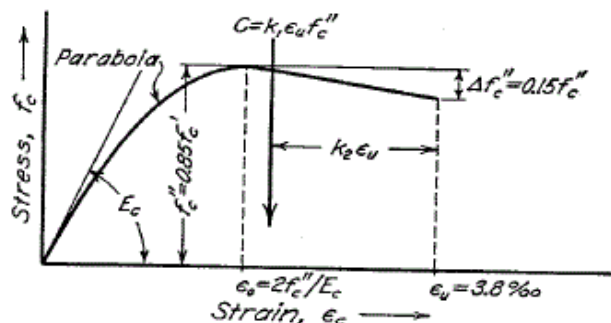


Figura 6.3 - Diagramma tensione-deformazione per il calcestruzzo compresso (Hognestad, 1951).

Il legame costitutivo del calcestruzzo a trazione fa riferimento alla relazione proposta da Kara e Ashour (2012), descritto dall'Equazione 6.3 e mostrato in Figura 6.4. Esso prevede un ramo elastico lineare fino alla resistenza alla trazione (2.87 MPa). La deformazione di trazione ultima è assunta pari a 0.001.

$$f_t = \begin{cases} E_t \varepsilon_t & \varepsilon_c < \varepsilon_{ct} \\ f_{tu} - \frac{f_{tu}}{\mu \varepsilon_{ct}} (\varepsilon_t - \varepsilon_{ct}) & \varepsilon_{ct} \leq \varepsilon_t \leq \varepsilon_{ct}(1 + \mu) \end{cases} \quad (6.3)$$

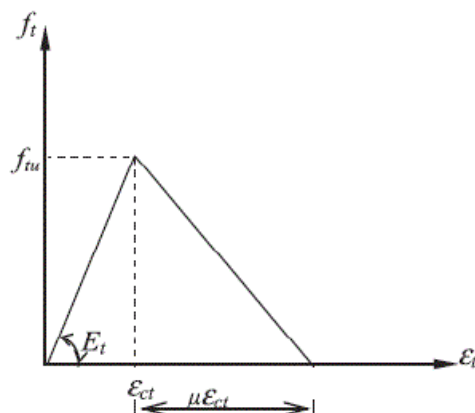


Figura 6.4 - Diagramma tensione-deformazione per il calcestruzzo teso (Kara e Ashour, 2012).

Le risposte del calcestruzzo a compressione e a trazione per la riproduzione del danneggiamento del calcestruzzo all'aumentare delle fessurazioni sono definite attraverso degli opportuni parametri di danno d_c e d_t ($d_c = 1 - \sigma_c / f_{cm}$, $d_t = 1 - \sigma_t / f_{cm}$) come mostrato nelle Figure 6.5a e 6.5b, rispettivamente; dove σ_{c0} è la massima sollecitazione elastica a compressione (pari a $0.3f_{cm}$), σ_{cu} è la resistenza a compressione del calcestruzzo ($\sigma_{cu} = f_{cm}$) e σ_{t0} è la resistenza a trazione ($\sigma_{t0} = f_{ctm}$).

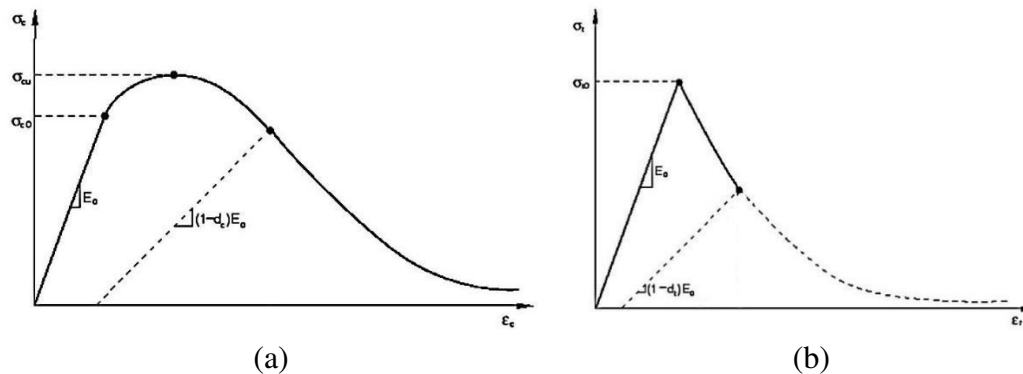


Figura 6.5 - Risposte del calcestruzzo al carico uniassiale: (a) compressione; (b) tensione.

Le barre longitudinali e trasversali di acciaio sono state modellate come un materiale elastico perfettamente plastico. La parte elastico-lineare del legame costitutivo è definita tramite il modulo di Young (210000 MPa), dal rapporto di Poisson (0.3) e dalla densità (7.85 g/cm³); mentre la parte plastica attraverso la tensione di snervamento dell'acciaio (510.57 MPa e 501.20 MPa per le barre $\Phi 8$ e $\Phi 14$, rispettivamente) e la deformazione plastica ultima (0.2).

Il sistema di rinforzo esterno, costituito da fibra di acciaio inossidabile (SS) o galvanizzata (GLV) è stato modellato come materiale elastico lineare fino a rottura, utilizzando i valori medi di tensione di rottura ($f_f=1400.73$ e 1973.60 N/mm²) e modulo elastico ($E_f=188.36$ e 245.47 GPa) riportati nel Capitolo 2.

6.1.3 Tipologia di elementi finiti e mesh adottata

La discretizzazione degli elementi deve essere eseguita in maniera tale da avere risultati soddisfacenti e precisi senza creare infittimenti eccessivi. In particolare, per gli elementi di calcestruzzo si è utilizzato un elemento tetraedrico lineare a 4 nodi (C3D4) con dimensioni di 20 mm e 15 mm parte superiore e inferiore, rispettivamente. Nella parte inferiore, infatti, è necessario avere una maggiore precisione per la riproduzione del fenomeno fessurativo. Questa grandezza degli elementi finiti del calcestruzzo permette di avere la migliore possibile accuratezza del materiale con un adeguato onere computazionale. Per le armature interne, invece, si è scelto un elemento *Truss* lineare a 2 nodi (T3D2), con mesh di 15 mm. Infine, la fibra di rinforzo esterna è stata modellata con un elemento *Shell* a 4 nodi (S4). Una vista della mesh utilizzata per il modello 3D è riportata nella Figura 6.6.

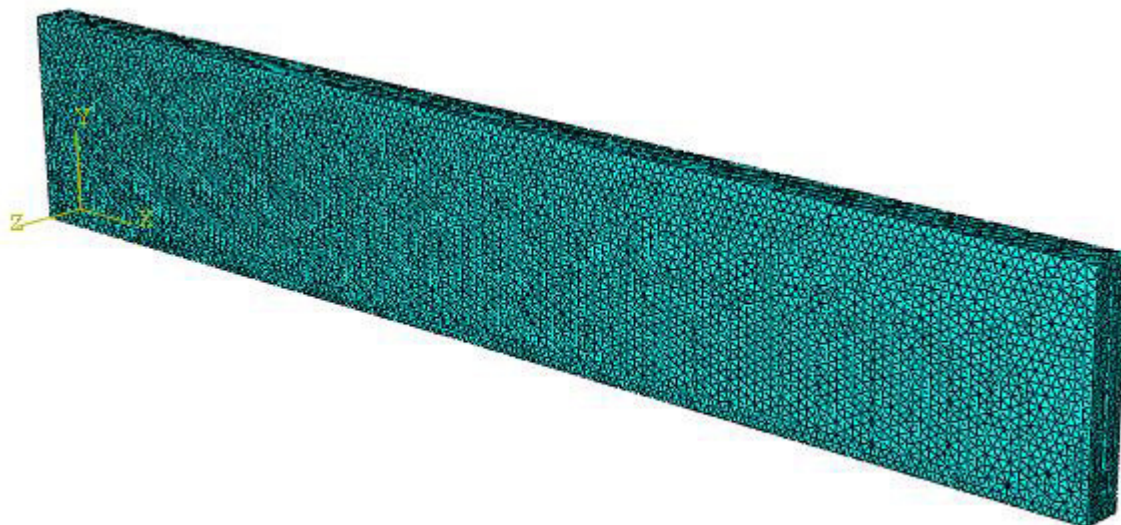


Figura 6.6 - Vista della mesh tridimensionale adottata.

6.1.4 *Analisi non lineare adottata e criteri di convergenza*

La riproduzione del comportamento di materiali fragili come il calcestruzzo può essere di difficile previsione nelle procedure di soluzione statica a causa della propagazione di fessure o comportamento di *softening*. I metodi di soluzione non lineari impliciti (Newton–Raphson o metodo dell'*arc-length*) possono avere problemi di convergenza dell'analisi: man mano che la riduzione dell'incremento di tempo continua, il costo computazionale nella matrice di rigidità tangenziale aumenta notevolmente e può causare divergenze; le instabilità locali rendono difficile il raggiungimento dell'equilibrio delle forze. Per superare i problemi di convergenza è stato utilizzato un approccio dinamico utilizzando un metodo di integrazione esplicita (*dynamic explicit analysis*). Questo metodo determina la soluzione dell'equazione di equilibrio dinamico senza iterazione facendo avanzare esplicitamente lo stato cinematico dalla fine dell'incremento precedente. La risoluzione esplicita di un problema non richiede la formazione di matrici di rigidità tangenziali, che rende particolarmente adatta l'analisi per problemi non lineari. Poiché lo stato del modello è avanzato in modo esplicito, non sono necessarie iterazioni e tolleranze. L'analisi esplicita adottata è stata condotta utilizzando un solutore di tipo statico, mantenendo l'energia cinetica (E_k) inferiore al 5 % dell'energia interna (E_{TOT}) dell'intero modello durante l'analisi. Gli effetti dinamici sono controllati anche attraverso un fattore di scala della massa (*mass scaling*) all'inizio di ogni *step* imponendo un valore di 5×10^{-5} per ogni elemento costituente del modello.

L'analisi non lineare è stata eseguita in controllo di spostamento ricavando indirettamente il carico come reazione nodale.

6.1.5 Interazione calcestruzzo/rinforzo e leggi d'interfaccia

Per replicare il comportamento di interazione calcestruzzo/FRCM, sono state utilizzate le leggi coesive ricavate nel Capitolo 5 bi-linearizzate secondo l'andamento riportato in Figura 5.6a. Le leggi τ - s descrivono l'interazione tra due superfici di separazione (parte inferiore del calcestruzzo e parte superiore del composito) definendo uno spostamento relativo in ogni punto di contatto (*traction-separation approach*). Il modello di aderenza "trazione-separazione" è assunto bi-lineare con un comportamento elastico-lineare regolato dalla rigidità iniziale K_0 , seguito da un ramo di *softening* (Figura 6.7a) che descrive l'evoluzione del danno all'interfaccia. Nella Figura 5.6a il valore di Δ rappresenta lo scorrimento s definito nei Capitoli precedenti. Nel continuo tridimensionale (3D) la modellazione avviene secondo tre modalità di rottura: *opening* (modo I) associata alle sollecitazioni normali e *sliding* (modo II e modo III) associate alle sollecitazioni di taglio nel piano e fuori dal piano. Le modalità di frattura II e III coincidono, rappresentando lo stesso fenomeno su piani di sollecitazione diversi. Il fenomeno è schematizzato nella Figura 6.7b.

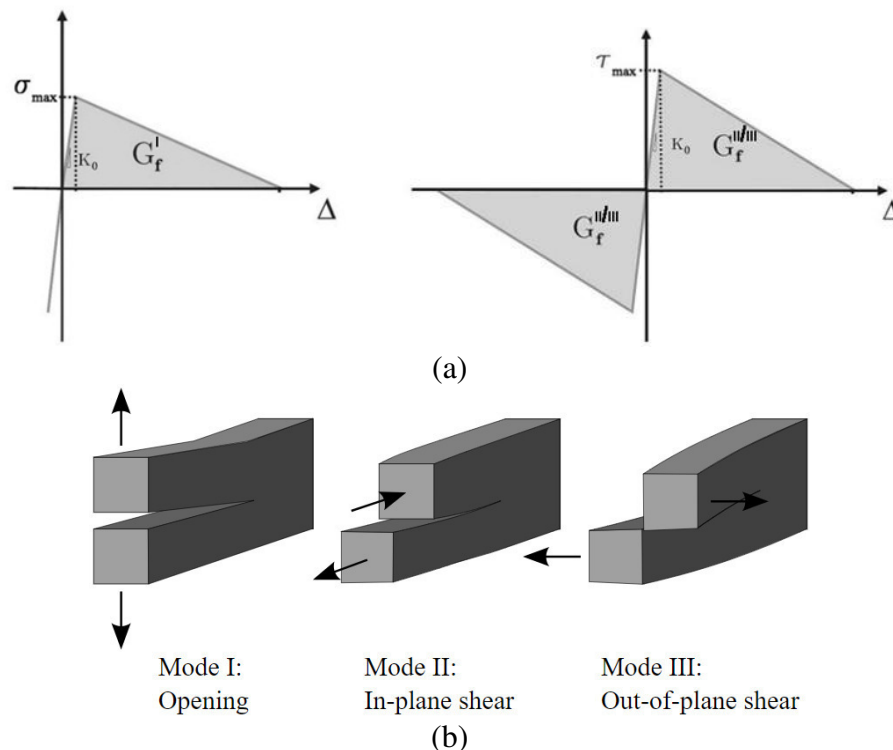


Figura 6.7 - *Traction-reparation approach*: (a) modo I, II e III; schematizzazione del fenomeno.

Nello specifico, si deve fare riferimento a due fasi distinte: inizializzazione del danno ed evoluzione del danno. L'inizializzazione del danno si avvia quando le tensioni all'interfaccia soddisfano un determinato criterio espresso da una opportuna funzione. In tale modello si è scelto il criterio *quadratic traction*, ovvero una funzione quadratica in termini di rapporti tra tensioni locali e tensioni massime, assiali e tangenziali. Tale legge è definita sulla superficie di interfaccia. La fase di danneggiamento si attiva quando la funzione raggiunge il valore unitario, secondo l'Equazione 6.4. I valori di τ_{max} e σ_{max} sono definiti nel Paragrafo 6.1.5.1.

$$\left\{ \frac{\sigma}{\sigma_{max}} \right\}^2 + \left\{ \frac{\tau_s}{\tau_{max}} \right\}^2 + \left\{ \frac{\tau_t}{\tau_{max}} \right\}^2 = 1 \quad (6.4)$$

Dove σ rappresenta lo sforzo normale del modo I (*opening*), τ_s e τ_t gli sforzi tangenziali rispettivamente di modo II e III (scorrimento nel piano e fuori piano).

L'evoluzione del danno riguarda la velocità con cui la rigidità dei materiali diminuisce in seguito al raggiungimento del carico di inizializzazione del danno. Esso è espresso da un modello di *softening* lineare attraverso l'uso dell'energia di frattura. Si è scelto di utilizzare un metodo basato sulle modalità miste, ovvero tenendo conto sia degli sforzi normali che tangenziali. L'evoluzione viene regolata da una legge *Power Law*, in termini di energia richiesta per provocare la rottura in almeno uno dei modi (modo I, II e III) (Equazione 6.5).

$$\left\{ \frac{G_n}{G_f^I} \right\}^\alpha + \left\{ \frac{G_s}{G_f^{II}} \right\}^\alpha + \left\{ \frac{G_t}{G_f^{III}} \right\}^\alpha = 1 \quad (6.5)$$

L'esponente α della *Power Law* è stato posto pari a 2. I termini G_n , G_s e G_t rappresentano il lavoro svolto dalle tensioni di interfaccia per i corrispondenti spostamenti nella direzione normale e in quella tangenziale, mentre G_f^I , G_f^{II} and G_f^{III} sono le energie di frattura critica per i modi I, II e III. In particolare, si assume G_f^I pari al 10 % di G_f con $G_f = G_f^{II} = G_f^{III}$. La massima tensione σ_{max} viene invece imposta uguale alla resistenza a trazione del calcestruzzo (2.87 MPa). In definitiva, le leggi di aderenza che regolano il comportamento all'interfaccia è definito tramite la tensione tangenziale massima (τ_{max}), l'energia di frattura di modo II (G_f^{II}), la pendenza della legge d'interfaccia (k_0), la resistenza a trazione del calcestruzzo ($\sigma_{max}=f_t$) e l'energia di frattura di modo I (G_f^I).

6.1.5.1 Parametri leggi d'interfaccia

Per quanto riguarda le leggi di interfaccia si sono utilizzate le leggi ricavate attraverso il metodo proposto da Dai e Ueda (2005), i cui valori sono stati ottenuti nel Capitolo 5. Questa legge, ricavata sia per il sistema di rinforzo SS che per il sistema di rinforzo GLV è stata usata per le travi testate con tecnica di rinforzo EB (travi EB_SS_A/B e EB_GLV_A/B). Infatti, la legge deriva dall'analisi dei risultati sperimentali dei prismi di calcestruzzo su cui sono state applicate le strisce di composito secondo la tecnica di rinforzo tradizionale (EB), usando le stesse operazioni di trattamento superficiale e di applicazione usate per le travi di c.a. testate. In particolare, a conferma della accuratezza delle leggi ottenute, le travi con sistema di rinforzo GLV sono state simulate utilizzando anche un vincolo di aderenza perfetta (*perfect bond*) (PB) all'interfaccia. Questa ulteriore modalità di analisi è giustificata dalla modalità di rottura delle travi per raggiungimento della resistenza a trazione del rinforzo, senza distacco all'interfaccia durante il caricamento ciclico e monotono.

Nelle travi rinforzate con tecnica IRS e fibra SS, come riportato nel Capitolo 4, la rottura avviene all'interfaccia matrice-fibra, e non all'interfaccia calcestruzzo-S-FRCM come per le travi rinforzate con la tecnica EB. Infatti, la tecnica permette di ottenere incrementi in termini di carico e deflessioni. Dunque, la legge di interfaccia ricavata con il metodo di Dai ed Ueda (2005) non è in grado di replicare il comportamento a rottura. Pertanto, è necessario assumere una legge di aderenza che descrive un comportamento di aderenza migliorato. In conseguenza di ciò, la legge di Dai ed Ueda (2005) può continuare ad essere usata dopo una ricalibrazione dei parametri attraverso prove di aderenza che simulano l'applicazione del rinforzo secondo tecnica IRS. È stata quindi adottata una legge di interfaccia proposta per i sistemi FRP (Lu et al. 2005), in grado di cogliere la modalità di rottura esatta. Le equazioni che definiscono la legge di aderenza citata sono riportati nella Tabella 6.2.

Per quanto riguarda le travi testate con tecnica IRS e fibra GLV è stato utilizzato il legame di aderenza perfetta (PB). Nonostante si osserva che i compositi FRCM non sono soggetti all'effetto larghezza (*width effect*), si è deciso di considerare il valore del coefficiente β_w proposto nelle legge di Lu.

Tabella 6.2 - Legge di aderenza di Lu et al. (2005).

Modello	K_0 (N/mm ³)	τ_{\max} (N/mm ²)	G_r^{II} (N/mm)	β_w
Lu et al. (2005)	76.92	$1.5\beta_w f_{ct}$	$0.308\beta_w^2 \sqrt{f_{ct}}$	$\sqrt{\frac{2.25 - b_f/b_c}{1.25 + b_f/b_c}}$

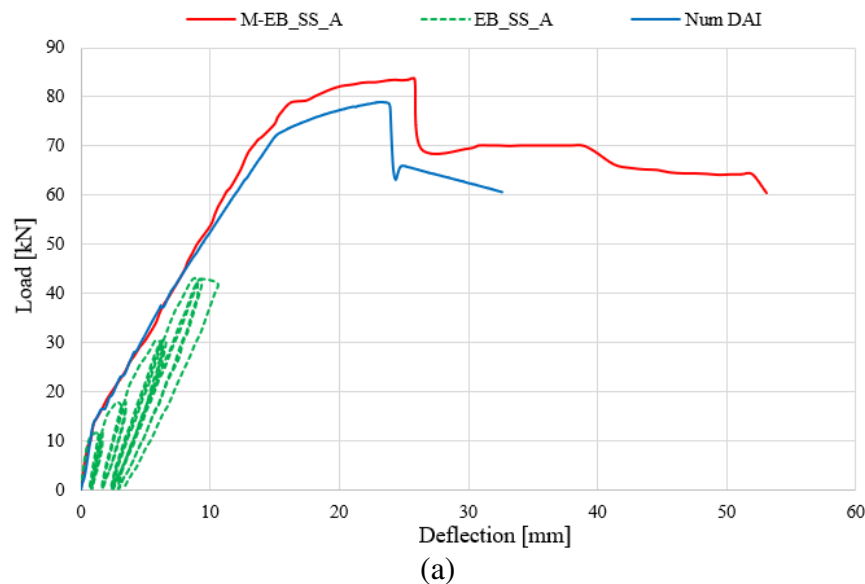
Dove b_f e b_c rappresentano la larghezza del rinforzo e la base della trave. Infine, nella Tabella 6.3 sono riportati i parametri delle leggi utilizzate.

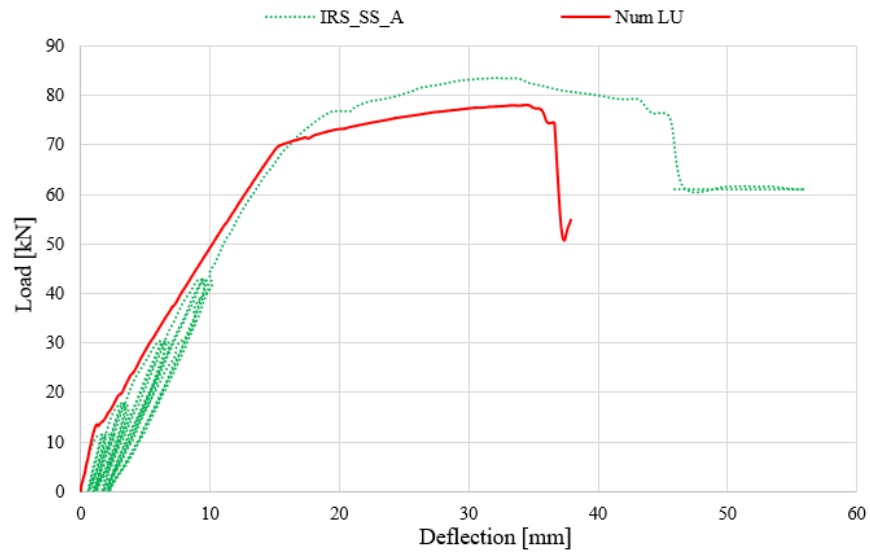
Tabella 6.3 - Parametri di input leggi coesive.

Legge	Gruppo trave	Rinforzo	σ_{\max} (MPa)	K_0 (N/mm ³)	τ_{\max} (MPa)	G_r^I (N/mm)	G_r^{II} (N/mm)
Dai e Ueda (2005)	-	SS	2.87	50.08	0.85	0.012	0.12
	-	GLV		5.70	0.77	0.085	0.85
Lu et al. (2005)	A	-	-	76.92	3.91	0.043	0.43
	B	-		-	3.21	0.029	0.29

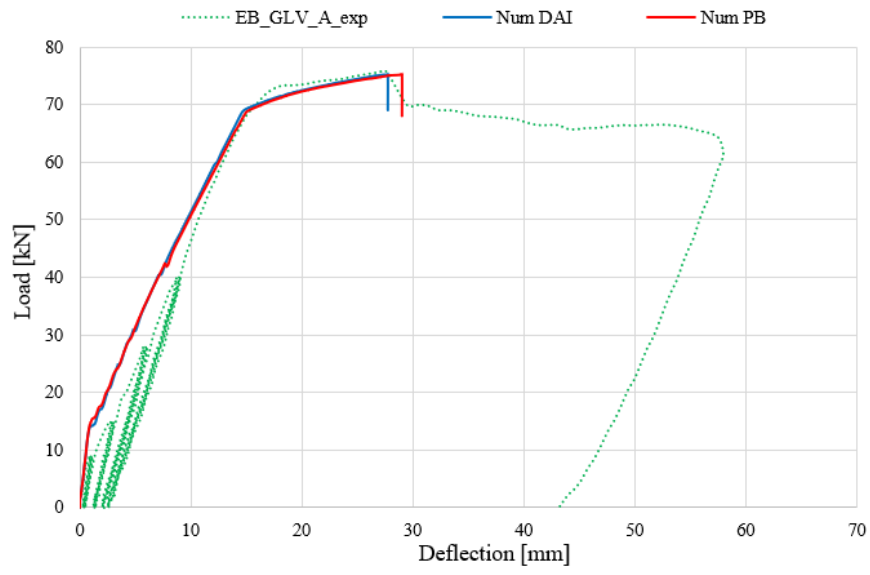
6.2 Confronto numerico/sperimentale

La Figura 6.8 mostra il confronto tra modello numerico e sperimentale della curva carico-deflessione per le travi rinforzate. La Tabella 6.4 fornisce i confronti numerici e sperimentali in termini di carico di rottura e deformazioni ultime a rottura del materiale nella sezione di mezzzeria. Inoltre, al fine di verificare l'accuratezza del modello agli EF, sono stati calcolati gli errori percentuali assoluti in termini di carico ultimo. In generale, si hanno errori che vanno da 0.66 % a 5.86 %. Le percentuali ottenute mostrano come i modelli numerici siano accurati nel predire la risposta strutturale delle travi e come le leggi di aderenza proposte forniscano valori affidabili.

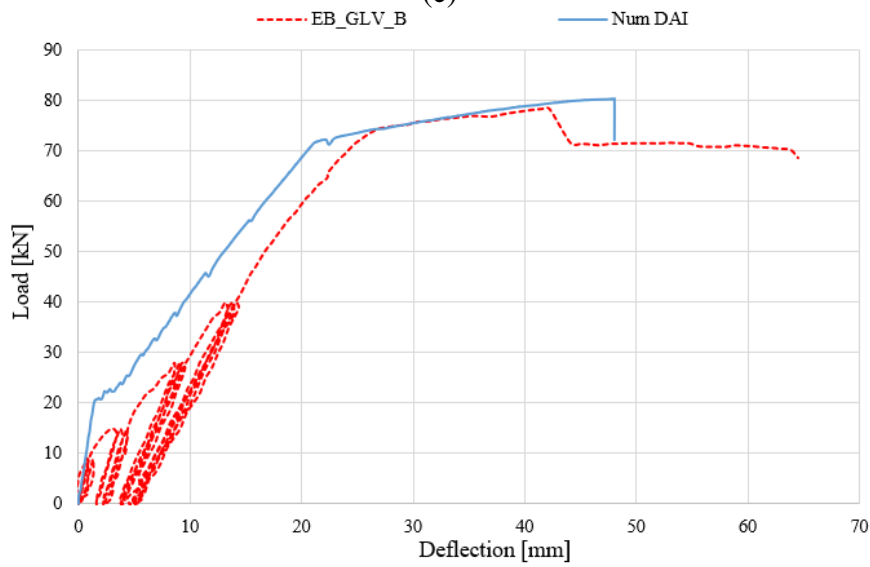




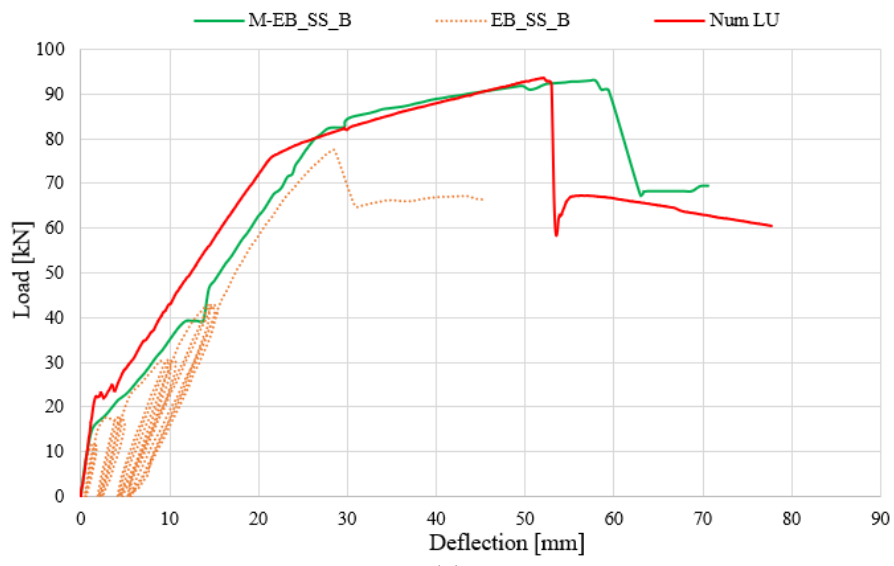
(b)



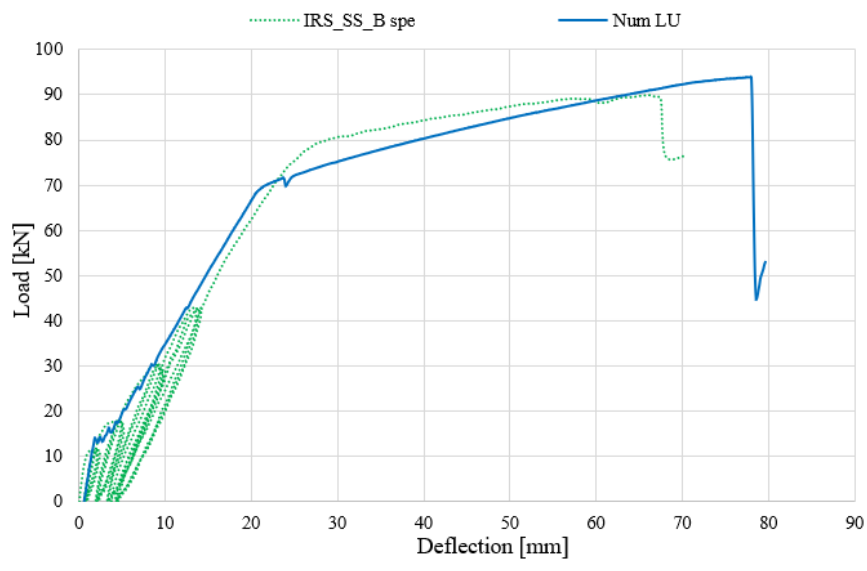
(c)



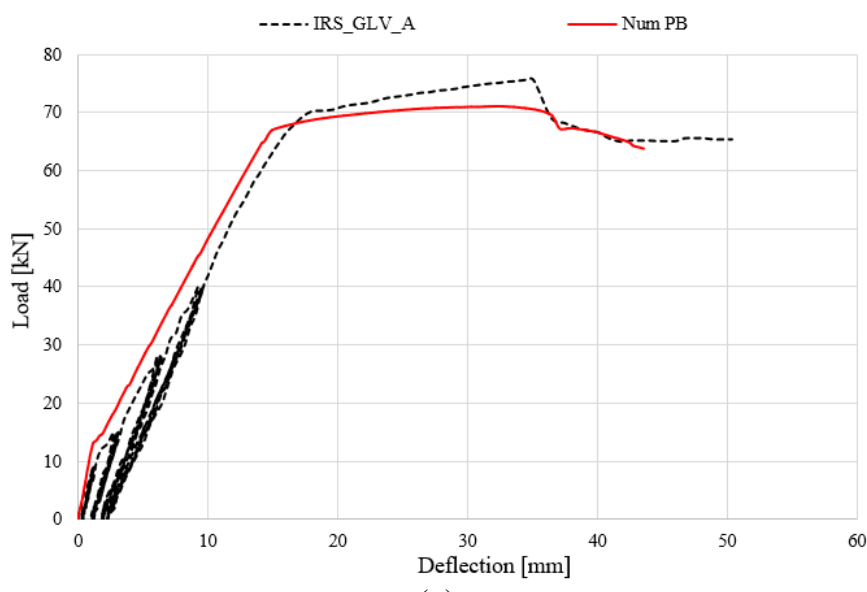
(d)



(e)



(f)



(g)

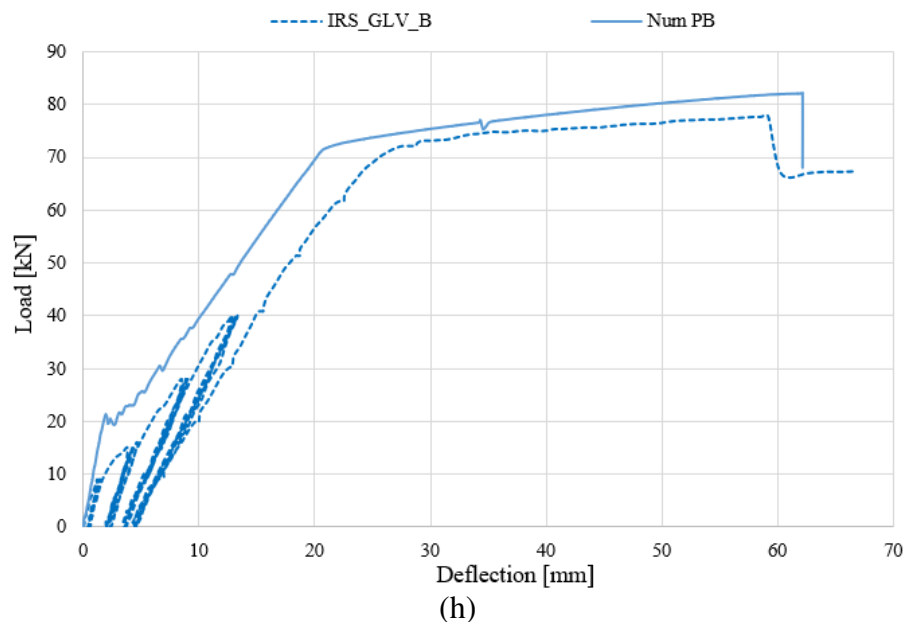


Figura 6.8 - Confronto curve numeriche e sperimentali.

Dai confronti si nota come le curve numeriche ripercorrono abbastanza fedelmente le curve sperimentali. Dalla Figura 6.8c è possibile, inoltre, notare come la legge di aderenza ricavata con il metodo di Dai e Ueda (2005) per il sistema GLV conduce ad un risultato simile utilizzando l'ipotesi di aderenza perfetta tra la superficie di calcestruzzo ed il rinforzo.

Tabella 6.4 - Valori di carico e deformazioni sperimentali/numerici.

ID Trave		F (kN)	ϵ_c	ϵ_s	ϵ_s	ϵ_f	E_{tr} (%)
CB_A	Sper.	70.20	0.00355	0.00178	0.0134	-	-
CB_B	Sper.	70.83	0.00373	0.00170	0.0199	-	-
M-EB_SS_A	Sper.	83.70	0.00255	0.00108	0.00724	0.00621	-5.67
	Num.	78.95	0.00213	0.00142	0.00248	0.00468	
IRS_SS_A	Sper.	83.60	0.00218	0.00110	0.00724	0.00855	-6.60
	Num.	78.08	0.00249	0.00107	0.0167	0.00764	
EB_GLV_A	Sper.	75.70	0.00234	0.00115	0.00773	0.00701	-0.66
	Num.	75.20	0.00239	0.00154	0.0155	0.00809	
IRS_GLV_A	Sper.	75.50	0.00324	0.00198	0.0133	0.0113	-5.86
	Num.	71.07	0.00269	0.00103	0.0221	0.00935	
M-EB_SS_B	Sper.	93.00	0.00181	0.000791	0.00531	0.00833	0.51
	Num.	93.48	0.00197	0.00119	0.00238	0.00803	
IRS_SS_B	Sper.	90.00	0.00130	0.000740	0.00806	0.00775	0.54
	Num.	93.51	0.00287	0.00141	0.00311	0.0117	
EB_GLV_B	Sper.	78.30	0.00135	0.00069	0.00392	0.00710	2.31
	Num.	80.11	0.00255	0.00132	0.00231	0.00789	
IRS_GLV_B	Sper.	77.70	0.00209	0.00106	0.0100	0.0107	5.59
	Num.	82.05	0.00272	0.00113	0.00351	0.0110	

Infine, nelle successive Figure (dalla Figura 6.9 alla Figura 6.16) sono riportati i confronti numerico/sperimentale del quadro fessurativo e delle modalità di rottura. Nel dettaglio, i modelli

numerici hanno permesso di replicare la stessa modalità di rottura sperimentale. *Debonding* intermedio per le travi rinforzate con fibra SS e rottura della fibra senza delaminazione per le travi rinforzate con fibra GLV.

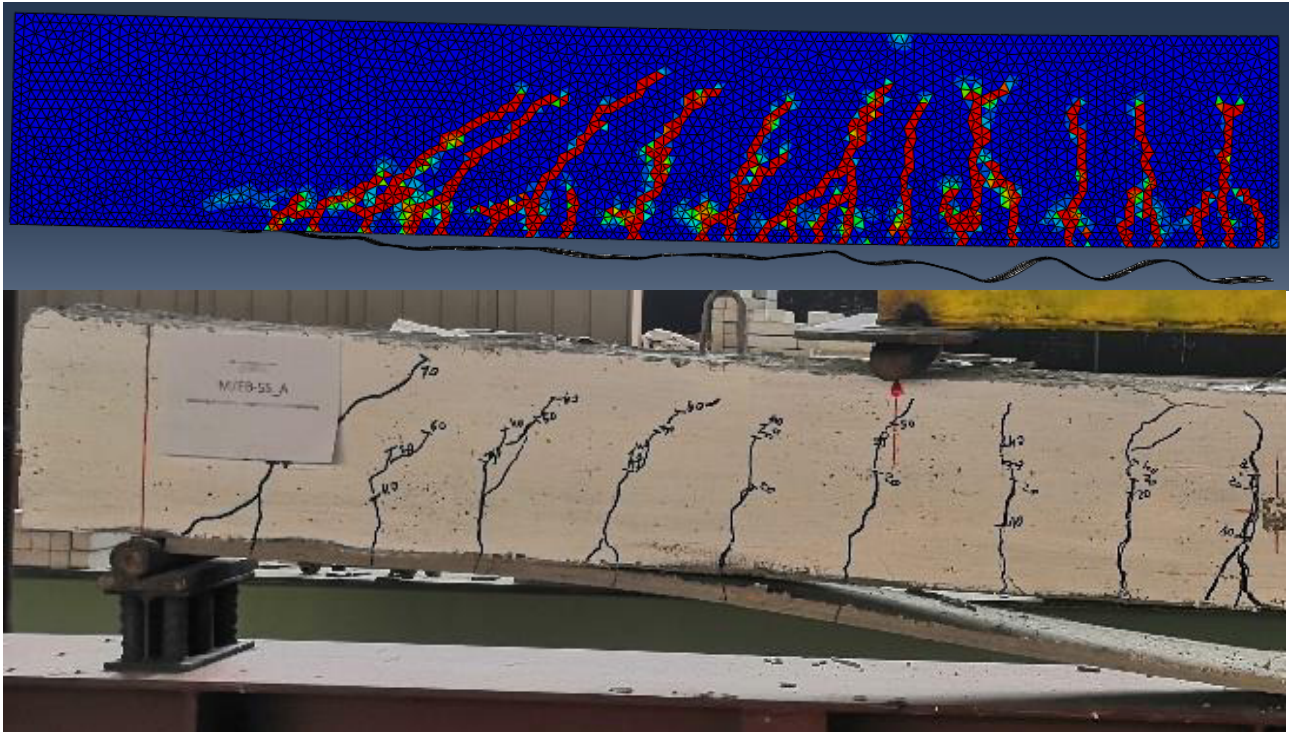


Figura 6.9 - Modalità di rottura trave M-EB_SS_A.

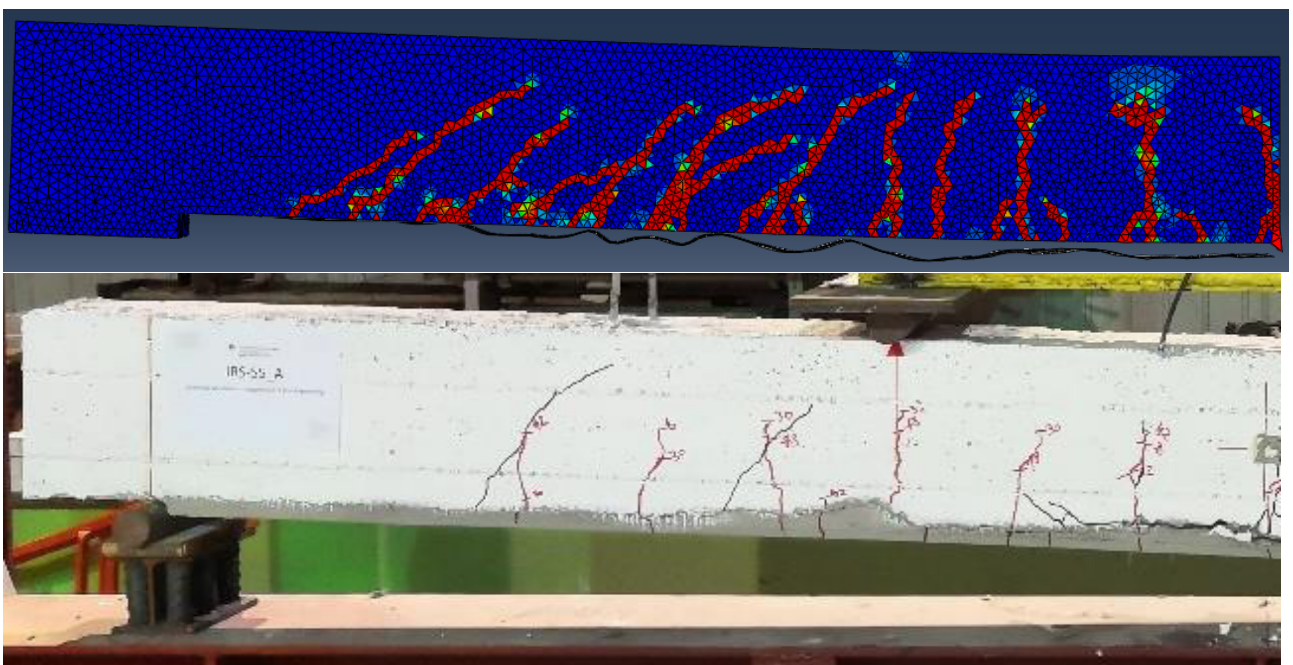


Figura 6.10 - Modalità di rottura trave IRS_SS_A.

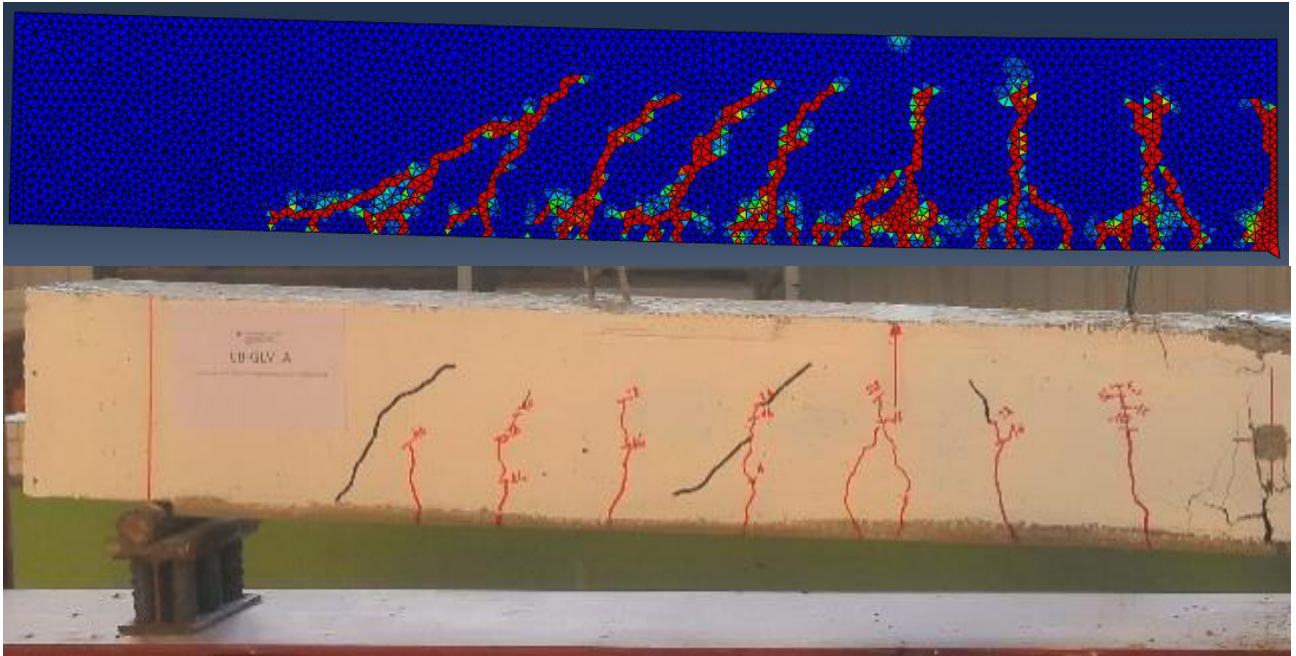


Figura 6.11 - Modalità di rottura trave EB_GLV_A.

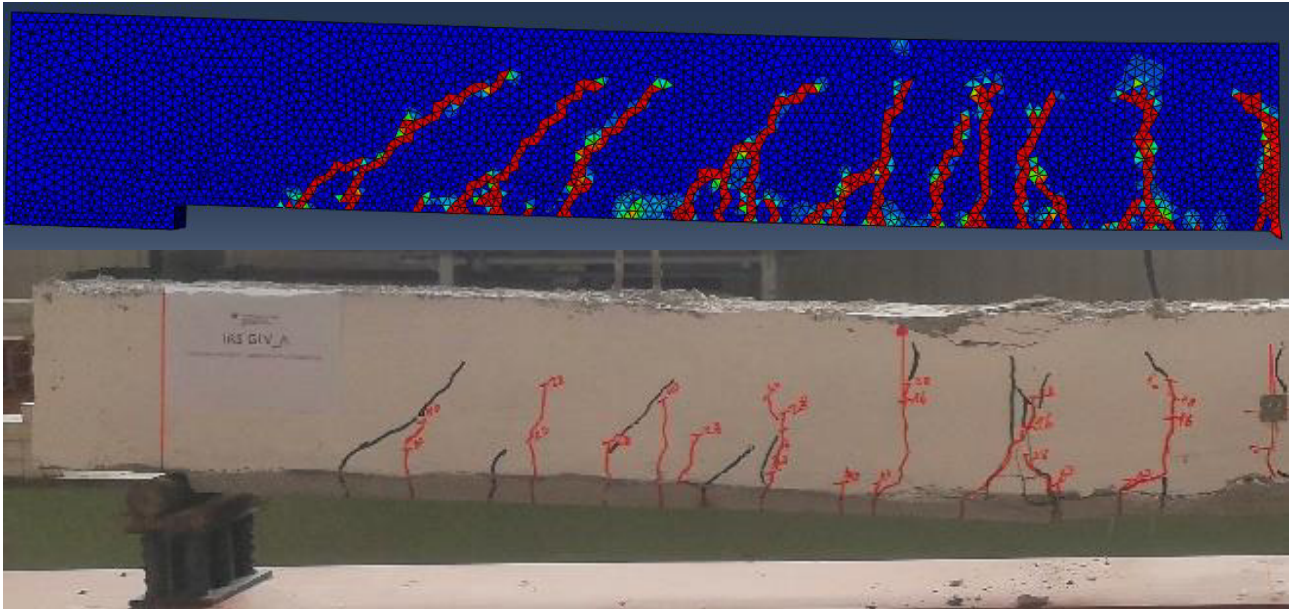


Figura 6.12 - Modalità di rottura trave IRS_GLV_A.

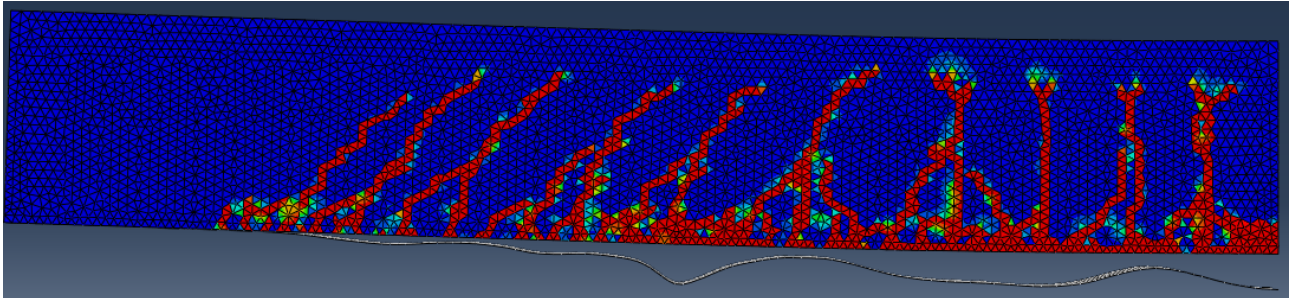




Figura 6.13 - Modalità di rottura trave M-EB_SS_B.

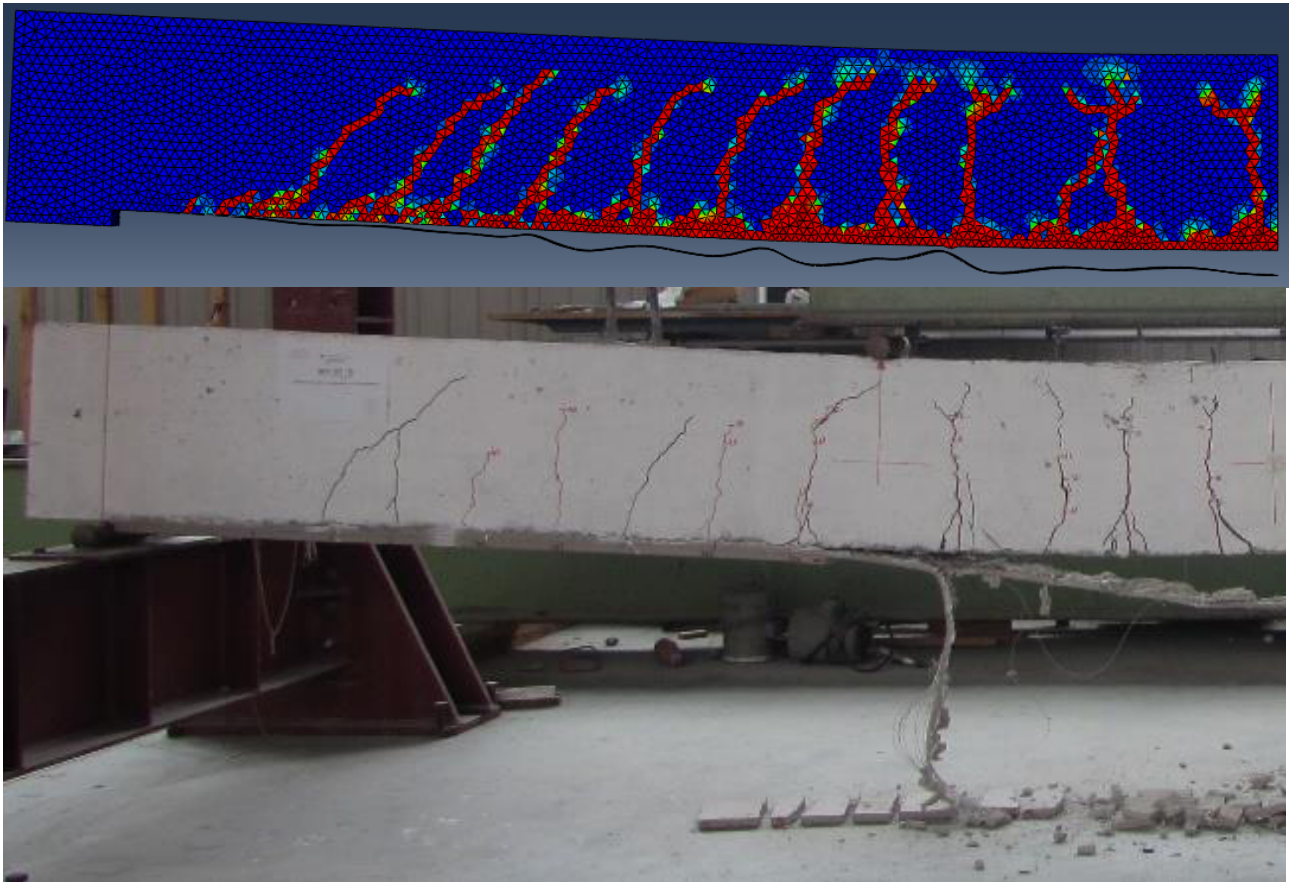


Figura 6.14 - Modalità di rottura trave IRS_SS_B.

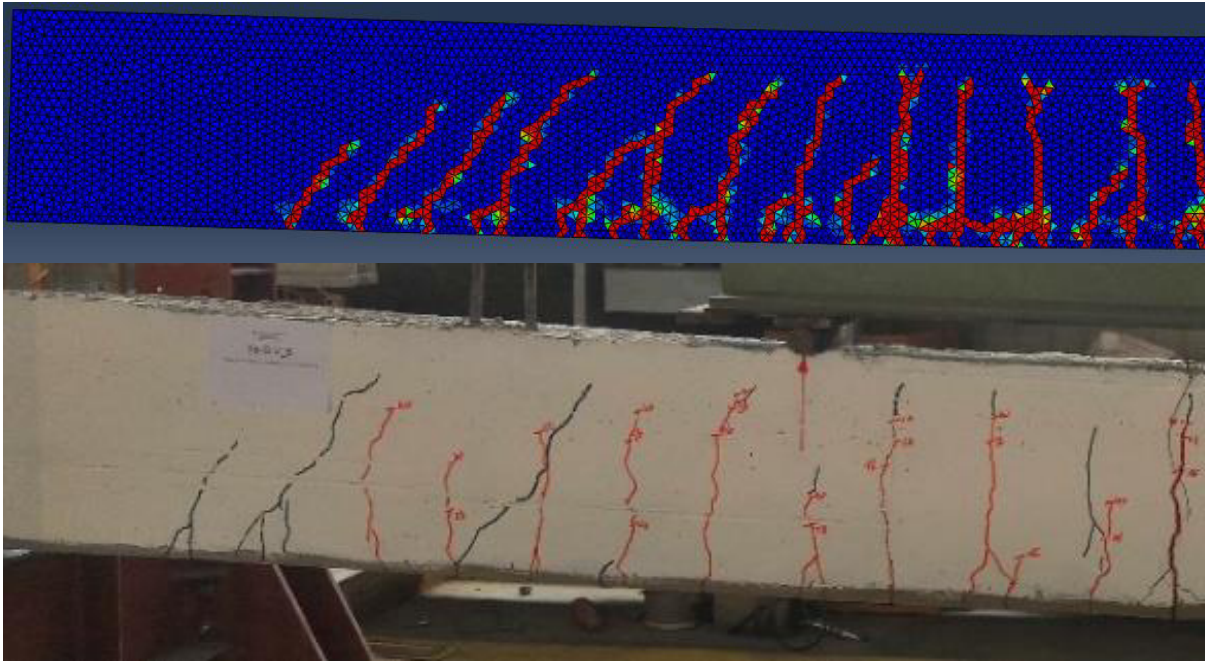


Figura 6.15 - Modalità di rottura trave EB_GLV_B.

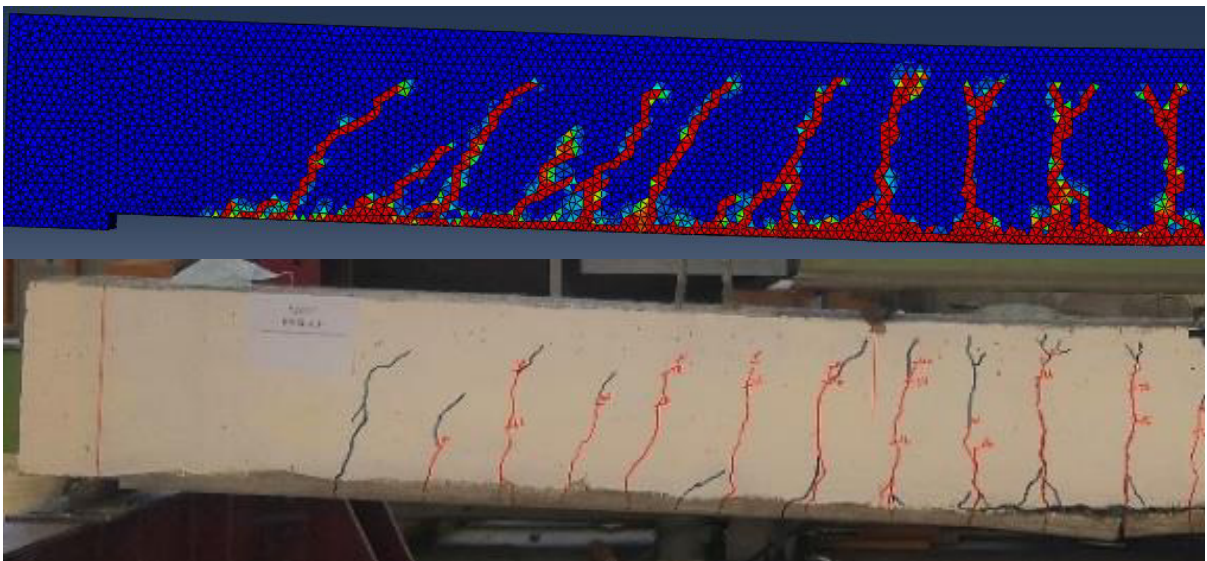


Figura 6.16 - Modalità di rottura trave IRS_GLV_B.

Il modello numerico, definito e validato, consente di eseguire una simulazione numerica al variare di alcuni parametri, ed avere utili indicazioni sul comportamento strutturale, senza eseguire prove sperimentali. Esso potrà essere utile per il prosieguo della ricerca in futuro.

Conclusioni e considerazioni finali

Il lavoro di tesi ha affrontato e valutato sperimentalmente le prestazioni strutturali di compositi *Steel-Fabric Reinforced Cementitious Matrix* (S-FRCM) applicati secondo una tecnica innovativa (IRS) ed una tradizionale (EB) per il rinforzo ed il ripristino di travi di c.a. sottoposte a carichi monotoni e ciclici. Al fine di indagare e comprendere il comportamento all'interfaccia sistema S-FRCM/calcestruzzo, sono state eseguite prove di aderenza al supporto.

Sono quindi state valutate teoricamente leggi di *bond-slip* validate numericamente tramite modellazioni non lineari agli elementi finiti (EF) ed avviato uno studio sulla predizione della deformazione di distacco intermedia per il rinforzo flessionale.

Principali conclusioni

Il comportamento dei compositi a fibre lunghe dipendono dalle caratteristiche meccaniche dei suoi componenti. La loro natura è influenzata dalla presenza di fibre che presentano elevate proprietà meccaniche che vengono applicate attraverso una matrice che ha la funzione di trasferire le azioni esterne al sistema di rinforzo. Grazie alla loro dimensione estremamente limitata, le fibre si presentano agevolmente al rinforzo strutturale fuori dal comune e questa caratteristica, insieme all'intrinseca proprietà dei materiali costituenti, garantiscono resistenza meccanica elevata, modulo elastico alto e peso specifico basso (comportamento elastico generalmente lineare fino a rottura). Sulla base dei risultati sperimentali ottenuti, il lavoro di tesi può essere riassunto nelle seguenti principali conclusioni:

- ✓ Il comportamento a trazione dei compositi S-FRCM è confermato tri-lineare; l'uso di matrici con bassa resistenza meccanica provoca la scomparsa della fase II nella curva di legame costitutivo.
- ✓ I giunti S-FRCM/muratura-calcestruzzo mostrano che la modalità di rottura più comune è il distacco all'interfaccia fibra-matrice. Un risultato interessante è stato ottenuto con una fibra a bassa densità e resistenza a trazione media che ha esibito la rottura del nastro di acciaio. In ogni caso, per tutti i sistemi indagati, si è confermato che le proprietà meccaniche del substrato non influenzano le prestazioni di aderenza del sistema di rinforzo.
- ✓ Affinché venga sviluppata una adeguata aderenza tra supporto e composito, e di avere quindi buona capacità di rinforzo, è necessario garantire l'impiego di matrici con adeguate caratteristiche meccaniche.
- ✓ Il supporto su cui viene applicato il sistema non gioca un ruolo chiave nella progettazione del sistema di rinforzo al contrario dei sistemi FRP.
- ✓ Le travi di c.a. rinforzate con sistema SS e tecnica EB testate monotonamente presentano un aumento del carico di rottura tra il 19 % ed il 31 %.
- ✓ Le travi di c.a. rinforzate con sistema SS e tecnica EB testate sotto carichi ciclici presentano problematiche di distacchi prematuri.
- ✓ Le travi di c.a. rinforzate mediante la tecnica IRS hanno mostrato un migliore comportamento strutturale sotto carico, ciclico per le travi rinforzate con sistema SS, mostrando incrementi di carico tra il 19 ed il 27 %.

- ✓ Sotto carico ciclico le travi testate con sistema GLV non hanno evidenziato distacchi prematuri all'interfaccia calcestruzzo/composito mostrando un uguale incremento di carico per entrambe le tecniche di rinforzo, EB e IRS, (circa il 9 %).
- ✓ Per il sistema EB_SS, la deformazione della fibra di acciaio inossidabile (SS) a rottura ha raggiunto il valore di circa il 7.27 ‰. Per il sistema IRS_SS il valore di deformazione di distacco intermedio cresce ulteriormente sino a circa l'8.15 ‰.
- ✓ Nelle travi rinforzate con sistema GLV (indipendentemente dalla tecnica di rinforzo utilizzata) la deformazione nella fibra raggiunge il valore di rottura per trazione (> 10 ‰).
- ✓ La duttilità in termini di deflessione/spostamento delle travi non rinforzate CB_A e CB_B è pari a 6.86 e 6.31, rispettivamente.
- ✓ La presenza del rinforzo esterno comporta una riduzione della duttilità di deflessione/spostamento ed in curvatura. Per la tecnica EB e fibra SS il fattore di duttilità varia da 1.93 a 2.73, mentre la tecnica IRS permette un parziale recupero di duttilità con valori compresi tra 3.93 e 4.33.
- ✓ Le travi rinforzate con fibra GLV presentano lo stesso ordine di grandezza del fattore di duttilità (intorno a 3).

Sulla base dei risultati sperimentali, sono stati sviluppati modelli analitici e numerici per ricavare leggi d'interfaccia S-FRCM/calcestruzzo e per la riproduzione numerica del comportamento di travi in c.a. rinforzate con sistema S-FRCM. Dai risultati teorici ottenuti si possono trarre le seguenti principali conclusioni.

- ✓ La legge di aderenza esponenziale ricavata a partire dal metodo di Dai e Ueda (2005) è adatta, in una modellazione agli EF, a simulare il comportamento d'interfaccia tra i nastri di acciaio, matrice inorganica e supporto di calcestruzzo per la tecnica di rinforzo EB. I valori medi di energia di frattura e massima sollecitazione di taglio per i sistemi SS e GLV sono rispettivamente pari a 0.12 N/mm, 0.85 MPa e 0.85 N/mm, 0.77 MPa.
- ✓ La procedura raccomandata dal documento CNR-DT/215 (2018) per la valutazione della deformazione di *debonding* intermedia fornisce risultati non soddisfacenti per la fibra SS e predice un adeguato valore per la fibra GLV. Appare necessario avviare ulteriori approfondimenti a riguardo considerando anche le tipologie di rinforzo non indagate in questa tesi.
- ✓ Le formule predittive calibrate su test di flessione disponibili in letteratura, sono utili per prevedere la deformazione di distacco dei sistemi S-FRCM con grande facilità. Il valore di progetto può essere ricavato attraverso opportuni coefficienti parziali di sicurezza.

- ✓ I modelli tridimensionali (3D) agli elementi finiti (3D), con appropriate leggi di aderenza all'interfaccia ricavate nel Capitolo 5, sono in grado di rappresentare il processo di fessurazione e le modalità di rottura osservate sperimentalmente, oltre al comportamento strutturale non lineare dell'intera prova. Il modello consente di sviluppare simulazioni numeriche in grado di rappresentare il comportamento strutturale al variare di alcuni parametri meccanici.

Bibliografia

- ABAQUS Finite Element Code. 2014. Hibbitt, Karlsson Sorensen, Inc, RI.
- AC 434. International Code Council Evaluation Service (ICC-ES). Masonry and Concrete Strengthening Using Fabric-Reinforced Cementitious Matrix (FRCM) and Steel Reinforced Grout (SRG) Composite Systems. International Code Council Evaluation Service: Whittier, CA, USA, 2018.
- ACI 440.2R-17. Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Concrete Structures. American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 2008.
- ACI 549.6R-20. Guide to Design and Construction of Externally Bonded Fabric-Reinforced Cementitious Matrix (FRCM) and Steel-Reinforced Grout (SRG) Systems for Repair and Strengthening Masonry Structures. Farmington Hills, MI: American Concrete Institute, 2020.
- Aljazeera Z. R., Myers J. J. Fatigue and flexural behavior of reinforced-concrete beams strengthened with fiber-reinforced cementitious matrix. *J. Compos. Constr.* 21 (1): 04016075, [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000726](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000726), 2017.
- Al-Lami K., D'Antino T., Colombi P. Durability of Fabric-Reinforced Cementitious Matrix (FRCM) Composites: A Review. *Appl. Sci.* 2020, 10, 1714.
- Anil O., Durucan C., Din S. W. Experimental study on the stress distribution at the interface between CFRP and three different types of masonry units. *Composites Part B: Engineering*, 92 (2016) 63-73.
- Arboleda D. Fabric Reinforced Cementitious Matrix (FRCM) Composites for Infrastructure Strengthening and Rehabilitation: Characterization Methods. Ph.D. Thesis, University of Miami, Coral Gables, FL, USA, 2014.
- Ascione F., Lamberti M., Napoli A., Realfonzo R. Experimental bond behavior of Steel Reinforced Grout systems for strengthening concrete elements. *Construction and Building Materials* 232 (2020) 117105.
- Ascione L., de Felice G., De Santis S. A qualification method for externally bonded Fibre Reinforced Cementitious Matrix (FRCM) strengthening systems. *Composites Part B: Engineering*, 78 (2015) 497-506.

- ASTM C666/C666M. Standard Test Method for Resistance of Concrete to Rapid Freezing and Thawing. ASTM International: West Conshohocken, PA, USA, 2015.
- Awani O., El Refai A., El-Maaddawy T. Bond characteristics of carbon fabric-reinforced cementitious matrix in double shear tests. *Construction and Building Materials* 101 (2015) 39–49.
- B1040 2020/01. Kerakoll S.p.A. – web site: <www.kerakoll.com> [accessed Jan 2020].
- Barton B., Wobbe E., Dharani L.R., Silva P., Birman V., Nanni A., Alkhrdaji T., Thomas J., Tunis G. Characterization of reinforced concrete beams strengthened by steel reinforced polymer and grout (SRP and SRG) composites. *Materials Science and Engineering: A*, 412 (2005) 129-136.
- Bellini A., Bovo M., Mazzotti C. Experimental and numerical evaluation of fiber-matrix interface behaviour of different FRCM systems. *Composites Part B*, 161 (2019) 411-426.
- Bencardino F., Carloni C., Condello A., Focacci F., Napoli A., Realfonzo R. Flexural behaviour of RC members strengthened with FRCM: State-of-the-art and predictive formulas. *Composites Part B*, 148 (2018) 132 – 148.
- Bencardino F., Condello A. Eco-friendly external strengthening system for existing reinforced concrete beams. *Composites Part B: Eng.* (2016), 93, 163–173.
- Bencardino F., Condello A. Innovative solution to retrofit RC members: Inhibiting-Repairing-Strengthening (IRS). *Construction and Building Materials*, 117 (2016) 171-181.
- Bencardino F., Condello A. Structural behaviour of RC beams externally strengthened in flexure with SRG and SRP systems. *International Journal of Structural Engineering*, 5(4), 346-368, (2014).
- Bencardino F., Condello A., Ashour A. F. Single-lap shear bond tests on Steel Reinforced Geopolymeric Matrix-concrete joints. *Composites Part B: Engineering*, 110 (2017) 62-71.
- Bencardino F., Nisticò M. Predictive Strain Debonding in RC Beams Externally Strengthened with S-FRCM. *Durability and Sustainability of Concrete Structures (DSCS-2018)*, Proceedings 2nd International Workshop, June 6-7, Moscow (Russia), (2018).
- Bencardino F., Nisticò M., Verre S. Experimental Investigation and Numerical Analysis of Bond Behavior in SRG-Strengthened Masonry Prisms Using UHTSS and Stainless-Steel. *Fibers*, 8 (2020), <https://doi.org/10.3390/fib8020008>.
- Benzarti K., Chataigner S., Quiertant M., Marty C., Aubagnac C. Accelerated aging behaviour of the adhesive bond between concrete specimens and CFRP overlays. *Construction and Building Materials*, 2011, 25, 523–538.

- Bernardi P., Cerioni R., Ferretti D., Michelini E. Role of multiaxial state of stress on cracking of RC ties. *Engineering Fracture Mechanics*, 2014, 123, 21-33.
- Blanksvärd T., Täljsten B., Carolin A. Shear Strengthening of Concrete Structures with the Use of Mineral-Based Composites. *J. Compos. Constr.*, 13 (2009) 25-34.
- Borri A., Castori G. Indagini sperimentali sulla durabilità di materiali compositi in fibra d'acciaio. In: *Proceedings of XIV convegno ANIDIS*, Bari, 2011.
- Bösche A., Jesse F., Ortlepp R., Weiland S., Curbach M. Textile-reinforced concrete for flexural strengthening of RC structures - Part 1: Structural behaviour and design model. *ACI Spec. Publ. 251*: 19–40, 2008.
- Capozucca R. Effects of mortar layers in the delamination of GFRP bonded to historic masonry. *Composites Part B: Engineering*, 44 (2013) 639-649.
- Carbone I., de Felice G. Bond performance of fiber reinforced grout on brickwork specimens. *Structural Analysis of Historic Construction*. D' Ayala & Fodde (eds) 2008 Taylor & Francis Group, London, ISBN 978-0-415-46872-5.
- Carlioni C., Bournas D. A., Carozzi F.G., D'Antino T., Fava G., Focacci F. Fiber reinforced composites with cementitious (inorganic) matrix. Chapter 9. In: Pellegrino C., Sena-Cruz J., editors. *Design procedures for the use of composites in strengthening of reinforced concrete structures state of the art report of the RILEM TC 234-DUC*, vols. Springer; 2015. p. 501 [RILEM STAR Book Series].
- Carozzi F. G., Bellini A., D'Antino T., de Felice G., Focacci F., Hojdis Ł., Laghi L., Lanoye E., Micelli F., Panizza M., Poggi C. Experimental investigation of tensile and bond properties of Carbon-FRCM composites for strengthening masonry elements. *Composites Part B: Engineering*, 128 (2017) 100-119.
- Carozzi F.G., Poggi C. Mechanical properties and debonding strength of fabric reinforced cementitious matrix (FRCM) systems for masonry strengthening. *Compos Part B Eng*, 70 (2015), pp. 215-230, 10.1016/j.compositesb.2014.10.056.
- Casadei P., Nanni A., Alkhrdaji T., Thomas J. Performance of Double-T Prestressed Concrete Beams Strengthened with Steel Reinforcement Polymer. *Advances in Structural Engineering* Vol. 8 No. 4 2005.
- Ceroni F., Bonati A., Galimberti V., Occhiuzzi A. Effects of environmental conditioning on the bond behavior of FRP and FRCM systems applied to concrete elements. *J. Eng. Mech.* 2018, 144, 1–15.

- Chen J. F., Yang Z. J., Holt G. D. FRP or steel plate-to-concrete bonded joints: effect of test methods on experimental bond strength. *Steel and Composite Structures*, 1 (2001) 231-244. 640
- Chen W., Pham T. M., Sichembe H., Chen L., Hao H. Experimental study of flexural behaviour of RC beams strengthened by longitudinal and U-shaped basalt FRP sheet. *Composites Part B*, 134 (2018) 114-126.
- Chen J. F., Teng J. G. Anchorage strength models for FRP and steel plates bonded to concrete. *Journal of Structural Engineering ASCE*, 127 (2001), [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2001\)127:7\(784\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2001)127:7(784)).
- CNR-DT 200 R1/2013. 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), Roma, Italia, 2014.
- CNR-DT 215/2018. Istruzioni per la Progettazione, l'Esecuzione ed il Controllo di Interventi di Consolidamento Statico mediante l'utilizzo di Compositi Fibrorinforzati a Matrice Inorganica. Consiglio Nazionale delle Ricerche (CNR), Roma, Italia, 2020.
- Colombo I.G., Colombo M., Di Prisco M. Tensile behavior of textile reinforced concrete subjected to freezing-thawing cycles in un-cracked and cracked regimes. *Cem. Concr. Res.* 2015, 73, 169–183.
- Contamine R., Larbi A. S., Hamelin P. Contribution to direct tensile testing of textile reinforced concrete (TRC) composites. *Mater Sci Eng A*, 528 (2011), pp. 8589-8598, 10.1016/j.msea.2011.08.009.
- CSLLPP FRCM 2018. Linea Guida per la identificazione, la qualificazione ed il controllo di accettazione di compositi fibrorinforzati a matrice inorganica (FRCM) da utilizzarsi per il consolidamento strutturale di costruzioni esistenti. Consiglio Superiore dei Lavori Pubblici, Roma, Italia, (ultima versione Dicembre 2018).
- CSLLPP FRP 2015. Linea Guida per la identificazione, la qualificazione ed il controllo di accettazione di compositi fibrorinforzati a matrice polimerica (FRP) da utilizzarsi per il consolidamento strutturale di costruzioni esistenti. Consiglio Superiore dei Lavori Pubblici, Roma, Italia, 2015.
- D'Ambrisi A., Feo L., Focacci F. Bond-slip relations for PBO-FRCM materials externally bonded to concrete. *Composites: Part B*, 43 (2012) 2938-2949.

- D'Ambrisi, A., F. Focacci. Flexural strengthening of RC beams with cement-based composites. *J. Compos. Constr.* 15 (5): 707–720. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000218](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000218), 2011.
- D'Antino T., Carloni C., Sneed L.H., Pellegrino C. Matrix–fiber bond behavior in PBO FRCM composites: A fracture mechanics approach. *Engineering Fracture Mechanics* 117 (2014) 94–111.
- D'Antino T., Colombi P., Carloni C., Sneed L. H. Estimation of a matrix-fiber interface cohesive material law in FRCM-concrete joints. *Composite Structures*, 193 (2018) 103-112.
- D'Antino T., Papanicolaou C. Comparison between different tensile test set-ups for the mechanical characterization of inorganic-matrix composites. *Construction and Building Materials*, 171, 20 (2018), 140-151.
- D'Antino T., Pellegrino C., Carloni C., Sneed L. H., Giacomini G. Experimental analysis of the bond behavior of glass, carbon, and steel FRCM composites. *Key Engineering Materials Vol. 624* (2015) pp 371-378.
- Dai J., Ueda T., Sato Y. Development of the Nonlinear Bond Stress–Slip Model of Fiber Reinforced Plastics Sheet–Concrete Interfaces with a Simple Method. *Journal of Composites for Construction ASCE*, 9 (2005), [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-6220268\(2005\)9:1\(52\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-6220268(2005)9:1(52)).
- de Felice G., D'Antino T., De Santis S., Meriggi P., Roscini F. Lessons learned on the tensile and bond behaviour of Fabric Reinforced Cementitious Matrix (FRCM) composites. *Frontiers in Built Environment, section Earthquake Engineering* (2020), 6:5. DOI: 10.3389/fbuil.2020.00005.
- De Munck M., El Kadi M., Tsangouri E., Vervloet J., Verbruggen S., Wastiels J., Tysmans T., Remy O. Influence of environmental loading on the tensile and cracking behaviour of textile reinforced cementitious composites. *Constr. Build. Mater.* 2018, 181, 325–334.
- De Santis S., Ceroni F., de Felice G., Fagone M., Ghiassi B., Kwiecien A., Lignola G.P., Morganti M., Santandrea M., Valluzzi M. R., Viskovic A. Round Robin Test on tensile and bond behaviour of Steel Reinforced Grout systems. *Composites Part B: Engineering*, 127 (2017) 100-120.
- De Santis S., de Felice G. Steel reinforced grout systems for strengthening of masonry structures. *Composite Structure*, 134 (2015a), 533-548.
- De Santis S., de Felice G. Tensile behaviour of mortar-based composites for externally bonded reinforcement systems. *Composites Part B: Engineering*, 68 (2015b) 401-413.

- Donnini J. Durability of glass FRCM systems: Effects of different environments on mechanical properties. *Composites Part B: Engineering*, 2019, 174, 107047.
- Donnini J., Corinaldesi V., Nanni A. Mechanical properties of FRCM using carbon fabrics with different coating treatments. *Compos Part B: Engineering*, 38 (2016), 220-228, 10.1016/j.compositesb.2015.11.012.
- E865 2020/0. Kerakoll S.p.A. – web site: <www.kerakoll.com> [accessed Sept 2020].
- Ebead U., Shrestha K. C., Afzal M. S., El Refai A., Nanni A. Effectiveness of fabric-reinforced cementitious matrix in strengthening reinforced concrete beams. *J. Compos. Constr.* 21 (2): 04016084. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000741](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000741), 2017.
- Egan J. Rethinking construction. Report commissioned by John Prescott, the deputy Prime Minister in July 1998. Source: *Rethinking Construction*, 1998.
- Elsanadedy H. M., Almusallam T. H., Alsayed S. H., Al-Salloum Y. A. Flexural strengthening of RC beams using textile reinforced mortar—Experimental and numerical study. *Compos. Struct.* 97: 40–55. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2012.09.053>, 2013.
- Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-1 : General rules and rules for buildings, EN 1992-1-1 :2004: E, 1992.
- Faleschini F., Zanini M. A., Hofer L., Pellegrino C. Experimental behavior of reinforced concrete columns confined with carbon-FRCM composites. *Construction and Building Materials*, 243 (2020) 1182 96.
- Feng R., Liu Y., Zhu J.H., Xing F. Flexural behaviour of C-FRCM strengthened corroded RC continuous beams. *Composite Structures*, 245 (2020) 112200.
- Fib 14. Externally bonded FRP reinforcement for RC structures, Technical Report Bulletin No. 14, fib (CEB-FIP), Lausanne, Switzerland, 2001.
- Focacci F., D'Antino T., Carloni C. The role of the fiber–matrix interfacial properties on the tensile behavior of FRCM coupons. *Construction and Building Materials*, 2020, 265, 120263.
- Franzoni E., Gentilini C., Santandrea M., Zanotto S., Carloni C. Durability of steel FRCM masonry joints: Effect of water and salt crystallization. *Mater. Struct. Mater. Constr.* 2017, 50, 201.
- Giese A. C. H., Giese D. N., Dutra V. F. P., Da Silva Filho L. C. P. Flexural behavior of reinforced concrete beams strengthened with textile reinforced mortar. *Journal of Building Engineering*, 33 (2021) 101873.

- Gonzalez-Libreros J.H., Sneed L.H., D'Antino T., Pellegrino C. Behavior of RC beams strengthened in shear with FRP and FRCM composites. *Engineering Structures* 150 (2017) 830–842.
- Hartig J., Jesse F., Schicktanz K., Haußler U. Influence of experimental setups on the apparent uniaxial tensile load-bearing capacity of textile-reinforced concrete specimens. *Material Structures*, 45 (2012), 433-446, 10.1617/s11527-011-9775-0.
- Hausding J., Lorenz E., Ortlepp R., Lundahl A., Cherif C. Application of stitch-bonded multiplies made by using the extended warp knitting process: reinforcements with symmetrical layer arrangement for concrete. *J Text Inst* (2011), 1-13, 10.1080/00405000.2010.515729.
- Hegger J., Will N., Bruckermann O., Voss S. Load-bearing behavior and simulation of textile reinforced concrete. *Mater Struct*, 39 (2006), 765-776, 10.1617/s11527-005-9039-y.
- Hognestad E. A Study of Combined Bending and Axial Load in Reinforced Concrete Members. Bulletin Series No. 399, Engineering experiment station, 49, 1951.
- Hollaway L.C. A review of the present and future utilisation of FRP composites in the civil infrastructure with reference to their important in-service properties. *Construction and Building Materials* 24 (2010) 2419–2445.
- Hristozov D., Wroblewski L., Sadeghian P. Long-term tensile properties of natural fibre-reinforced polymer composites: Comparison of flax and glass fibres. *Compos. Part B Eng.* 2016, 95, 82–95.
- Huang X., Birman V., Nanni A., Tunis G. Properties and potential for application of steel reinforced polymer and steel reinforced grout composites. *Composites: Part B* 36 (2005) 73–82.
- Jesse F., Weiland S., Curbach M. Flexural strengthening of RC structures with textile-reinforced concrete. *ACI Spec. Publ.* 250: 49–58, 2008.
- Kalfat R., Al-Mahaidi R., Smith S. T. Anchorage Devices Used to Improve the Performance of Reinforced Concrete Beams Retrofitted with FRP Composites: State-of-the-Art Review. *Journal of Composites for Construction*, Vol. 17, No. 1, February 1, 2013.
- Kara IF, Ashour AF. Flexural performance of FRP reinforced concrete beams. *Composite Structures*, 94(5), 1616-1625, 2012.
- Kolsch H. Carbon Fiber Cement Matrix (CFCM) Overlay System for Masonry Strengthening. *Journal of Composites for Construction*, Volume 2 Issue 2, (1998).

- Koutas L. N., Tetta Z., Bournas D.A., Triantafillou T. C. Strengthening of Concrete Structures with Textile Reinforced Mortars: State-of-the-Art Review, *J. Compos. Constr.*, 2019, 23(1): 03118001.
- Kurtz S., Balaguru P. Comparison of inorganic and organic matrices for strengthening of RC beams with carbon sheets. *Journal of Structural Engineering*, 127(1), 35–42, 2001.
- Latham M. Constructing the team. The final report of the government/industry review of procurement and contractual arrangements in the UK construction industry HMSO, London, 1994.
- Lee J., Fenves G. Plastic-Damage Model for Cyclic Loading of Concrete Structures. *Journal of Engineering Mechanics*, 124(8), 892-900, 1998.
- Lignola G.P., Prota A., Manfredi G. Nonlinear Analyses of Tuff Masonry Walls Strengthened with Cementitious Matrix-Grid Composites. *Journal of Composites for Construction*, 13(4), 243-251, (2009).
- Longo F., Cascardi A., Lassandro P., Aiello, M. A. A New Fabric Reinforced Geopolymer Mortar (FRGM) with Mechanical and Energy Benefits. *Fibers* 2020, 8(8), 49.
- Loreto G., Leardini L., Arboleda D., Nanni A. Performance of RC slab-type elements strengthened with fabric-reinforced cementitious matrix composites. *J. Compos. Constr.*, 18 (3): A4013003. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000415](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000415), 2013.
- Lu X.Z., Teng J.G., Yea L.P., Jiang J.J. Bond–slip models for FRP sheets/plates bonded to concrete. *Engineering Structures*, 27, 920–937, 2005.
- Lubliner J., Oliver J., Oller S., Oñate E. A Plastic-Damage Model for Concrete. *International Journal of Solids and Structures*, 25, 299-329, 1989.
- Matana M., Nanni A., Dharani L., Silva P., Tunis G. Bond performance of steel reinforced polymer and steel reinforced grout. *Proceedings of International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (BBFS 2005)*, 2005.
- Mazzotti C., Savoia M., Ferracuti B. A new single-shear set-up for stable debonding of FRP-concrete joints. *Construction and Building Materials*, 23 (2009) 1529-1537.
- Menna C., Asprone D., Ferone C., Colangelo C., Balsamo A., Prota A., Cioffi R., Manfredi G. Use of geopolymers for composite external reinforcement of RC members. *Composites Part B: Engineering*, 45, 1667–1676, 2013.
- Mercedes L., Bernat-Maso E., Gil L. In-plane cyclic loading of masonry walls strengthened by vegetal-fabric-reinforced cementitious matrix (FRCM) composites. *Engineering Structures*, 221 (2020) 111097.

- Murgo F.S., Mazzotti C. Numerical analysis of masonry confined by FRCM. *Key Eng. Mater.* 2017, 747, 558–566.
- Napoli A., R. Realfonzo. Reinforced concrete beams strengthened with SRP/SRG systems: experimental investigation. *Constr. Build. Mater.* 93: 654–677. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.06.027>, 2015.
- Nobili A. Durability assessment of impregnated Glass Fabric Reinforced Cementitious Matrix (GFRCM) composites in the alkaline and saline environments. *Constr. Build. Mater.* 2016, 105, 465–471.
- Ombres L. Analysis of the bond between Fabric Reinforced Cementitious Mortar (FRCM) strengthening systems and concrete. *Composites Part B: Engineering Volume 69* (2015) Pages 418-426.
- Ombres L. Structural performances of PBO FRCM-strengthened RC beams. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers Structures and Buildings* 164. August 2011 Issue SB4 265–272 doi: 10.1680/stbu.2011.164.4.265.
- Ombres L., Verre S. Flexural Strengthening of RC Beams with Steel-Reinforced Grout: Experimental and Numerical Investigation. *Journal of Composites for Construction ASCE*, 23 (2019) [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000960](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000960).
- Orlowsky J., Raupach M. Modeling the loss in strength of AR-glass fibers in textile-reinforced concrete. *Mater Struct*, 39 (2006), 635-643, 10.1617/s11527-006-9100-5.
- Pareek S., Suzuki Y., Kobayashi A. Flexural and shear strengthening of RC beams using newly developed CFRP and polymer-cement pastes as bonding agents. In *Proceedings of Fiber-Reinforced Polymer Reinforcement for Concrete Structures, FRPRCS-8*, Patras, Greece, 2007.
- Parisi F., Lignola G. P., Augenti N., Prota A., Manfredi G. Nonlinear Behavior of a Masonry Subassemblage Before and After Strengthening with Inorganic Matrix-Grid Composites. *Journal of Composites for Construction*, 15(5), 821-832, (2011).
- Pekmezci B.Y., Arabaci E., Ustundag C. Freeze–thaw Durability of Lime Based FRCM Systems for Strengthening Historical Masonry. *Key Eng. Mater.* 2019, 817, 174–181.
- Pino V., Hadad H. A., De Caso y Basalo F., Nanni A., Ebead U. A., El Refai A. Performance of FRCM-strengthened RC beams subject to fatigue. *J. Bridge Eng.* 22 (10): 04017079. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)BE.1943-5592.0001107](https://doi.org/10.1061/(ASCE)BE.1943-5592.0001107), 2017.
- Portal W.N., Flansbjer M., Johannesson P., Malaga K., Lundgren K. Tensile behaviour of textile reinforcement under accelerated aging conditions. *J. Build. Eng.* 2016, 5, 57–66.

- Prota A., Manfredi G., Nanni A., Cosenza E., Pecce M. Flexural strengthening of RC beams using emerging materials: ultimate behavior. In Proceeding of CICE, Adelaide, Australia. P. (2004) 163-70.
- Prota A., Marcari G., Fabbrocino G., Manfredi G., Aldea C. Experimental In-Plane Behavior of Tuff Masonry Strengthened with Cementitious Matrix–Grid Composites. *Journal of Composites for Construction*, Volume 10 Issue 3, (2006).
- Raof S. M., Koutas L. N., Bournas D. A. Textile-reinforced mortar (TRM) versus fibre-reinforced polymers (FRP) in flexural strengthening of RC beams. *Constr. Build. Mater.* 151: 279–291, (2017).
- Razavizadeh A., Ghiassi B., Oliveira D. V. Bond behavior of SRG-strengthened masonry units: Testing and numerical modeling. *Construction and Building Materials*, 64 (2014) 387-397.
- Realfonzo R., Napoli A., Ascione F., Lamberti M. Bond behavior of SRP/SRG systems on concrete substrate: experimental investigations. 4th workshop on the new boundaries of structural concrete, Anacapri (Italy), (2016).
- RILEM 232-TDT 2014. Technical Committee 232-TDT, Test methods and design of textile reinforced concrete. International Union of Laboratories and Experts in Construction Materials, Systems and Structures, 2009-2014.
- RILEM 234-DUC. Technical Committee 234-DUC. Design procedures for the use of composites in strengthening of reinforced concrete structures, International Union of Laboratories and Experts in Construction Materials, Systems and Structures, 2009-2015.
- RILEM TC 201-TRC. Textile Reinforced Concrete - State-of-the-Art Report of RILEM TC 201-TRC. International Union of Laboratories and Experts in Construction Materials, Systems and Structures. Edited by W. Brameshuber, 2006.
- RTD 250-CSM. Technical Committee 250-CSM. Composites for sustainable strengthening of masonry, International Union of Laboratories and Experts in Construction Materials, Systems and Structures, 2012-2019.
- Scheerer S., Schladitz F., Curbach M. Textile Reinforced Concrete – from the idea to high performance material. 11th International Symposium on Ferrocement and Textile Reinforced Concrete 3rd ICTRC, Aachen (Germany), (2015).
- Schladitz F., Frenzel M., Ehlig D., Curbach M. Bending load capacity of reinforced concrete slabs strengthened with textile reinforced concrete. *Eng. Struct.* 40: 317–326. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2012.02.029>, 2012.

- Shima H., Chou L., Okamura H. Bond stress-slip-strain relationship of deformed bars embedded in massive concrete. *Japan Society of Civil Engineers JSCE*, 387 (1987) 165–174.
- Signorini C., Nobili, A. Falope F. O. Mechanical performance and crack pattern analysis of aged Carbon Fabric Cementitious Matrix (CFRCM) composites. *Composite Structures* 2018.
- Sneed L. H., Verre S., Carloni C., Ombres L. Flexural behavior of RC beams strengthened with steel-FRCM composite. *Engineering Structures*, 127 (2016) 686-699.
- Sneed L.H., D’Antino T., Carloni C., Pellegrino C. A comparison of the bond behavior of PBO-FRCM composites determined by double-lap and single-lap shear tests. *Cement and Concrete Composites*, 64, 37-48, 2015.
- ST2-0319. Kimia S.p.A. – web site: <www.kimia.it> [accessed Jan 2020].
- ST5-0218. Kimia S.p.A. – web site: <www.kimia.it> [accessed Jan 2020].
- ST5-1019. Kimia S.p.A. – web site: <www.kimia.it> [accessed Jan 2020].
- ST6-0319. Kimia S.p.A. – web site: <www.kimia.it> [accessed Jan 2020].
- ST6-0820. Kimia S.p.A. – web site: <www.kimia.it> [accessed Jan 2020].
- Täljsten B., Blanksvärd T. Mineral-Based bonding of Carbon FRP to strengthen concrete structures. *Journal of Composites for Construction*, 11(2), 120–128, (2007).
- Triantafillou T. L. N., Meo M., Milella E. Textile-Reinforced and Polymer Modified Mortars (TRM): A New Generation of Composite Materials for Strengthening and Seismic Retrofitting of Structures. In *Composite Materials – A Vision for the Future Springer*, (2011).
- UNI EN 1015-11, 2007. Methods of test for masonry units – Part 11: of flexural and compressive strength of hardened mortar. European Standards, CSN EN Standard, CEN: Avenue Marnix 17, B-1000, Brussels.
- UNI EN 12190, 2000. Product and system for the protection and repair concrete structures – Test methods – Determination of compressive strength of repair mortar. European Standards, CSN EN Standard, CEN: Avenue Marnix 17, B-1000, Brussels.
- UNI EN 12390-13, 2013. Testing hardened concrete - Part 13: Determination of secant modulus of elasticity in compression. European Standards, CSN EN Standard, CEN: Avenue Marnix 17, B-1000, Brussels.
- UNI EN 12467, 2018. Fibre-cement flat sheets—Product specification and test methods. European Standard, Shock 2004, 1–8.
- UNI EN 1504-3, 2006. Products and systems for the protection and repair of concrete structures - Definitions, requirements, quality control and evaluation of conformity - Part 3: Structural

- and non-structural repair. European Standards. European Standards, CSN EN Standard, CEN: Avenue Marnix 17, B-1000, Brussels.
- UNI EN 1504-4, 2005. Products and systems for the protection and repair of concrete structures - Definitions, requirements, quality control and evaluation of conformity - Part 4: Structural bonding. European Standards, CSN EN Standard, CEN: Avenue Marnix 17, B-1000, Brussels.
- UNI EN 1504-7, 2007. Products and systems for the protection and repair of concrete structures - Definitions, requirements, quality control and evaluation of conformity - Part 7: Reinforcement corrosion protection. European Standards, CSN EN Standard, CEN: Avenue Marnix 17, B-1000, Brussels.
- UNI EN 998-2, 2016. Specification for mortar for masonry - Part 2: Masonry mortar. European Standards, CSN EN Standard, CEN: Avenue Marnix 17, B-1000, Brussels.
- Vasconcelos E., Fernandes S., Barroso de Aguiar J.L., Pacheco-Torgal S. Concrete retrofitting using metakaolin geopolymer mortars and CFRP. *Construction and Building Materials*, 25, 3213–3221, 2011.
- Wu H.C., Sun P. Fiber reinforced cement based composite sheets for structural retrofit. In *Proceedings of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures*, BBFS, Hong Kong, China, (2005).
- Yin S., Jing L., Yin M., Wang B. Mechanical properties of textile reinforced concrete under chloride wet–dry and freeze–thaw cycle environments. *Cem. Concr. Compos.* 2019, 96, 118–127.
- Younis A., Ebead U. Bond characteristics of different FRCM systems, *Construction and Building Materials*, 175 (2018) 610-585 620.
- Younis A., Ebead U., Shrestha K. Tensile characterization of textile reinforced mortar. *ISEC 2017 - 9th International Structural Engineering Construction Conference, Resilient Structure Sustainable Construction*, (2017), pp. 1–6.
- Zastrau B., Lepenies I., Richter M. On the multi scale modeling of textile reinforced concrete. *Technische Mechanik*, 28, 53–63, 2008.

Ringraziamenti

Giunto al termine dell'esperienza di Dottorato, desidero ringraziare tutti coloro che mi sono stati vicini in questo percorso di crescita.

In primo luogo, ringrazio il Professore Francesco Bencardino per l'opportunità ricevuta, per il supporto e la presenza costante durante lo svolgimento di tutto il progetto di ricerca. La sua attenta supervisione ha permesso di superare le difficoltà e di arricchire le mie conoscenze scientifiche e professionali.

Un particolare riconoscimento va agli Ingegneri Ciriaco Impieri e Fiorella Ciro per il loro prezioso aiuto nelle operazioni di laboratorio.

Ringrazio l'azienda Kimia S.p.A. e il Dottor Pietro Rizzuto, che hanno permesso lo svolgimento delle sperimentazioni attraverso la fornitura dei materiali di rinforzo.

La mia personale gratitudine va, inoltre, ai Revisori della presente Tesi, Professori Francesco Ascione e Francesco Focacci, per gli utili commenti che hanno contribuito a migliorare l'elaborato finale.

Gli amici Fabio, Pietro e tutti i colleghi con cui ho condiviso un pezzo di strada.

Infine, dedico questa Tesi alla mia famiglia ed ai miei genitori per il loro fondamentale e continuo sostegno.