



UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI PADOVA

Dipartimento di Ingegneria Civile Edile ed Ambientale
Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Civile

TESI DI LAUREA

**Comportamento a fatica dell'aderenza di compositi
fibrorinforzati a matrice cementizia applicati su
supporti in calcestruzzo**

Relatore: Chiar.mo Prof. Carlo Pellegrino
Correlatore: Dott. Ing. Tommaso D'Antino

Laureando: Lorenzo Cusinato

1. Introduzione	1
1.1 Necessità di rinforzo delle strutture.....	1
1.2 Tecniche di rinforzo delle strutture in calcestruzzo	1
1.3 Obiettivo e struttura della tesi.....	3
2. I materiali compositi	5
2.1 Caratteristiche generali di un materiale composito	5
2.2 Materiali compositi a rinforzo fibroso.....	7
2.2.1 Le caratteristiche delle fibre.....	8
2.2.2 I tessuti	16
2.2.3 Le matrici	17
2.2.4 Sistemi di incollaggio.....	20
2.2.5 Tecniche di posa in opera.....	21
2.2.6 Caratteristiche meccaniche del sistema composito	22
2.3 Compositi con materiali inorganici	25
2.3.1 Materiali	25
2.3.2 Sistemi di rinforzo.....	26
2.3.3 Interazione tra i costituenti.....	28
3. Stato dell'arte	31
3.1 Performance of RC slab-type elements strengthened with fabric-reinforced cementitious matrix composites	32
3.1.1 Risposta a trazione di un materiale FRCM	32
3.1.2 Geometria e protocollo di prova	34
3.1.3 Risultati e commenti	35
3.2 Matrix fiber bond behaviour of PBO-FRCM composites: a fracture mechanics approach	39
3.2.1 Introduzione e obiettivi	39
3.2.2 Preparazione dei provini e configurazione della prova.....	39
3.2.3 Proprietà dei materiali e database delle prove	40

3.2.4	Risposta carico applicato-scorrimento globale	42
3.2.5	Influenza della larghezza	44
3.2.6	Analisi delle deformazioni.....	45
3.2.7	Meccanica della frattura.....	47
3.2.8	Conclusioni	51
3.3	Experimental determination of FRP-concrete cohesive interface properties under fatigue loading.....	52
3.3.1	Introduzione e obiettivi della ricerca	52
3.3.2	Materiali e configurazione della prova	53
3.3.3	Prove monotone quasi-statiche	53
3.3.4	Prove a fatica	57
3.3.5	Analisi delle deformazioni durante la prova a fatica	60
3.3.6	Conclusioni	62
3.4	Investigation of sub-critical fatigue crack growth in FRP/concrete cohesive interface using digital image analysis	64
3.4.1	Introduzione e obiettivi.....	64
3.4.2	Materiali e configurazione della prova	65
3.4.3	Prove monotone quasi-statiche	66
3.4.4	Prove a fatica	69
3.4.5	Analisi delle deformazioni nelle prove post-fatica	70
3.4.6	Parametri di frattura durante il carico ciclico	71
3.4.7	Effetti legati alla larghezza	73
3.4.8	Proposta di un modello per il calcolo della vita a fatica.....	74
3.4.9	Conclusioni	75
3.5	Theoretical solution for fatigue debonding growth and fatigue life prediction of FRP-concrete interfaces	77
3.5.1	Introduzione e obiettivi.....	77
3.5.2	Modello di interfaccia.....	77
3.5.3	Parametri associati alla meccanica della frattura.....	81
3.6	Experimental investigation of bonded fiber reinforced polymer-concrete joints under cyclic loading	83
3.6.1	Introduzione e obiettivi della ricerca	83

3.6.2	Materiali e configurazione della prova	83
3.6.3	Risultati sperimentali	85
3.6.4	Conclusioni	88
4.	Indagine sperimentale	89
4.1	Configurazione di prova e preparazione dei provini	89
4.2	Proprietà dei materiali	91
4.3	Considerazioni sulla configurazione della prova	94
4.4	Database delle prove	95
5.	Analisi dei dati.....	97
5.1	Controllo dell'uniformità del carico	97
5.2	Risposta carico-spostamento nelle prove a fatica.....	100
5.3	Valutazione dello scorrimento globale	102
5.4	Valutazione della rigidezza di interfaccia	106
5.5	Valutazione dell'energia dissipata nei cicli di isteresi	111
5.6	Rottura per fatica	114
5.7	Risposta statica post-fatica	116
6.	Conclusioni e sviluppi futuri	121
	Bibliografia.....	125

1. Introduzione

1.1 Necessità di rinforzo delle strutture

Le strutture in calcestruzzo armato, nella maggioranza dei casi, sono progettate per avere vita utile di circa cinquant'anni, tuttavia la vita effettiva di queste opere supera spesso questa previsione. È quindi ragionevole pensare che le richieste di resistenza possano variare nel corso del tempo, ad esempio per cambio di destinazione d'uso oppure per aumento dei carichi agenti, come nel caso di ponti e viadotti. In altri casi bisogna intervenire per riparare la struttura in seguito a danneggiamenti o per ripristinarne le iniziali caratteristiche, alterate a causa dell'azione dei fattori ambientali esterni. Si possono distinguere tre tipologie di cause che comportano il degrado di una struttura: alcune sono di natura fisica (ritiro, abrasione, cicli di gelo e disgelo, influenza dell'umidità), altre di natura meccanica (carichi eccessivi, vibrazioni, esplosioni, urti), altre ancora di natura chimica (fenomeni di carbonatazione, attacchi da cloruri o da sali disgelanti). In queste occasioni deve determinarsi se è più vantaggioso ricostruire l'intera struttura oppure intervenire attraverso tecniche di rinforzo. In molti casi, infatti, è difficile raggiungere le zone da rinforzare e quindi garantire un adeguato legame tra le parti esistenti e il nuovo materiale. Una delle possibili tecniche prevede di applicare il sistema di rinforzo sulla superficie degli elementi strutturali, usando materiali adesivi. La scelta del tipo di adesivo influenza in modo determinante il comportamento del sistema, non solo in riferimento alle caratteristiche meccaniche, ma anche a quelle legate alla durabilità.

1.2 Tecniche di rinforzo delle strutture in calcestruzzo

Una delle prime tecniche di rinforzo di strutture in calcestruzzo consisteva nell'applicazione di piastre d'acciaio di qualche millimetro di spessore agli elementi strutturali, impiegando come adesivo la resina epossidica. Il settore di impiego principale era quello del rinforzo di opere civili di pubblico interesse, in particolare le strutture dei ponti. Nonostante la rapida diffusione di questo metodo, esso non si è mai del tutto affermato, principalmente a causa dei numerosi svantaggi che presentava, legati ai problemi di corrosione delle piastre di acciaio, al loro peso eccessivo, che comportava

problemi sia nel trasporto che in fase di montaggio, oltre che al problema di dover realizzare in modo corretto i giunti e le sovrapposizioni tra piastre adiacenti [40].

L'introduzione di materiali più avanzati, quali i compositi fibrorinforzati, ha fatto sì che l'uso delle piastre venisse quasi del tutto abbandonato. Il rapporto elevato tra resistenza e peso specifico di questi nuovi materiali, unito alle buone caratteristiche di durabilità, ha determinato la forte attrattiva che si è manifestata nel mondo dell'ingegneria strutturale. A loro favore, inoltre, gioca la capacità di adattarsi facilmente a quasi tutte le forme, permettendone l'applicazione anche in zone altrimenti inaccessibili. Fino alla fine degli anni '90 la soluzione con polimeri fibrorinforzati (*Fiber Reinforced Polymer, FRP*) era quella di riferimento nel campo dei compositi impiegati nel rinforzo strutturale. Le fibre vengono solitamente lavorate fino ad ottenere tessuti e fogli, i quali devono essere incollati all'elemento strutturale mediante appositi materiali adesivi. Tra questi, le resine epossidiche costituiscono una delle scelte più frequenti. Nonostante i pregi elencati, è possibile riconoscere alcuni inconvenienti nel loro impiego. La loro applicazione ottimale richiede manodopera specializzata ed è possibile solo quando la temperatura esterna è superiore a 5 °C, contengono sostanze tossiche sia per inalazione che per contatto, sono caratterizzate da un notevole degrado delle caratteristiche meccaniche se esposte ad alte temperature e costituiscono una superficie impermeabile che può causare problemi qualora la struttura sia esposta a cicli di gelo-disgelo. Gli aspetti negativi hanno pertanto favorito la ricerca di ulteriori tecniche di rinforzo.

Una possibile soluzione alternativa all'impiego delle resine organiche è costituita dall'uso di materiali adesivi di tipo minerale, generalmente a matrice cementizia. Ci si riferisce a questa soluzione con il nome di matrice cementizia fibrorinforzata (*Fiber Reinforced Cementitious Matrix, FRCM*). Si riconosce in modo intuitivo come le proprietà fisiche di questa classe di adesivi risultino molto simili a quelle del materiale che costituisce il supporto. Numerosi studi dimostrano l'efficacia di questo sistema nell'aumento della resistenza ultima di strutture esistenti, tuttavia non è ancora del tutto chiaro il meccanismo di trasferimento delle sollecitazioni dalla struttura al materiale di rinforzo, di conseguenza non sono ancora state definite con certezza relazioni analitiche utilizzabili nel dimensionamento di questo sistema.

1.3 Obiettivo e struttura della tesi

Questa tesi presenta i risultati di un'indagine sperimentale svolta al fine di approfondire la conoscenza del meccanismo di trasferimento delle azioni tra la matrice cementizia e il materiale di rinforzo, con particolare riferimento al comportamento sotto carico ciclico. Ciascun provino, costituito da un prisma di calcestruzzo rinforzato con una striscia di materiale FRCM, è stato sottoposto ad una prova di taglio diretto. Nella prima fase del test è stato applicato un carico variabile ciclicamente tra due valori prestabiliti, con frequenza variabile da provino a provino. I provini rimasti intatti al termine di questa fase sono stati successivamente sottoposti ad una prova statica monotona, eseguita in controllo di spostamento, attraverso la quale è stata valutata l'influenza della sollecitazione ciclica sulla capacità di resistenza ultima di ciascun provino.

Il secondo capitolo presenta le caratteristiche dei materiali compositi, con particolare riferimento al loro impiego nell'ambito dell'ingegneria strutturale. Oltre a informazioni circa le proprietà fisiche e meccaniche di questi materiali, ne viene presentato il percorso evolutivo e alcuni esempi di applicazione.

Nel terzo capitolo sono stati raccolti alcuni dei risultati più interessanti finora ottenuti sullo stesso argomento, al fine di definire lo stato dell'arte. Il punto di partenza di questo lavoro è stato proprio lo studio della letteratura disponibile sul comportamento dei materiali fibrorinforzati.

Il quarto capitolo descrive l'apparato sperimentale impiegato per eseguire le prove e riporta un elenco delle caratteristiche dei provini, insieme alla nomenclatura con la quale verranno classificati nel capitolo successivo.

Nel quinto capitolo vengono analizzati i risultati ottenuti. L'obiettivo dell'analisi è quello di individuare caratteristiche di comportamento collegabili a quelle della sollecitazione ciclica applicata, ovvero frequenza e ampiezza. Le informazioni che si ottengono da questa analisi potranno essere utilizzate per indirizzare l'utilizzo di questo materiale nel rinforzo di strutture soggette a carichi di intensità variabile nel tempo, ad esempio ponti e viadotti.

Nell'ultimo capitolo vengono riportate le conclusioni di questo lavoro, insieme a possibili spunti per futuri sviluppi sullo stesso argomento.

2. I materiali compositi

2.1 Caratteristiche generali di un materiale composito

I materiali compositi rappresentano una vasta e importantissima categoria di materiali, realizzati per soddisfare la richiesta di insolite combinazioni di proprietà in uno stesso materiale. Queste combinazioni nascono a loro volta dall'unione di materiali diversi nello stesso composito. Il concetto chiave risulta essere l'accoppiamento di materiali diversi, con proprietà significativamente distanti se non addirittura opposte, la cui azione combinata fa in modo che le proprietà dell'unione siano migliori di quelle dei singoli costituenti [33]. In questo modo diventa possibile superare, limitatamente a specifiche applicazioni, i limiti dei materiali tradizionali; con un certo margine di approssimazione, si può dire che lavorando con i materiali compositi è possibile progettare il materiale in funzione della struttura.

In via del tutto generale, in un materiale composito è possibile distinguere due fasi distinte (Figura 2-1)

- Fase matrice: si tratta del costituente continuo, anche se non necessariamente maggioritario; il suo ruolo è multiplo, dato che lega insieme il costituente ad essa aggiunto, proteggendolo e assicurando il trasferimento del carico;
- Fase di rinforzo: si tratta del costituente che migliora le caratteristiche della matrice, costituito nella maggioranza dei casi da fibre, che possono essere continue, ovvero lunghe quanto le dimensioni dell'oggetto finito in materiale composito, o discontinue, cioè corte; un aspetto fondamentale riguarda l'orientamento delle fibre, dal quale dipende il grado di anisotropia del composito e di conseguenza la sua risposta meccanica. In alcuni casi la fase di rinforzo è costituita da particelle, tuttavia le caratteristiche meccaniche finali sono sensibilmente inferiori rispetto al caso dei rinforzi di tipo fibroso.

Insieme a queste due fasi possono essere riconosciute altre due proprietà fisiche in grado di influenzare in modo sensibile la risposta meccanica globale. Una di queste è la zona di interfaccia tra rinforzo e matrice, sede di interazioni chimico-fisiche decisive per il trasferimento del carico tra le due fasi principali. L'altra è la porosità, dovuta alle inevitabili imperfezioni che si formano durante l'assemblaggio delle due fasi, causate

dall'incompleta infiltrazione della matrice negli spazi tra le fibre. Le imperfezioni diventano sede di concentrazione dello sforzo e comportano una distribuzione del carico non uniforme.

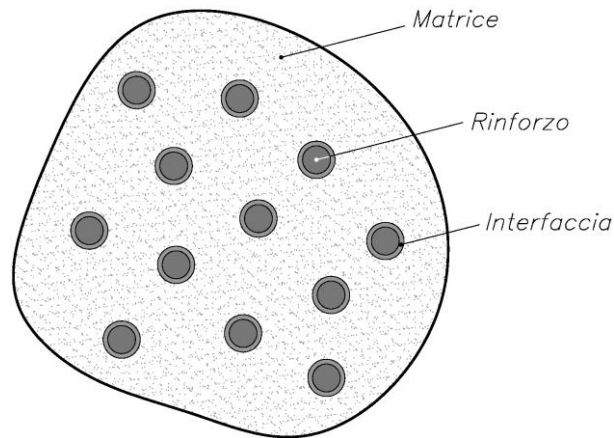


Figura 2-1: rappresentazione schematica delle fasi costituenti un materiale composito

Sulla base delle caratteristiche macroscopiche del rinforzo è possibile operare una distinzione sulla tipologia di compositi che si possono ottenere. Nel caso in cui il rinforzo sia costituito da particelle si parla di compositi a rinforzo particellare. In questi casi alla matrice vengono aggiunte polveri di vari materiali, le quali contribuiscono ad incrementare le proprietà meccaniche del materiale di base [33]. I compositi appartenenti a questa categoria non sono peraltro in grado di soddisfare le richieste di rigidità e resistenza tipiche del contesto strutturale. A questo proposito risultano molto più efficaci i compositi con rinforzo di tipo fibroso, le cui proprietà verranno ampiamente descritte nel corso di questo capitolo.

Queste due tipologie, se comparate con i materiali tradizionali, sono accomunate dal valore modesto della densità. In particolare, la forte attrattiva esercitata da questi materiali è conseguenza dei valori elevati delle grandezze meccaniche specifiche, ovvero rigidità specifica e resistenza specifica, valutate come rapporto tra le relative grandezze (modulo elastico e resistenza a trazione) e la densità. Questo è reso possibile dalla scelta mirata dei materiali e, come detto inizialmente, dal fatto che nel materiale composito le proprietà delle fasi componenti sono sfruttate in modo sinergico. Alla modesta densità dei materiali solitamente usati come matrice, si affiancano i valori elevati di rigidità e resistenza dei materiali scelti per il rinforzo.

2.2 Materiali compositi a rinforzo fibroso

In generale la matrice può essere considerata, salvo particolari casi, come un continuo isotropo, ovvero capace di fornire una risposta strutturale indipendente dalla direzione di applicazione del carico. La fase di rinforzo, quando costituita da fibre, si presenta invece come un materiale anisotropo, il cui contributo alla risposta è influenzato dalla geometria (forma, distribuzione e dimensioni delle fibre), dalla disposizione (orientazione rispetto agli assi di simmetria del materiale) e dalla concentrazione (frazione volumetrica delle fibre). Il materiale composito risultante si presenta quindi come un continuo non omogeneo e, nella maggioranza dei casi, anisotropo.

Per facilitare lo studio della meccanica di questi materiali è utile effettuare una distinzione, basata principalmente sulla disposizione delle fibre, ma indipendente dal materiale e dalla tecnologia di produzione [15]. Il caso più semplice è quello di fibre continue, perfettamente allineate. Si parla in questo caso di lamine, oppure di compositi con rinforzo unidirezionale. È possibile sovrapporre un certo numero di lamine con fibre unidirezionali, ciascuna con una diversa orientazione di fibre, ottenendo i cosiddetti laminati. Sovrapponendo tre strati, con fibre orientate alternativamente di 90° tra ogni strato, si ottengono compositi (laminati 0/90/0) con due direzioni a modulo elastico simile ed elevato ($0^\circ/90^\circ$), ma con direzioni a basso modulo (45°). Sovrapponendo più strati, con orientazione intermedie (ad esempio laminati 0/+45/90/-45/0), si può realizzare una ortotropia più compiuta, come in Figura 2-2

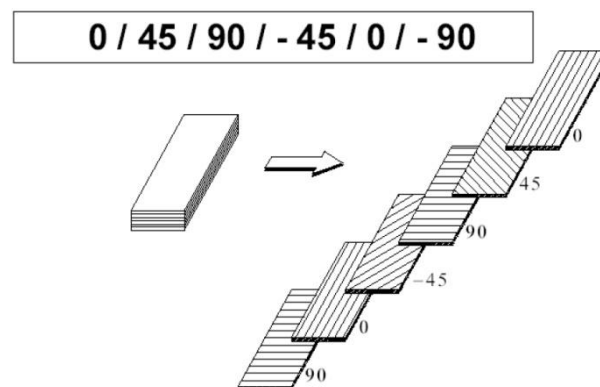


Figura 2-2: composito laminato bilanciato 0/+45/90/-45/0 [4]

La scelta più comune è quella di impiegare matrici polimeriche di natura organica, poiché numerosi sono i vantaggi che derivano dalle loro caratteristiche. La conoscenza del

comportamento di questo tipo di composito fibrorinforzato è approfondita, si hanno molti esempi di utilizzo e la ricerca svolta in passato e tuttora in corso ha consentito di redigere molti documenti che fungono da istruzioni per il corretto utilizzo. Si parla in questo caso di materiali fibrorinforzati a matrice polimerica (*Fiber Reinforced Polymers, FRP*). Come si vedrà più avanti nel presente capitolo, non tutte le caratteristiche dei materiali polimerici sono favorevoli ai fini di ottenere una buona risposta strutturale. Questo fatto ha spinto la comunità scientifica a ricercare soluzioni alternative in grado di risolvere, del tutto o in parte, gli aspetti problematici della prima soluzione.

Il primo risultato di questa ricerca è stato la sostituzione della matrice organica con un materiale inorganico, di natura minerale, costituito generalmente da malta cementizia additivata con polimeri, le cui proporzioni sono tali da alterarne in modo mirato le caratteristiche. Si parla di matrice cementizia fibrorinforzata (*Fiber Reinforced Cementitious Matrix, FRCM*). Le caratteristiche fisiche di questo materiale composito sono descritte nei paragrafi seguenti, mentre i capitoli successivi si occupano della risposta meccanica, attraverso l'analisi dei risultati ottenuti dalla campagna sperimentale.

2.2.1 Le caratteristiche delle fibre

La resistenza dei materiali è legata alla presenza di difetti. Se un materiale fosse costituito da un fascio di sottili fibre, le uniche cricche significative dovrebbero essere necessariamente corte, lunghe al massimo quanto il diametro di una fibra e disposte trasversalmente ad essa, limitatamente alle fibre in cui esistono. Un solido costituito da un fascio di fibre ha resistenza a frattura molto superiore rispetto ad un solito monolitico, dello stesso materiale delle fibre e di pari volume: se nel fascio di fibre la frattura interessa una fibra per volta e la rottura avviene dopo molteplici fratture di fibre singole, nel materiale massivo la frattura interessa tutto il componente [33]. La particolare geometria filiforme, dunque, oltre ad essere molto versatile per la realizzazione dei compositi, conferisce a tali materiali caratteristiche di resistenza e rigidità molto più elevate di quelle possedute dagli stessi materiali impiegati in configurazione tridimensionale.

Secondo le istruzioni CNR-DT 200/2004, le forme nelle quali sono disponibili commercialmente le fibre possono essere definite come riportato in Figura 2-3.

È possibile dare le seguenti definizioni:

- filamento: elemento base di circa 10 μm di diametro;

- cavo di filatura: è il prodotto della macchina di filatura ed è costituito da un fascio formato da un gran numero di filamenti (dell'ordine delle migliaia), praticamente senza torsione, destinato ad essere filato, ritorto o strappato per l'utilizzazione sotto forma di fibra discontinua;
- filo o filato: filo formato da fibre tenute insieme da torsione;
- filo assemblato: fascio costituito da filati assemblati parallelamente e senza torsione intenzionale.

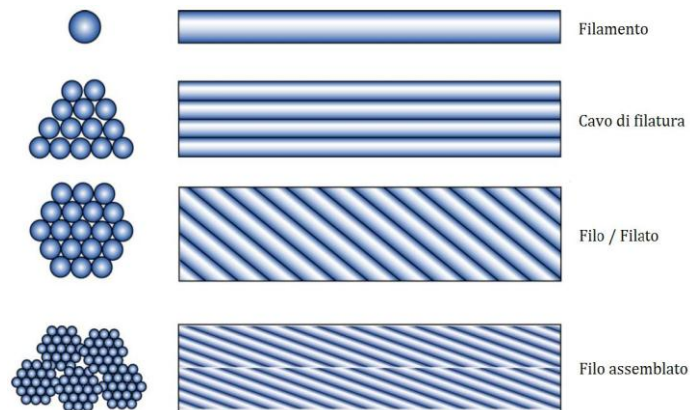


Figura 2-3: forme possibili per le fibre [14]

Combinando insieme alcune centinaia di cavi o fili si ottiene un nastro, in cui cavi e fili possono essere semplicemente affiancati oppure cuciti tra loro o fissati su un supporto. Le fibre sono disponibili commercialmente anche in composizioni opportunamente arrangiate in modo da formare una grande varietà di tessuti. In tal caso la loro disposizione può essere tale da conferire ai corrispondenti compositi caratteristiche di quasi isotropia nel piano. Nei tessuti si distinguono due direzioni, una principale (ordito), mentre la seconda (trama) risulta ad essa ortogonale.

2.2.1.1 Fibre di carbonio

Le fibre di carbonio sono le più diffuse, insieme alle fibre di vetro. Sono usate per la fabbricazione di compositi ad elevate prestazioni e si distinguono per alti valori del modulo di elasticità normale e per la loro elevata resistenza. Esibiscono un comportamento a rottura intrinsecamente fragile, caratterizzato da assorbimento di energia relativamente modesto, anche se le tensioni di rottura sono elevate. Inoltre sono poco sensibili ai

fenomeni di scorrimento viscoso (*creep*) e di fatica e sono contraddistinte da una modesta riduzione della resistenza a lungo termine.

Esistono più tipi di fibre di carbonio. Quelle sviluppate da più tempo corrispondono alla varietà avente massima resistenza a trazione, ma più basso modulo elastico, classificate come fibre HS (*high strength*). Sono ottenute dal trattamento di fibre di poli-acrilonitrile (PAN), consistente in una prima ossidazione sotto stiro e in una riduzione ad alta temperatura. Per riduzioni a temperature relativamente basse le fibre contengono fogli di grafite non perfettamente paralleli, ma arrotolati; per riduzioni a temperature più alte si perviene a strutture grafitiche più regolari, motivo di un modulo elastico molto più elevato [15]. Una seconda tipologia di fibre di carbonio è dunque quella caratterizzata da valori notevoli di rigidità, definita quindi HM (*high modulus*), in cui i valori di resistenza ultima sono inferiori rispetto alle precedenti. Strutture altamente grafitiche possono essere ottenute dal trattamento di peci di petrolio, dando luogo a valori molto elevati per il modulo elastico. Si parla in questo caso particolare di UHM (*ultra high modulus*), categoria peraltro poco impiegata nelle applicazioni di rinforzo strutturale. La Tabella 2-1 riassume le caratteristiche fisiche e meccaniche delle tipologie principali di fibre di carbonio, insieme a quelle di un normale acciaio da armatura, al fine di avere un confronto diretto con un materiale di comune impiego. I polimeri fibrorinforzati in cui sono impiegate le fibre di carbonio vengono generalmente classificati come CFRP (*Carbon Fiber Reinforced Polymers*).

Tabella 2-1: caratteristiche delle fibre di carbonio più comuni

Materiale	Densità [kg/m ³]	Modulo elastico [GPa]	Resistenza a trazione [MPa]	Deformazione a rottura [%]	Resistenza specifica [MPa·m ³ /kg]
Carbonio ad alta resistenza (HS)	1800	230	5000	2	2,78
Carbonio ad alto modulo (HM)	1850	400	3000	0,9	1,62
Carbonio ad altissimo modulo (UHM)	2100	700	1500	0,3	0,71
Acciaio B450C	7850	210	540	20	0,07

2.2.1.2 Fibre di vetro

Le fibre di vetro sono generalmente di due tipi. Il primo, detto vetro E, corrisponde ad un vetro a base di CaO , Al_2O_3 e SiO_2 , con rilevante contenuto di B_2O_3 . Il modulo elastico delle fibre, ottenuto per filatura del fuso vetroso, è piuttosto basso ($E \approx 70 \text{ GPa}$), tuttavia la resistenza meccanica è elevata ($\sigma_t \approx 3500 \text{ MPa}$). Si possono ottenere proprietà migliori utilizzando vetri a base di soli MgO , Al_2O_3 e SiO_2 (vetro S). Il modulo elastico raggiunge valori di circa 90 GPa , la resistenza a trazione aumenta a circa 4500 MPa .

Le fibre di vetro esibiscono un modulo di elasticità normale inferiore a quello delle fibre di carbonio ed offrono una resistenza all'abrasione relativamente modesta, che richiede una certa cautela nelle operazioni di manipolazione prima dell'impregnazione.

Nelle sue linee essenziali, la tecnologia di produzione delle fibre di vetro è basata sulla filatura di una miscela costituita principalmente da sabbia, allumina e calcare. I componenti sono miscelati a secco e portati a fusione in una fornace a refrattari, a circa $1260 \text{ }^\circ\text{C}$. Il vetro fuso viene alimentato direttamente su filiere di platino e fatto passare per gravità attraverso appositi fori praticati sul fondo. I filamenti sono quindi raggruppati, con l'imposizione eventuale di una leggera torsione, a formare una treccia o fibra, tipicamente costituita da 204 filamenti. I singoli filamenti presentano un diametro medio dell'ordine dei $10 \text{ }\mu\text{m}$ e sono ricoperti da un legante. I filati sono raccolti, perlopiù senza ritorcitura, in fili assemblati. I valori della massa lineare tipici degli assemblati, per applicazioni nel settore civile, sono superiori a 2000 Tex (il Tex misura la massa lineare di un filamento, equivalente a 1 g/km).



Figura 2-4: filato e mat in fibra di vetro

Le fibre di vetro sono anche disponibili in forma di fogli sottili, denominati *mat* (Figura 2-4). Un *mat* può essere costituito sia da fibre lunghe continue, che da fibre corte (fibre discontinue di lunghezza tipica compresa tra 25 e 50 mm), disposte casualmente nel piano e tenute insieme da un legante chimico. La larghezza dei *mat* è variabile tra 5 cm e 2 m; la loro densità di massa è dell'ordine di 0.5 kg/m^2 [15].

I polimeri fibrorinforzati in cui sono impiegate le fibre di vetro (Tabella 2-2) vengono generalmente classificati come GFRP (*Glass Fiber Reinforced Polymers*).

Tabella 2-2: confronto tra le fibre di vetro più comuni

Materiali	Densità [kg/m ³]	Modulo Elastico [GPa]	Resistenza a trazione [MPa]	Deformazione a rottura [%]	Resistenza specifica [MPa·m ³ /kg]
Fibre di vetro E	2550	70	3500	3,8	1,37
Fibre di vetro S	2500	90	4700	5,5	1,88
Acciaio B450C	7850	210	540	20	0,07

2.2.1.3 Fibre aramidiche

Le fibre organiche più importanti sono costituite dalle fibre aramidiche, ovvero da poliammidi formate dalla reazione di un acido bicarbossilico e di una diammina contenenti anelli benzenici (aromatici), i quali conferiscono grande stabilità termica e, soprattutto, grande rigidità: anche se disciolte in solvente le catene polimeriche rimangono allineate. La definizione di poliammide con gruppo aromatico richiede che nella struttura molecolare almeno l'85% delle molecole siano di benzene (anello aromatico). Un esempio è costituito da quelle commercialmente chiamate fibre di Kevlar (Du Pont).

Il modulo di elasticità normale e la resistenza a trazione sono intermedi tra quelli delle fibre di vetro e quelli delle fibre di carbonio. La resistenza a compressione è di norma pari a circa 1/8 di quella a trazione: infatti, a causa dell'anisotropia della struttura, i carichi di compressione favoriscono lo snervamento localizzato, con conseguente instabilità e formazione di piegature. Le fibre aramidiche possono degradarsi per esposizione prolungata alla luce solare, con perdita di resistenza a trazione fino al 50%. La tecnologia di produzione si basa sull'estrusione ad alta temperatura e ad alta velocità del polimero in

soluzione, con successivo raffreddamento veloce ed essiccamento. La sintesi del polimero viene effettuata a monte dell'apparecchiatura di estrusione, mediante l'impiego di soluzioni fortemente acide.

Tabella 2-3: confronto tra le fibre organiche più comuni

Materiale	Densità [kg/m ³]	Modulo Elastico [GPa]	Resistenza a trazione [MPa]	Deformazione a rottura [%]	Resistenza specifica [MPa·m ³ /kg]
Kevlar 29	1440	70	3600	3,6	2,5
Kevlar 39	1450	140	3600	1,9	2,48
Kevlar 149	1470	160	3200	1,5	2,18
Acciaio B450C	7850	210	540	20	0,07

Le fibre aramidiche sono disponibili in commercio sotto forma di filati, assemblati e tessuti e, variando la struttura chimica del kevlar durante la sintesi, si possono ottenere materiali dalle diverse caratteristiche meccaniche (Tabella 2-3).

Gli FRP a base di fibre aramidiche si denotano usualmente con l'acronimo AFRP (*Aramid Fiber Reinforced Polymers*).

2.2.1.4 Fibre di PBO

Di recente introduzione nel campo dei rinforzi strutturali sono le fibre di PBO (poli-parafenilenbenzobisoxazolo). Il brevetto di questa categoria di fibre appartiene alla giapponese Toyobo, la quale ha scelto per esse il nome commerciale di Zylon.

Trattasi di un polimero aromatico contenente legami eterociclici anziché ammidici, che comporta valori del modulo elastico superiori rispetto a quelli che caratterizzano le fibre aramidiche. Inoltre le fibre di questo tipo hanno elevata resistenza a trazione e presentano tenacità, resistenza all'abrasione, al taglio e ai raggi UV superiori alle fibre aramidiche. Hanno buona resistenza al calore, misurata dalla grandezza LOI (*Limitig Oxygen Index*), la quale indica la minima percentuale di ossigeno che deve essere presente nell'ambiente per mantenere attiva la combustione del polimero. Per queste fibre si ottiene LOI $\approx 68\%$ (si ricorda che la percentuale di ossigeno contenuta nell'aria è circa 21%).

Sono caratterizzate dall'essere morbide e molto malleabili, con peso estremamente ridotto che comporta, a loro svantaggio, un costo notevolmente elevato.



Figura 2-5: tessuto di fibre di PBO (poli-parafenilene benzobisoxazolo)

Nel campo dei rinforzi strutturali, la particolare formulazione chimica delle fibre in PBO le rende particolarmente adatte all'utilizzo in abbinamento ad una matrice cementizia.

In Italia le fibre in PBO sono commercializzate dalla Ruredil, all'interno di un pacchetto completo FRCM per il rinforzo delle strutture in calcestruzzo o muratura (Figura 2-5).

Nella Tabella 2-4 sono riportate le caratteristiche delle fibre in PBO prodotte dalla giapponese Toyobo. Secondo quanto riportato dalla stessa azienda, vengono prodotte due varietà di fibre PBO, una delle quali è caratterizzata da valori del modulo elastico più elevati (HM, *High Modulus*).

Tabella 2-4: caratteristiche fisiche e meccaniche delle fibre in PBO

Materiale	Densità [kg/m ³]	Modulo Elastico [GPa]	Resistenza a trazione [MPa]	Deformazione a rottura [%]	Resistenza specifiche [MPa·m ³ /g]	LOI [%]
Zylon AS Regular	1540	180	5800	3,5	3,77	68
Zylon HM High Modulus	1560	270	5800	2,5	3,72	68
Acciaio B450C	7850	210	540	20	0,07	-

2.2.1.5 Confronto tra fibre

La Tabella 2-5 riassume le caratteristiche principali delle fibre descritte nei precedenti paragrafi, in particolare pone a confronto le grandezze specifiche.

Si nota che le fibre di carbonio presentano valori più elevati di modulo elastico, da cui discende la loro maggiore rigidità rispetto agli altri materiali. La resistenza a trazione è invece maggiore nel caso di fibre in PBO, insieme alle capacità di resistenza al calore, non riportate in tabella.

Tabella 2-5: confronto tra le caratteristiche meccaniche delle diverse tipologie di fibre

Materiale	Densità [kg/m ³]	Resistenza a trazione [MPa]	Resistenza a trazione specifica [MPa·m ³ /kg]	Modulo elastico [GPa]	Modulo elastico specifico [GPa·m ³ /kg]
Carbonio HS	1800	5000	2,78	230	0,13
Carbonio HM	1850	3000	1,62	400	0,22
Vetro E	2550	3500	1,37	70	0,03
Vetro S	2500	4700	1,88	90	0,04
Kevlar 29	1440	3600	2,50	70	0,05
Kevlar 39	1450	3600	2,48	140	0,10
Zylon AS (PBO)	1540	5800	3,77	180	0,12
Zylon HM (PBO)	1560	5800	3,72	270	0,17
Acciaio B450C	7850	540	0,07	210	0,03

Nella Figura 2-6 è riportato il diagramma sforzo-deformazione, nel quale sono poste a confronto le risposte meccaniche. In generale, la rigidità dei materiali impiegati per la realizzazione di fibre risulta più elevata rispetto ai valori che caratterizzano il comune acciaio da armatura.

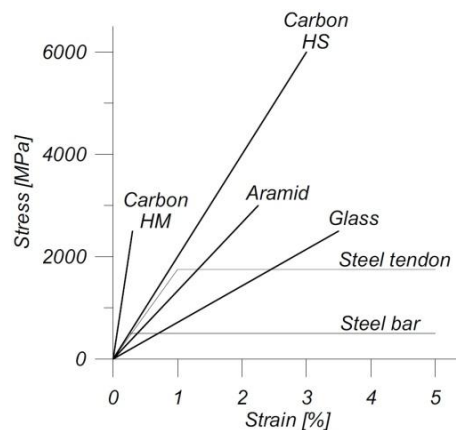


Figura 2-6: legame σ - ϵ delle tipologie di fibre più comuni [7]

2.2.2 I tessuti

La realizzazione pratica di un sistema composito destinato all'ambito strutturale richiede che le fibre siano assemblate in strutture facilmente utilizzabili, quindi nella maggioranza dei casi vengono trasformate in tessuti. Questi sono costituiti da fili intrecciati secondo due o più direzioni, i quali, passando l'uno sopra l'altro molte volte, assumono una certa curvatura.

I tessuti possono essere ottenuti impiegando fili assemblati (in questo caso si parla di stuoia), oppure direttamente dall'intreccio di fili, ottenendo in questo leggerezza e compattezza maggiori. A seconda delle direzioni secondo le quali avviene la tessitura, si ottengono prodotti caratterizzati da differenti risposte meccaniche. Si distinguono:

- tessuti monodirezionali: i fili sono allineati tutti in una sola direzione (ordito), corrispondente a quella di applicazione del carico, eventualmente tenuti insieme da una trama non strutturale;
- tessuti bidirezionali: fibre orientate in due direzioni preferenziali a formare una tessitura trama-ordito strutturale;
- tessuti multidirezionali: fibre orientate in più di due direzioni, in modo tale da garantire resistenza meccanica secondo diverse direzioni di applicazione dello sforzo.

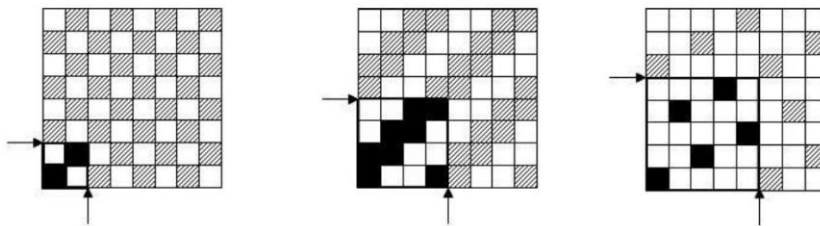


Figura 2-7: messa in carta dei tessuti bidirezionali più comuni: tela, saia, raso [14]

In analogia a quanto avviene con le fibre tessili, una classificazione dei tessuti bidirezionali può essere fatta in base al tipo di armatura (Figura 2-7). È possibile ottenere:

- tela: è la struttura più semplice e si presenta con un filo sotto e uno sopra. Ha struttura molto rigida, ma le elevate curvature che assumono i fili sono la causa delle difficoltà che si incontrano nell'impregnazione di questo tessuto. Questo comporta minore efficacia del rinforzo nel piano del laminato;

- batavia: presenta due fili sopra e due sotto. È più facile da impregnare rispetto alla tela, dal momento che presenta minore ondulazione, ma risulta più difficile da maneggiare;
- raso: presenta più fili sopra e uno sotto, l'impregnazione delle fibre risulta quindi più facile rispetto al batavia, ma risulta essere ancora più delicato da maneggiare.

2.2.3 Le matrici

Il ruolo principale della matrice è quello di legare insieme le fibre di rinforzo e permettere di trasferire ad esse le sollecitazioni provenienti dall'elemento strutturale, oltre a proteggere il rinforzo dagli attacchi ambientali. In alcuni casi, ad esempio quello dei sistemi FRCM, la matrice funge anche da adesivo, garantisce quindi il collegamento del sistema di rinforzo alla struttura.

La resistenza meccanica della matrice è inferiore a quella delle le fibre di rinforzo, così come lo è il modulo elastico; lo sforzo, che si può approssimativamente considerare ripartito in funzione della rigidità, impegna maggiormente la fase di rinforzo, che quindi svolge il ruolo di elemento resistente.

Possono essere impiegati materiali di diverso tipo per la realizzazione della fase matrice, tuttavia è possibile classificare due categorie principali: matrici realizzate con materiali organici e matrici inorganiche, la prima delle quali presenta il maggior numero di esempi di applicazione.

Le matrici organiche sono materiali polimerici, comunemente detti resine, i quali, a seconda della composizione chimica, possono avere caratteristiche termoindurenti oppure termoplastiche.

2.2.3.1 Resine termoindurenti

Le matrici termoindurenti vengono così definite in quanto, una volta formate, presentano catene molecolari bloccate in modo permanente in una struttura tridimensionale. Qualora sottoposte al calore queste resine non fondono, ma diventano più flessibili e perdono resistenza meccanica.

Il punto chiave dell'applicazione di tali polimeri è nell'impregnazione di fibre con prepolimeri liquidi, che si trasformano in una matrice solida successivamente, per azione dell'agente induritore. L'irrigidimento della matrice segnala anche la fine della formatura del composito. A seconda del peso molecolare del pre-polimero, della lunghezza e della

densità dei legami di reticolazione, si ottengono matrici con diverse proprietà meccaniche. La reticolazione può essere ottenuta a temperatura ambiente, ma non è raro l'impiego di un trattamento termico, al fine di assicurare il completamento delle reazioni tra pre-polimero e agente induritore. Allo stato fluido presentano in genere viscosità modesta, pertanto sono in grado di garantire una buona impregnazione delle fibre.

La deformabilità, rispetto alle resine termoplastiche, è limitata, inoltre questo tipo di matrici sono apprezzate per valori ridotti di ritiro e per grandi temperature di distorsione.

Le più comuni sono le resine epossidiche, ma esistono altre tipologie, quali le poliestere insature, le vinilestere e le poliuretatiche (Tabella 2-6).

Tabella 2-6: confronto tra le matrici termoindurenti più comuni

Tipo di resina	Densità [kg/m ³]	Tensione di rottura [MPa]	Modulo elastico [GPa]	Deformazione a rottura [%]	Massima temperatura di esercizio [C°]
Epossidiche	1100 ÷ 1300	40 ÷ 130	2,0 ÷ 4,5	2,0 ÷ 9,0	125 ÷ 175
Fenoliche	1200 ÷ 1300	35 ÷ 70	3,0 ÷ 5,0	1,5 ÷ 2,0	120 ÷ 200
Poliestere insature	1000 ÷ 1400	20 ÷ 75	2,8 ÷ 3,5	1,4 ÷ 3,3	60 ÷ 200
Siliconiche	1000 ÷ 2500	21 ÷ 70	2,2	20 ÷ 700	100 ÷ 350
Vinilestere	1200	70 ÷ 90	3,3 ÷ 5,2	3,0 ÷ 10	125

2.2.3.2 Resine termoplastiche

Le resine termoplastiche presentano pesi molecolari elevati, assenza di reticolazione e particolari gruppi chimici che massimizzano i legami intermolecolari deboli. Sono resine che plasticizzano per riscaldamento, ma possono essere sottoposte a cicli di fusione-solidificazione senza alterazioni della struttura, avendo la capacità di fluire una volta riscaldate a temperature sufficientemente elevate.

Le resine termoplastiche risultano mediamente più tenaci e presentano spesso temperature di esercizio più elevate rispetto alle resine termoindurenti, oltre a migliore resistenza nei confronti dei fattori ambientali. Tuttavia, a causa del peso molecolare significativo, la viscosità di questi polimeri è elevata, di conseguenza sono fortemente penalizzate sia la capacità di impregnazione delle fibre, sia la facilità di lavorazione. L'impiego di queste resine in ambito civile è quindi piuttosto limitato.

Alcuni esempi matrici termoplastiche sono il polietere-eter-chetone (PEEK), i polisolfoni e i polisolfuri, le poli-immidi e le poliammidi (Nylon).

2.2.3.3 Matrici inorganiche

La matrice cementizia è costituita da una malta speciale ottenuta con cementi di tipo pozzolanico, da miscelarsi con la sola aggiunta di acqua e di eventuali additivi. Rispetto alle matrici organiche, nel loro utilizzo si possono ottenere alcuni vantaggi, quali maggiore facilità di applicazione, in quanto essendo materiali di tipo tradizionale non sono richieste procedure particolari, elevata resistenza al fuoco e ai raggi UV ed elevata compatibilità con il materiale del supporto, sia in termini di coefficiente di deformazione termica, sia in termini di permeabilità. Questa seconda caratteristica è molto importante, in quanto consente di mantenere inalterata la risposta del supporto ai fenomeni fisici legati alla presenza di umidità, come nel caso dei cicli di gelo e disgelo.

Anche nel caso di matrici di tipo cementizio si incontrano alcune problematiche, associate in particolare alla capacità di impregnazione delle fibre. Questo comportamento è particolarmente evidente nel caso, molto frequente nella pratica, in cui le fibre si presentano raggruppate in fasci. La malta impregna le fibre del fascio in modo disomogeneo, causando una distribuzione delle azioni di aderenza non uniforme, che si traduce in una risposta meccanica difficilmente controllabile. Questo aspetto del comportamento può essere migliorato attraverso l'aggiunta mirata di additivi polimerici. In Tabella 2-7 è riportato un confronto tra i due tipi di matrici finora analizzati.

Tabella 2-7: confronto tra matrici organiche e inorganiche

Matrice	Modulo elastico [GPa]	Resistenza a trazione [MPa]	Resistenza alle elevate temperature	Viscosità	Tossicità
Inorganica (cementizia)	6	3,5 (28 gg)	Identica al calcestruzzo	Elevata allo stato fluido, difficile impregnazione delle fibre	Nulla
Organica (resina epossidica)	2,0 ÷ 4,5	40 ÷ 130	Degrado caratteristiche intorno a 80 °C	Bassa allo stato fluido, facile applicazione delle fibre	Pericolosa sia per contatto che per inalazione

2.2.4 Sistemi di incollaggio

La messa in opera di un rinforzo strutturale richiede l'impiego di un adesivo, materiale in grado di realizzare un collegamento tra due superfici e di trasmettere forze di entità rilevante (collegamento strutturale).

Esistono molte tipologie di adesivi naturali e sintetici e la scelta più appropriata del materiale e del tipo di trattamento superficiale da effettuare prima dell'applicazione va fatta sulla base della natura degli aderenti. In alcuni casi viene scelto come adesivo lo stesso materiale impiegato per costituire la matrice (un esempio è la resina epossidica nei rinforzi CFRP), in altri è di natura diversa. Nel primo caso ricadono anche le applicazioni in cui matrice e adesivo vengono applicati in un'unica soluzione, ovvero quando il materiale scelto agisce contestualmente sia come matrice che come adesivo. Un esempio sono i compositi FRCM.

L'efficienza del giunto dipende da molti aspetti, tra cui il tipo di trattamento superficiale, la composizione chimica e la viscosità dell'adesivo, la tecnica di applicazione e infine il processo di indurimento o di reticolazione. I meccanismi di adesione consistono principalmente nell'incastro meccanico (*interlocking*) dell'adesivo con la superficie dell'aderendo e nella formazione di legami chimici tra le molecole polimeriche e quelle del substrato. Conseguentemente, nel determinare la resistenza dell'adesivo, risultano fondamentali quei trattamenti superficiali tesi ad incrementare la tensione superficiale all'interfaccia, ovvero a modificare chimicamente la superficie dell'aderendo, aumentandone la rugosità e quindi l'area effettiva di contatto.

Una distinzione importante riguarda il tipo di rottura che interessa la zona di adesione tra i due materiali. In accordo a quanto riportato nelle istruzioni CNR per l'applicazione dei rinforzi FRP, si possono distinguere tre diverse tipologie di frattura (Figura 2-8):

- frattura coesiva: avviene all'interno di uno dei materiali che costituiscono il giunto. Lo stesso materiale è dunque presente su entrambe le superfici di frattura, le quali possono presentarsi lisce o rugose. È il tipo di frattura che si osserva nelle condizioni ideali di applicazione dell'adesivo;
- frattura adesiva: avviene all'interfaccia tra adesivo e aderendo, quando la resistenza dell'interfaccia (forza di adesione) è minore di quella dell'aderendo. Le superfici di frattura sono solitamente lisce e costituite da due materiali

differenti. Questo tipo di frattura è indice di una non corretta applicazione dell'adesivo;

- frattura mista: si presenta alternativamente sia come coesiva che adesiva. Le superfici di frattura sono molto irregolari e sono caratterizzate dalla coesistenza di entrambi i materiali. Si manifesta in presenza di un substrato debole e non consolidato, come ad esempio muratura o calcestruzzo molto degradati, in concorso con modalità di applicazione dell'adesivo non ottimali.

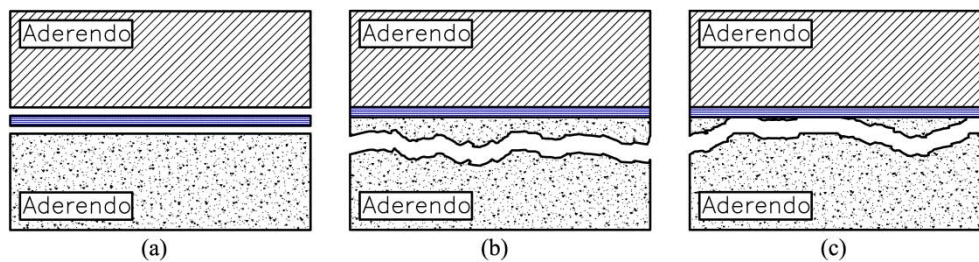


Figura 2-8: tipologie di frattura di un giunto adesivo: (a) frattura adesiva; (b) frattura coesiva, (c) frattura mista

Qualsiasi tipo di trattamento superficiale ha come obiettivo primario la pulizia della superficie di applicazione, ossia la rimozione di tutte le eventuali contaminazioni superficiali, quali ossidi, particelle estranee, oli, grassi, polveri, umidità. Quasi sempre, inoltre, il trattamento modifica chimicamente la superficie dell'aderendo, favorendo la formazione di legami più forti, tali da resistere ad agenti ambientali aggressivi che nel tempo tendono a degradare la resistenza dell'incollaggio. Contestualmente, il trattamento deve garantire adeguata rugosità superficiale.

2.2.5 Tecniche di posa in opera

A seconda delle caratteristiche dei componenti e del particolare intervento di rinforzo che si vuole porre in opera, si possono adottare tecniche di posa in opera diverse. Si distinguono:

- sistemi preformati: costituiti da compositi di varia forma (laminati o elementi pultrusi) preparati in stabilimento, che devono essere incollati all'elemento da rinforzare. Il composito fibroso deve essere quindi ancorato all'elemento attraverso l'impiego di un materiale che svolge la funzione di adesivo; tale materiale può essere della stessa natura della matrice oppure di natura diversa;

- sistemi impregnati *in situ*: sono costituiti da fogli di fibre unidirezionali o multi direzionali, oppure da tessuti che vengono impregnati da una resina o eventualmente da un materiale inorganico, che funge anche da adesivo con il substrato;
- sistemi preimpregnati: sono costituiti da fogli di fibre unidirezionali o multi direzionali, oppure da tessuti, preimpregnati con resina parzialmente polimerizzata. Possono essere incollati al substrato da rinforzare con o senza l'uso di resine aggiuntive.

2.2.6 Caratteristiche meccaniche del sistema composito

Nei compositi fibrorinforzati le fibre svolgono il ruolo di elementi portanti sia in termini di resistenza che di rigidità, mentre la matrice, oltre a proteggere le fibre, funge da elemento di trasferimento degli sforzi. Note le proprietà meccaniche dei materiali che costituiscono il composito e le loro caratteristiche geometriche, è importante riuscire a stimare le proprietà equivalenti del sistema composito risultante.

Come caso elementare è possibile considerare un composito con fibre allineate e continue lungo la direzione di sollecitazione. Se le azioni di interfaccia sono sufficientemente elevate, si attua un trasferimento di carico tra fibre e matrice ed è possibile dire che le due fasi collaborano nel sostenere il carico applicato. In queste condizioni è possibile assumere valida la condizione di isodeformazione, ovvero la deformazione raggiunta dalle due fasi è la medesima.

Si ottiene (si indicano con i pedici C , F ed M , rispettivamente, il materiale composito, le fibre e la matrice):

$$\varepsilon_C = \varepsilon_F = \varepsilon_M$$

Il carico totale agente sul composito sarà invece somma dei carichi agenti sui singoli componenti:

$$P_C = P_F + P_M$$

la quale, riscritta in termini di sforzo, diventa:

$$\sigma_C A_C = \sigma_F A_F + \sigma_M A_M$$

Dividendo i due membri per l'area totale del composito si ottiene:

$$\sigma_C = \sigma_F \frac{A_F}{A_C} + \sigma_M \frac{A_M}{A_C}$$

Se le fibre sono perfettamente allineate longitudinalmente, la frazione d'area di fibre corrisponde alla frazione volumetrica V_F ; analogamente, la frazione d'area di matrice corrisponde alla frazione volumetrica $V_M = 1 - V_F$. Si può quindi riscrivere la relazione nella forma:

$$\sigma_C = \sigma_F V_F + \sigma_M (1 - V_M)$$

che prende il nome di “regola delle miscele”. La massima tensione longitudinale sopportabile dal composito si ottiene introducendo nella precedente relazione le tensioni ultime di fibre e matrice.

Se si divide lo sforzo per la deformazione del composito, ricordando la condizione di isodeformazione, si ottiene il modulo di elasticità longitudinale del sistema:

$$E_C = \frac{\sigma_C}{\varepsilon_C} = \frac{\sigma_F}{\varepsilon_F} V_F + \frac{\sigma_M}{\varepsilon_M} (1 - V_F)$$

Si nota che anche il modulo di elasticità segue la regola delle miscele. Si può scrivere, in definitiva:

$$E_C = E_F V_F + E_M (1 - V_F)$$

Considerando che, in genere, i valori della percentuale volumetrica di fibre sono compresi nell'intervallo 30 ÷ 70%, si comprende che la resistenza ultima e il modulo elastico del sistema composito sono molto vicini a quelli ottenibili considerando solo il contributo delle fibre.

In realtà, un calcolo più accurato richiederebbe di tenere conto dell'influenza di altri parametri, quali l'aderenza tra fibre e matrice, la presenza di difetti di produzione e di vuoti o quella di imperfezioni nella distribuzione o nell'allineamento delle fibre. Per valutare in modo più preciso i valori delle proprietà meccaniche del composito è necessario ricorrere ad adeguate sperimentazioni, al fine di ottenere valori statisticamente significativi.

Nel caso di un sistema impregnato *in situ*, è consigliabile fare riferimento all'area resistente e alle proprietà meccaniche del tessuto secco. Il calcolo delle proprietà del composito deve considerare l'effetto dovuto alla reale geometria del tessuto (tessitura, trama, ordito), oltre che alla presenza di imperfezioni geometriche delle fibre e di vuoti e

irregolarità di distribuzione della matrice. Per includere questi effetti nel calcolo delle proprietà, è possibile operare in due modi diversi.

Una prima possibilità è quella di penalizzare i valori di resistenza e rigidezza assiale ottenuti con la regola delle miscele attraverso opportuni coefficienti riduttivi, i quali devono essere valutati dal produttore sulla base di adeguate indagini sperimentali. In questo modo si ottiene:

$$E_C A_C = \alpha_{FE} E_F A_F$$

$$\sigma_C A_C = \alpha_{F\sigma} \sigma_F A_F$$

In alternativa al metodo sopra riportato, il produttore del sistema può dichiarare i valori caratteristici delle proprietà meccaniche del composito basandosi su indagini sperimentali eseguite su sistemi completi. In tal modo è possibile tenere conto di tutte le variabili che influiscono sul comportamento del sistema finale, includendo anche la natura e la geometria del supporto.

Il grafico di Figura 2-9 riporta uno schema qualitativo del comportamento di un sistema composito e dei suoi costituenti. La deformazione a rottura delle fibre è inferiore a quella della matrice e in genere risulta uguale alla deformazione ultima dell'intero sistema.

Superata la deformazione ultima delle fibre non è più possibile un completo trasferimento degli sforzi dalla matrice, pertanto a questo punto si fa corrispondere la rottura dell'intero sistema.

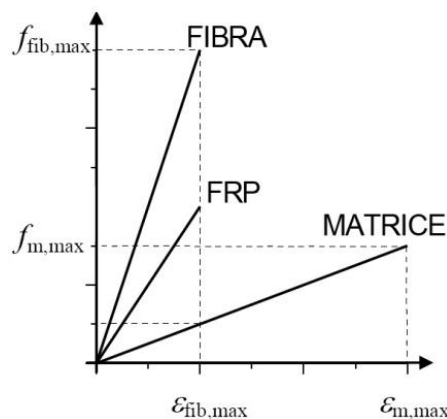


Figura 2-9: legame costitutivo semplificato di un sistema composito [14]

2.3 Compositi con materiali inorganici

In questa sezione saranno approfondite le caratteristiche dei compositi in cui il materiale adesivo è di natura inorganica. Anche in questo caso si possono adottare soluzioni diverse, in particolare riguardo la scelta dell'accoppiamento tra materiale di rinforzo e materiale adesivo.

Una possibilità è utilizzare come fase di rinforzo un composito pre-formato, ad esempio fibre di carbonio in una matrice epossidica (FRP), da vincolare all'elemento strutturale attraverso il materiale a base minerale. Un'alternativa è quella di impiegare il materiale inorganico sia come matrice che come adesivo, come nel caso dei provini studiati nella parte sperimentale di questo lavoro. In questo caso la fase di rinforzo non può più essere considerata come composito, in quanto costituita solamente da fibre.

I vantaggi nell'utilizzo di materiali di tipo inorganico sono legati al fatto che essi sono della stessa natura del materiale che costituisce il supporto, risultando quindi particolarmente compatibili. Essendo atossici, la loro posa in opera richiede meno precauzioni rispetto alle resine, inoltre le condizioni che garantiscono l'efficacia dell'applicazione sono meno limitanti. La posa in opera risulta di conseguenza meno costosa.

2.3.1 Materiali

Di seguito sono descritte in modo sintetico le caratteristiche generali dei materiali impiegati in questa tecnica di rinforzo. È importante ricordare che il comportamento del composito non è legato alle caratteristiche del singolo componente, bensì alle interazioni tra i diversi materiali. In modo sintetico è possibile suddividere il sistema composito a matrice inorganica in due categorie, ovvero il legante, che funge da matrice e da adesivo, e il rinforzo fibroso.

2.3.1.1 Legante

Il legante può essere confezionato in modo mirato, al fine di ottenere un materiale che rispecchi le caratteristiche desiderate. Vengono generalmente impiegate malte a base di cemento Portland, a grana fine, con dimensione massima dei grani non superiore a 2 mm. Per migliorare alcune proprietà della malta, quali lavorabilità, fluidità dell'impasto e capacità di impregnazione delle fibre, possono essere aggiunti all'impasto additivi di

natura polimerica, oppure altri elementi come ceneri volanti, alluminosilicati o agenti fluidificanti. Si ottengono in questo modo malte con resistenza maggiore, ridotti valori del ritiro per essiccamento, migliore comportamento relativamente alla reazione alcali-aggregato e maggiore durabilità. Le miscele polimeriche si possono distinguere tra lattici, dispersioni, polimeri idro-solubili e polimeri liquidi [8].

Le proprietà della malta sono fortemente influenzate dalle proporzioni degli elementi miscelati. Rispetto alla malta tradizionale, il comportamento della malta modificata è influenzato maggiormente dal rapporto polimero cemento P/C che dal rapporto acqua cemento A/C.

2.3.1.2 Rinforzo

La fase di rinforzo può essere un materiale composito pre-formato, come ad esempio i polimeri fibrorinforzati in fibra di carbonio (CFRP), oppure un tessuto di fibre non impregnate, il quale deve quindi essere impregnato in sito. Le fibre più comunemente utilizzate sono le fibre di carbonio, ma interesse crescente stanno suscitando le fibre in PBO. Un aspetto importante è riguarda la compatibilità chimico-fisica tra la matrice e il rinforzo, essendo ad essa legato il comportamento dell'interfaccia, sede dell'interazione tra le due fasi.

2.3.2 Sistemi di rinforzo

Dalla combinazione di diversi tipi di leganti minerali e rinforzi fibrosi si possono ottenere tipologie diverse di sistemi di rinforzo. Di seguito sono riportati alcuni esempi di sistemi esistenti, che si differenziano l'uno dall'altro più per il nome ad essi associato che per le caratteristiche di ciascuno. In comune hanno l'impiego di un materiale adesivo di tipo inorganico, mentre le differenze riguardano soprattutto la tipologia del rinforzo fibroso insieme alle tecniche di applicazione. Si distinguono [8]:

- *Textile Reinforced Concrete, TRC*: sviluppato nel 1998 in collaborazione tra le università di Dresda e Aquisgrana, consiste in una matrice cementizia a grana fine ad alta resistenza, rinforzata da un tessuto di fibre. Solitamente vengono impiegate fibre di vetro, ma in alcuni casi sono state utilizzate anche fibre di carbonio, eventualmente in combinazione con le prime. L'orientazione delle fibre del tessuto può seguire fino a quattro diverse direzioni. Questo sistema è stato

sottoposto a prove sia per il comportamento a flessione che per quello relativo a sforzo tagliante;

- *Textile Reinforced Mortars, TRM*: sviluppato in Grecia, è molto simile al sistema TRC, con la differenza che vengono impiegate fibre di carbonio. La matrice e l'agente adesivo sono costituiti da malta a grana fine modificata mediante l'aggiunta di polimeri;
- *Fiber Reinforced Cement, FRC*: sviluppato negli Stati Uniti, si differenzia dai sistemi TRC e TRM per la tecnica di realizzazione e applicazione. Il sistema è costituito da un foglio o tessuto fibroso, tagliato nelle dimensioni desiderate, il quale viene impregnato attraverso l'immersione completa in una boiaccia, che costituisce la matrice. Terminata la fase di impregnazione, il tessuto viene estratto e applicato immediatamente alla superficie dell'elemento da rinforzare. Applicazioni di questo sistema riguardano sia il confinamento di elementi compressi, sia il rinforzo per sollecitazione tagliante;
- *Mineral Based Composite, MBC*: è un sistema sviluppato in Svezia all'università di Luleå, si differenzia dai precedenti in quanto il rinforzo è costituito da una lamina di polimero fibrorinforzato CFRP, pertanto la matrice vera e propria è una resina epossidica. Il rinforzo viene applicato all'elemento strutturale previa preparazione della superficie e applicazione di uno strato di primer. La lamina di CFRP viene posizionata sulla superficie di un primo strato di malta, seguito da un secondo strato applicato sopra. Anche per questo sistema è stata effettuata una sperimentazione sul comportamento a flessione e taglio;
- *Fiber Reinforced Cementitious Matrix, FRCM*: in questo tipo di composito il rinforzo è costituito da una rete di fasci di fibre non impregnate, che possono essere eventualmente rivestite con polimeri, allo scopo di migliorarne le caratteristiche di durabilità e la maneggevolezza. Non si tratta in ogni caso di un tessuto impregnato da resine, come nel caso del sistema MBC. La messa in opera del sistema prevede l'applicazione di un primo strato di malta direttamente sul supporto, preventivamente preparato, la posa su di esso della rete di fibre, infine la copertura del tutto con un secondo strato di malta. Generalmente lo spessore di un singolo strato di malta è circa 4-5 mm.

2.3.3 Interazione tra i costituenti

Nella descrizione generale dei materiali compositi è stata sottolineata l'importanza dell'azione sinergica che deve sussistere tra i materiali coinvolti, non soltanto relativamente alle proprietà meccaniche, ma anche riguardo l'interazione di tipo chimico-fisico. Nei paragrafi seguenti sono descritte alcune problematiche che nel caso di impiego di matrice cementizia diventano particolarmente influenti nel comportamento generale del sistema.

2.3.3.1 Zona di interfaccia tra fibre e matrice

Un fattore molto importante da considerare quando si impiega un composito con matrice cementizia è il legame che si genera tra questa e il rinforzo fibroso. Se il rinforzo è costituito da un tessuto in cui i fili sono raggruppati, può accadere che l'impregnazione delle fibre da parte della matrice sia parziale, tanto minore quanto maggiore è la densità dei filamenti presenti nel gruppo. Allo stesso modo, una tessitura particolarmente fitta comporta difficoltà nella penetrazione della matrice tra le fibre. Questo comportamento risulta comprensibile considerando che la malta è un materiale granulare, pertanto, per quanto fine possa essere la grana, le particelle non sono in grado di penetrare completamente all'interno degli spazi presenti tra i filamenti di un fascio di fibre.

La parziale impregnazione si traduce in una distribuzione delle tensioni di aderenza non uniforme e genera una risposta meccanica difficilmente prevedibile [8].

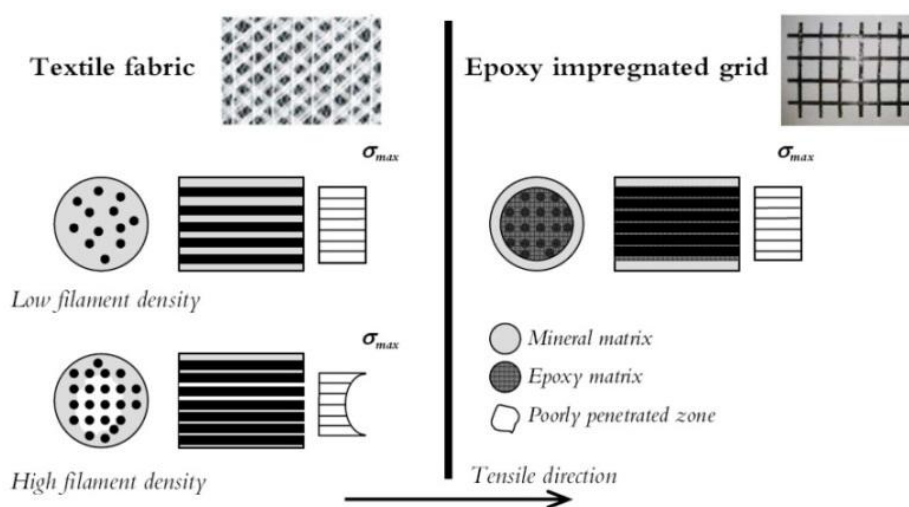


Figura 2-10: schematizzazione della capacità di impregnazione della matrice [7]

Una possibile soluzione è quella di impregnare inizialmente il tessuto con resina epossidica, la cui capacità di penetrazione è superiore rispetto a quella della malta, per poi vincolare il sistema così ottenuto all'elemento strutturale utilizzando la malta come legante [8]. Questa soluzione è quella adottata nel sistema MBC, descritto nel paragrafo precedente. In alternativa è possibile fare affidamento sugli additivi polimerici che vengono aggiunti alla malta durante il suo confezionamento. Se aggiunti nella giusta quantità, questi polimeri sono in grado di formare un film intorno ai fasci di fibre, il quale diventa una sorta di matrice secondaria in grado di migliorare il legame con la malta. La Figura 2-10 fornisce una schematica rappresentazione di questo aspetto.

2.3.3.2 Rottura telescopica in prove di pull-out

Gli effetti legati all'impregnazione non uniforme delle fibre sono indagabili attraverso prove sperimentali di estrazione di un fascio da una matrice, note come prove di pull-out, nelle quali si riesce a studiare l'interazione tra i materiali.

Considerando un fascio di fibre sottoposto a trazione, i filamenti più esterni risultano direttamente a contatto con la matrice alla quale aderiscono, mentre quelli più interni sono in grado di scivolare su quelli esterni come se fossero avvolti in una guaina. La rottura del filato avviene secondo un meccanismo di tipo telescopico (Figura 2-11), si protrae dagli strati più esterni fino al nucleo, combinandosi ad un secondo meccanismo di crisi che coinvolge i filamenti più esterni, i quali, prima di subire l'estrazione dalla matrice cementizia, giungono a rottura per il superamento della resistenza a trazione [4]. La perdita di efficacia del rinforzo, in questo tipo di prova, diminuisce gradualmente, garantendo maggiore dissipazione energetica.

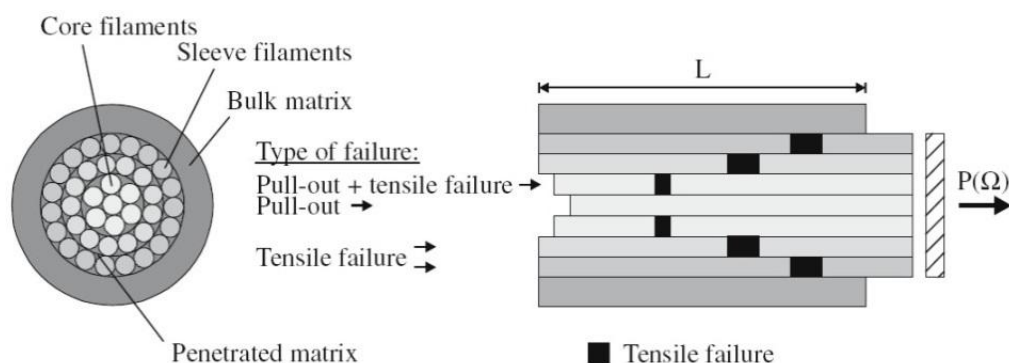


Figura 2-11: rottura telescopica di un fascio di fibre immerso nella matrice [3]

2.3.3.3 Ritiro

Al pari delle strutture in calcestruzzo, il comportamento di un rinforzo a base inorganica applicato esternamente è fortemente condizionato dalle condizioni ambientali in cui avviene il processo di essiccamento. Quello che interessa maggiormente nell'ambito dei sistemi di rinforzo è l'influenza svolta dal fenomeno del ritiro sull'efficacia del legame tra la vecchia struttura e il materiale applicato.

Il processo di essiccamento e il ritiro sono influenzati dalle condizioni ambientali esterne, quali temperatura, umidità relativa, velocità del vento ed eventuale presenza di precipitazioni. L'aggiunta di uno strato di materiale fresco ad un elemento esistente può comportare problemi di fessurazione e delaminazione lungo la zona di interfaccia tra i due materiali, proprio a causa di piccoli movimenti differenziali tra le due superfici, dovuti a variazioni volumetriche legate al ritiro e ai gradienti termici [8].

Il sistema su cui si verifica questo fenomeno è formato da una parte fissa, lo strato di calcestruzzo esistente, e da una parte potenzialmente in grado di muoversi, costituita dallo strato di composito applicato. In virtù dei legami che nascono all'interfaccia tra i due strati e che si consolidano durante il processo di essiccamento, il calcestruzzo di base impedisce il libero movimento dello strato applicato. Lo stato tensionale che si genera può superare la modesta resistenza del materiale applicato, che deve ancora completare il processo di maturazione, dando luogo a un insieme di fessure in grado di propagarsi lungo tutto lo strato [8]. Le zone che maggiormente risentono di questo fenomeno sono quelle in prossimità dei bordi liberi della striscia di materiale. Le tensioni danno luogo a forze in grado di distaccare lo strato dal supporto, come mostra lo schema in Figura 2-12.

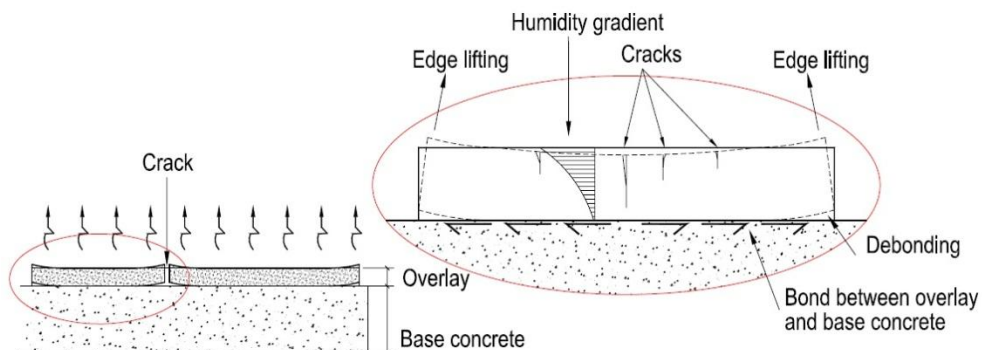


Figura 2-12: effetti del ritiro su uno strato di matrice inorganica applicata all'esterno di un supporto in calcestruzzo [7]

3. Stato dell'arte

In questo capitolo vengono presentati i risultati di una serie di studi sperimentali svolti negli ultimi anni sui sistemi compositi fibro-rinforzati.

Dal momento che il sistema FRCM è tuttora in fase di studio, le normative non riportano ancora relazioni da impiegare nel dimensionamento e poche sono le guide tecniche che contengono i risultati finora ottenuti. Informazioni dettagliate riguardo le caratteristiche e la risposta meccanica del sistema composito in esame sono quindi reperibili quasi esclusivamente nella letteratura scientifica sull'argomento.

Insieme alle ricerche svolte sul materiale FRCM, sono stati presi in considerazione alcuni degli studi finora svolti sugli FRP, in particolare quelli relativi alla risposta meccanica del sistema sottoposto al fenomeno della fatica. Al momento, infatti, per i sistemi FRCM non sono ancora disponibili informazioni relativi a questo particolare comportamento meccanico e il contenuto di questo elaborato mira a fornire una prima analisi dei risultati ottenuti dalle prove sperimentali a fatica presentate al Capitolo 4.

Gli studi di seguito riportati sono stati ordinati in modo da approfondire aspetti via via più specifici, partendo dalla risposta globale di un elemento rinforzato con un composito FRCM, fino ad arrivare a considerazioni sul comportamento micromeccanico dell'interfaccia del sistema FRP nel caso di carico ciclico.

3.1 Performance of RC slab-type elements strengthened with fabric-reinforced cementitious matrix composites

Loreto G., Leardini L., Arboleda D., Nanni A., 2014 [28]

Lo studio presentato analizza la risposta strutturale di una serie di travi rinforzate con il sistema FRCM, oltre a fornire i risultati di un insieme di prove a trazione svolte su alcuni campioni del materiale usato per il rinforzo.

3.1.1 Risposta a trazione di un materiale FRCM

La risposta di un provino FRCM sottoposto a trazione segue l'andamento della curva di Figura 3-1, essendo lo sforzo definito come rapporto tra il carico agente e l'area netta dei fasci di fibre nella direzione del carico. Si distinguono tre zone:

- stadio I: in questa fase la deformazione è inferiore a quella che comporta la fessurazione della matrice e la rigidezza del composito equivale a quella della matrice;
- stadio II-a: dopo la formazione della prima fessura, in corrispondenza di ogni successiva fessura il carico viene trasferito dal tessuto di fibre alla matrice, generando un quadro fessurativo diffuso;
- stadio II-b: al termine della seconda fase il carico è interamente portato dal tessuto, fino al raggiungimento della sua resistenza a trazione. La rigidezza del sistema è controllata dalla rigidezza del tessuto di rinforzo.

La risposta può essere schematizzata attraverso una curva bilineare, in cui i due tratti presentano pendenze diverse, rispettivamente pari al modulo elastico non fessurato E_f^* e a quello fessurato E_f .

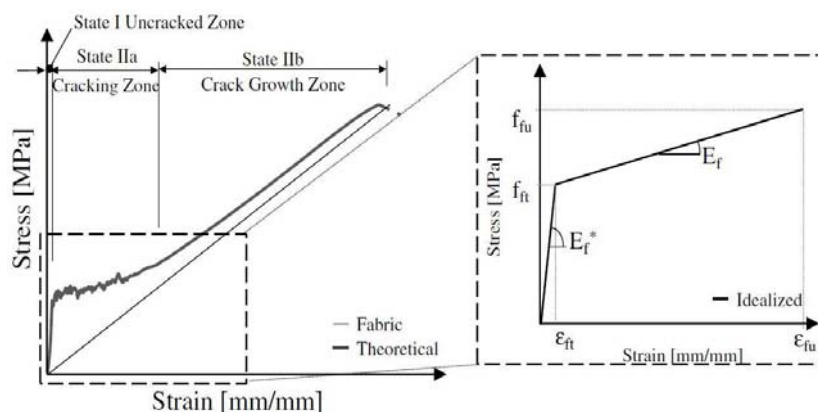


Figura 3-1: schematizzazione della risposta a trazione di un provino FRCM [27]

Nella fase sperimentale di questo lavoro è stato analizzato un sistema FRCM composto da una matrice minerale a base di cemento portland, con dosaggio di polimero inferiore al 5% in peso, rinforzata da una rete non impregnata di fibre di PBO, costituita da fasci di fibre distanziati di 10 e 20 mm nelle due direzioni trama e ordito. Lo spazio libero presente tra i fasci, nelle medesime direzioni, è di 5 e 15 mm, mentre lo spessore risulta di 0,046 mm per i fasci disposti nella direzione longitudinale (direzione di applicazione del carico) e di 0,011 mm nell'altra direzione.

I provini impiegati per determinare la risposta a trazione del materiale sono costituiti da strisce aventi dimensioni 410x51x10 mm, estratte da pannelli di dimensioni 410x563 mm, realizzati applicando in uno stampo piano un primo strato di malta di spessore 5 mm, sul quale è stata poi disposta la rete di fibre, seguita dallo strato superiore di malta. Prima di estrarre i singoli provini dal pannello, questo è stato lasciato maturare per 28 giorni.

Per caratterizzare la risposta dei provini di FRCM, sono stati considerati i seguenti parametri, basati sull'area netta del tessuto nella direzione longitudinale (ordito):

- modulo di elasticità del provino non fessurato E_f^*
- modulo di elasticità del provino fessurato E_f
- deformazione ultima a trazione ε_{fu}
- deformazione corrispondente al punto di transizione tra i due rami ε_{ft}
- resistenza ultima a trazione f_{fu}
- tensione di trazione corrispondente al punto di transizione tra i due rami f_{ft}

In Tabella 3-1 sono riportati i risultati delle prove di trazione:

Tabella 3-1: risultati di prove a trazione su provini PBO-FRCM

Parametro	Simbolo	Unità	Media	Deviazione standard	CoV
modulo di elasticità del provino non fessurato	E_f^*	[GPa]	1546	410	27
modulo di elasticità del provino fessurato	E_f	[GPa]	137	30	22
deformazione ultima a trazione	ε_{fu}	[mm/mm]	0,00642	0,0015	18
deformazione corrispondente al punto di transizione tra i due rami	ε_{ft}	[mm/mm]	0,00139	0,0040	28
resistenza ultima a trazione	f_{fu}	[MPa]	1058	152	14
tensione di trazione corrispondente al punto di transizione tra i due rami	f_{ft}	[MPa]	237	83	35

3.1.2 Geometria e protocollo di prova

Gli elementi in calcestruzzo sono costituiti da travi di sezione rettangolare di larghezza 305 mm e altezza 152 mm, lunghi 1830 mm, geometria compatibile con quella di una trave in spessore di solaio (Figura 3-2). L'armatura longitudinale, volutamente sottodimensionata per assicurare una rottura con acciaio snervato, è costituita da tre barre di diametro nominale $\phi = 9,5$ mm.

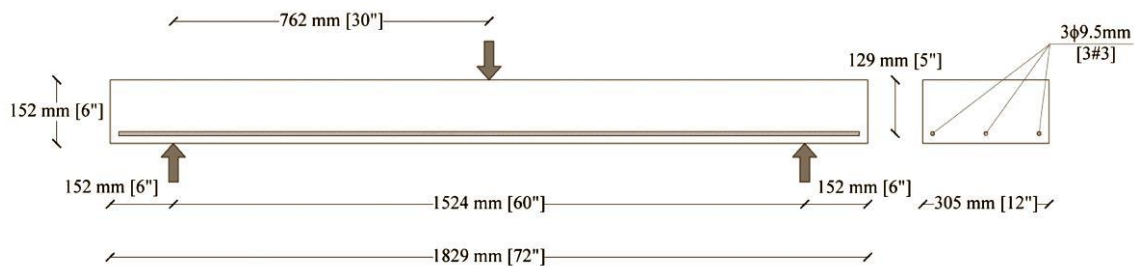


Figura 3-2: geometria degli elementi a soletta sottoposti alla prova di carico [27]

Sono stati considerati elementi realizzati con due classi di calcestruzzo differenti, aventi resistenza $L = 28$ MPa (low) e $H = 40$ MPa (high), e con diversi sistemi di rinforzo, alcuni costituiti da un singolo strato di fibre, altri con quattro reti sovrapposte. La Tabella 3-2 riporta le caratteristiche dei provini analizzati.

Tabella 3-2: nomenclatura e caratteristiche principali dei provini

provino	X	Classe	f_c [MPa]	strati di fibre
L_0_X	1	L	28	0
	2			
	3			
L_1_X	1	L	28	1
	2			
	3			
L_4_X	1	L	28	4
	2			
	3			
H_0_X	1	H	40	0
	2			
	3			
H_1_X	1	H	40	1
	2			
	3			
H_4_X	1	H	40	4
	2			
	3			

La nomenclatura è del tipo A_B_C, dove A indica la classe di resistenza del calcestruzzo (L o H), B denota il numero di strati di fibre (0 per l'elemento pilota, 1 o 4 per gli elementi rinforzati) e C indica il numero di provino consecutivo per ciascuna tipologia. In tutto sono stati realizzati e testati 18 elementi.

I provini sono stati sottoposti ad una prova a flessione con carico concentrato applicato in mezzeria e vincoli di semplice appoggio, luce libera risultante di 1524 mm. Gli spostamenti agli appoggi e in mezzeria sono stati misurati mediante trasduttori LVDT. Le misure di deformazione sono state ottenute dalle registrazioni di sei estensimetri posizionati sulle barre di armatura, sulla superficie del rinforzo FRCM in zona tesa e sulla superficie del calcestruzzo in zona compressa, in corrispondenza della sezione di mezzeria.

Il carico è stato applicato in controllo di spostamento, con velocità di incremento pari a 7,6 mm/min, secondo uno schema quasi-statico di carico-scarico, per un totale di sei cicli, fino alla rottura completa dell'elemento. Nei primi due cicli il carico ha raggiunto i valori di fessurazione del calcestruzzo, nei secondi due il limite di snervamento dell'acciaio, infinite negli ultimi due il provino è stato portato in campo plastico.

3.1.3 Risultati e commenti

La Tabella 3-3 riporta i risultati medi ottenuti, in termini di carico ultimo e di spostamento verticale in mezzeria, insieme alle relative deviazioni standard. Ciascun valore riportato è la media dei risultati ottenuti per i tre provini di ciascuna classe.

Tabella 3-3: risultati delle prove a flessione

provino	$P_{u,avg}$	$dev. std$	$\frac{P_{u,avg_stren}}{P_{u,avg_control}}$	δ_y	$dev. std$	δ_u	$dev. std$	δ_y / δ_u
	[kN]	[kN]		[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	
L_0_X	31,83	1,90	1,00	2,38	0,09	26,40	0,33	11,09
L_1_X	45,01	2,36	1,41	3,81	0,11	16,12	0,19	4,23
L_4_X	65,30	1,26	2,05	4,63	0,15	11,57	0,20	2,50
H_0_X	31,01	0,98	1,00	2,46	0,08	30,71	0,41	12,50
H_1_X	42,00	1,03	1,35	4,32	0,12	21,81	0,16	5,05
H_4_X	65,76	3,97	2,12	5,42	0,09	16,79	0,21	3,10

L'incremento di resistenza dovuto al rinforzo, definito come rapporto tra la capacità massima di un elemento rinforzato e la capacità massima dell'elemento di controllo, risulta pari a 141% e 205% per gli elementi con calcestruzzo di classe L, a 135% e 212% per

quelli di classe H. La presenza di più strati di fibre consente di avere un guadagno in termini di resistenza ultima, ma penalizza la duttilità.

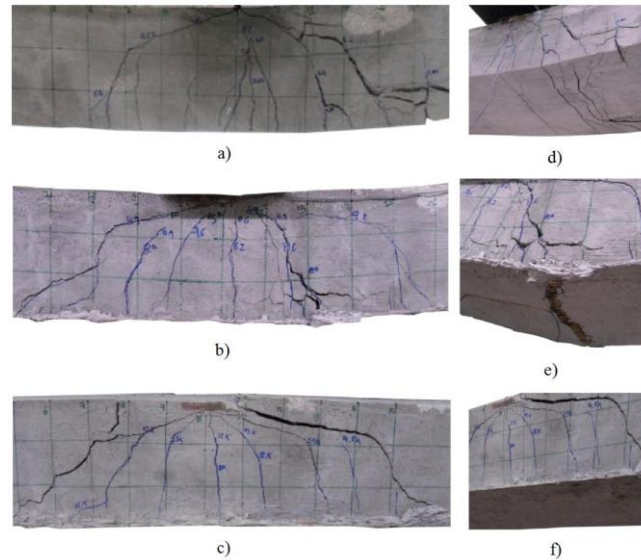


Figura 3-3: quadro fessurativo per elementi della classe H: (a) elemento di controllo non rinforzato; (b) 1 strato di fibre; (c) 4 strati di fibre [27]

È stato svolto un controllo del quadro fessurativo in condizioni di rottura, che ha consentito di evidenziarne le differenti tipologie, a seconda del tipo di provino. L'elemento di controllo, privo di rinforzo, segue il comportamento tipico di una trave poco rinforzata, ovvero rottura con acciaio snervato e schiacciamento del calcestruzzo compresso. A seconda del numero di strati di fibre, il tipo di rottura degli elementi rinforzati, dopo lo snervamento dell'acciaio, si differenzia tra scorrimento del tessuto nella matrice (uno strato) e delaminazione del sistema composito dal supporto (quattro strati).

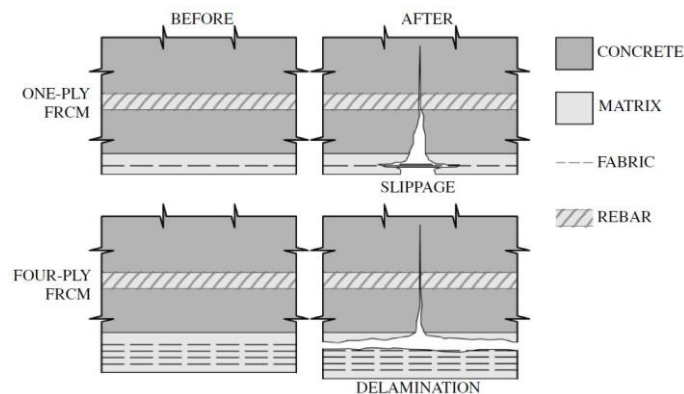


Figura 3-4: schematizzazione del tipo di rottura in base al numero di strati di fibre [27]

La Figura 3-3 mostra i quadri fessurativi ottenuti per alcuni dei provini appartenenti alla classe H, mentre la Figura 3-4 riporta una schematizzazione dei tipi di rottura che si verificano a seconda del numero di strati di fibre presenti nel composito.

In Figura 3-5 sono riportati i diagrammi carico-spostamento dei provini appartenenti alla classe H, espressi come involucri, nei quali sono stati nascosti i rami di scarico dei cicli. Ciascun diagramma contiene tre curve, relative alla risposta dei tre provini di ciascun tipo, più una curva che rappresenta la risposta teorica ottenuta secondo le indicazioni contenute nel documento ACI 549 [1].

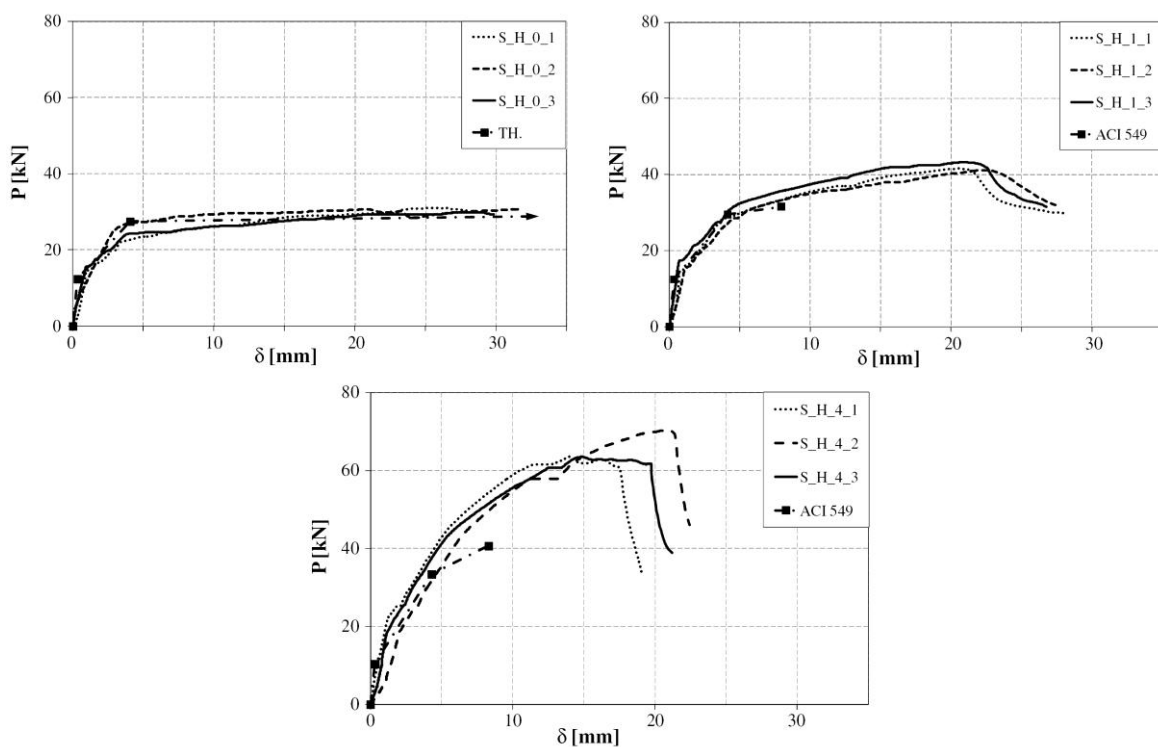


Figura 3-5: curve carico-spostamento P - δ per provini di classe H [27]

In tutti i casi il legame risulta lineare fino al valore del carico (prossimo a 17 kN) che comporta il raggiungimento della tensione limite in corrispondenza del lembo teso della sezione, ovvero all'inizio dello stato fessurato. In questo ramo il rinforzo non influenza il comportamento del provino e la rigidezza dell'elemento risulta indipendente dal tipo di rinforzo applicato. Nel tratto di risposta compreso tra la fessurazione e lo snervamento dell'acciaio la relazione carico-spostamento risulta ancora approssimativamente lineare, con pendenza ridotta rispetto a quella del primo tratto. Per i provini rinforzati si ottiene una rigidezza maggiore rispetto a quella del provino non rinforzato. Allo stesso modo, il carico

che segna lo snervamento dell'acciaio cresce all'aumentare del numero di strati di fibre. I risultati relativi ai provini appartenenti alla classe L sono qualitativamente analoghi a quelli appena descritti.

Un'ultima importante valutazione riguarda lo stato deformativo misurato nella sezione di mezzeria, per valori crescenti del carico. Il comportamento risulta differente nei due casi di rinforzo costituito da una o quattro strisce di fibre (Figura 3-6).

Nel primo caso l'andamento delle deformazioni evidenzia uno scorrimento del tessuto di rinforzo nella matrice per valori del carico prossimi a quelli di rottura.

Nel caso di rinforzo costituito da più reti sovrapposte, invece, i grafici mostrano che superati i 60 kN (poco inferiori rispetto al carico di rottura) la deformazione raggiunta nel composito è inferiore a quella misurata in corrispondenza delle barre di armatura. Questo conferma l'ipotesi di rottura incipiente per delaminazione del composito dal supporto in calcestruzzo, dal momento che la porzione distaccata di composito mostra un valore inferiore, ma costante, di deformazione.

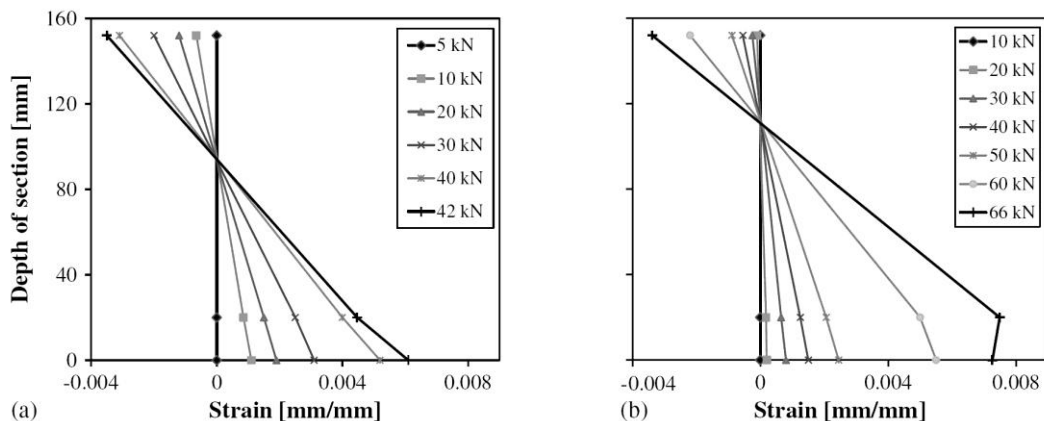


Figura 3-6: misure di deformazione nella sezione di mezzeria: (a) 1 striscia di PBO; (b) 4 strisce di PBO [27]

3.2 Matrix fiber bond behaviour of PBO-FRCM composites: a fracture mechanics approach

D'Antino T., Carloni C., Sneed L.H., Pellegrino C., 2014 [20]

3.2.1 Introduzione e obiettivi

Questo articolo presenta i risultati di un'estesa indagine sperimentale finalizzata a descrivere, con gli strumenti forniti dalla meccanica della frattura, il meccanismo di distacco del composito FRCM dal supporto in calcestruzzo. L'approccio adottato è basato sulla meccanica della frattura a livello macroscopico, come solitamente accade con i compositi fibrorinforzati a matrice polimerica.

3.2.2 Preparazione dei provini e configurazione della prova

Il campione sperimentale è costituito da ottantadue provini, sottoposti a prove di taglio diretto. Il composito è costituito da una rete di fibre PBO inserita tra due strati di malta cementizia, vincolato ad un supporto prismatico in calcestruzzo. Alcuni dei blocchi misurano 375 mm di lunghezza, gli altri 510 mm, mentre la sezione trasversale (125x125 mm) è la medesima per tutti. Le dimensioni nominali di un fascio di fibre PBO sono $b^* = 5$ mm e $t^* = 0,092$ mm (larghezza e spessore). Per poter considerare anche l'influenza della larghezza sulla risposta globale sono stati testati provini di larghezze diverse, pertanto il numero di gruppi di fibre costituenti la rete PBO è variabile da provino a provino.

Un telaio realizzato con elementi in acciaio impedisce il movimento dei supporti, ancorandoli alla parte fissa della cella di carico, mentre la porzione di fibre esterna al blocco viene agganciata alla testa mobile della macchina. Gli scorrimenti globali delle fibre all'interno della matrice sono misurati da due trasduttori lineari di spostamento (LVDT), posizionati in prossimità degli spigoli del blocco; le punte dei trasduttori sono poste in contatto con una lamina di acciaio sagomata ad omega e incollata al primo gruppo trasversale di fibre esterno alla zona incollata (Figura 3-7). Lo scorrimento globale g è definito come media degli spostamenti misurati dai due trasduttori. La prova avviene in controllo di spostamento, il quale viene incrementato alla velocità costante di 0,00084 mm/s. Il carico misurato è definito come carico globale applicato P .

Tabella 3-4: database dei provini e caratteristiche principali della risposta

provino	n	P^* [kN]	σ^* [MPa]	provino	n	P^* [kN]	σ^* [MPa]
DS_100_34_1T	4	1.92	1040	DS_330_60_4T	7	6.50	2020
DS_100_34_2T	4	0.97	530	DS_330_60_5T	7	6.28	1950
DS_100_34_3T	4	1.62	880	DS_330_60_6	7	7.01	2180
DS_100_60_1	7	3.69	1150	DS_330_80_1	9	8.47	2050
DS_100_60_2	7	3.83	1190	DS_330_80_2	9	8.84	2130
DS_100_60_3	7	3.77	1170	DS_330_80_3	9	8.28	2000
DS_150_34_1T	4	2.22	1210	DS_450_34_1	4	3.77	2050
DS_150_34_2T	4	1.55	840	DS_450_34_2	4	3.85	2090
DS_150_34_3T	4	2.87	1560	DS_450_34_3	4	3.97	2160
DS_150_34_4T	4	2.34	1270	DS_450_60_1	7	6.40	1990
DS_150_60_1	7	5.25	1630	DS_450_60_2	7	6.34	1970
DS_150_60_2	7	5.04	1570	DS_450_60_3	7	6.44	2000
DS_150_60_3	7	3.05	950	DS_450_60_4	7	5.77	1790
DS_200_34_1	4	3.05	1660	DS_450_60_5	7	6.51	2020
DS_200_34_2	4	2.52	1370	DS_450_60_6	7	6.79	2110
DS_200_34_3	4	3.44	1870	DS_450_60_7	7	6.65	2060
DS_200_60_2	7	5.66	1760	DS_450_80_1	9	8.62	2080
DS_200_60_3	7	5.44	1690	DS_450_80_2	9	9.07	2190
DS_200_60_4	7	6.58	2040	DS_450_80_3	9	9.32	2250
DS_250_34_1T	4	2.61	1420	DS_450_80_4	9	8.86	2140
DS_250_34_2T	4	2.11	1150	DS_450_80_5	9	10.04	2420
DS_250_34_3T	4	2.82	1530	DS_330_60_D_1	7	8.29	2570
DS_250_34_4	4	3.21	1740	DS_330_60_D_2	7	7.12	2210
DS_250_34_5	4	2.89	1570	DS_330_60_D_3	7	6.56	2040
DS_250_34_6	4	3.61	1960	DS_330_60_D_4	7	5.24	1630
DS_250_60_1	7	6.68	2070	DS_330_60_D_5	7	6.69	2080
DS_250_60_2	7	6.17	1920	DS_330_80_D_1	9	8.90	2150
DS_250_60_3	7	5.70	1770	DS_330_80_D_2	9	8.68	2100
DS_330_34_1T	4	3.00	1630	DS_330_80_D_3	9	8.90	2150
DS_330_34_2T	4	3.51	1910	DS_330_80_D_4	9	8.42	2030
DS_330_34_7	4	4.07	2210	DS_330_80_D_5	9	8.58	2070
DS_330_34_8	4	4.02	2180	DS_450_60_D_1	7	7.01	2180
DS_330_34_9	4	3.44	1870	DS_450_60_D_2	7	6.67	2070
DS_330_43_1T	5	4.43	1930	DS_450_60_D_3	7	7.33	2270
DS_330_43_2T	5	5.25	2280	DS_330_43_S_1T	5	4.48	1950
DS_330_43_3	5	5.27	2290	DS_330_43_S_2T	5	5.12	2230
DS_330_43_5	5	4.79	2080	DS_330_43_S_3T	5	3.03	1320
DS_330_43_6	5	5.09	2210	DS_330_43_S_5	5	4.03	1750
DS_330_60_1T	7	7.05	2190	DS_330_60_S_1	7	6.30	1960
DS_330_60_2T	7	6.56	2040	DS_330_60_S_2	7	7.31	2270
DS_330_60_3T	7	6.06	1880	DS_450_60_S_1	7	6.63	2060

Per determinare le caratteristiche meccaniche della rete di fibre e contestualmente verificare l'efficacia del sistema di trazione, sono state eseguite diciassette prove statiche a trazione sulla rete PBO. I valori medi di resistenza a trazione, deformazione ultima e modulo elastico sono, rispettivamente, pari a 3014 MPa (CoV = 0,068), 0,0145 (CoV = 0,104) e 206 GPa (CoV = 0,065). Dai risultati ottenuti non risultano evidenti effetti legati alle diverse larghezze dei provini, pertanto il sistema di trazione delle fibre è stato considerato efficace per eseguire le prove a taglio diretto.

3.2.4 Risposta carico applicato-scorrimento globale

Le risposte dei provini DS_330_60_D_5, DS_330_80_D_1 e DS_450_60_D_1 sono riportate in Figura 3-8. Nel grafico di destra la risposta è riportata in termini di tensione applicata, in modo da normalizzare il risultato e poter confrontare la risposta di provini con differente larghezza. I due grafici sono rappresentativi di quasi tutte le prove effettuate.

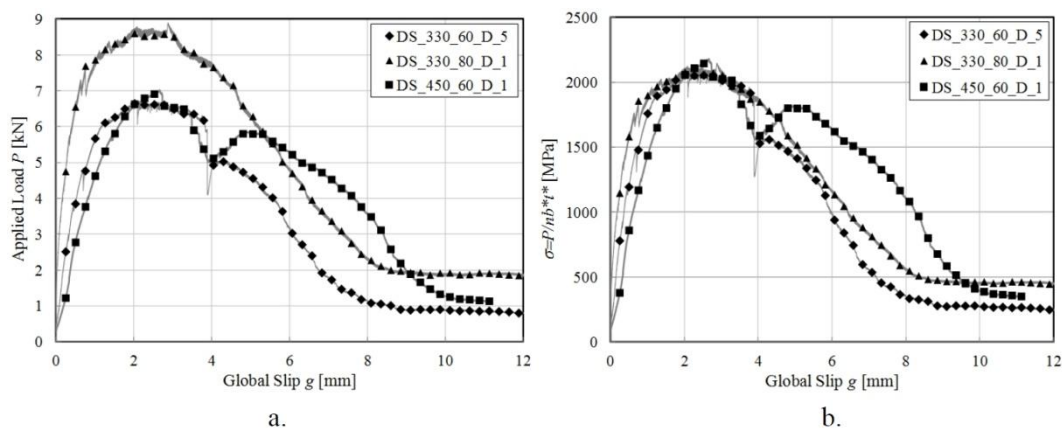


Figura 3-8: (a) curve carico-spostamento (P - g) per i provini DS_330_60_D_5, DS_330_80_D_1 e DS_450_60_D_1; (b) curve tensione-spostamento (σ - g) per i provini DS_330_60_D_5, DS_330_80_D_1 e DS_450_60_D_1 [19]

In Figura 3-9 è riportata la risposta P - g teorica proposta dagli autori, basata sull'analisi dei risultati presenti in letteratura. Si assume che all'interfaccia tra fibre e matrice si verifichi la propagazione di una frattura di tipo II. La risposta può essere così schematizzata:

- il tratto lineare OA è associato al comportamento elastico del legame tra fibre e matrice;
- nel tratto AB si verificano micro-fessurazioni all'interfaccia fibra-matrice, il valore del carico applicato cresce (più lentamente rispetto al tratto precedente)

fino al raggiungimento del punto B, il quale corrisponde al carico di distacco del sistema composito, P_{deb} ;

- superato il punto B, nella zona distaccata si verifica lo scorrimento tra fibre e matrice, accompagnato dalla presenza di una tensione di attrito, la quale comporta l'incremento del carico applicato P fino al valore P^* , corrispondente al punto C.

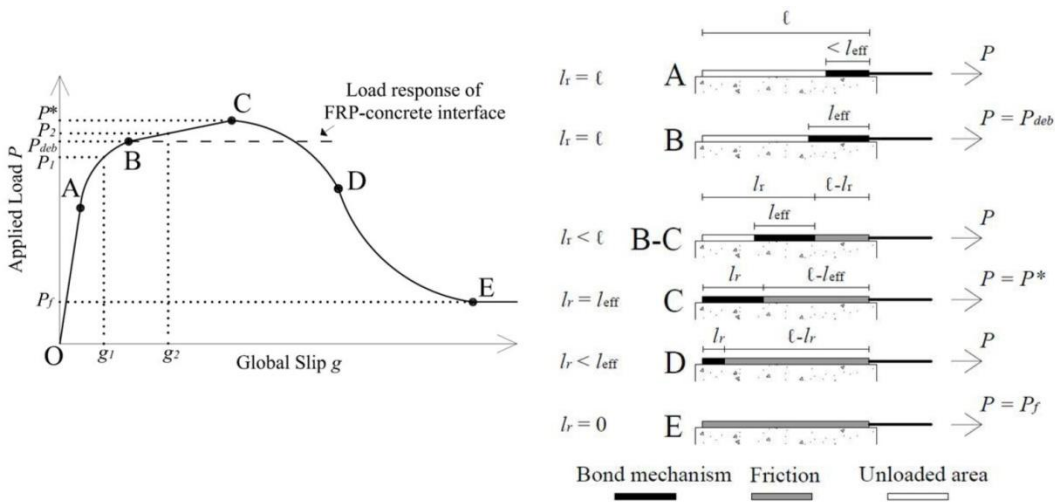


Figura 3-9: curva $P-g$ schematizzata e meccanismo di trasferimento delle azioni in punti diversi della curva [19]

Si nota che in corrispondenza del punto B, quando il carico raggiunge il valore P_{deb} , la lunghezza di trasferimento delle azioni, ovvero la zona in cui si verifica l'effettiva trasmissione degli sforzi di interfaccia, raggiunge il suo valore massimo. Lo sforzo tangenziale associato all'attrito può essere determinato dal valore che il carico applicato assume in corrispondenza al punto E:

$$\tau_f = \frac{P_f}{2nb^*l}$$

dove nb^*l è l'area nominale delle fibre longitudinali, mentre il coefficiente 2 tiene conto della presenza di due superfici di contatto tra fibre e matrice (lo spessore t^* è stato trascurato). L'incremento di carico che si verifica tra i punti B e C è legato al solo contributo dell'attrito:

$$P^* - P_{deb} = 2\tau_f nb^*(l - l_{eff})$$

dove $nb^*(l - l_{eff})$ è la porzione d'area nella quale le fibre sono soggette all'attrito.

3.2.5 Influenza della larghezza

In Figura 3-10 sono riportati i valori di σ^* relativi ad alcuni dei provini, in particolare quelli caratterizzati dalla lunghezza $l = 330$ mm (serie DSF_330) e larghezze $b_1 = 34$ mm, 43 mm, 60 mm e 80 mm. I valori medi della tensione ultima applicata σ^* , per ciascun valore della larghezza, sono rappresentati da un indicatore con riempimento nero, mentre i valori medi per tutte le prove sono indicati con una linea tratteggiata. Sono presenti anche i risultati delle prove eseguiti sulle fibre PBO, per confronto.

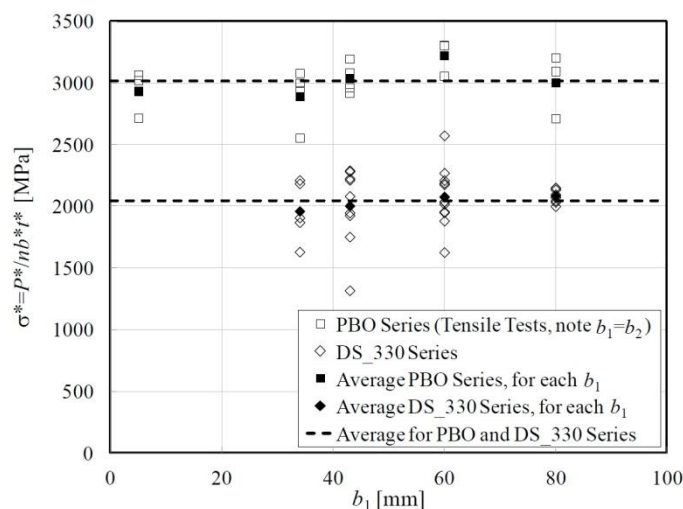


Figura 3-10: confronto tra i valori della tensione ultima σ^* rispetto alla larghezza di adesione b_1 per le prove della serie DS_330 e PBO [19]

Sebbene la rottura di un singolo gruppo di fibre sia caratterizzato dal comportamento telescopico dovuto all'impregnazione non uniforme delle fibre (paragrafo 2.3.3.2), nel caso di gruppi multipli e di conseguenza per l'intero composito questo non si verifica. I risultati relativi alle larghezze $b_1 = 34$ mm e 43 mm, rispetto agli altri, mostrano una dispersione maggiore intorno al valore medio. Questo può essere spiegato dal fatto che i fasci situati agli estremi del composito non sono completamente avvolti dalla matrice ($b_1 = b_2$, larghezza totale della rete di fibre), pertanto essi non sono in grado di sviluppare la stessa capacità di legame degli altri. Inoltre, il raggruppamento in fasci delle fibre può dar luogo ad un carico che si distribuisce in modo disuniforme tra i diversi fasci. Questi due aspetti del comportamento risultano più marcati nel caso di larghezze di adesione minori, da cui deriva la maggiore dispersione dei valori.

3.2.6 Analisi delle deformazioni

Sette provini con differenti larghezze e lunghezze di adesione sono stati dotati di estensimetri. Nell'analisi deformativa di seguito presentata si fa riferimento alla terna cartesiana mostrata in Figura 3-7 e Figura 3-11, nella quale è riportata la disposizione degli estensimetri.

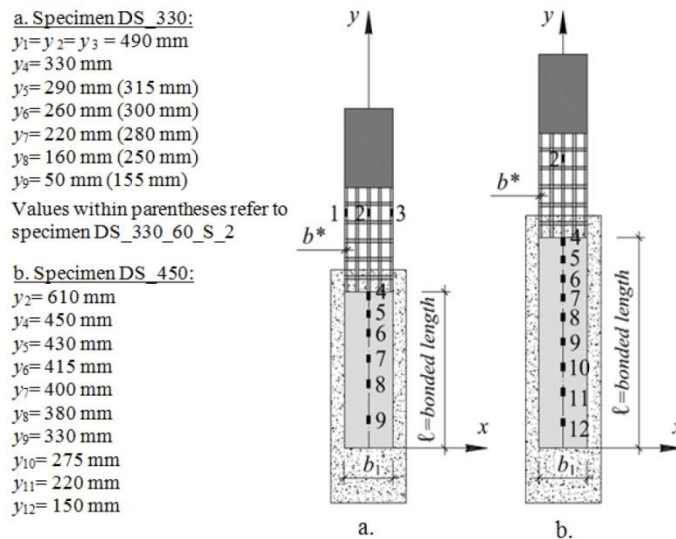


Figura 3-11: posizione degli estensimetri per le prove della serie DS_330 (a) e DS_450 (b) [19]

Con riferimento alla curva $P-g$ idealizzata del paragrafo 3.2.4, il punto nel quale il meccanismo di trasferimento delle azioni è pienamente stabilito e ha inizio la propagazione della frattura non è facilmente determinabile dai risultati sperimentali (punto B di Figura 3-9). Per questa ragione sono stati analizzati i profili di deformazione in corrispondenza di quattro punti della risposta di carico, localizzati in un intorno della posizione stimata per il punto B (Figura 3-9), definita dagli intervalli $(P_1 \div P_2)$ e $(g_1 \div g_2)$. La regione e la posizione del punto B sono stati stimati dalla variazione di pendenza della risposta, accompagnata da una brusca diminuzione del carico applicato, causata dalla formazione della fessura. La scelta dell'intervallo è altresì supportata dall'analisi delle deformazioni, in particolare dall'osservazione che per valori dello scorrimento globale g superiori rispetto a quello relativo a questi punti, la deformazione in prossimità dell'estremo caricato (estensimetro 4, Figura 3-11) mostra un incremento improvviso verso valori molto elevati e approssimativamente costanti, segno del fatto che il processo di distacco è cominciato. La risposta del provino DS_330_43_S_5 è mostrata in Figura 3-12a, mentre i profili di

deformazione associati ai punti della risposta sono riportati in Figura 3-12b. I punti A5, B5 e C5 corrispondono ai punti A, B e C della curva di Figura 3-9.

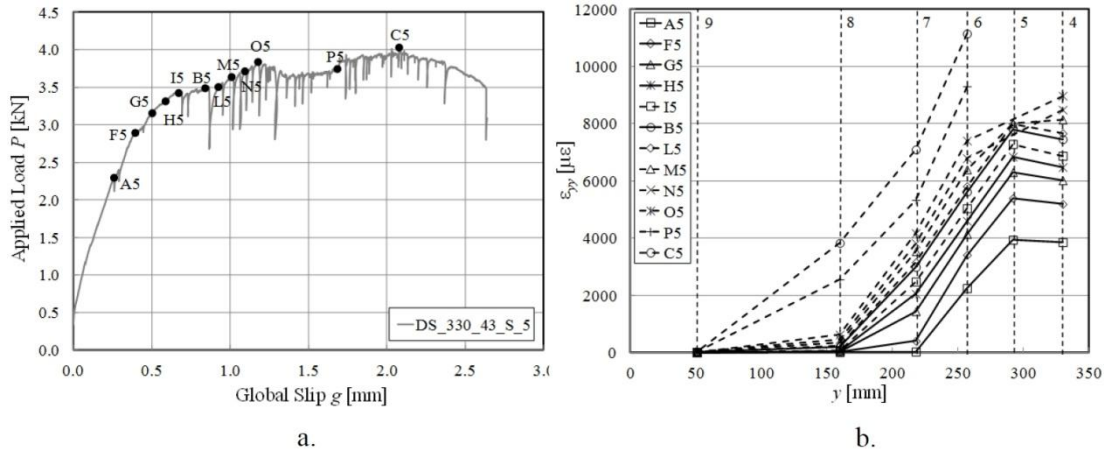


Figura 3-12: (a) risposta $P-g$ per il provino DS_330_43_S_5; (b) deformazioni assiali ϵ_{yy} lungo la lunghezza di adesione per alcuni punti rappresentativi della risposta del provino DS_330_43_S_5 [19]

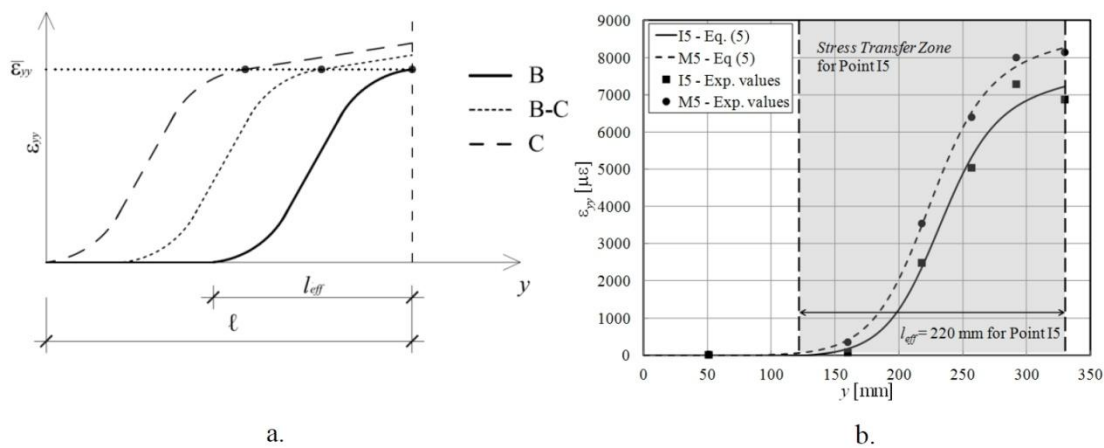


Figura 3-13: (a) distribuzione idealizzata di deformazioni ϵ_{yy} per i punti della Figura 3-9; (b) approssimazione delle deformazioni ϵ_{yy} per i punti I5, M5 del provino DS_330_43_S_5, Figura 3-12 [19]

Gli autori hanno proposto una distribuzione di deformazioni idealizzata, in analogia a quanto già fatto con gli FRP, modificandone la relazione in modo da tenere conto della presenza dell'attrito che si sviluppa nell'area distaccata. Il ramo lineare del profilo in corrispondenza dell'estremo caricato è associato al fenomeno di attrito. La relazione impiegata per descrivere l'andamento delle deformazioni longitudinali è la seguente:

$$\epsilon_{yy} = \epsilon_0 + \frac{\alpha + ky}{1 + e^{-\frac{y-y_0}{\beta}}}$$

In questa relazione ε_0 , α , β e y_0 vanno determinate attraverso una regressione non lineare delle deformazioni misurate, mentre la costante k , associata all'attrito, è definita dalla relazione $k = \tau_f / Et^*$.

La distribuzione così ottenuta segue una forma ad "S", con valori approssimativamente nulli vicino alla zona scarica e crescita lineare nella zona in cui le fibre sono distaccate dalla matrice. Le curve approssimanti ottenute dalla relazione precedente, corrispondenti ai punti I5 e M5, sono riportate in Figura 3-13. I quattro punti dell'intervallo intorno al punto B sono definiti dai punti I5, B5, L5 e M5. La Tabella 3-5 riporta i risultati ottenuti dall'analisi delle deformazioni dei sette provini.

Tabella 3-5: risultati ottenuti dall'analisi delle deformazioni e dall'applicazione della meccanica della frattura per provini muniti di estensimetri

provino	l_{eff} [mm]	$(g_1 \div g_2)$ [mm]	$(P_1 \div P_2)$ [kN]	P_{deb} [kN]	$\bar{\varepsilon}_{yy}$ [$\mu\varepsilon$]	G_F^{dis} [N/mm]	G_F^{fit} [N/mm]
DS_330_43_S_1	260	(1,7 ÷ 2,3)	(3,90 ÷ 4,11)	3,96	8800	0,36	0,47
DS_330_43_S_2	270	(1,5 ÷ 1,8)	(3,98 ÷ 4,39)	4,17	11020	0,63	0,62
DS_330_43_S_3	295	(1,2 ÷ 1,5)	(2,63 ÷ 2,72)	2,71	8200	0,35	0,34
DS_330_43_S_5	230	(0,7 ÷ 1,0)	(3,42 ÷ 3,64)	3,51	7770	0,27	0,31
DS_330_60_S_1	250	(0,9 ÷ 1,2)	(5,51 ÷ 5,91)	5,74	8920	0,35	0,36
DS_330_60_S_2	225	(0,7 ÷ 0,9)	(6,49 ÷ 6,75)	6,65	10420	0,48	0,55
DS_450_60_S_1	255	(1,1 ÷ 1,3)	(5,50 ÷ 5,91)	5,70	8970	0,42	0,54

La lunghezza effettiva di legame nel caso del composito PBO-FRCM è più lunga di quella che tipicamente caratterizza l'interfaccia tra FRP e calcestruzzo, ovvero circa 80 mm. La ragione è attribuibile alla differente natura del meccanismo di distacco, che nel caso degli FRP interessa lo strato di supporto in calcestruzzo, mentre nel caso del sistema PBO-FRCM riguarda l'interfaccia tra fibre e matrice.

3.2.7 Meccanica della frattura

Di seguito vengono applicati al sistema PBO-FRCM i principi della meccanica della frattura solitamente impiegati nel descrivere il comportamento macroscopico dei sistemi FRP. La legge costitutiva del sistema (legge coesiva) è ottenuta correlando le tensioni tangenziali di interfaccia τ_{zy} con gli scorrimenti s che avvengono tra fibre e matrice.

In Figura 3-14 è riportato lo schema impiegato per il calcolo delle tensioni tangenziali. Anche se non è del tutto corretto, si assume che le due superfici di interfaccia, a rigore associate a due valori distinti τ_{zy}^1 e τ_{zy}^2 dello sforzo tangenziale, si comportino allo stesso modo. Si possono considerare valide con sufficiente approssimazione le seguenti ipotesi di comportamento:

- la formazione di apertura della fessura è puramente di tipo II;
- il rinforzo fibroso è omogeneo e presenta risposta lineare elastica fino a rottura;
- lo spessore e la larghezza delle fibre sono costanti ed eventuali variazioni lungo la lunghezza del composito vengono trascurate.

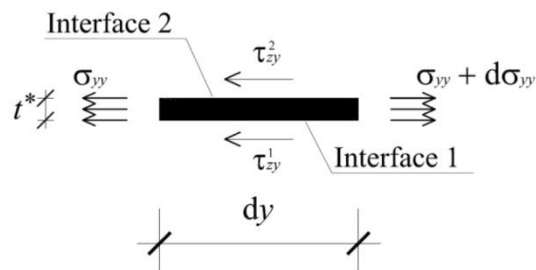


Figura 3-14: equilibrio di un elemento infinitesimo di fibre [19]

Da semplici relazioni di equilibrio basate sullo schema di Figura 3-14 si ottiene:

$$\tau_{zy}^1 = \tau_{zy}^2 = \frac{1}{2} E t^* \frac{d\varepsilon_{yy}}{dy}$$

dove E e t^* sono, rispettivamente, il modulo elastico e lo spessore medio delle fibre. Lo scorrimento $s(y)$ può essere ottenuto dall'integrazione delle deformazioni assiali ε_{yy} . L'energia di frattura delle due interfacce è l'area sottesa dalle curve $\tau_{zy}^1 - s$ e $\tau_{zy}^2 - s$:

$$G_F = G_F^1 = G_F^2 = \int_0^{s_f} \tau_{zy}^1 ds = \int_0^{s_f} \tau_{zy}^2 ds$$

dove s_f è lo spostamento corrispondente al completo distacco delle fibre dalla matrice (P_{deb}). È stato implicitamente assunto che lo scorrimento per le due interfacce sia lo stesso per le due interfacce e che la rottura avvenga simultaneamente. La Figura 3-15 mostra la relazione idealizzata $\tau_{zy} - s$ corrispondente ai profili di deformazione di Figura 3-13.

Per determinare valori affidabili dei parametri di frattura, sono state adottate due diverse procedure di calcolo. La prima si basa sull'integrazione e derivazione della curva che

approssima le deformazioni ε_{yy} , la seconda sulla stima diretta dell'integrazione e derivazione del profilo di deformazione in forma discreta, ottenuto dagli estensimetri. La Figura 3-13 mostra le curve $\tau_{zy} - s$ ottenute attraverso le due procedure per i punti I5 e M5 della risposta di carico del provino DS_330_43_S_5, riportata in Figura 3-12a. I valori medi delle energie di frattura G_F^{fit} e G_F^{dis} così calcolate sono riportate in Tabella 3-5.

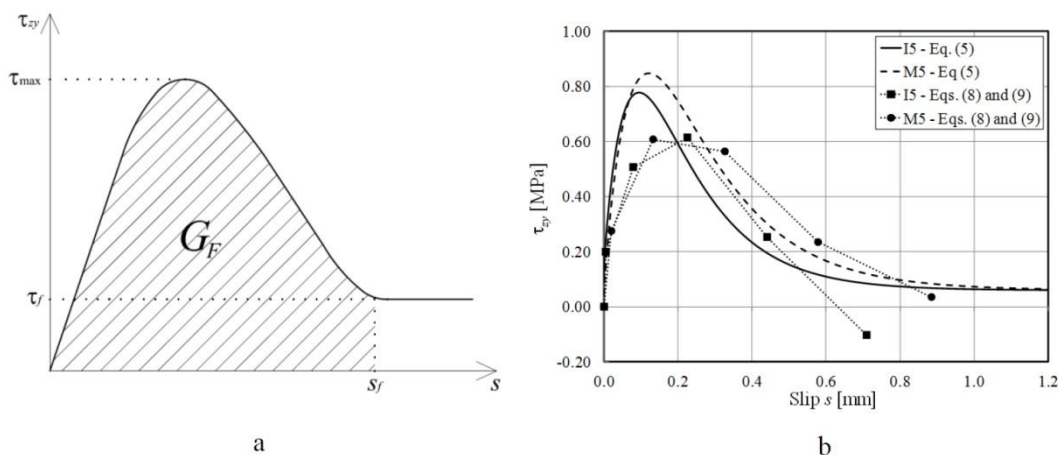


Figura 3-15: (a) curva $\tau_{zy} - s$ idealizzata; (b) curve $\tau_{zy} - s$ per i punti I5 e M5 del provino DS_330_43_S_5 [19]

La capacità statica dell'interfaccia associata al primo distacco è associata all'energia di frattura attraverso la relazione:

$$\bar{P}_{deb} = nb^* \sqrt{4G_F Et^*} = \sqrt{4G_F^1 Et^*} = \sqrt{4G_F^2 Et^*}$$

valida assumendo che in tutta la larghezza del composito vi sia un meccanismo di tipo II e che le due interfacce si comportino allo stesso modo, ovvero $\tau_{zy}^1 = \tau_{zy}^2$. Dal momento che il comportamento del sistema non è influenzato dalla larghezza, l'equazione appena scritta può essere effettivamente impiegata per stimare la capacità statica associata al primo distacco. Impiegando i valori dell'energia di frattura calcolati con i due metodi descritti si ottengono i carichi statici \bar{P}_{deb}^{fit} e \bar{P}_{deb}^{dis} .

Per calcolare P_{deb} si può anche impiegare la media $\bar{\varepsilon}_{yy}$ delle deformazioni misurate dall'estensimetro 4 in corrispondenza dei quattro punti nell'intervallo ($P_1 \div P_2$) intorno al punto B, attraverso la relazione:

$$\bar{P}_{deb} = \bar{\varepsilon}_{yy} nt^* b^* E$$

Il valore di $\bar{\varepsilon}_{yy}$ ottenuto per ogni prova è riportato in Tabella 3-5. È importante sottolineare che applicando questo metodo si considerano le deformazioni corrispondenti ad un solo estensimetro, posizionato centralmente rispetto alla larghezza del composito, trascurando di conseguenza gli effetti legati all'effettiva distribuzione del carico.

Una terza stima del valore di P_{deb} può essere fatta determinando il valore medio dei carichi misurati durante la prova in corrispondenza dei quattro punti nell'intervallo ($P_1 - P_2$). I valori ottenuti sono anch'essi riportati in Tabella 3-5.

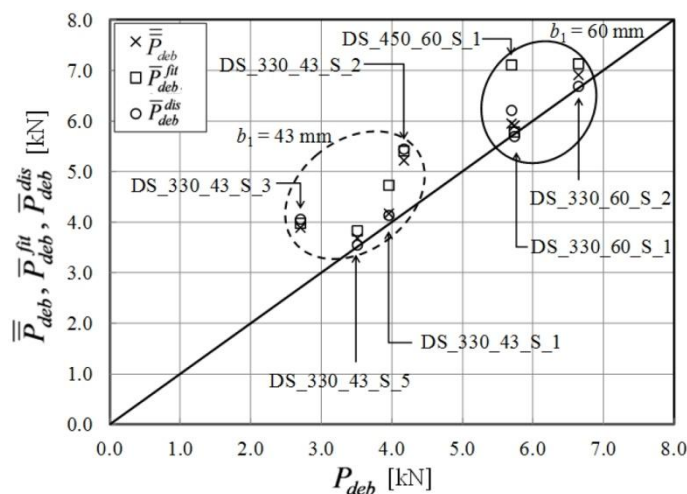


Figura 3-16: confronto tra i valori misurati di P_{deb} e quelli calcolati con le relazioni precedenti, \bar{P}_{deb} e \bar{P}_{deb} [19]

In Figura 3-16 sono confrontati i valori ottenuti. In generale si osserva che i risultati ottenuti con i tre metodi tendono ad essere in accordo, ricordando che:

- nel caso del sistema PBO-FRCM la distribuzione del carico lungo la larghezza tende ad essere disuniforme, di conseguenza le deformazioni misurate in corrispondenza dell'estensimetro 4 possono essere diverse da quelle effettive risultanti dall'applicazione del carico;
- i carichi ottenuti derivano dal calcolo della risposta in corrispondenza di quattro punti vicini alla posizione stimata del punto B, la quale risulta di fatto sconosciuta.

Per lunghezze $l > l_{eff}$ i valori delle capacità statiche associate al distacco dovrebbero dipendere solamente dalla larghezza b_1 , dal momento che rappresentano solo l'effetto del legame di aderenza e non includono il contributo dell'attrito, tuttavia i carichi relativi a provini con $b_1 = 43$ mm e $b_1 = 60$ mm sono abbastanza dispersi. La dispersione di questi

valori può essere giustificata dal fatto che il carico corrispondente al punto B è influenzato dalla qualità del legame di aderenza, che dipende fortemente dall'effettiva impregnazione delle fibre, aspetto difficilmente controllabile.

3.2.8 Conclusioni

Dai risultati riportati si possono trarre le seguenti conclusioni:

- Il distacco avviene all'interfaccia tra fibre e matrice, anziché tra matrice e substrato in calcestruzzo. Questa caratteristica è peculiare del sistema FRCM e porta a concludere che le caratteristiche del substrato non influenzano il comportamento globale del sistema. Le relazioni per il dimensionamento dei sistemi FRP non possono essere impiegate in quanto riferite ad un diverso meccanismo di rottura;
- Non sono stati osservati effetti globali legati alla larghezza e le tensioni ultime dei provini sono indipendenti da questo parametro. Tuttavia si riconosce che i singoli fasci di fibre risentono di alcuni effetti locali, causati dall'impregnazione non uniforme da parte della matrice;
- Le risposte di carico mostrano che, dopo il distacco delle fibre, l'attrito contribuisce ad incrementare la capacità statica. Non è quindi possibile impiegare le relazioni tra tensione ultima e lunghezza aderente per determinare la lunghezza efficace;
- Dai risultati dei provini muniti di estensimetri si è riscontrato che la presenza dell'attrito altera il profilo di deformazione dopo l'avvenuto distacco. La lunghezza efficace l_{eff} dovuta al solo legame di aderenza deve essere determinata dai profili di deformazione corrispondenti al primo distacco. La lunghezza efficace stimata risulta $l_{eff} = 255$ mm;
- I parametri di frattura e l'energia di frattura associata al legame sono stati determinati dai profili di deformazione. Le energie di frattura e le deformazioni massime misurate in corrispondenza del primo distacco sono state usate per calcolare la capacità portante associata, confrontata successivamente con i valori sperimentali. La vicinanza dei valori conferma l'adeguatezza dell'approccio basato sulla meccanica della frattura nel descrivere il trasferimento delle azioni che si verificano all'interfaccia tra fibre e matrice.

3.3 Experimental determination of FRP-concrete cohesive interface properties under fatigue loading

Carloni C., Subramaniam K., Savoia M., Mazzotti C., 2011 [10]

3.3.1 Introduzione e obiettivi della ricerca

Lo scambio di azioni tra il calcestruzzo e il rinforzo applicato esternamente è largamente influenzato dalla qualità del legame che si viene a creare nello stato di interfaccia tra i due materiali. Il distacco del rinforzo, uno degli aspetti che richiede maggiori attenzioni in fase di dimensionamento, avviene all'interno di un sottile strato di interfaccia, nel quale la matrice epossidica impregna il calcestruzzo di supporto. Molti studi eseguiti su provini sottoposti a prove di tipo quasi-statico hanno evidenziato che durante la rottura si forma una fessura coesiva, caratterizzata da una relazione ben precisa tra gli sforzi tangenziali e lo scorrimento globale tra i due materiali. In queste condizioni il fenomeno di distacco è stato inquadrato all'interno della teoria della meccanica della frattura, come problema di tipo II.

Non sono ancora molti gli studi che si sono proposti di inquadrare il comportamento a fatica di questo sistema di rinforzo. Di quelli esistenti, la maggior parte è focalizzata a definire la risposta a fatica di travi rinforzate, mentre solo una minima parte mira ad indagare il comportamento meccanico dell'interfaccia nei confronti del carico ciclico. La complessità della risposta di una trave rinforzata non consente, tuttavia, di inquadrare in modo definito l'influenza del comportamento dell'interfaccia rispetto a quello globale, essendo numerosi i meccanismi di resistenza e rigidità che intervengono nel comportamento di un elemento strutturale. Di contro, le prove a taglio diretto con carico ciclico eseguite su strisce di FRP incollate a prismi in calcestruzzo consentono di identificare l'estensione della zona di distacco e definire una relazione tra le grandezze associate al meccanismo di tipo II e il comportamento sotto carico ciclico.

I principali obiettivi del lavoro sperimentale di seguito descritto sono i seguenti:

- studiare il fenomeno di formazione e propagazione della fessura durante la fatica;
- studiare il trasferimento delle azioni coesive di interfaccia durante la fatica;
- correlare la capacità portante e i parametri di frattura dell'interfaccia nel caso di prove monotone quasi-statiche con la risposta monotona post-fatica.

3.3.2 Materiali e configurazione della prova

I provini sono costituiti da un prisma in calcestruzzo (lunghezza $L = 330$ mm, larghezza $b = 125$ mm, altezza $h = 125$ mm) sul quale risulta applicata una striscia di polimero fibrorinforzato (larghezza $b_f = 25$ mm, lunghezza di adesione $l = 152$ mm). Su questi sono state eseguite sette prove a taglio diretto, alcune delle quali con carico a fatica, le altre in condizioni quasi-statiche, adottando la configurazione in cui la striscia di FRP viene messa in trazione e il prisma risulta vincolato.

Il calcestruzzo presenta una resistenza media a 28 giorni pari a 35 MPa. Il composito è costituito da un foglio di fibre monodirezionali di carbonio interamente contenuto in una matrice di resina epossidica. Lo spessore nominale delle fibre è $t_f = 0,167$ mm, il modulo elastico $E_f = 230$ GPa, la resistenza a trazione risulta pari a 3,83 GPa.

Le deformazioni sulla superficie della striscia di FRP e del calcestruzzo circostante sono state determinate analizzando il campo di spostamenti misurato mediante la tecnica della correlazione di immagini digitali, valutato per varie fasi di carico, al fine di determinare compiutamente le proprietà di frattura dell'interfaccia.

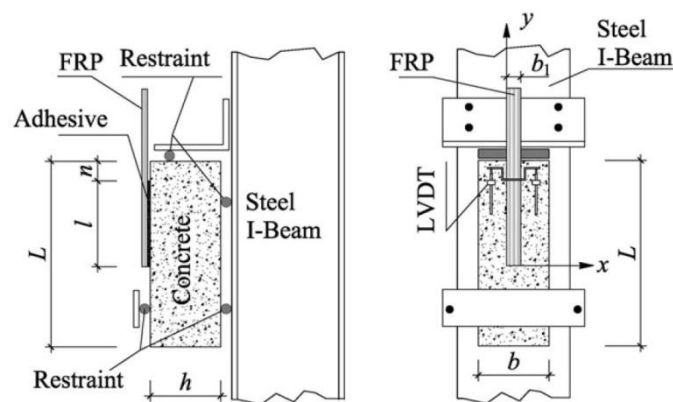


Figura 3-17: configurazione di prova e geometria dei provini [9]

3.3.3 Prove monotone quasi-statiche

I provini DS-S1, DS-S2 e DS-S3 sono stati sottoposti a prove monotone quasi-statiche, fino a completa rottura. Le prove sono state eseguite in controllo di spostamento, con incremento pari a 0,0004 mm/s, tale da consentire di seguire il fenomeno di formazione e propagazione della frattura coesiva.

La risposta tipica carico-spostamento del provino DS-S2 è riportata in Figura 3-18. Si nota un tratto lineare, fino al punto A, oltre il quale la risposta diventa non lineare. In

corrispondenza del punto D si trova il valore di picco e intorno a questo si verifica una improvvisa perdita di carico (DD'), dovuta al fenomeno instabile di snap-back.

Nel tratto successivo il carico si stabilizza intorno ad un valore, pari al carico massimo P_{crit} sopportabile dall'interfaccia. Tale carico si ottiene mediando i valori che esso assume in un certo intervallo ($g_1 \div g_2$) dello scorrimento globale, valutati sulla base dell'analisi delle deformazioni, attraverso considerazioni effettuate nell'ambito della meccanica della frattura.

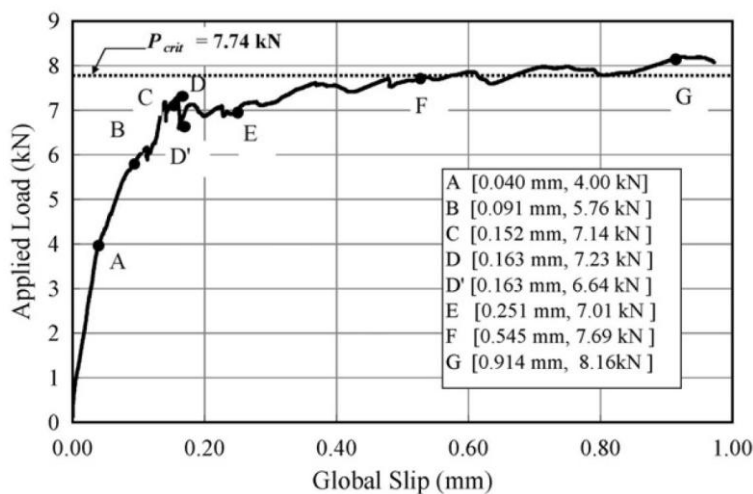


Figura 3-18: risposta della prova DS-S2 [9]

La Tabella 3-6 riporta i risultati ottenuti dalle prove statiche, insieme a quelli ottenuti valutando i profili di deformazione, i quali, nel caso della risposta della prova DS-S2, corrispondono ai punti B, C, E, F e G. Le deformazioni sono state valutate, oltre che nella striscia di FRP, anche in un tratto sottile di calcestruzzo all'esterno della striscia. Il tratto $125 \text{ mm} < y < 152 \text{ mm}$ è stato escluso, in quanto caratterizzato da una distribuzione di deformazioni parassita causata dalla colla impiegata per attaccare la lamina ad omega.

Tabella 3-6: risultati delle prove monotone statiche e della prova statica post-fatica

provino	P_{crit} [kN]	$(g_1 \div g_2)$ [mm]	L_{STZ} [mm]	$\bar{\epsilon}_{yy}$ [$\mu\epsilon$]	τ_{max} [MPa]	s_0 [mm]	G_F [N/mm]
DS-ST_1	8,04	0,3 ÷ 0,7	79	6620	6,78	0,037	0,85
DS-ST_2	7,74	0,4 ÷ 0,8	76	6600	6,31	0,040	0,82
DS-ST_3	7,01	0,4 ÷ 0,8	85	6280	6,20	0,052	0,73
Media	7,59	-	80	6500	6,43	0,043	0,80
DS-F4	6,80	0,6 ÷ 1,0	80	6100	6,46	0,035	0,64

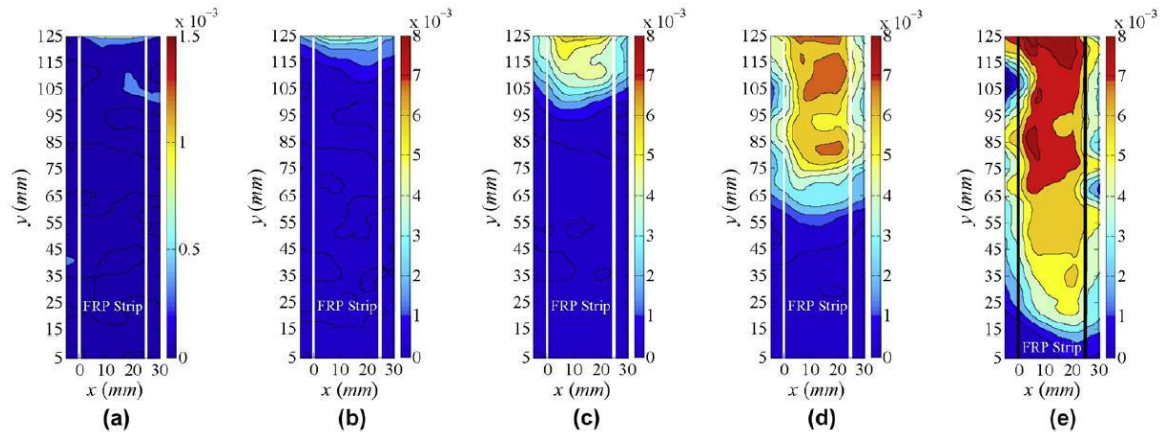


Figura 3-19: Contour delle deformazioni ε_{yy} in corrispondenza dei punti della risposta della prova DS-S2. (a) punto B; (b) Punto C; (c) punto E; (d) punto F; (e) punto G [9]

Dalla Figura 3-19 si nota come nei casi (a) e (b) le deformazioni siano nulle nei primi 120 mm, mentre negli ultimi 5 mm presentano un gradiente elevato, soprattutto nel caso (b). Questo indica la formazione della fessura all'interfaccia, a partire dall'estremo caricato. Nei casi (c), (d) ed (e), relativi a punti della risposta appartenenti al tratto post-picco, si nota che la deformazione presenta valori elevati in tratti estesi, indice dell'avvenuto distacco. La traslazione verticale della zona distaccata, che si osserva confrontando le figure (d) ed (e), rappresenta la propagazione della fessura all'aumentare dello scorrimento globale g .

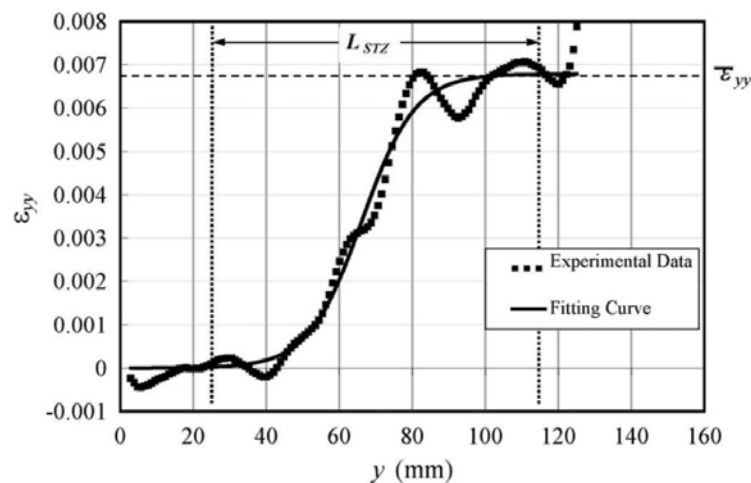


Figura 3-20: distribuzione delle ε_{yy} in corrispondenza del punto F della risposta del provino DS-S2 [9]

La distribuzione di deformazioni ε_{yy} relativa al punto F può essere approssimata con la relazione:

$$\varepsilon_{yy} = \varepsilon_0 + \frac{\alpha}{1 + e^{-\frac{y-y_0}{\beta}}}$$

nella quale i coefficienti sono da determinarsi attraverso una regressione non lineare dei dati relativi alle deformazioni. Le deformazioni risultano nulle in corrispondenza della zona scarica, mentre procedendo verso la zona caricata si assiste ad un rapido incremento (Figura 3-20). Durante il distacco della striscia le deformazioni si stabilizzano intorno al valore $\bar{\varepsilon}_{yy} = 6700$ ($\mu\varepsilon$). Si possono individuare tre zone distinte:

- zona a tensioni nulle, corrispondente al tratto scarico del FRP, dove le deformazioni sono approssimativamente nulle;
- zona di trasferimento degli sforzi (*stress transfer zone, STZ*), che consiste nella zona intermedia nella quale avviene il trasferimento del carico dalla striscia di FRP allo strato di calcestruzzo sottostante. In questa zona si manifesta un gradiente di deformazione lungo la direzione delle fibre;
- zona pienamente distaccata, dove le deformazioni sono pressoché costanti e si stabilizzano nell'intorno di un valore $\bar{\varepsilon}_{yy}$.

La zona STZ risulta pienamente formata quando il carico raggiunge il valore P_{crit} . Da questo punto in poi la STZ trasla lungo la striscia di FRP, mantenendosi di forma costante. Questo indica una propagazione auto-similare della frattura. I dati mostrano che la STZ è pienamente formata nell'intervallo di spostamenti compreso tra 0,4 e 0,8 mm, il quale è stato scelto di conseguenza come intervallo in cui calcolare il valore di P_{crit} .

La determinazione della legge coesiva che descrive il comportamento meccanico dell'interfaccia segue la procedura proposta da Täljsten, che consiste nel combinare le tensioni tangenziali di interfaccia con lo scorrimento relativo in differenti punti della lunghezza della striscia di FRP.

La relazione che consente di calcolare le tensioni tangenziali, ottenuta in base a considerazioni di equilibrio e congruenza, è:

$$\tau_{zy} = E_f t_f \frac{d\varepsilon_{yy}}{dy}$$

Lo scorrimento relativo $s(y)$ tra FRP e calcestruzzo si ottiene integrando le deformazioni fino al punto in cui ne è richiesto il valore, imponendo la condizione al contorno di spostamento nullo in corrispondenza dell'estremo non caricato.

L'energia di frattura si ottiene calcolando l'area sottesa dalla curva $\tau_{zy} - s$:

$$G_F = \int_0^{s_f} \tau_{zy} ds$$

3.3.4 Prove a fatica

I provini DS-F1, DS-F2 e DS-F3 sono stati sottoposti a prove a fatica, ovvero carico ciclico con frequenza 1 Hz, variabile in un intervallo ΔP compreso tra due valori P_{min} e P_{max} corrispondenti a percentuali definite del carico ultimo medio ottenuto dalle prove statiche. Il valore massimo del carico in queste prove è superiore al 50% della capacità portante dell'interfaccia, pertanto, secondo quanto riportato in letteratura, si ricade nel caso di fatica caratterizzata da basso numero di cicli [9]. Le caratteristiche delle tre prove sono riportate in Tabella 3-7, insieme a quelle della prova DS-F4.

Tabella 3-7: principali caratteristiche delle prove a fatica

provino	P_{max} [kN]	P_{min} [kN]	$\frac{P_{max}}{P_{crit}^{average}}$ [%]	$\frac{P_{min}}{P_{crit}^{average}}$ [%]	N_f [cicli]
DS-F1	6,00	1,25	79	16	1290
DS-F2	5,10	1,10	67	15	13192
DS-F3	4,50	1,10	60	15	116995
DS-F4	6,10	1,14	80	15	-

La modalità di rottura, comune a tutti i provini, è associata ad un progressivo distacco del composito, fino alla separazione completa dei due materiali. Il fenomeno di rottura vero e proprio è improvviso.

Come si nota dalla Figura 3-21, per ogni ciclo di carico si verifica un fenomeno di isteresi. La parte iniziale del ramo ascendente è convesso e diventa concavo in corrispondenza del valore medio dell'intervallo di carico. L'area racchiusa rappresenta l'energia dissipata durante il ciclo, che nel caso della prova DS-F1 risulta all'incirca costante per i primi cicli ($N < 400$), per poi decrescere per i cicli successivi.

In letteratura si trovano conclusioni contraddittorie circa il comportamento dei cicli di isteresi. Yun [42] osserva che l'area non aumenta se il carico è compreso tra 10% e 45% del carico ultimo, mentre aumenta dopo i primi 10000 cicli se il carico è compreso tra 20%

e 60%. Lo studio di Gheorghiu [23,24] condotto su travi rinforzate, mostra che l'area non si modifica con il progredire dei cicli, sia nel caso di fatica ad alto numero di cicli, che in quello di fatica oligociclica. Secondo Kim e Heffernan [25] una variazione dell'area, quindi dell'energia dissipata, potrebbe essere attribuibile all'attrito tra FRP e calcestruzzo durante la propagazione del danno. Le prove a fatica portate avanti da Larson [25] su travi pre-tese non mostrano una tendenza definita in termini di variazione dell'energia dissipata.

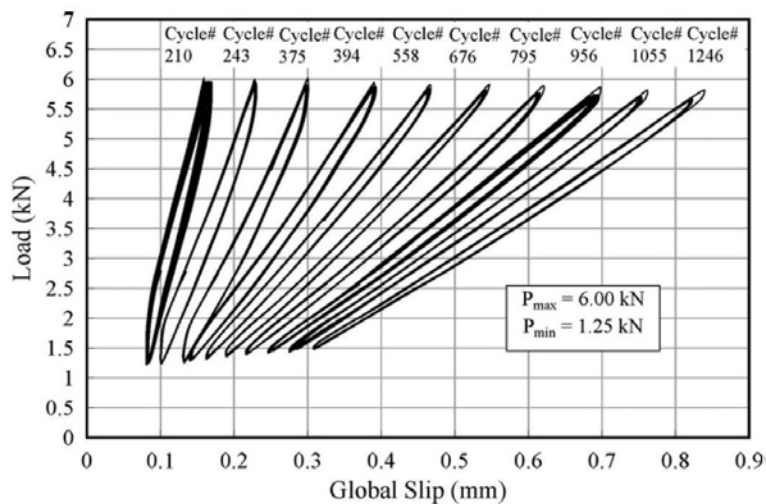


Figura 3-21: cicli relativi alla prova DS-F1 [9]

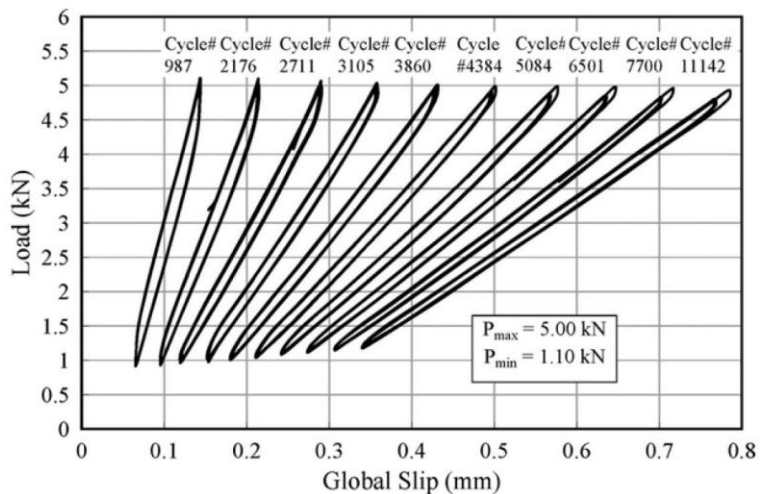


Figura 3-22: cicli relativi alla prova DS-F2 [9]

Riducendo l'ampiezza dell'intervallo di carico il numero di cicli a rottura aumenta rapidamente, insieme allo scorrimento residuo al termine della vita a fatica. È interessante notare che lo scorrimento massimo raggiunto non è significativamente influenzato

dall'ampiezza dell'intervallo (Figura 3-22 e Figura 3-23). L'area racchiusa aumenta nelle prove DS-F2 e DS-F3. Il rapporto tra le aree racchiusa dall'ultimo e dal primo blocco di cicli risulta, rispettivamente, 1,20 e 1,38, ad indicare che per intervalli di carico decrescenti l'energia dissipata diventa maggiore. Questo risultato è parzialmente in accordo con i risultati riportati dallo studio di Yun [42].

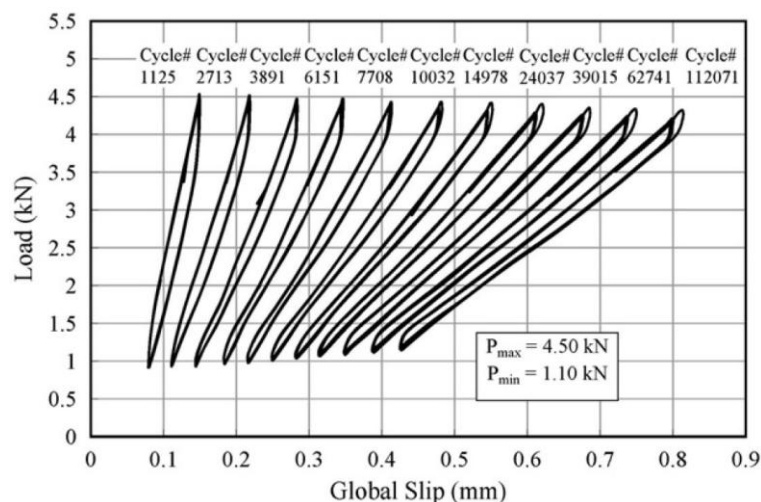


Figura 3-23: cicli relativi alla prova DS-F3 [9]

Le pendenze medie dei cicli nelle prove DS-F1, DS-F2 DS-F3 sono decrescenti con il numero dei cicli, indicando una progressivo degrado dell'aderenza tra i due materiali. Riguardo questo aspetto del comportamento si riscontrano in letteratura risultati contrastanti.

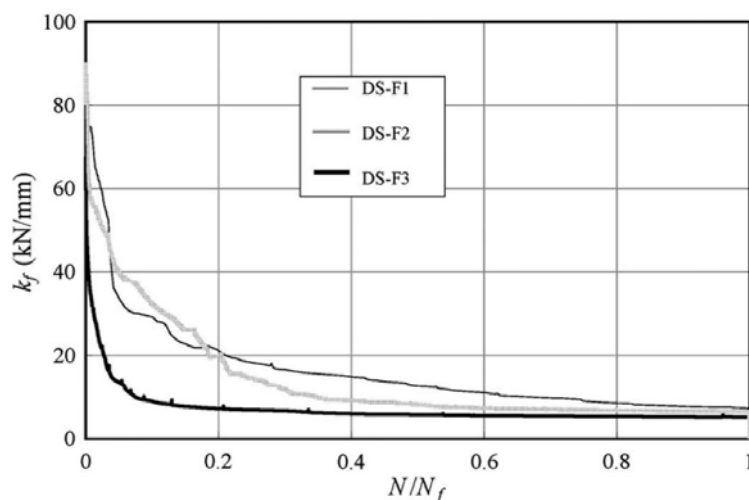


Figura 3-24: pendenza media k_f delle prove a fatica [9]

Yun [42] riporta che per fatica ad alto numero di cicli le pendenze medie restano invariate, ad eccezione dei primi cicli per i quali si manifesta una leggera riduzione. Bizindavyi [6] riportano che la pendenza si riduce in modo tanto più marcato quanto più ampio risulta l'intervallo di carico, mentre Gheorghiu [23,24] sostengono che la pendenza si riduce in modo graduale per fatica ad alto numero di cicli, mentre in modo costante per fatica oligociclica.

Il grafico di Figura 3-24 mostra che nella fase iniziale della vita a fatica si verifica una forte riduzione della pendenza, che può essere associata alla formazione della fessura coesiva in prossimità della zona di applicazione del carico. Nella restante parte della vita dei provini il comportamento dell'interfaccia è caratterizzato dalla propagazione della frattura, come evidenziato dalla pendenza ridotta delle curve, che si assesta intorno a $k_f = 7,5$ kN/mm. È interessante notare che nella prova DS-F1 (basso numero di cicli) predomina la fase di formazione della frattura, mentre nella prova DS-F3 (alto numero di cicli) risulta predominante la propagazione.

3.3.5 Analisi delle deformazioni durante la prova a fatica

Il provino DS-F4, soggetto ad un carico ciclico variabile tra il 15% e l'80% del carico statico medio, è stato sottoposto ad una prova post-fatica quasi-statica. Dalla risposta di Figura 3-25, si nota una variazione della pendenza del tratto lineare, il quale si estende in questo caso fino al punto B, avente ordinata pari al valore massimo P_{max} del carico ciclico. Nel tratto post-picco il carico si assesta intorno al valore $P_{crit} = 6,80$ kN, mentre lo scorrimento cresce fino a che avviene il completo distacco del materiale.

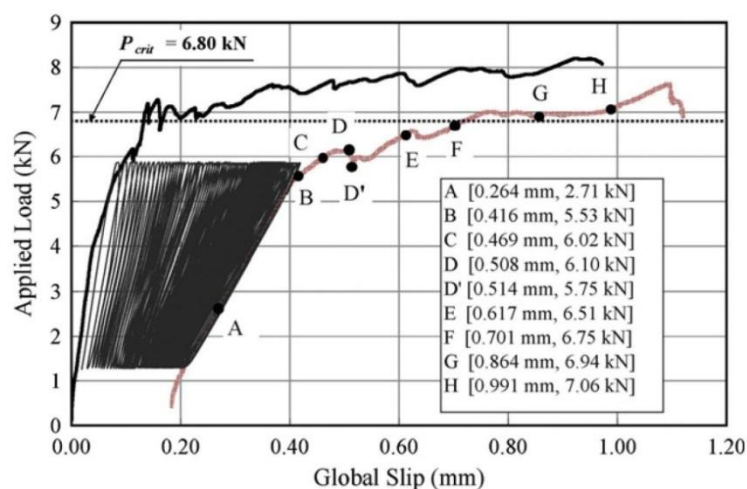


Figura 3-25: risposta a fatica e post-fatica della prova DS-F4 [9]

La risposta post-picco è molto simile a quella delle prove monotone, si può quindi assumere che la capacità portante dell'interfaccia non sia influenzata dal carico a fatica, garantito che la lunghezza di adesione al termine del fenomeno sia almeno pari alla lunghezza efficace. Si noti che, essendo il carico critico della prova DS-F4 pari a 6,80 kN, l'intervallo di carico effettivo risulta superiore a quello stimato basandosi sui risultati medi delle prove statiche.

L'analisi dello stato deformativo, in corrispondenza di alcuni punti della risposta di carico, mostra la perdita di aderenza di una parte della striscia di composito, come conseguenza dell'azione del carico a fatica (Figura 3-26). Questo potrebbe indicare che la zona STZ e la legge coesiva dell'interfaccia, durante la fatica, sono diverse da quelle relative al comportamento statico.

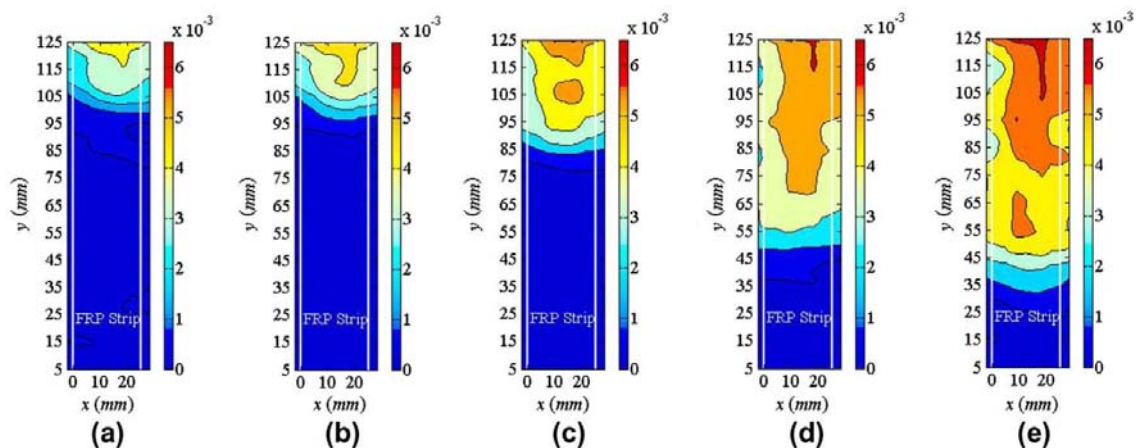


Figura 3-26: contour delle deformazioni in corrispondenza di punti differenti della risposta di carico post-fatica della prova DS-F4. (a) punto B; (b) punto C; (c) punto E; (d) punto F; (e) punto G [9]

Le deformazioni longitudinali sono state approssimate con la stessa equazione impiegata per l'analisi delle prove statiche. In Figura 3-27 si osserva che la distribuzione nella prova post-fatica risulta qualitativamente simile a quella relativa alle prove monotone, portando a considerare valida l'ipotesi che il fenomeno della fatica non abbia una significativa influenza sul comportamento statico dell'interfaccia.

La lunghezza della zona STZ ottenuta in questo caso è di 80 mm, uguale a quella associata al caso monotono quasi-statico. Questa lunghezza si mantiene costante durante il tratto di risposta post-picco, a conferma del fatto che la zona di trasferimento delle azioni va incontro ad una traslazione, mantenendosi di lunghezza invariata.

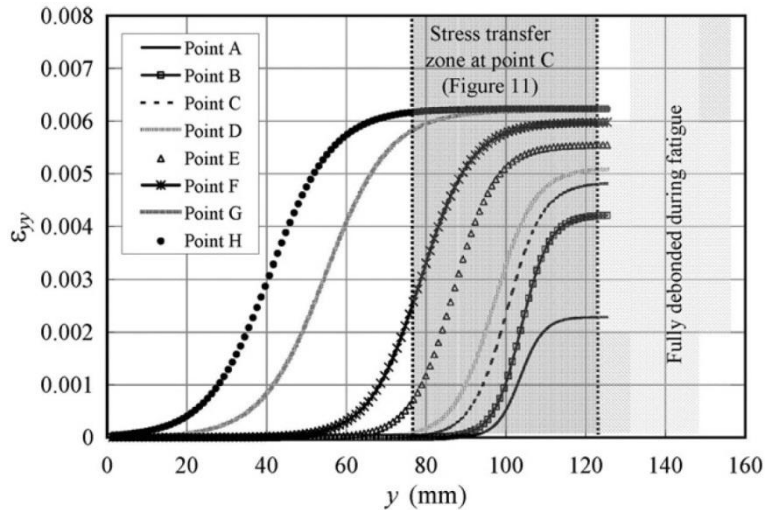


Figura 3-27: distribuzione delle deformazioni ϵ_{yy} lungo la striscia di CFRP per il provino DS-F4 [9]

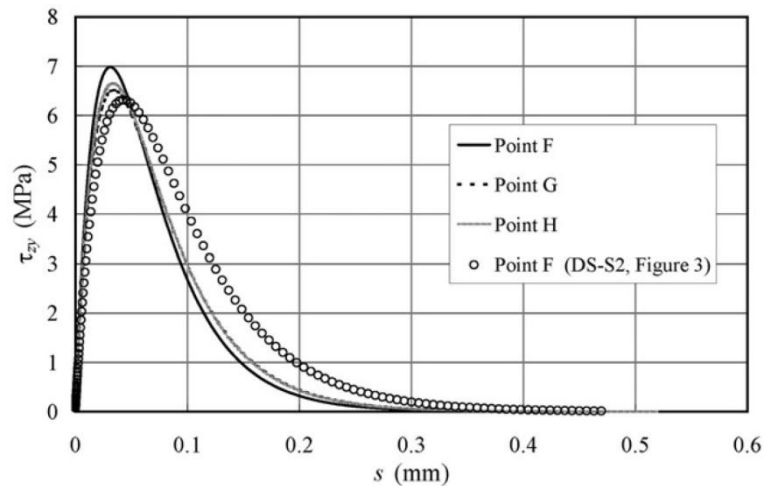


Figura 3-28: leggi coesive per i punti F-H della risposta post-fatica (DS-F4), confrontate con la prova (DS-S2) [9]

Le leggi coesive valutate in corrispondenza dei punti F, G e H sono pressoché identiche, confermando la propagazione auto-similare della frattura in questo tratto della risposta (Figura 3-28). Confrontando i valori assunti dai parametri di frattura con quelli relativi alle prove statiche, si può concludere che il carico a fatica non ha un effetto significativo sulla risposta coesiva durante il processo di distacco.

3.3.6 Conclusioni

Le osservazioni finora effettuate possono essere così riassunte:

- durante le prove a fatica si osserva una riduzione significativa della rigidità di interfaccia, misurata indirettamente dalla riduzione di pendenza della risposta di

carico. Una ricerca più approfondita andrebbe svolta per determinare il contributo dato dalla deformazione assiale della parte distaccata di FRP;

- i carichi critici delle prove quasi-statiche post-fatica sono vicini a quelli relativi alle prove monotone quasi-statiche, garantito che la lunghezza di adesione del composito sia almeno pari alla lunghezza effettiva di trasferimento delle azioni;
- la vita a fatica è dominata dalla fase di formazione della fessura per i casi di elevate intensità del carico, mentre dalla fase di propagazione quando le intensità sono più basse. La distinzione tra fatica ad alte e basse intensità può essere convenzionalmente effettuata considerando il valore massimo P_{max} del carico ciclico. Come valore di separazione tra i due casi si assume il 50% della capacità portante dell'interfaccia nel caso statico;
- Lo stato deformativo nel tratto pre-picco della prova statica post-fatica suggerisce che durante la fatica vi sia un differente meccanismo di degrado dell'interfaccia, associato ad una zona di trasferimento delle azioni di lunghezza minore;
- la lunghezza della zona di trasferimento delle azioni nel tratto post-picco della risposta post-fatica è identica a quella delle prove monotone quasi-statiche.

3.4 Investigation of sub-critical fatigue crack growth in FRP/concrete cohesive interface using digital image analysis

Carloni C., Subramaniam K., 2013 [11]

3.4.1 Introduzione e obiettivi

L'esperienza nell'uso dei compositi FRP ha insegnato che la qualità del legame tra lo strato base di calcestruzzo e il rinforzo applicativi è di importanza fondamentale per assicurare l'incremento di resistenza desiderato. Tra i modi di rottura di un elemento in calcestruzzo rinforzato con FRP, quello per distacco del rinforzo è considerato uno dei più pericolosi.

Il distacco è causato dalla formazione e successiva propagazione di una fessura nella zona di interfaccia tra il calcestruzzo e il materiale composito, fenomeno studiato nell'ambito della meccanica della frattura. La nascita e la propagazione della frattura vengono schematizzate come problemi di tipo II.

Nel caso di prove monotone di tipo statico, la legge che lega gli sforzi tangenziali di interfaccia con il corrispondente scorrimento relativo, detta legge coesiva, è stata relazionata alle caratteristiche dei materiali che costituiscono il giunto adesivo. Con questa legge è possibile determinare l'energia di frattura dell'interfaccia, associata al massimo carico che può essere trasmesso tra i due materiali.

Alcuni studi presenti in letteratura mostrano che il comportamento e le proprietà della zona di interfaccia sono influenzati dall'azione di carichi ripetuti, tipicamente riscontrabili nel caso di strutture da ponte. Da un'analisi generale del fenomeno della fatica, è noto che questo tipo di sollecitazione comporta la nascita e l'accrescimento di cricche per valori inferiori del carico rispetto a quelli che comportano la crisi nel caso quasi-statico, pertanto è ragionevole parlare di crescita subcritica della fessura. La maggior parte delle ricerche svolte sul comportamento a fatica degli FRP sono state condotte su provini costituiti da travi rinforzate, pertanto il fenomeno è stato analizzato direttamente su elementi strutturali. Nonostante le numerose considerazioni e i risultati ottenuti, una chiara comprensione della propagazione della fessura nella zona di interfaccia e del meccanismo di trasferimento degli sforzi durante la sollecitazione ciclica non è ancora stata ottenuta. Soltanto pochi studi si sono rivolti allo studio diretto della risposta a fatica dell'interfaccia tra calcestruzzo e sistema composito.

Sono di seguito presentati i risultati di un programma sperimentale volto ad analizzare la risposta dell'interfaccia nel caso di sollecitazione ciclica caratterizzata da ampiezza elevata e basso numero di cicli. La configurazione di prova è quella per taglio diretto, che consente di determinare direttamente il meccanismo di trasferimento degli sforzi di interfaccia. Le deformazioni nei materiali sono state valutate attraverso la tecnica di correlazione di immagini digitali (*Digital Image Correlation, DIC*).

Gli obiettivi dello studio sono i seguenti:

- valutare il trasferimento di azioni coesive durante l'accrescimento subcritico della frattura, in condizioni di carico oligocicliche con ampiezza elevata;
- confrontare la distribuzione delle deformazioni nel composito, durante e dopo la sollecitazione ciclica, con quelle ottenute durante la prova statica;
- determinare entro che limiti la propagazione della frattura può essere schematizzata come problema di tipo II;
- determinare se la fatica può influenzare la distribuzione delle deformazioni lungo la larghezza del composito, la quale influenza a sua volta il meccanismo di trasferimento delle azioni di interfaccia.

3.4.2 Materiali e configurazione della prova

I provini sono costituiti da un prisma in calcestruzzo (lunghezza $L = 330$ mm, larghezza $b = 125$ mm, altezza $h = 125$ mm) sul quale risulta applicata una striscia di polimero fibrorinforzato (larghezza $b_f = 25$ mm, lunghezza di adesione $l = 152$ mm).

Il composito è costituito da un foglio di fibre monodirezionali di carbonio interamente contenuto in una matrice di resina epossidica. Lo spessore nominale delle fibre è $t_f = 0,167$ mm, il modulo elastico $E_f = 230$ GPa, la resistenza a trazione risulta pari a 3,83 GPa. Il calcestruzzo presenta una resistenza media a 28 giorni pari a 42 MPa.

La configurazione di prova prevede che il carico di trazione risulti applicato direttamente alla striscia di FRP, mentre il blocco di calcestruzzo è vincolato alla parte fissa della cella di carico. Le deformazioni sulla superficie della striscia di FRP e del calcestruzzo circostante sono state determinate analizzando il campo di spostamenti, misurato attraverso la tecnica della correlazione di immagini digitali. Il campo di deformazioni è riferito al sistema di assi cartesiani mostrato in Figura 3-29.

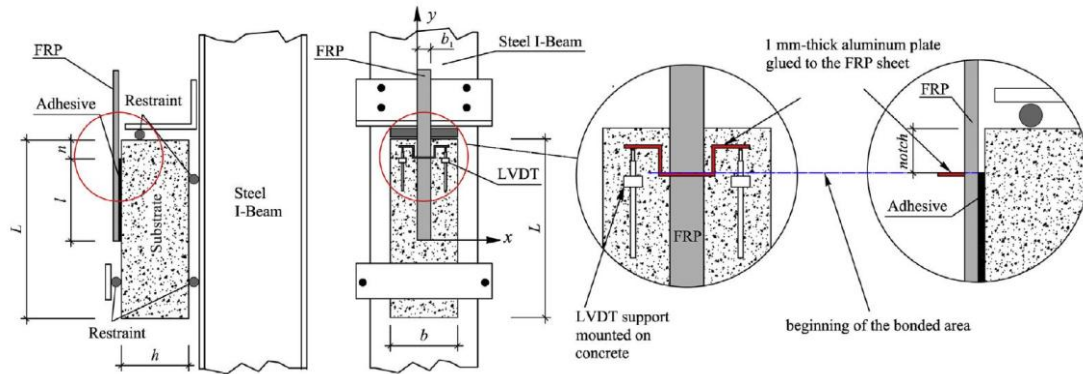


Figura 3-29: configurazione di prova e geometria dei provini [10]

3.4.3 Prove monotone quasi-statiche

Tre provini (DS-ST_1, DS-ST_2, DS-ST_3) sono stati sottoposti a prove di carico quasi-statiche, eseguite in controllo di spostamento, con incremento pari a 0,00065 mm/s. Due trasduttori LVDT misurano lo spostamento di una lamina di alluminio sagomata ad omega, incollata al composito in corrispondenza dell'estremo della zona adesiva; la media delle due misurazioni viene assunta come spostamento globale g .

La modalità di rottura dei tre provini sottoposti a prova di taglio diretto consiste nel progressivo distacco della striscia di FRP. La risposta (Figura 3-30), simile per le tre prove, è costituita da un ramo che precede il picco di carico (OB) e da un tratto che lo segue (BC). In corrispondenza del carico di picco (punto B), si assiste ad un'improvvisa riduzione del carico (BB'). Il tratto iniziale è composto da un ramo iniziale lineare (OA), in cui il sistema risponde in modo elastico, seguito da un tratto non lineare (AB).

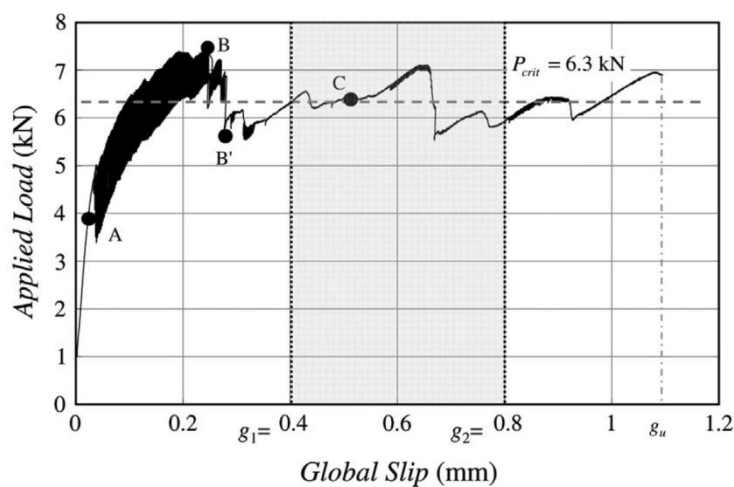


Figura 3-30: risposta $P-g$ del provino DS-ST_2 alla prova monotona quasi statica [10]

Il carico critico P_{crit} è stato calcolato come valore medio del carico in un tratto del ramo post-picco compreso tra due valori g_1 e g_2 , scelti sulla base dell'analisi delle deformazioni.

La distribuzione delle deformazioni longitudinali ε_{yy} è stata ricavata mediando i valori nella striscia centrale di composito, nel tratto $7 \text{ mm} < x < 17 \text{ mm}$. La distribuzione può essere approssimata con la funzione

$$\varepsilon_{yy} = \varepsilon_0 + \frac{\alpha}{1 + e^{-\frac{y-y_0}{\beta}}}$$

dove i parametri α , β , ε_0 , y_0 sono stati determinati attraverso una regressione non lineare delle deformazioni misurate.

Il profilo deformativo può essere suddiviso in tre zone, ciascuna caratteristica di un comportamento ben definito dell'interfaccia (Figura 3-31):

- zona a tensioni nulle, corrispondente al tratto scarico del FRP, dove le deformazioni sono approssimativamente nulle;
- zona centrale di trasferimento degli sforzi (*stress transfer zone, STZ*), nella quale avviene il trasferimento del carico tra i due materiali. In questa zona si manifesta un gradiente di deformazione lungo la direzione delle fibre;
- zona pienamente distaccata, dove le deformazioni sono pressoché costanti e si stabilizzano nell'intorno di un valore $\bar{\varepsilon}_{yy}$.

Quando la zona STZ risulta pienamente sviluppata, ad un aumento dello scorrimento globale g corrisponde una sua traslazione lungo la striscia di FRP, mentre l'estensione rimane costante.

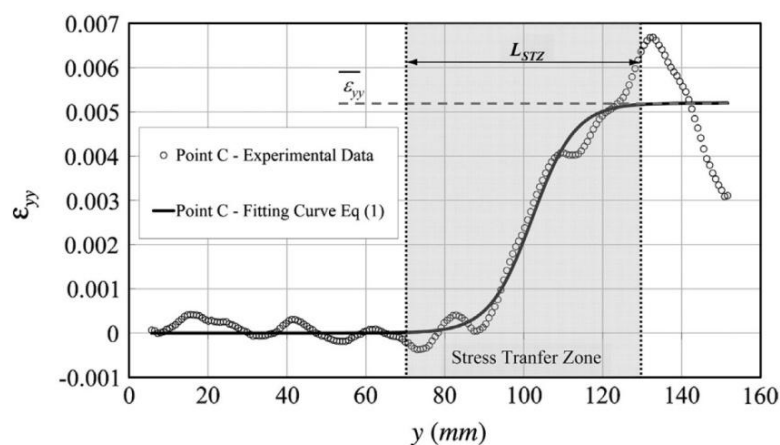


Figura 3-31: deformazioni longitudinali ε_{yy} , nel punto C della risposta del provino DS-ST_2 [10]

La traslazione della STZ indica la propagazione auto-similare della frattura lungo l'interfaccia. I valori g_1 e g_2 , introdotti in precedenza, corrispondono all'intervallo dello scorrimento dove la zona di trasferimento degli sforzi è pienamente sviluppata.

Le deformazioni sono state utilizzate per determinare la legge coesiva, che descrive il comportamento dell'interfaccia in termini di tensioni tangenziali e scorrimenti. Si assumono valide le seguenti ipotesi:

- il materiale FRP è assunto elastico lineare;
- lo spessore e la larghezza dello strato di FRP sono considerati costanti;
- l'interfaccia è sottoposta solamente a sforzi tangenziali;
- lo spessore dell'interfaccia tra FRP e calcestruzzo è considerato trascurabile;
- lo strato base di calcestruzzo è considerato rigido.

Dallo studio dell'equilibrio di un elemento di lunghezza infinitesima (Figura 3-14) si ottiene la relazione che fornisce le tensioni tangenziali:

$$(\sigma_{yy} + d\sigma_{yy})t_f = \tau_{zy}dy$$

$$\tau_{zy} = t_f \frac{d\sigma_{yy}}{dy} = E_f t_f \frac{d\varepsilon_{yy}}{dy}$$

Nella quale E_f e t_f sono il modulo elastico e lo spessore della striscia di FRP. Lo scorrimento $s(y)$ tra FRP e calcestruzzo, in un punto della zona di adesione, si ottiene integrando le deformazioni longitudinali fino a quel punto. L'energia di frattura dell'interfaccia, G_F , si ottiene calcolando l'area sottesa dalla curva $\tau(s)$.

La Tabella 3-8 riporta i risultati relativi alle tre prove statiche:

Tabella 3-8: risultati delle prove monotone quasi statiche

provino	P_{crit} [kN]	$(g_1 \div g_2)$ [mm]	g_u [mm]	L_{STZ} [mm]	ε_{yy} [$\mu\epsilon$]	τ_{max} [MPa]	s_0 [mm]	G_F [N/mm]	b_s [mm]	b_d [mm]
DS-ST_1	5,8	0,3:0,7	0,90	76	5500	6,0	0,02	0,56	15,1	46,2
DS-ST_2	6,3	0,4:0,8	1,10	72	5800	7,1	0,03	0,59	14,3	42,9
DS-ST_3	6,0	0,3:0,7	0,80	73	5700	6,9	0,02	0,58	15,0	45,5
Media	6,0	-	0,93	74	5670	6,7	0,023	0,58	14,8	44,9

3.4.4 Prove a fatica

Sono state eseguite tre prove a carico ciclico (DS-FT_1, DS-FT_2, DS-FT_3), con la stessa configurazione di prova di quelle statiche. I provini sono stati precaricati fino al valore medio dell'intervallo ΔP , dopo di che il carico è stato fatto variare secondo legge sinusoidale tra due valori P_{min} e P_{max} , alla frequenza di 1 Hz. I due valori corrispondono alle percentuali 15% e 70% del carico critico medio $P_{crit} = 6,0$ kN, ottenuto dalle prove statiche.

In corrispondenza del raggiungimento di un valore prefissato g_D dello scorrimento globale, la frequenza è stata ridotta al valore di 0,015 Hz e sono stati eseguiti dieci cicli, in seguito ai quali il carico è stato ridotto al valore di 0,5 kN. A partire da questo valore è stata effettuata una prova statica analoga a quella eseguita sui provini DS-ST_X, con lo scopo di indagare il comportamento statico dell'interfaccia successivo al fenomeno della fatica.

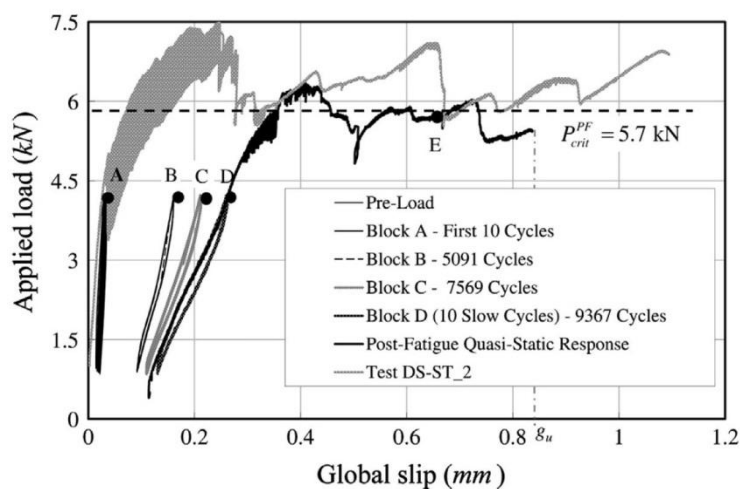


Figura 3-32: risposta $P-g$ del provino DS-FT_1 [10]

Dall'analisi della risposta del provino DS-FT_1, si nota che lo scorrimento ultimo g_u valutato nella prova quasi-statica post-fatica è inferiore rispetto a quello relativo alla prova monotona del provino DS-ST_2, assunta come confronto. La capacità portante P_{crit}^{PF} dell'interfaccia in seguito alla prova a fatica, determinata come valore medio del carico nel tratto compreso tra $g_1 = 0,45$ mm e $g_2 = 0,70$ mm, risulta leggermente inferiore rispetto al valore P_{crit} , anche se è comunque confrontabile.

Tabella 3-9: risultati dei test a fatica

provino	P_{crit}^{PF}	g_u	$\frac{P_{max}}{P_{crit}^{PF}}$	$\frac{P_{min}}{P_{crit}^{PF}}$	$\frac{\Delta P}{P_{crit}^{PF}}$	$(g_1 + g_2)$	g_c	Cicli in C	g_D	Cicli in D	A_C/A_A
	[kN]	[mm]	[%]	[%]	[%]	[mm]	[mm]		[mm]		
DS-FT_1	5,7	0,85	74	16	58	0,45:0,75	0,20	7569	0,25	9367	1,55
DS-FT_2	5,3	0,80	79	17	62	0,45:0,70	0,25	4735	0,30	5513	1,44
DS-FT_3	5,6	0,85	75	16	59	0,65:0,80	0,40	8004	0,50	10,565	1,57
Media	5,5	0,83	-	-	-	-	-	-	-	-	-

La Tabella 3-9 riporta i principali risultati ottenuti dalle prove. I rapporti reali P_{max}/P_{crit}^{PF} e P_{min}/P_{crit}^{PF} sono stati calcolati a posteriori per ogni prova, basandosi sul risultato della risposta post-fatica. Si nota come per la prova DS-FT_2 l'ampiezza del carico risulti leggermente superiore rispetto alle altre due prove.

I cicli di isteresi, durante la prova ciclica, sono qualitativamente simili l'uno all'altro. Per ogni ciclo, la parte iniziale della risposta nel tratto ascendente è convesso, per diventare concavo una volta superato il carico di 2,5 kN, prossimo al valore medio dell'intervallo. L'area, che rappresenta l'energia dissipata, aumenta con il progredire del numero dei cicli, analogamente a quanto avviene per lo scorrimento residuo in corrispondenza del punto inferiore del ciclo. Il rapporto tra le aree racchiuse dai gruppi di cicli C ed A (dieci cicli) risulta $A^C/A^A = 1,55$, segnando un incremento dell'energia dissipata. Lo stesso comportamento si osserva negli altri due provini. Il meccanismo di dissipazione energetica deve comunque essere approfondito attraverso ulteriori studi, in particolare per capire l'influenza del valore di ΔP e del valore medio del carico.

La pendenza dei cicli risulta decrescere con l'aumentare del loro numero totale, indicando una perdita di rigidità causata da un progressivo degrado dell'interfaccia.

3.4.5 Analisi delle deformazioni nelle prove post-fatica

Dall'analisi delle deformazioni longitudinali della prova quasi-statica post-fatica, si ricavano andamenti qualitativamente analoghi a quelli ottenuti nel caso dei test quasi-statici.

Le deformazioni sono state valutate in corrispondenza di un punto della risposta appartenente al ramo post-picco, in cui il carico si stabilizza intorno al valore critico. In Tabella 3-10 sono riportati i parametri di frattura delle tre prove statiche post-fatica, che

risultano in accordo a quelli relativi alle prove monotone quasi-statiche. Si potrebbe concludere che la qualità del legame e la capacità portante non siano influenzate dal carico a fatica, garantito che l'interfaccia non si sia completamente degradata durante i cicli e che la lunghezza della zona incollata risulti comunque maggiore di L_{STZ} .

Tabella 3-10: parametri di frattura nella risposta post-fatica

provino	L_{STZ} [mm]	ε_{yy} [$\mu\epsilon$]	τ_{max} [MPa]	s_0 [mm]	G_F [N/mm]	b_s [mm]	b_d [mm]
DS-FT_1	73	5400	5,8	0,03	0,48	15,5	45,0
DS-FT_2	65	5100	6,1	0,03	0,41	14,1	44,1
DS-FT_3	72	5300	5,5	0,03	0,47	15,1	45,6
Media	70	5260	5,8	0,03	0,45	14,9	44,9

3.4.6 Parametri di frattura durante il carico ciclico

Le deformazioni misurate in corrispondenza del punto di picco del gruppo D (frequenza 0,015 Hz) mostrano un andamento qualitativamente simile a quello che si riscontra nelle prove statiche. È possibile identificare in modo chiaro la zona di trasferimento delle azioni, inoltre si nota che le deformazioni in corrispondenza della zona vicina all'estremo di applicazione del carico risultano costanti. Queste osservazioni indicano l'accrescimento di una frattura subcritica durante l'azione del carico ciclico.

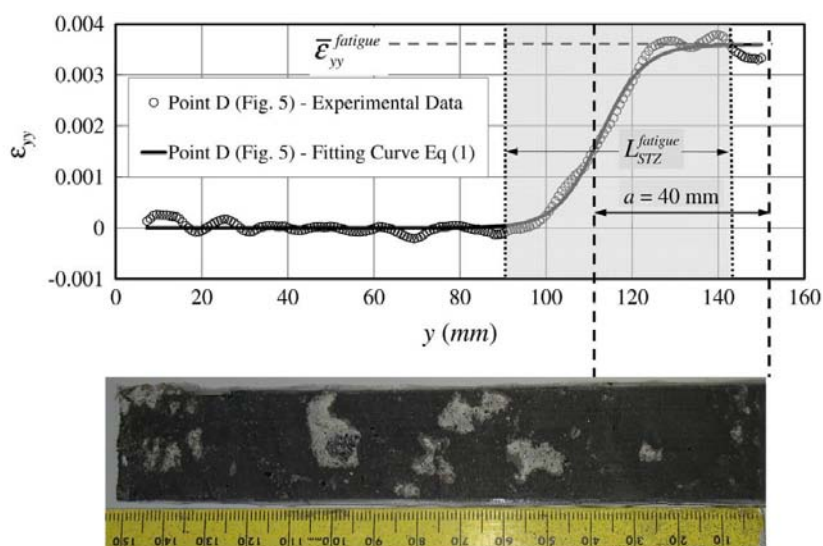


Figura 3-33: deformazioni in corrispondenza del punto D dei cicli a 0,015 Hz, provino DS-FT_1 [10]

Le deformazioni sono state approssimate con l'equazione impiegata nel caso di prova monotona, assumendo implicitamente valide le due ipotesi seguenti:

- il distacco avviene durante il carico ciclico (deformazioni costanti vicino alla zona caricata);
- la distribuzione delle deformazioni durante la fatica è simile a quella che si manifesta nel caso delle prove quasi-statiche.

L'energia di frattura G_F e i parametri della legge coesiva sono stati ricavati dalla distribuzione di deformazioni, analogamente a quanto fatto per i test monotoni. La lunghezza a della frattura coesiva che si sviluppa durante i cicli è definita come distanza tra la zona caricata ($x = 152$ mm) e il punto di flesso della curva di deformazione.

Dalla Tabella 3-10 si può notare che la lunghezza della *STZ* durante la fatica risulta minore di quella che si realizza durante le prove quasi-statiche, probabilmente a causa del fatto che la propagazione avviene all'interno dello strato di resina piuttosto che nella zona di interfaccia. La foto di Figura 3-33 sembra confermare questa ipotesi di comportamento: la superficie distaccata è uniforme nei primi 40 mm a partire dalla zona caricata, lunghezza all'incirca uguale a quella stabilita per la fessura.

Tabella 3-11: parametri di frattura durante il carico a fatica

provino	$L_{STZ}^{fatigue}$ [mm]	$\bar{\epsilon}_{yy}^{fatigue}$ [$\mu\epsilon$]	$\bar{\tau}_{max}^{fatigue}$ [MPa]	$S_0^{fatigue}$ [mm]	$G_F^{fatigue}$ [N/mm]	a [mm]	P_{crit}^{Cycles} [kN]	b_s [mm]	b_d [mm]
DS-FT_1	50	3500	6,0	0,01	0,22	40	3,7	15,2	44,6
DS-FT_2	50	4000	6,7	0,02	0,27	68	3,6	13,9	44,9
DS-FT_3	56	4100	3,9	0,02	0,29	100	3,3	15,4	45,2
Media	52	3870	5,5	0,017	0,26	-	3,5	14,8	44,9

La possibilità di assumere una distribuzione di deformazioni uguale a quella adottata nel caso delle prove quasi-statiche deve essere giustificata. Questa assunzione può essere indirettamente verificata se è possibile dimostrare che l'energia di frattura durante il carico ciclico, $G_F^{fatigue}$, può essere impiegata come parametro per studiare la propagazione della frattura. In condizioni quasi-statiche è stato dimostrato che la capacità portante dell'interfaccia può essere espressa in funzione dell'energia di frattura:

$$P_{crit} = b_1 \sqrt{2G_F E_f t_f}$$

L'energia di frattura a fatica può essere impiegata per calcolare il carico massimo applicato durante i cicli:

$$P_{crit}^{Cycles} = b_1 \sqrt{2G_F^{fatigue} E_f t_f}$$

I valori di P_{crit}^{Cycles} così ottenuti vanno confrontati con il carico $P_{max} = 4,2$ kN. I valori ottenuti, riportati in Tabella 3-11, sono in accordo a questo valore, considerando i due fatti seguenti:

- le immagini digitali impiegate per calcolare $G_F^{fatigue}$ sono state scattate durante la prova ciclica, quando la macchina di carico era in movimento, pertanto tali immagini possono non essere esattamente in corrispondenza del carico di picco;
- il valore del carico critico è influenzato dalla larghezza della striscia di FRP.

Queste considerazioni portano a concludere che la propagazione della fessura durante la fatica può essere trattata come problema di tipo II nell'ambito della meccanica della frattura e quindi l'equazione impiegata per approssimare le deformazioni risulta idonea.

3.4.7 Effetti legati alla larghezza

Precedenti studi degli autori hanno evidenziato una distribuzione delle deformazioni longitudinali non uniforme attraverso la larghezza della striscia di FRP.

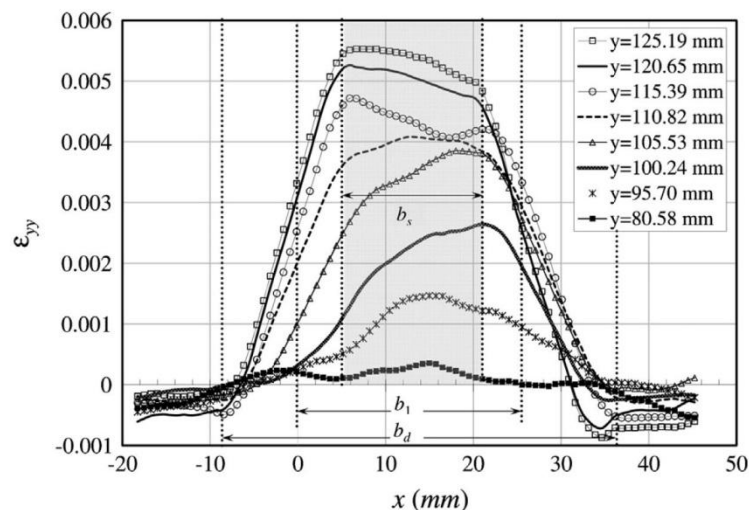


Figura 3-34: distribuzione delle deformazioni assiali attraverso la larghezza (prova DS-ST_2, punto C) [10]

In Figura 3-34 è riportata la distribuzione delle deformazioni longitudinali attraverso la larghezza del composito, valutate per il punto C (tratto post-picco) della risposta associata alla prova monotona del provino DS-ST_2. L'intervallo per il quale sono riportate le deformazioni è quello relativo alla zona *STZ*, ovvero $67 \leq y \leq 130$ mm.

Si individua una zona centrale, di larghezza b_s , nella quale le deformazioni sono costanti. Questa fascia centrale è sede della propagazione di una frattura di tipo II e si mantiene invariata durante il processo di distacco. Un confronto tra le larghezze b_s e b_d (porzione del supporto in calcestruzzo interessata dal processo deformativo), effettuato tra i test quasi-statici pre e post-fatica e quelli a fatica, mostra che la distribuzione delle ε_{yy} attraverso la larghezza non è alterata dal carico ciclico. È pertanto possibile assumere valida la propagazione di una frattura di tipo II nella zona centrale.

È importante sottolineare che nel derivare la relazione che definisce il carico critico P_{crit} si assume che la frattura di tipo II sia estesa a tutta la larghezza b_l del composito, trascurando i modi misti che nascono nelle fasce esterne alla zona centrale. Questo fatto può parzialmente giustificare le differenze tra i valori di P_{crit} e P_{crit}^{Cycles} ottenuti dal calcolo e quelli ricavati dai dati sperimentali.

3.4.8 Proposta di un modello per il calcolo della vita a fatica

Un approccio basato sulla meccanica della frattura per lo studio dell'accrescimento del danno è stato proposto da Diab et al.:

$$\frac{da}{dN} = m_1 \left(\frac{G_F^{fatigue}}{G_F} \right)^{n_1} \cdot \beta$$

I coefficienti m_1 , n_1 e β sono da determinarsi basandosi su risultati sperimentali. Il coefficiente β tiene conto del fatto che il tasso di accrescimento della fessura si riduce all'aumentare della zona distaccata. Nella relazione proposta è stato assunto come unitario il coefficiente che introduce gli effetti legati alla frequenza del carico.

Gli autori propongono uno sviluppo del modello proposto da Diab, considerando che questo non tiene conto in alcun modo del legame tra l'energia di deformazione $G_F^{fatigue}$, l'ampiezza del carico e il suo valor medio. È possibile riconoscere che:

- i valori di $G_F^{fatigue}$ e G_F sono legati in modo diretto rispettivamente al carico applicato durante il ciclo e alla capacità portante dell'interfaccia;

- le deformazioni attraverso la larghezza del composito non sono influenzate dal carico ciclico.

Queste considerazioni suggeriscono la possibilità sostituire le energie di deformazione con i carichi applicati, introducendo anche il valore medio del carico e la sua ampiezza. Il modello proposto risulta pertanto:

$$\frac{da}{dN} = \bar{m}_1 \left(\frac{\alpha \sqrt{\Delta P \cdot \bar{P}}}{P_{crit}} \right)^{\bar{n}_1} \cdot \bar{\beta}$$

dove $\Delta P = (P_{max} - P_{min})$, $\bar{P} = (P_{max} + P_{min})/2$, P_{crit} corrisponde alla capacità portante dell'interfaccia e α è un coefficiente che tiene conto della frequenza del carico. Questo approccio richiede comunque di approfondire il ruolo di $G_F^{fatigue}$.

3.4.9 Conclusioni

Si possono trarre le seguenti conclusioni:

- il distacco interviene durante il fenomeno della fatica ed è prodotto da una fessura che sembra propagarsi all'interfaccia tra FRP e resina epossidica, piuttosto che all'interfaccia tra adesivo e calcestruzzo;
- l'accrescimento della frattura dovuta alla fatica avviene per carichi più bassi della capacità statica dell'interfaccia;
- una zona coesiva di trasferimento delle azioni, di lunghezza finita, si stabilisce durante la propagazione della fessura indotta dal carico ciclico. La distribuzione delle deformazioni lungo la STZ è simile a quella osservata nelle prove monotone quasi-statiche;
- il profilo di deformazione valutato in corrispondenza del picco dei cicli di carico mostra che la propagazione della fessura è associata ad una zona di trasferimento delle azioni (STZ) di lunghezza minore rispetto a quella associata alla prova quasi-statica;
- sono state determinate le leggi coesive sia durante la fatica che durante la risposta quasi-statica post-fatica. L'energia di frattura associata all'accrescimento della frattura sub-critica durante il carico ciclico risulta minore rispetto al caso della prova quasi-statica. È stato indirettamente provato che il modello di fessura

coesiva è adeguato per descrivere il meccanismo di distacco della striscia di composito durante il carico ciclico;

- la distribuzione delle deformazioni attraverso la larghezza della striscia di FRP non è alterata dal carico ciclico. La presenza di una fascia centrale in cui le deformazioni risultano costanti (rispetto alla larghezza) consente di inquadrare il meccanismo di trasferimento delle azioni nel campo sub-critico come un problema di frattura di tipo II.

3.5 Theoretical solution for fatigue debonding growth and fatigue life prediction of FRP-concrete interfaces

Diab H.M., Wu Z., Iwashita K., 2009 [22]

3.5.1 Introduzione e obiettivi

Molti degli studi sul comportamento dell'interfaccia tra calcestruzzo e FRP rappresentano il comportamento a fatica attraverso le curve di Whöler, che stabiliscono una relazione tra la resistenza S e il numero totale di cicli N_f . È tuttavia necessario determinare un modello che possa predire la vita a fatica dell'interfaccia e simularne il comportamento.

In questa ricerca viene presentato un modello in grado di stabilire una relazione tra il tasso di accrescimento del danno, da/dN , ed il rapporto G_{max}/G_c tra le energie di frattura dell'interfaccia. Viene introdotta una nuova formulazione per l'energia di deformazione, che diventa dipendente dalla lunghezza di distacco. Attraverso un approccio basato sui principi della meccanica della frattura, viene definita per l'interfaccia una legge costitutiva non lineare, la quale include il fenomeno di degrado dovuto all'azione del carico ciclico.

3.5.2 Modello di interfaccia

Per schematizzare il comportamento a fatica dell'interfaccia si assume una legge costitutiva non lineare, successivamente modificata per tenere conto sia dell'influenza svolta dal progressivo danneggiamento dello strato di aderenza, sia dell'interazione tra la fatica e lo scorrimento viscoso.

Lo schema di calcolo (Figura 3-35) su cui si basa il modello [41] assume trascurabili gli effetti flessionali, di conseguenza lo strato adesivo può essere considerato soggetto solamente a sforzi di taglio (frattura di tipo II). Spessore, larghezza e modulo elastico dei due strati sono, rispettivamente, t_1 , b_1 , E_1 e t_2 , b_2 , E_2 , mentre la lunghezza di adesione è L .

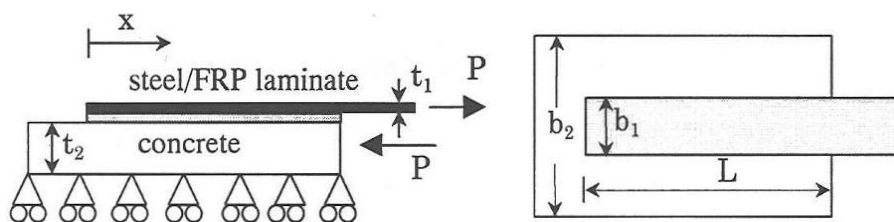


Figura 3-35: schema statico adottato [40]

Assumendo che i due materiali siano soggetti solamente a deformazioni assiali e che l'interfaccia sia interessata da deformazioni puramente tangenziali, gli sforzi di interfaccia τ_f e l'energia di frattura G_c sono governati dalle seguenti relazioni differenziali:

$$\frac{d^2\delta}{dx^2} - \frac{2G_c}{\tau_f^2} \lambda^2 f(\delta) = 0$$

$$\sigma_1 = \frac{\tau_f^2}{2G_c t_1 \lambda^2} \frac{d\delta}{dx}$$

nelle quali il parametro λ vale:

$$\lambda^2 = \frac{\tau_f^2}{2G_c} \left(\frac{1}{E_1 t_1} + \frac{b_1}{b_2 E_2 t_2} \right)$$

mentre δ è definito come spostamento relativo tra i due materiali, σ_1 è lo sforzo normale agente nella lamina di FRP.

Il comportamento dell'interfaccia è descritto da un modello bilineare (Figura 3-36), che stabilisce la relazione tra lo scorrimento relativo tra i due materiali e lo sforzo tangenziale agente. Gli effetti del carico ciclico vengono rappresentati da una riduzione di rigidità e resistenza dell'interfaccia prima dell'inizio del distacco, mentre l'energia di frattura viene mantenuta costante, in quanto si assume che la capacità statica post-fatica sia inalterata, a patto che la lunghezza di adesione sia sufficiente.

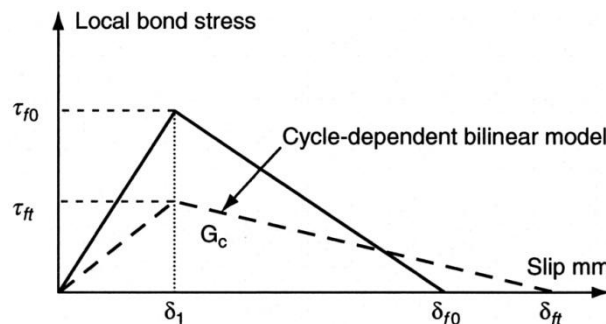


Figura 3-36: modello bilineare tensioni-scorrimenti di interfaccia [21]

Il degrado dell'interfaccia viene schematizzato attraverso un coefficiente ϕ , determinato sulla base di risultati sperimentali.

In uno studio precedente gli autori hanno introdotto un modello viscoelastico in grado di rappresentare la perdita di rigidità causata dal carico ciclico, tuttavia il numero elevato di

parametri in esso impiegati lo rende difficilmente utilizzabile ai fini di determinare una soluzione pratica.

Il modello bilineare è costruito nella forma:

$$f(\delta) = \begin{cases} \frac{\tau_{ft}}{\delta_1} \delta & 0 \leq \delta \leq \delta_1 \\ \frac{\tau_{ft}}{\delta_{ft} - \delta_1} (\delta_{ft} - \delta) & \delta_1 < \delta \leq \delta_{ft} \end{cases}$$

$$\tau_{ft} = \frac{\tau_{f0}}{1 + \phi\alpha}$$

$$K_{ft} = \frac{K_{f0}}{1 + \phi\alpha}$$

Il parametro ϕ ha la seguente definizione:

$$\phi = \begin{cases} 0,046(t)^{0,4} & t \leq 2000 \\ 1,2 \left(1 - \exp\left(-\frac{t}{1200}\right) \right) & t > 2000 \end{cases}$$

dove τ_{f0}, τ_{ft} sono le resistenze adesive agenti al tempo 0 e al tempo t , K_{f0}, K_{ft} le rigidità di interfaccia al tempo 0 e al tempo t , t è il tempo trascorso a partire dall'inizio del carico (in minuti), $\delta_{ft} = \tau_{f0} \delta_{f0} / \tau_{ft}$ è lo scorrimento tra i due materiali aderenti, ϕ è il coefficiente che riassume l'interazione fatica-viscosità e α include l'effetto della frequenza del carico, assumendo valore unitario per $f = 5$ Hz.

La soluzione si ottiene inserendo il modello bilineare nelle relazioni differenziali precedentemente introdotte.

Per $0 \leq \delta \leq \delta_{f1}$:

$$\delta = \delta_1 \frac{\cosh(\lambda_1 x)}{\cosh[\lambda_1(L - z)]}$$

$$\tau = \tau_{ft} \frac{\cosh(\lambda_1 x)}{\cosh[\lambda_1(L - z)]}$$

$$\sigma_1 = \frac{\tau_{ft}}{t_1 \lambda_1} \frac{\sinh(\lambda_1 x)}{\cosh[\lambda_1(L - z)]}$$

Mentre per $\delta_1 < \delta \leq \delta_{ft}$ la soluzione si presenta nella forma:

$$\delta = (\delta_{ft} - \delta_1) \left\{ \frac{\lambda_2}{\lambda_1} \tanh[\lambda_1(L - z)] \cdot \sin[\lambda_2(x - L + z)] - \cos[\lambda_2(x - L + z)] + \frac{\delta_{ft}}{(\delta_{ft} - \delta_1)} \right\}$$

$$\tau = -\tau_{ft} \left\{ \frac{\lambda_2}{\lambda_1} \tanh[\lambda_1(L - z)] \cdot \sin[\lambda_2(x - L + z)] - \cos[\lambda_2(x - L + z)] \right\}$$

$$\sigma_1 = \frac{\tau_{ft}}{\lambda_2 t_1} \left\{ \frac{\lambda_2}{\lambda_1} \tanh[\lambda_1(L - z)] \cdot \cos[\lambda_2(x - L + z)] + \sin[\lambda_2(x - L + z)] \right\}$$

dove x è la distanza dall'estremo libero della striscia di FRP, mentre z è la distanza della zona *softening* (formazione di micro fessure), che si incrementa all'aumentare del carico P prima dell'inizio del distacco (Figura 3-37). La relazione tra z e P può essere espressa come di seguito:

$$P = \frac{\tau_{ft} b_1}{\lambda_2} \left\{ \frac{\lambda_2}{\lambda_1} \tanh[\lambda_1(L - z)] \cdot \cos(\lambda_2 z) + \sin(\lambda_2 z) \right\}$$

La variabile z è definita in modo implicito, pertanto può essere ricavata solamente per via iterativa. Il valore massimo di P , che fornisce la capacità portante teorica di interfaccia, si ottiene dalla relazione seguente:

$$P_{max, capacity} = \frac{\tau_{ft} b_1}{\lambda_2} \left\{ \frac{\delta_1}{\delta_{ft} - \delta_1} \tanh^2[\lambda_1(L - z_m)] + 1 \right\} \cdot \sin(\lambda_2 z_m)$$

dove z_m , associata alla funzione $\tau - \delta$ assunta, è la lunghezza massima della zona di micro-fessurazione. La propagazione statica della fessura si manifesta quando $\delta > \delta_{ft}$; lo scambio di azioni tangenziali può essere studiato considerando una riduzione della lunghezza di aderenza dovuta allo sviluppo del danno per fatica.

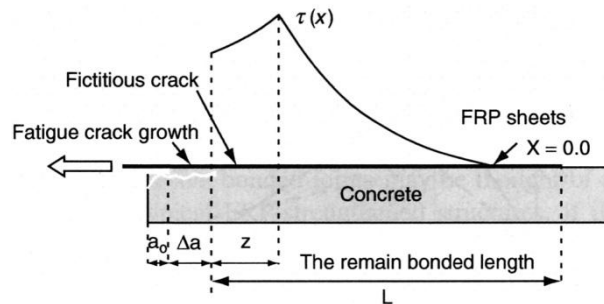


Figura 3-37: distribuzione delle tensioni tangenziali associate alla fessurazione per fatica [21]

3.5.3 Parametri associati alla meccanica della frattura

I risultati sperimentali degli studi finora eseguiti hanno messo in evidenza la possibilità di descrivere l'accrescimento del danno per fatica, nella zona di interfaccia tra FRP e calcestruzzo, attraverso un approccio basato sulla meccanica della frattura. Trascurando gli effetti flessionali, si può considerare che l'interfaccia è sottoposta a sforzi puramente tangenziali (frattura di tipo II).

Nei riguardi della vita a fatica, si assume che questa sia governata principalmente dallo sviluppo e accrescimento del danno, piuttosto che dalla sua formazione. Inoltre, la rottura si verifica quando la lunghezza di aderenza non è più sufficiente per sostenere il carico applicato. L'approccio generale è quello di associare il tasso di accrescimento del danno, da/dN , al valore massimo del rilascio di energia, G_{max} , il quale, nota la geometria e il valore massimo del carico ciclico agente, può essere calcolato come segue:

$$G_{max}^{fatigue} = \frac{P_{max}^2}{2b_1^2 E_1 t_1}$$

Per fare in modo che la definizione dello sviluppo del danneggiamento risulti indipendente dalle caratteristiche geometriche della striscia di FRP, conviene esprimerla in funzione del rapporto G_{max}/G_c tra le energie di frattura, essendo quest'ultima l'energia di frattura associata alla capacità statica dell'interfaccia. La funzione è di tipo esponenziale, in accordo alla legge di Paris:

$$\frac{da}{dN} = m \left(\frac{G_{max}^{fatigue}}{G_c} \right)^n$$

La relazione predente è indipendente dalla lunghezza distaccata, a . La lunghezza di aderenza si riduce con il procedere del numero dei cicli, fino a che, al termine della vita a fatica, il sistema non è più in grado di sostenere il carico applicato. Per fare in modo che il modello consideri la variazione della zona di aderenza, il rapporto tra le energie di frattura viene sostituito dal rapporto tra i carichi applicati. Considerando i risultati determinati in precedenza, si ottiene:

$$\left(\frac{G_{max}}{G_c} \right) = \frac{P_{max}^2}{P_{max, capacity}^2} = \frac{P_{max}^2}{\left\{ \frac{\tau_{ft} b_1}{\lambda_2} \left[\frac{\delta_1}{\delta_{ft} - \delta_1} \tanh^2[\lambda_1(L - (a + z_m))] + 1 \right] \cdot \sin(\lambda_2 z_m) \right\}^2}$$

nella quale sono associate l'energia applicata e la lunghezza residua di aderenza ($L - a$).

È importante notare che, fino a che la lunghezza di aderenza è superiore di quella efficace, la zona distaccata non ha alcuna influenza nella relazione precedente. I parametri m e n possono essere determinati attraverso una regressione lineare di risultati sperimentali. Dalle analisi sperimentali è stato determinato che il tasso di propagazione del danno decresce significativamente con l'aumentare della lunghezza distaccata, a . La relazione precedente viene modificata con un coefficiente β , per diventare:

$$\frac{da}{dN} = m \left(\frac{G_{max}^{fatigue}}{G_c} \right)^n \cdot \beta$$

3.6 Experimental investigation of bonded fiber reinforced polymer-concrete joints under cyclic loading

Bizindavyi L., Neale K. W., Erki M.A., 2003 [6]

3.6.1 Introduzione e obiettivi della ricerca

In questo lavoro sperimentale è stata analizzata la risposta a fatica di provini costituiti da strisce di FRP aderenti a supporti in calcestruzzo. Vengono presentati i risultati relativi allo spostamento medio misurato, al valore di apertura della fessura e ai profili di deformazione lungo la striscia di composito, infine viene proposta e calibrata una legge esponenziale per le curve $S-N$. Nel corso delle prove sono stati fatti variare alcuni parametri, quali la lunghezza di aderenza, la larghezza e l'intervallo di carico.

3.6.2 Materiali e configurazione della prova

Una striscia di FRP, di spessore t e larghezza b , è stata incollata per una lunghezza di aderenza L ad un prisma in calcestruzzo di sezione quadrata (Figura 3-38). I provini sono stati vincolati in modo adeguato all'interno della macchina di carico.

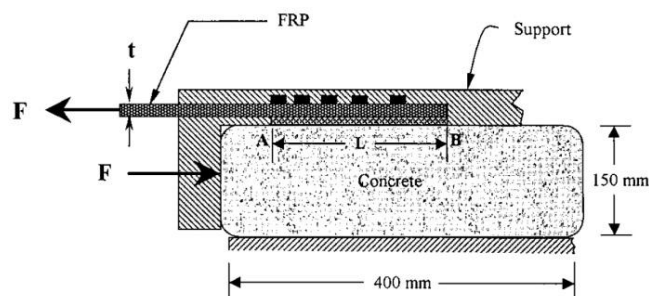


Figura 3-38: configurazione della prova e geometria dei provini [5]

Le dimensioni dei supporti sono 150x150x400 mm, il calcestruzzo ha resistenze medie a trazione e compressione di 3,5 MPa e 42,5 MPa, modulo elastico medio $E_c = 33,5$ GPa.

Le lamine di FRP impiegate nelle prove sono di due tipologie, ovvero GFRP (*Glass Fiber Reinforced Polymer*) e CFRP (*Carbon Fiber Reinforced Polymer*). La resistenza a trazione media e il modulo elastico medio sono, rispettivamente, 472 MPa e 29,2 GPa per il GFRP, mentre valgono 1014 MPa e 75,7 GPa per il CFRP.

Tabella 3-12: prove a fatica su provini GFRP e CFRP. (PR) rottura del rinforzo (*plate rupture*); (CS) rottura del calcestruzzo (*concrete shearing*); (PR,CS) rottura simultanea del rinforzo e del calcestruzzo.

provino	ΔS $S_{max} - S_{min}$ [MPa]	strati	geometria $L - b$ [mm]	cicli totali [N_f]	tipo di rottura
G1-1a	1,15 - 0,0	1	220 - 25,4	40500	PR,CS
G1-1b	1,15 - 0,0	1	220 - 25,4	50090	PR,CS
G1-2a	0,875 - 0,0	1	220 - 25,4	64302	CS
G1-2b	0,875 - 0,0	1	220 - 25,4	70600	CS
G1-3a	0,813 - 0,0	1	220 - 25,4	823000	CS
G1-3b	0,813 - 0,0	1	220 - 25,4	992000	CS
G2-1a	0,85 - 0,0	1	300 - 25,4	23898	CS
G2-1b	0,85 - 0,0	1	300 - 25,4	78317	CS
G2-2a	0,65 - 0,0	1	300 - 25,4	217135	CS
G2-2b	0,65 - 0,0	1	300 - 25,4	359490	CS
G2-2c	0,65 - 0,0	1	300 - 25,4	423079	CS
G2-3a	0,58 - 0,0	1	300 - 25,4	886090	CS
G2-3b	0,58 - 0,0	1	300 - 25,4	2458925	CS
C1-1a	0,85 - 0,0	1	300 - 25,4	300	PR
C1-2a	0,66 - 0,0	1	300 - 25,4	173230	CS
C1-2b	0,66 - 0,0	1	300 - 25,4	286560	CS
C1-3a	0,60 - 0,0	1	300 - 25,4	210250	CS
C1-3b	0,60 - 0,0	1	300 - 25,4	297900	CS
C1-3c	0,60 - 0,0	1	300 - 25,4	347390	CS
C1-3d	0,60 - 0,0	1	300 - 25,4	676080	CS
C1-4a	0,46 - 0,0	1	300 - 25,4	1862220	CS
C1-4b	0,46 - 0,0	1	300 - 25,4	2029500	CS
C2-1a	1,37 - 0,0	1	160 - 50,8	3327	PR
C2-1b	1,37 - 0,0	1	160 - 50,8	4200	PR
C2-2a	1,13 - 0,0	1	160 - 50,8	34803	CS
C2-2b	1,13 - 0,0	1	160 - 50,8	143104	CS
C2-3a	0,87 - 0,0	1	160 - 50,8	184930	CS
C2-3b	0,87 - 0,0	1	160 - 50,8	496708	CS
C3-1a	1,41 - 0,369	1	160 - 50,8	156	PR,CS
C3-1b	1,41 - 0,369	1	160 - 50,8	320	PR
C3-2a	1,163 - 0,369	1	160 - 50,8	602	CS
C3-2b	1,163 - 0,369	1	160 - 50,8	2170	CS
C3-3a	0,917 - 0,369	1	160 - 50,8	213449	CS
C3-3b	0,917 - 0,369	1	160 - 50,8	215211	CS
C4-1a	1,148 - 0,0	2	300 - 50,8	365	CS
C4-1b	1,148 - 0,0	2	300 - 50,8	392	CS
C4-2a	0,945 - 0,0	2	300 - 50,8	1898	CS
C4-2b	0,945 - 0,0	2	300 - 50,8	10624	CS
C4-3a	0,737 - 0,0	2	300 - 50,8	76500	CS
C4-3b	0,737 - 0,0	2	300 - 50,8	266870	CS
C5-1a	1,239 - 0,369	2	300 - 50,8	382	PR,CS
C5-1b	1,239 - 0,369	2	300 - 50,8	970	CS
C5-2a	1,104 - 0,369	2	300 - 50,8	1949	CS
C5-2b	1,104 - 0,369	2	300 - 50,8	14300	CS
C5-3a	1,032 - 0,369	2	300 - 50,8	186820	CS
C5-3b	1,032 - 0,369	2	300 - 50,8	316841	CS

La tecnica di posa in opera del composito è del tipo *wet-layup*, ovvero il rinforzo fibroso è stato incollato direttamente al supporto, precedentemente sabbiato e pulito. Lo strato adesivo posto in opera è di circa 1,0 - 1,2 mm. Ogni provino è stato lasciato maturare per 14 giorni prima della prova.

Lo sforzo medio di aderenza è stato valutato come $S = F/(bL)$. I provini sono muniti di trasduttori di spostamento LVDT ed estensimetri, al fine di misurare i parametri di interesse durante la prova, ovvero:

- scorrimento globale (spostamento relativo del punto A rispetto al punto B);
- spostamenti normali nel punto A (apertura di fessura);
- deformazioni assiali lungo la lamina di FRP, funzioni della distanza dall'estremo caricato A.

Il carico agente in tutte le prove è variabile con legge sinusoidale tra due valori estremi, alla frequenza di 1 Hz. Per ogni configurazione sono stati applicati tre diversi intervalli di carico, mentre per ogni intervallo sono stati eseguiti almeno due test. La Tabella 3-12 riassume le caratteristiche di tutte le prove eseguite.

3.6.3 Risultati sperimentali

Durante ogni test è stato possibile seguire visivamente la propagazione della frattura lungo la zona di interfaccia tra i due materiali aderenti. Qualitativamente, la propagazione del danno può essere suddivisa in tre fasi (Figura 3-39). La prima interessa una zona in prossimità dell'estremo caricato e occupa circa il 10% – 15% della vita a fatica. La fessura si forma all'interno dello strato di calcestruzzo. La seconda fase, che si estende fino a circa il 50% – 75% della vita a fatica, interessa la quasi totalità della zona aderente. La propagazione del danno avviene nello strato di interfaccia tra i due materiali. Infine, l'ultima parte della vita del provino è interessata dal danneggiamento dello strato di calcestruzzo, analogamente a quanto avviene per la prima fase.

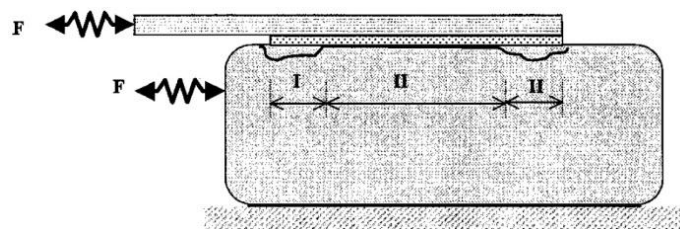


Figura 3-39: fasi della propagazione del danno [5]

I provini sottoposti ad intervalli di carico modesti hanno evidenziato un meccanismo di crisi associato alla rottura del calcestruzzo in prossimità della zona scarica, con distacco della striscia di FRP, mentre per quelli soggetti ad intensità di carico più elevate si è verificata una vera e propria rottura della striscia, successiva ad una breve propagazione della fessura in prossimità della zona caricata.

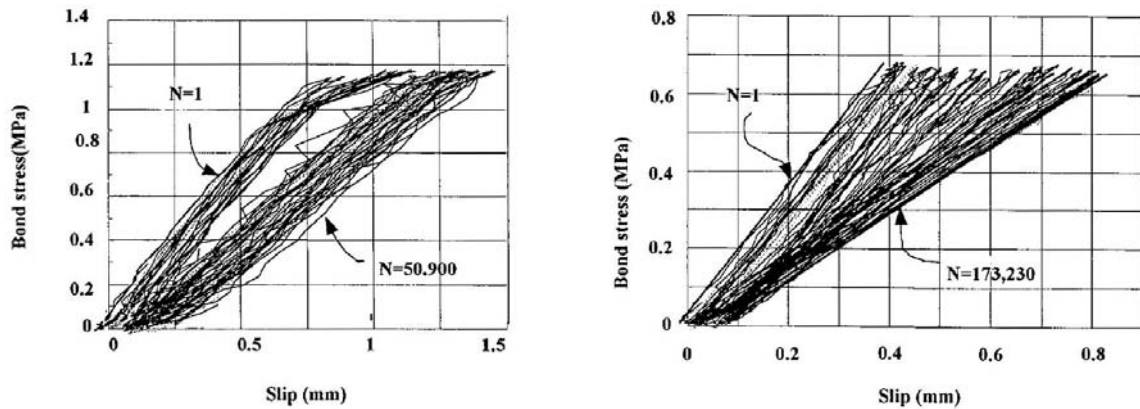


Figura 3-40: curve carico-spostamento per i provini GFRP (sinistra) e CFRP (destra) [5]

I grafici riportati in Figura 3-40 mostrano la risposta carico-spostamento dei provini GFRP e CFRP, rispettivamente. Si nota che i cicli di isteresi presentano pendenza che si riduce progressivamente all'aumentare di N . Questo indica il progredire del danno durante l'avanzamento della prova. In particolare, per intensità di carico più elevate la variazione di pendenza risulta più marcata. Inoltre, in queste condizioni di carico, si osserva che lo scorrimento risulta maggiore, mentre la vita a fatica del provino è minore.

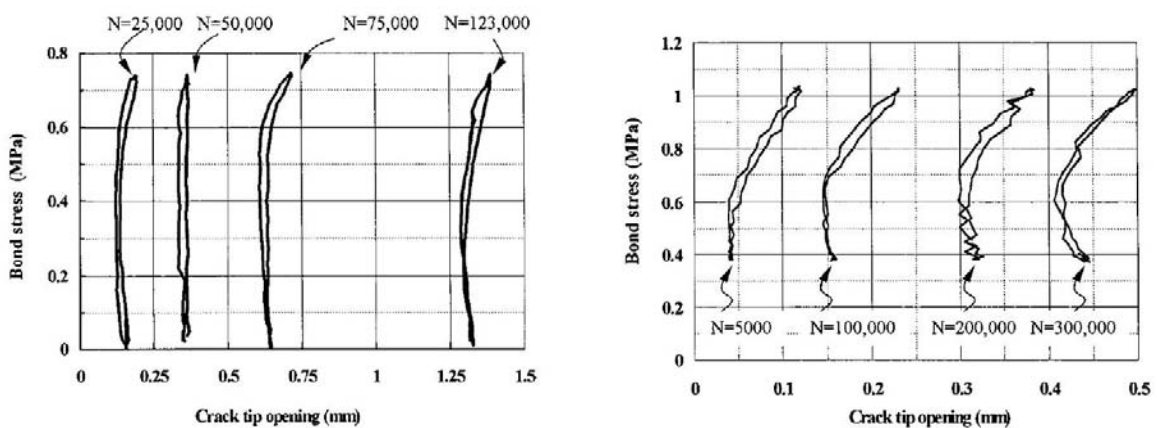
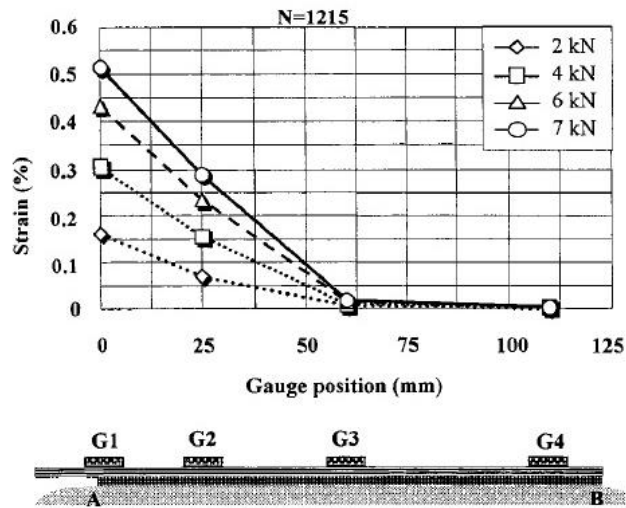
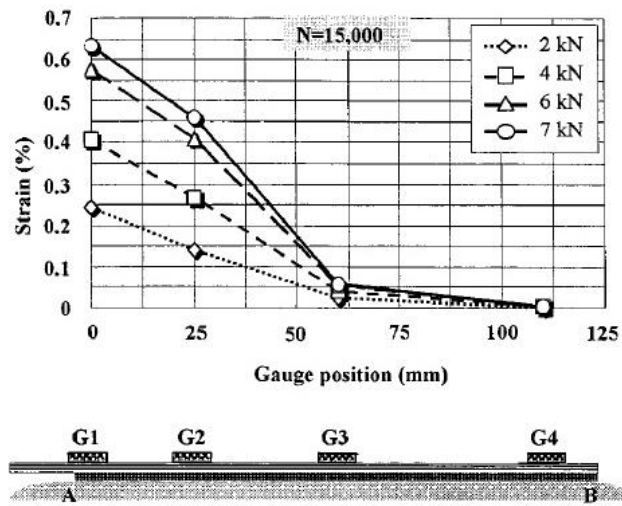


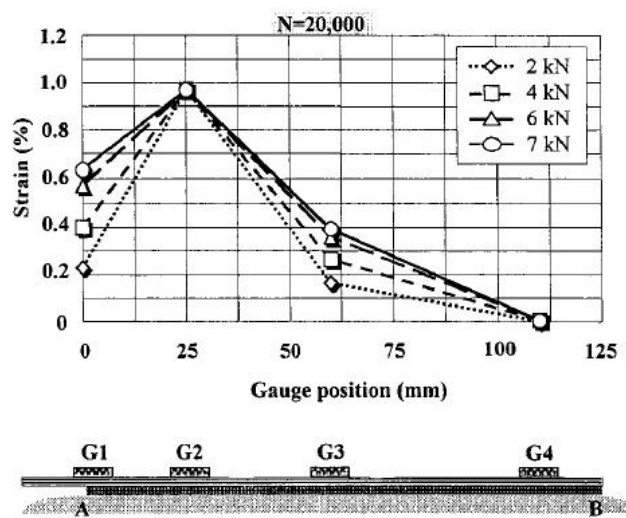
Figura 3-41: sforzo agente-apertura di fessura per i provini C4-3 (sinistra) e C5-3 (destra) [5]



(a)



(b)



(c)

Figura 3-42: profili di deformazione per il provino C2-3 [5]

Attraverso le misure di spostamento fornite dai due trasduttori LVDT è stato possibile stimare l'apertura della fessura in prossimità della zona caricata. In Figura 3-41 si può osservare che, con l'aumentare del numero totale di cicli, la fessurazione permanente si incrementa in dimensioni, le quali risultano in generale proporzionali all'intensità del carico, oltre che dipendere anche dal valore minimo S_{min} dello sforzo agente.

Dall'analisi delle deformazioni misurate dagli estensimetri è possibile riconoscere la propagazione del danneggiamento con il progredire dei cicli di carico (Figura 3-42). Riferendosi al caso del provino C2-3a, avente vita totale a fatica $N_f = 185000$ cicli, per $N = 1215$ cicli le deformazioni mostrano andamento esponenziale, con una lunghezza di trasferimento delle azioni di circa 110 mm. A 15000 cicli si nota un aumento del valore di deformazione in corrispondenza del punto G2, dal quale si ricava che in corrispondenza dell'estremo caricato si sta verificando. Per 20000 cicli, sempre nel punto G2, è presente un picco di deformazione, con valore 1%. Rispetto al caso precedente, il punto G1 non presenta variazioni nella deformazione, mentre un leggero aumento si verifica in G3, indicando che danneggiamento si sta propagando verso la zona non caricata.

3.6.4 Conclusioni

La particolare configurazione di prova ha reso possibile seguire visivamente la propagazione della frattura durante l'azione del carico ciclico. Nella propagazione del danno restano definite tre fasi differenti, delle quali la prima e la terza interessano lo strato di calcestruzzo, mentre la seconda, che si estende per gran parte della vita a fatica del provino, si sviluppa nello strato di interfaccia tra i due materiali aderenti.

Le curve carico-spostamento di tutte le prove mostrano un comportamento isteretico pressoché lineare, caratterizzato da cicli molto ristretti aventi pendenza progressivamente decrescente con l'avanzare della vita del provino, evidenziando il degrado continuo dell'interfaccia. La particolare ristrettezza dei cicli sottolinea il comportamento perlopiù fragile del legame di aderenza tra i due materiali.

La tendenza generale dei provini è quella di manifestare valori di scorrimento maggiori per intensità maggiori del carico agente. I risultati relativi all'apertura della fessura nell'intorno dell'estremo caricato mostrano una risposta non lineare e l'esistenza di una fessura permanente di dimensioni crescenti con il progredire della vita del provino.

4. Indagine sperimentale

In questo capitolo viene presentato il lavoro sperimentale svolto per indagare il comportamento a fatica del sistema composito FRCM, costituito da una rete di fibre di poliparafenilene benzobisoxazolo (PBO) inserita all'interno di una matrice cementizia modificata con l'aggiunta di polimeri.

4.1 Configurazione di prova e preparazione dei provini

Il comportamento a fatica dell'aderenza tra il sistema FRCM e il calcestruzzo di supporto è stato studiato attraverso una campagna sperimentale, costituita da una serie di prove cicliche a taglio diretto, eseguite su provini appositamente realizzati.

La striscia di composito è applicata esternamente ad un supporto in calcestruzzo, di forma prismatica. La configurazione di prova prevede che le fibre vengano messe in trazione, mentre il supporto è vincolato al telaio della cella di carico.

I prismi in calcestruzzo hanno sezione trasversale quadrata (125x125 mm) e lunghezza $L = 375$ mm. Prima dell'applicazione della striscia di composito, la faccia del blocco di supporto interessata è stata opportunamente trattata tramite sabbiatura.

Il sistema composito è costituito da una rete bidirezionale di fibre di poli-parafenilene benzonisoxazolo (PBO), inserita in una matrice di tipo cementizio. La rete è costituita da filati disposti lungo due direzioni ortogonali, distanziati di 10 mm in direzione trasversale e di 20 mm in quella longitudinale. Il peso totale della rete è di 88 g/m^2 , $70,2 \text{ g/m}^2$ nella direzione longitudinale e $17,8 \text{ g/m}^2$ nell'altra direzione. La larghezza nominale b^* e lo spessore medio t^* di un singolo gruppo di fibre longitudinali valgono, rispettivamente, 5 mm e 0,092 mm. Tutti i gruppi trasversali di fibre sono disposti dallo stesso lato rispetto a quelli longitudinali e la rete viene mantenuta insieme da filamenti di fibre di vetro.

La matrice è stata applicata solamente in corrispondenza della zona di aderenza, per vincolare le fibre e far aderire il sistema composito al supporto di calcestruzzo. L'applicazione della matrice è avvenuta procedendo dal margine del gruppo esterno di fibre longitudinali, da un lato della rete, al margine del gruppo esterno situato sul lato opposto. La larghezza b_1 del composito, pertanto, coincide con quella della rete di fibre, b_2 .

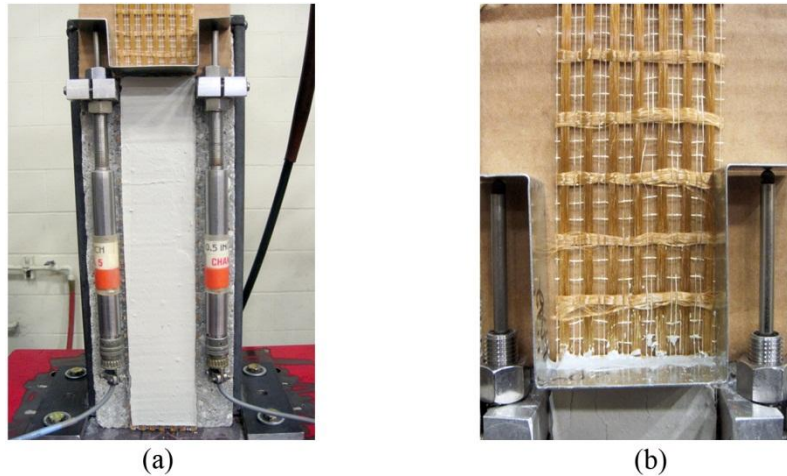


Figura 4-1: sistema composito FRCM (a) e dettaglio delle fibre PBO (b)

Per la posa in opera del sistema composito è stato inizialmente distribuito uno strato di 4 mm di matrice, che costituisce lo strato interno, attraverso un apposito stampo in grado di garantire l'ottenimento della geometria voluta. Un singolo strato di rete PBO è stato applicato direttamente sulla matrice, esercitando una leggera pressione per consentire una adeguata impregnazione delle fibre, le quali sono state lasciate libere al di fuori dell'area attaccata al supporto. I gruppi longitudinali di fibre sono stati posizionati in modo da essere a ridosso dello strato interno di malta. Un secondo strato di malta è stato poi applicato sopra la rete PBO (Figura 4-1). Lo spessore degli strati, 4 mm, è stato scelto in accordo alle specifiche fornite dal produttore del materiale. Due piastre di alluminio, solidali alla testa della macchina di carico, sono state attaccate all'estremo libero della rete attraverso resina epossidica e successivamente tra di loro bullonate, in modo da aumentare la presa durante la prova ed evitare lo scorrimento delle fibre tra i due piatti.

I blocchi di calcestruzzo sono stati vincolati attraverso un telaio in acciaio bullonato alla base della cella di carico. Tra il telaio e la sommità del prisma è stato inserito un piatto, in maniera tale da distribuire in modo uniforme la pressione fornita dal vincolo. L'esecuzione delle prove differisce a seconda del tipo di carico. I carichi applicati staticamente, relativi alle prove quasi-statiche post-fatica e al tratto di precarico delle prove a fatica, sono stati eseguiti in controllo di spostamento, con incremento pari a 0,00084 mm/s. Le prove a fatica sono state eseguite in controllo di forza, con il carico variabile con legge sinusoidale tra i valori P_{min} e P_{max} e frequenza variabile a seconda del tipo di prova. Due trasduttori di spostamento induttivi (LVDT) sono stati montati sulla superficie del calcestruzzo, in prossimità degli estremi della zona incollata del composito.

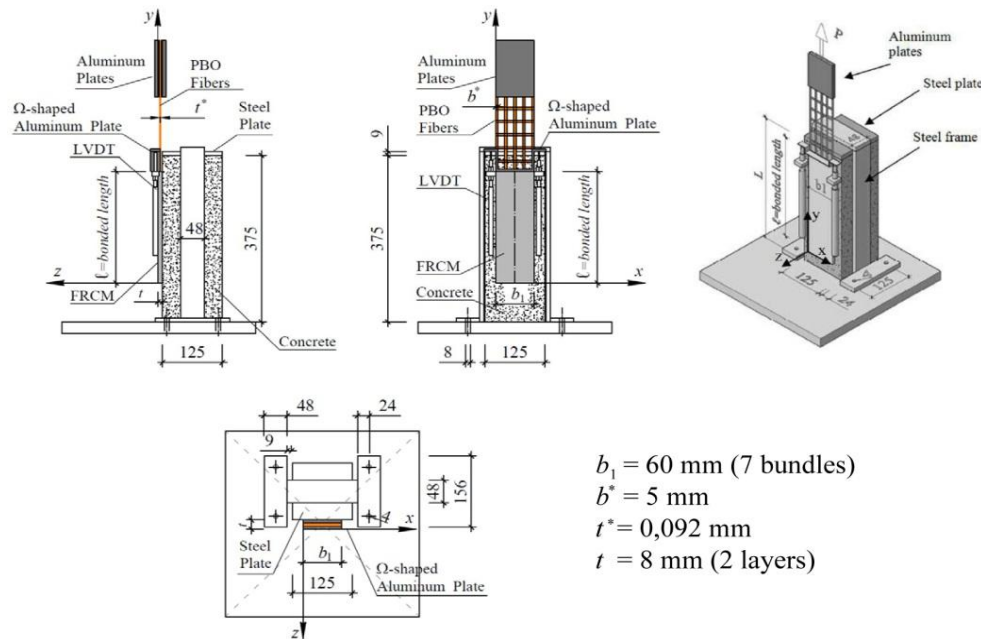


Figura 4-2: configurazione delle prove a fatica [20]

Le punte dei due trasduttori sono state poste in contatto con una sottile lamiera di acciaio sagomata ad omega, incollata alla superficie del gruppo trasversale di fibre posizionato subito all'esterno della striscia di composito, come illustrato in Figura 4-2. Lo scorrimento globale g , definito come valore medio delle misurazioni g_1 e g_2 effettuate dai due LVTD, è stato scelto come parametro di controllo per le prove in controllo di spostamento.

4.2 Proprietà dei materiali

Il calcestruzzo impiegato per la realizzazione dei supporti è a base di cemento Portland, a dosaggio normale, senza aggiunta di additivi. La dimensione massima degli aggregati è di 9,5 mm. Sei provini cilindrici 100x200 mm sono stati prelevati dallo stesso getto di calcestruzzo impiegato per realizzare i supporti. Le resistenze a compressione e trazione medie risultano rispettivamente 42,5 MPa (CoV = 0,013) e 3,4 MPa (CoV = 0,113).

Almeno due provini cilindrici 50x100 mm sono stati prelevati da ogni getto effettuato per realizzare la matrice cementizia del sistema composito. Le resistenze a compressione e trazione medie della matrice risultano, rispettivamente, 28,4 MPa (CoV = 0,092) e 3,5MPa (CoV = 0,231). I valori ottenuti per ogni getto di malta sono vicini tra loro, ad indicare che la matrice è stata preparata in modo coerente tra i diversi getti.

Per determinare le caratteristiche meccaniche della rete di fibre e contestualmente verificare l'efficacia del sistema di trazione, sono state eseguite diciassette prove statiche di trazione sulla rete PBO. Analogamente a quanto fatto per le prove a fatica, la rete è stata incastrata all'interno di due piastre di acciaio, solidali alla testa della cella di carico, tenute insieme da resina epossidica e da una coppia di bulloni. Le prove sono state eseguite su reti di diverse larghezze b_2 , al fine di controllare se il particolare sistema di trazione potesse influenzare la risposta di provini con larghezze diverse. La configurazione di prova adottata per le prove a fatica, infatti, è stata impiegata anche per eseguire prove statiche su provini dello stesso tipo, ma caratterizzati da larghezze differenti.

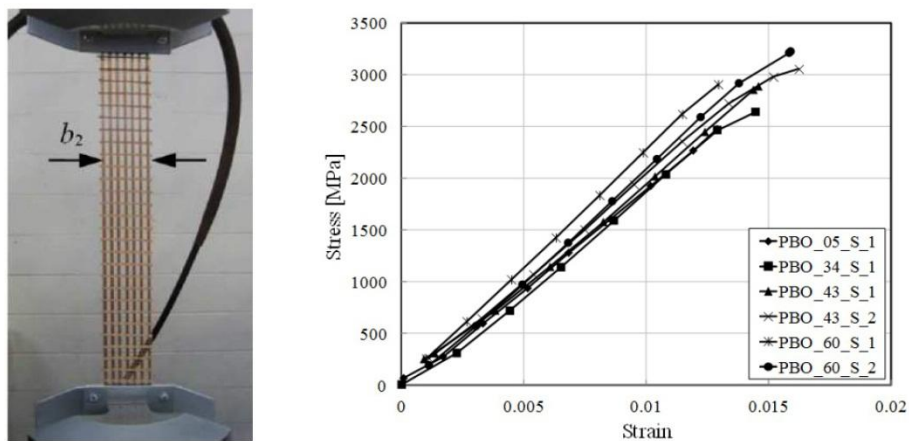


Figura 4-3: Foto della prova a trazione (provino PBO_60_1) e relazioni sforzo-deformazione per alcuni dei provini di fibre PBO [20]

Sul gruppo centrale di fibre longitudinali di alcuni dei provini (otto in totale), sono stati montati alcuni estensimetri. La nomenclatura utilizzata per indicare i provini è del tipo PBO_X_S_Z, dove X è la larghezza b_2 della rete di fibre, S (dove presente) indica la presenza degli estensimetri e Z il numero progressivo dei provini dello stesso tipo.

La tensione di trazione media σ è stata calcolata come rapporto tra il carico totale agente P e l'area totale delle fibre nb^*t^* , dove n è il numero totale di gruppi longitudinali di fibre. La tensione ultima si ottiene in corrispondenza del valore di picco del carico P^* :

$$\sigma = \frac{P}{nb^*t^*} \quad [\text{MPa}]$$

$$\sigma^* = \frac{P^*}{nb^*t^*} \quad [\text{MPa}]$$

Il numero n di gruppi longitudinali di fibre, la larghezza totale b_2 della rete, il carico di rottura P^* , il valore ultimo di tensione σ^* e la sua media σ_{avg}^* , per ogni gruppo di provini, sono riportati in Tabella 4-1.

Tabella 4-1: risultati delle prove di trazione sulle reti di fibre PBO

provino	b_2 [mm]	P^* [kN]	n [fasci]	σ^* [MPa]	σ_{avg}^* [MPa] (CoV)
PBO_5_S_1	5	1,39	1	3020	
PBO_5_S_2	5	1,41	1	3070	2940
PBO_5_S_3	5	1,25	1	2720	(0,065)
PBO_34_1	34	5,52	4	3000	
PBO_34_2	34	5,67	4	3080	3010
PBO_34_3	34	5,41	4	2940	(0,024)
PBO_34_S_1	34	4,70	4	2550	2550
PBO_43_1	43	6,82	5	2970	2940
PBO_43_2	43	6,72	5	2920	(0,010)
PBO_43_S_1	43	7,35	5	3200	3140
PBO_43_S_2	43	7,09	5	3080	(0,025)
PBO_60_1	60	10,64	7	3300	3300
PBO_60_S_1	60	9,85	7	3060	3180
PBO_60_S_2	60	10,65	7	3310	(0,055)
PBO_80_1	80	13,28	9	3210	3010
PBO_80_2	80	11,23	9	5210	(0,087)
PBO_80_3	80	12,82	9	3010	

Le curve sforzo-deformazione dei provini equipaggiati con gli estensimetri sono riportati in Figura 4-3. Le prove PBO_5_S_2 e PBO_5_S_3 non sono presenti nel grafico in quanto si è visto che gli estensimetri erano stati incollati in modo improprio alle fibre, di conseguenza i valori da essi forniti sono stati giudicati inaffidabili.

I valori medi di resistenza a trazione, deformazione ultima e modulo elastico sono, rispettivamente, pari a 3014 MPa (CoV = 0,068), 0,0145 (CoV = 0,104) e 206 GPa (CoV = 0,065). Dai risultati ottenuti non risultano evidenti effetti legati alle diverse larghezze dei provini, pertanto il sistema di trazione delle fibre è stato considerato efficace per eseguire le prove a taglio diretto. I valori di resistenza, deformazione ultima e modulo elastico forniti dal produttore delle fibre PBO sono, rispettivamente, 5800 MPa, 0,025 e 270 GPa. Le resistenze medie ottenute dai test, anche se confrontabili con quelle fornite dal produttore, risultano minori. Questa differenza può essere legata al fatto che il protocollo di prova seguito dal produttore delle fibre differisce da quello qui presentato. Nelle prove a

trazione eseguite dal produttore sono stati posti in trazione singoli gruppi di fibre di larghezza 5 mm, inoltre le fibre venivano sottoposte a una certa torsione prima della prova. Date le differenti metodologie di prova non è stato portato avanti un confronto tra i risultati ottenuti in questo studio e quelli forniti dal produttore delle fibre.

4.3 Considerazioni sulla configurazione della prova

Per studiare il meccanismo di aderenza tra il supporto in calcestruzzo e il sistema composito, FRP o FRCM, possono essere adottate diverse configurazioni di prova.

Al fine di verificare l'efficacia del sistema di rinforzo nell'incremento di resistenza di un elemento strutturale, le prove eseguite su travi di dimensioni reali rappresentano la soluzione più diretta, tuttavia il costo elevato delle apparecchiature rende difficoltoso l'impiego di questo metodo. In queste prove, inoltre, lo studio del comportamento dell'interfaccia è reso più complicato dalla presenza di numerosi meccanismi di resistenza, quali la ripartizione del carico tra l'armatura di rinforzo della trave e il sistema applicato esternamente, insieme al fatto che il quadro fessurativo, che influenza in modo importante il comportamento globale dell'elemento strutturale, è di difficile previsione.

Per questi motivi, Täljsten [38], Bizindavyi e Neal [6] sono stati tra i primi ad impiegare come metodo di prova quelle a taglio diretto, in particolare quelle in cui il sistema di rinforzo è applicato da un solo lato (Figura 4-4). Durante questo tipo di prova l'eccentricità tra la striscia di composito e il prisma di calcestruzzo genera un momento flettente che può influenzare i risultati. Alcuni autori hanno approfondito l'effetto di questo contributo flettente, arrivando alla conclusione che esso risulta trascurabile per le lunghezze di aderenza solitamente adottate. Nonostante ciò alcuni ricercatori hanno preferito adottare una configurazione differente, in cui due strisce di rinforzo vengono applicate su due facce opposte del blocco in calcestruzzo, che risultano caricate simmetricamente e senza eccentricità. In alcuni casi in questo tipo di prova sono presenti due prismi in calcestruzzo, tenuti insieme dalle due strisce di composito e sottoposti a trazione. Una terza possibilità è quella di impiegare provini costituiti da travi in scala ridotta, sottoposte a flessione. Il composito è applicato sulla faccia corrispondente alla zona tesa della trave, sulla quale viene praticata una discontinuità tale da dar luogo al distacco in corrispondenza di una specifica sezione trasversale.

La discussione su quale configurazione sia la più adatta per identificare in modo compiuto le caratteristiche di comportamento dell'interfaccia non è ancora conclusa, tuttavia è generalmente riconosciuto che la prova a taglio diretto consente di ottenere buoni risultati relativamente allo studio del distacco della striscia di composito dal supporto in calcestruzzo, almeno nel caso di prove quasi-statiche. Inoltre, le soluzioni che fanno uso di travi in scala ridotta sono discutibili, in quanto nell'impiego di questi provini entrano in gioco meccanismi di resistenza diversi rispetto al caso delle travi di dimensioni reali, ad esempio l'attrito, che non può essere trascurato.

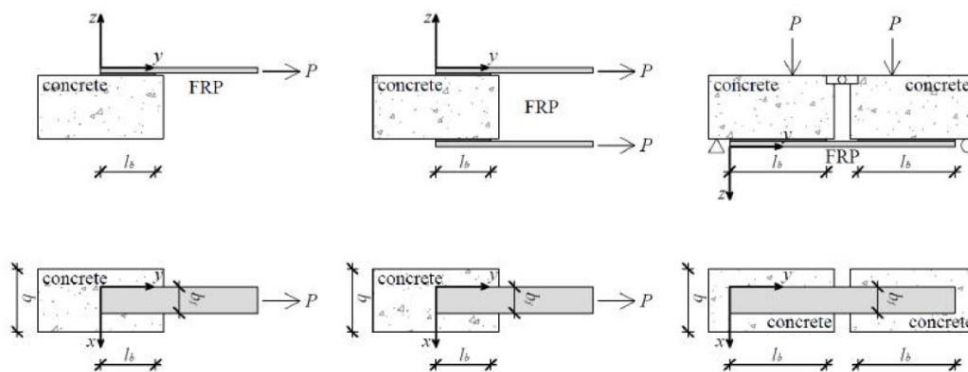


Figura 4-4: configurazioni di prova per la valutazione della resistenza tra calcestruzzo e FRCM o FRP [20]

4.4 Database delle prove

Il campione sperimentale è costituito quindici provini di uguali caratteristiche geometriche. I parametri che sono stati fatti variare sono relativi alle caratteristiche del carico ciclico agente, ovvero frequenza, ampiezza totale dell'intervallo di carico e valore medio dell'intervallo.

La nomenclatura adottata segue la forma DSF_K_X-Y_Z, dove K rappresenta il valore della frequenza f [Hz] del carico (può valere 1 Hz, 3 Hz o 5 Hz), X il carico minimo P_{min} , Y il carico massimo P_{max} , entrambi espressi come percentuale della capacità statica media assunta per provini della stessa geometria, infine Z rappresenta il numero progressivo del provino. La sigla DSF ha il significato di prova di taglio diretto a fatica (*Direct Shear Fatigue*).

In alcuni casi il provino è giunto a rottura durante la prova, raggiungendo quindi la propria vita a fatica. Per altri provini la prova è stata interrotta prima della rottura, di conseguenza per questi è stata eseguita una prova monotona quasi-statica per indagare la

risposta dell'interfaccia in seguito al carico a fatica, confrontando i risultati ottenuti con quelli relativi a provini dello stesso tipo sottoposti a prove di tipo quasi-statico. La Tabella 4-2 riporta un elenco delle prove eseguite, insieme alle caratteristiche principali del carico a fatica.

Tabella 4-2: database dei provini analizzati

provino	f [Hz]	$P_{min} - P_{max}$ [%]	N [cicli]	rottura
DSF_1_20-50_1	1	20 – 50	23551	
DSF_1_20-50_2	1	20 – 50	26332	
DSF_1_20-65_1	1	20 – 65	9152	✓
DSF_1_20-65_2	1	20 – 65	25171	
DSF_1_35-65_1	1	35 – 65	38048	
DSF_3_20-50_1	3	20 – 50	124321	
DSF_3_20-50_2	3	20 – 50	117822	
DSF_3_20-65_1	3	20 – 65	55844	✓
DSF_3_20-65_2	3	20 – 65	67544	✓
DSF_3_35-65_1	3	35 – 65	120207	
DSF_5_20-50_1	5	20 – 50	204484	
DSF_5_20-50_2	5	20 – 50	803859	✓
DSF_5_20-65_1	5	20 – 65	61547	✓
DSF_5_35-65_1	5	35 – 65	134623	✓
DSF_5_35-65_2	5	35 – 65	400444	✓

5. Analisi dei dati

Verranno di seguito analizzati i risultati dell'indagine sperimentale presentata nel corso del precedente capitolo. I confronti riportati mirano ad individuare l'influenza svolta dai parametri variabili del carico (frequenza, intervallo totale e valore medio).

5.1 Controllo dell'uniformità del carico

A causa delle caratteristiche dei materiali impiegati, in particolare della malta, possono nascere dei problemi nella corretta impregnazione delle fibre. Le discontinuità che si generano, di entità e dimensioni superiori rispetto a quelle che caratterizzano i compositi a matrice organica, danno origine ad una distribuzione del carico disuniforme tra i vari gruppi di fibre. Ricordando che la rete di PBO, nel senso longitudinale, è formata da fasci isolati di fibre di larghezza $b^* = 5$ mm, si riconosce che la differente impregnazione dei vari gruppi comporta una loro diversa risposta meccanica [21]. Alcuni di questi sono più rigidi di altri, dando luogo a uno spostamento minore.

Una misura dell'entità di questo fenomeno è ottenibile confrontando gli spostamenti misurati dai due LVDT. In particolare, a valori diversi degli spostamenti misurati dai due trasduttori corrisponde la rotazione della lamina sagomata, sulla quale fanno contatto le punte degli strumenti. L'entità della rotazione può essere assunta come parametro di controllo dell'uniformità del carico, da confrontarsi con un valore di riferimento [21].

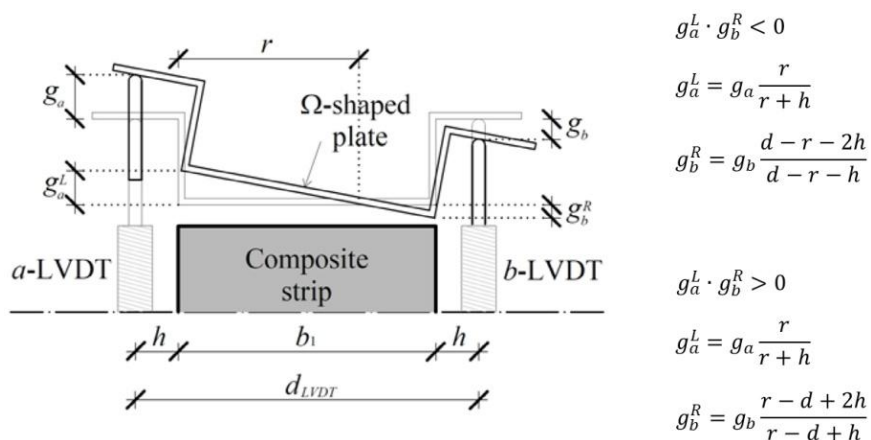


Figura 5-1: posizione dei due LVDT [20]

Il calcolo delle componenti di spostamento g_a^L e g_b^R agli estremi della striscia di composito (Figura 5-1) è stato automatizzato attraverso l'implementazione di una subroutine in ambiente Matlab. Il parametro assunto come riferimento per il controllo della rotazione, come detto, è il valore assoluto della differenza tra i due spostamenti:

$$\Delta = |g_a^L - g_b^R|$$

Come riferimento sono stati presi gli spostamenti $s_m = 0,18$ mm e $s_f = 1,51$ mm, ottenuti dall'analisi delle prove effettuate durante lo studio sperimentale del comportamento statico del sistema PBO-FRCM [20]. I due valori sono stati ottenuti dalle curve $\tau - s$: il primo è la media degli scorrimenti associati alle tensioni di picco delle singole curve, mentre il secondo è la media degli scorrimenti misurati in corrispondenza del completo distacco del sistema. Nel caso delle prove statiche l'obiettivo era quello di verificare che, se in corrispondenza del carico statico P^* dell'interfaccia uno dei due fasci esterni risultava vincolato al supporto per una lunghezza l_{eff} , anche il fascio sul lato opposto della striscia di composito era vincolato per una quantità non inferiore a l_{eff} . Il soddisfacimento di questo criterio assicurava che il carico fosse uniformemente distribuito tra i diversi gruppi di fibre, i quali fornivano quindi una risposta meccanica comparabile.

Nel caso delle prove a fatica effettuate in questo lavoro sperimentale è stato scelto di eseguire il controllo della rotazione in corrispondenza di alcuni punti prestabiliti della vita a fatica di ciascun provino, misurata dal numero di cicli N . In particolare, per ogni provino è stato effettuato il controllo della rotazione per $N = 500, 1000, 2000, 5000$ e 10000 .

In Figura 5-2 sono riportati i grafici $P-g$ relativi ai provini DSF_1_20-50_1 e DSF_1_20-65_1, per $N = 1000$.

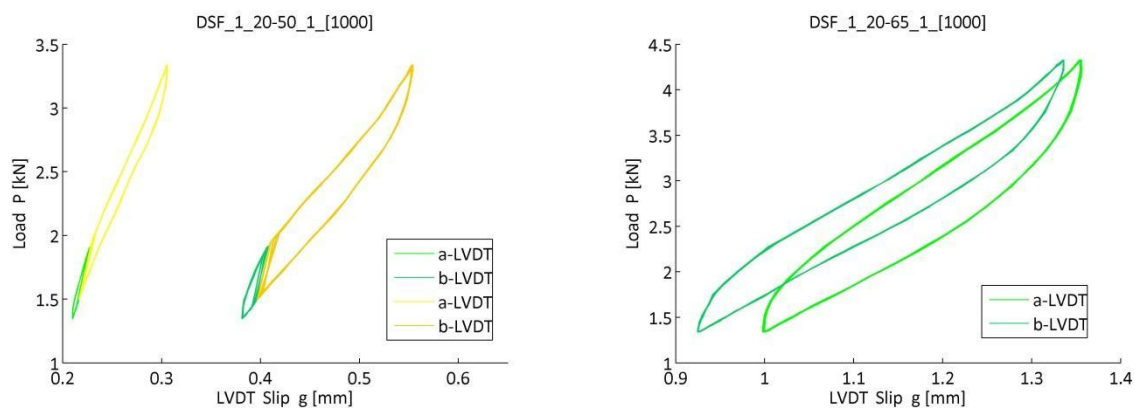


Figura 5-2: grafico $P-g$ per la prova DSF_1_20-50_1

Nei grafici, il colore verde indica il rispetto della condizione $\Delta < s_m$, il colore giallo quello della condizione (meno restrittiva) $\Delta < s_f$. La condizione $\Delta > s_f$, qualora presente, è rappresentata attraverso il colore rosso. La Tabella 5-1(a) riporta i risultati del controllo effettuato per le prove a fatica, relativamente ai cicli considerati.

Tabella 5-1: controllo dell'uniformità del carico applicato; (a) prove a fatica: ● $\Delta < s_m$, ● $\Delta < s_f$, ● $\Delta > s_f$; (b) prove quasi-statiche: ● $\Delta < s_f \forall g$ t.c. $g < g(P^*)$, ● $\Delta > s_f$ per $g < g(P^*)$

provino	(a) prove a fatica						(b) prove quasi-statiche	
	500	1000	2000	5000	10000	uniformità	criterio	uniformità
DSF_1_20-50_1	●●	●●	●	●	●	✓	●	✗
DSF_1_20-50_2	●	●	●	●	●	✓	●	✓
DSF_1_20-65_1	●	●	●●	●	-	✓	-	-
DSF_1_20-65_2	●	●	●	●	●	✓	●	✓
DSF_1_35-65_1	●	●	●	●	●	✓	●	✓
DSF_3_20-50_1	●	●	●	●	●	✓	●	✓
DSF_3_20-50_2	●	●	●	●	●	✓	●	✗
DSF_3_20-65_1	●	●	●	●	●	✓	-	-
DSF_3_20-65_2	●	●	●	●	●	✓	-	-
DSF_3_35-65_1	●	●	●	●	●	✓	●	✗
DSF_5_20-50_1	●	●	●	●	●●	✓	●	✓
DSF_5_20-50_2	●	●	●	●	●	✓	-	-
DSF_5_20-65_1	●●	●●	●	●	●	✓	-	-
DSF_5_35-65_1	●	●	●	●	●	✓	-	-
DSF_5_35-65_2	●	●	●	●	●	✓	-	-

Lo stesso tipo di confronto è stato effettuato per i provini sottoposti a prove quasi-statiche post-fatica. In Figura 5-3 è riportato il grafico prodotto dalla subroutine per la prova DSF_1_20-65_2, nel quale i colori hanno lo stesso significato assunto nel caso delle prove a fatica. I risultati ottenuti per ciascuna prova sono riportati in Tabella 5-1(b). In questo caso, l'uniformità del carico è legata alla condizione $\Delta < s_f \forall g$ t.c. $g < g(P^*)$.

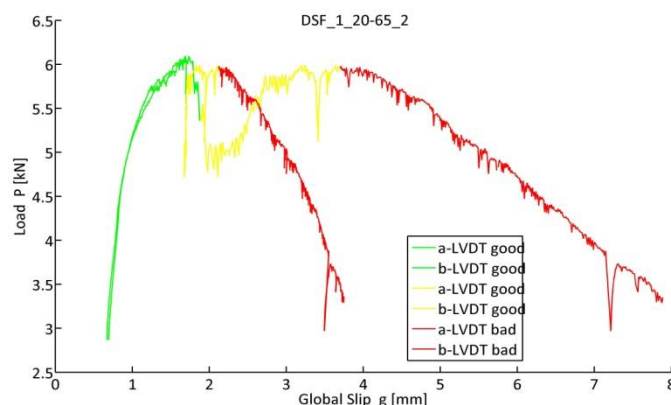


Figura 5-3: curva P - g per la prova post-fatica DFS_1_20-65_2 (carico uniforme); ● $\Delta < s_m$, ● $\Delta < s_f$, ● $\Delta > s_f$

5.2 Risposta carico-spostamento nelle prove a fatica

La risposta carico applicato-scorrimento globale di ciascun provino è stata rappresentata in corrispondenza degli stessi gruppi di cicli, al fine di poter individuare un comportamento generale del materiale, associato ai diversi valori assunti dai parametri del carico (frequenza, ampiezza e valore medio).

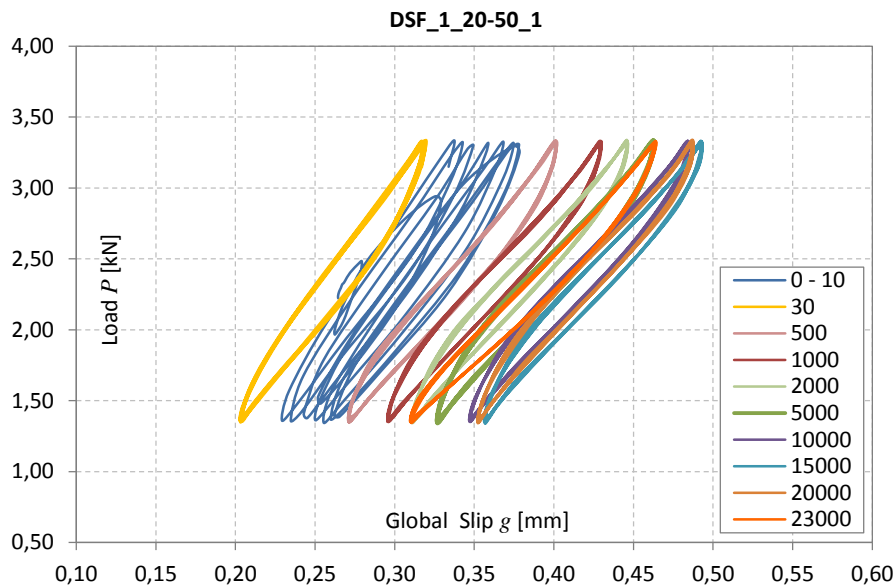


Figura 5-4: risposta P - g della prova DSF_1_20-50_1

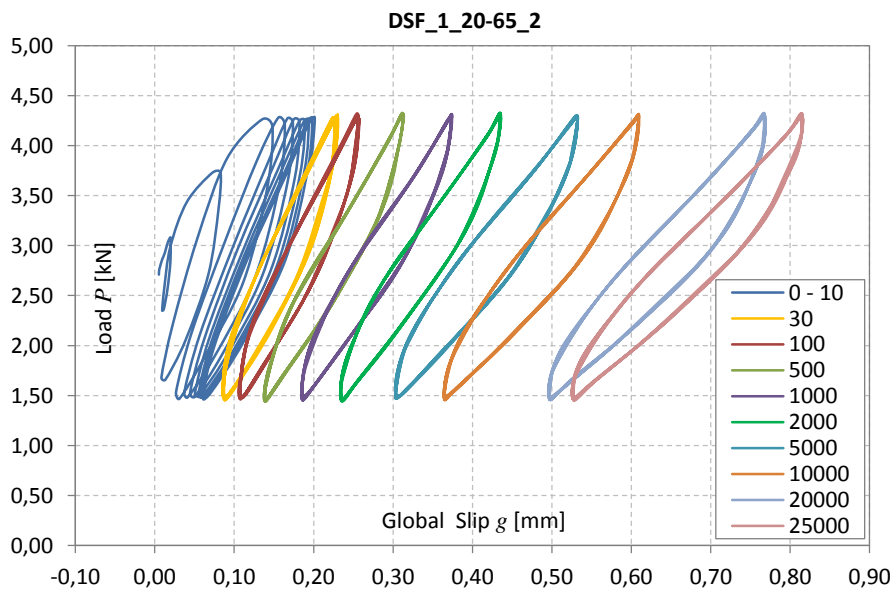


Figura 5-5: risposta P - g della prova DSF_1_20-65_2

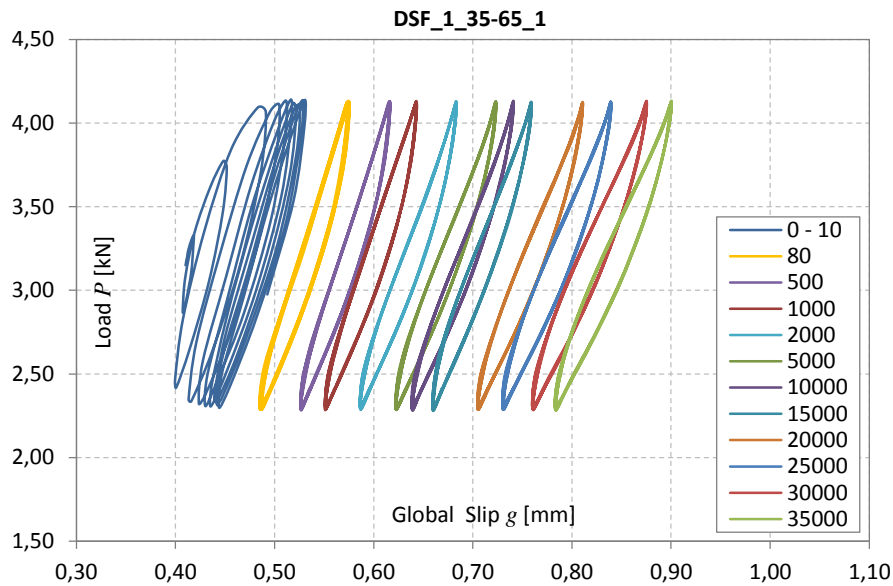


Figura 5-6: Risposta P - g prova DSF_1_35-65_1

I grafici di Figura 5-4, Figura 5-5 e Figura 5-6 riportano le risposte dei provini DSF_1_20-50_1, DSF_1_20-65_2 e DSF_1_35-65_1, considerati sufficientemente rappresentativi. Ogni ciclo presente nei grafici, in realtà, è la rappresentazione di un gruppo di dieci cicli di carico. Si nota che la risposta di ciascun gruppo è caratterizzata dalla presenza di un fenomeno isteretico, associato ad una certa dissipazione di energia all'interfaccia tra fibre e matrice. I due rami del ciclo, ascendente e discendente, seguono un andamento approssimativamente sinusoidale. Il primo tratto dei due rami è concavo, mentre la seconda parte diventa convessa. Il punto di flesso della curva ha ordinata leggermente superiore al valore medio dell'intervallo di carico. L'area racchiusa dai cicli di isteresi risulta visibilmente maggiore per la prova DSF_1_20-65_2, indicando che l'energia dissipata cresce per escursioni di carico più estese.

Qualitativamente si osserva che per la prova DSF_1_20-65_2 la pendenza media dei cicli decresce con il progredire della vita a fatica del provino (numero di cicli). Questo comportamento è visibile anche nella prova DSF_1_35-65_1, anche se risulta sensibilmente meno marcato rispetto al caso precedente. La pendenza, essendo valutata come rapporto tra ΔP e Δg , fornisce una misura della rigidità media del provino [9]. Si intuisce che l'estensione dell'intervallo di carico influisce in modo sensibile sul degrado dell'interfaccia tra fibre e matrice. Nei paragrafi successivi questo aspetto della risposta verrà analizzato nel dettaglio e confrontato tra tutti i provini.

5.3 Valutazione dello scorrimento globale

Per identificare alcune caratteristiche generali di comportamento risulta utile confrontare gli spostamenti medi g in corrispondenza degli estremi dell'intervallo di carico con il numero di ciclo associato. In questo modo restano definite delle spezzate che identificano l'andamento medio degli spostamenti nel corso della vita a fatica del provino [42]. Le linee tratteggiate sono state impiegate per i provini giunti a rottura durante la prova. Per questi è possibile ragionare in termini di vita totale a fatica.

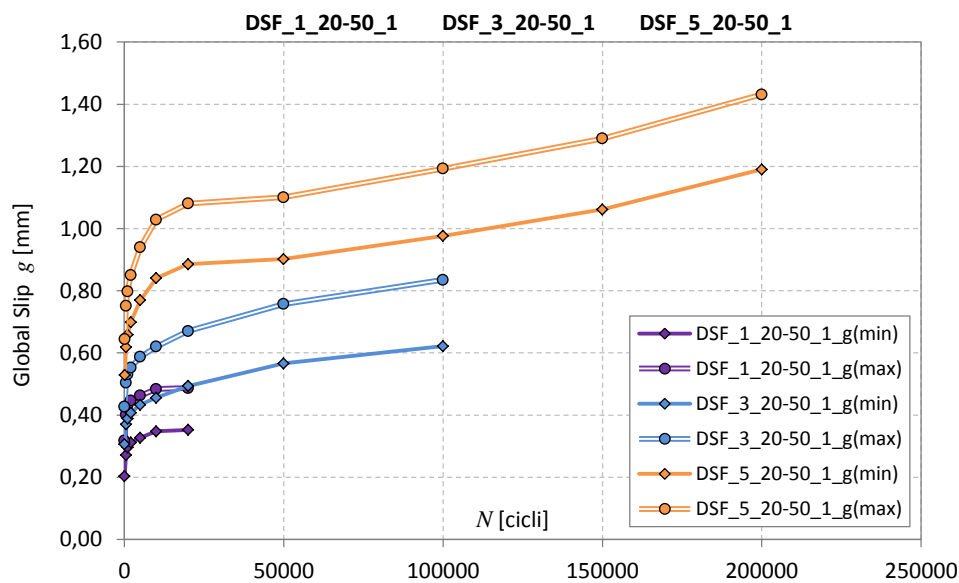


Figura 5-7: scorrimento globale g - numero di cicli N ($\Delta P = 20-50\%$)

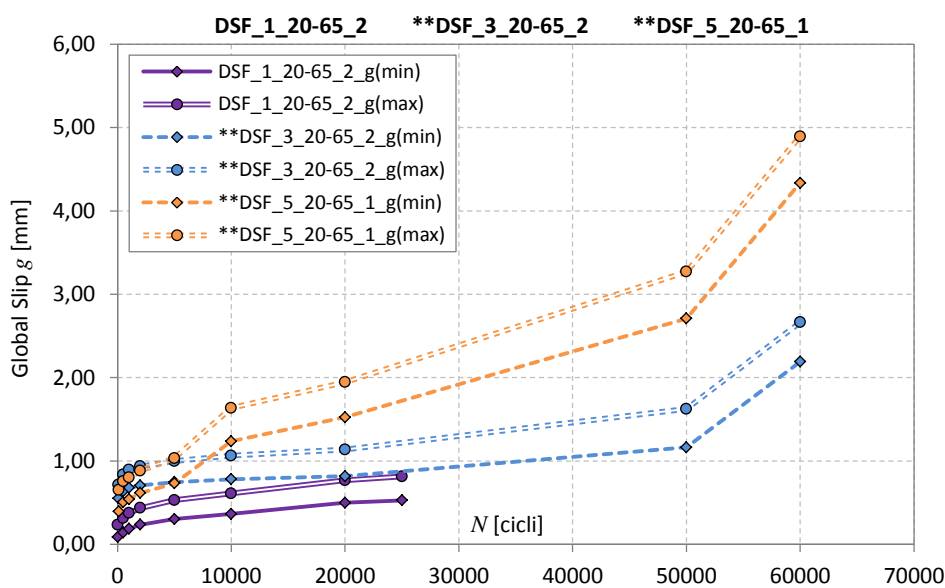


Figura 5-8: scorrimento globale g - numero di cicli N ($\Delta P = 20-65\%$)

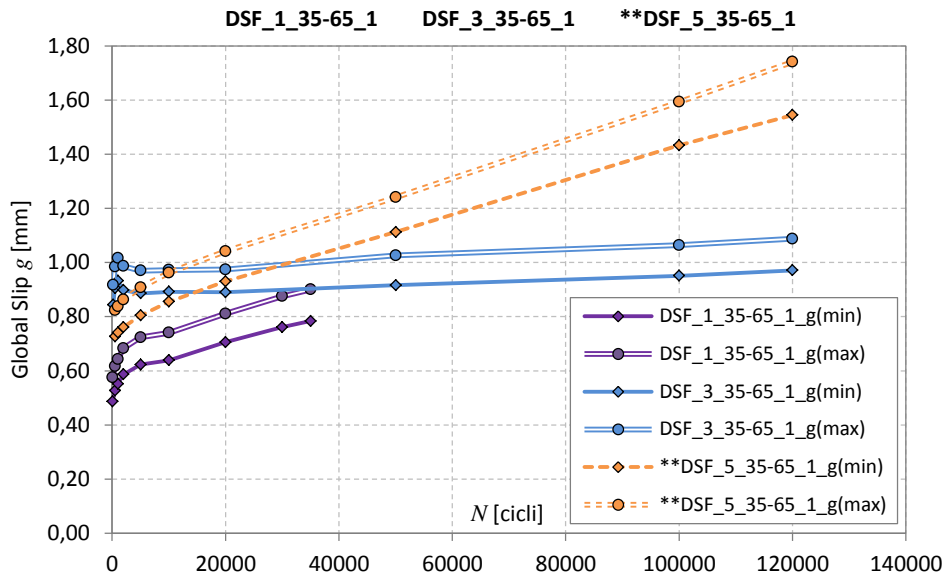


Figura 5-9: scorrimento globale g - numero di cicli N ($\Delta P = 35-65$)

Dai grafici riportati in Figura 5-7, Figura 5-8 e Figura 5-9, si osserva che, per una fissata estensione dell'intervallo di carico, la frequenza influenza in modo significativo lo scorrimento globale delle fibre. In particolare, per una frequenza pari a 5 Hz, la crescita dello spostamento medio misurato dai due LVDT è più marcata, probabilmente a causa del fatto che la maggiore velocità di applicazione del carico comporta un più rapido degrado dell'interfaccia tra fibre e matrice. Le fibre, che rispondono rigidamente alla sollecitazione applicata, scorrono all'interno della matrice. Questa, a causa della elevata velocità degli scorrimenti, non è in grado di assecondarne il movimento e di conseguenza si danneggia in modo molto più sensibile rispetto ai casi in cui il carico è applicato più lentamente. Nel caso dei provini con intervallo 20-65% del carico statico massimo, si nota che le curve relative allo spostamento associato al valore P_{max} tendono ad allontanarsi da quelle associate a P_{min} in modo leggermente più marcato rispetto ai casi degli intervalli 20-50% e 35-65%, nei quali invece le curve risultano approssimativamente parallele. Questo è in accordo con quanto detto in precedenza riguardo il degrado dall'interfaccia, che risulta più elevato nel caso di maggiore estensione del carico.

In Figura 5-10 sono riportati insieme i risultati di tutte le prove con intervallo di carico 20-50%, in relazione agli spostamenti medi associati al valore minimo del carico. Le curve sembrano confermare le suddette osservazioni. Qualche discordanza si trova considerando l'insieme dei provini con carico compreso nell'intervallo 20-65%. In questo caso, infatti, la

prova DSF_1_20-65_1 mostra spostamenti significativamente superiori rispetto agli altri provini, già per i primi cicli di carico. È importante ricordare che la crisi di questo provino ha avuto luogo dopo soltanto 9152 cicli, contrariamente a quanto si è verificato con le altre prove giunte a rottura, che hanno raggiunto un numero di cicli totali ben più elevato. Questo fatto porta a pensare che il provino DSF_1_20-65_1 fosse caratterizzato da difetti legati alla preparazione del sistema composito, i quali hanno successivamente penalizzato il comportamento a fatica.

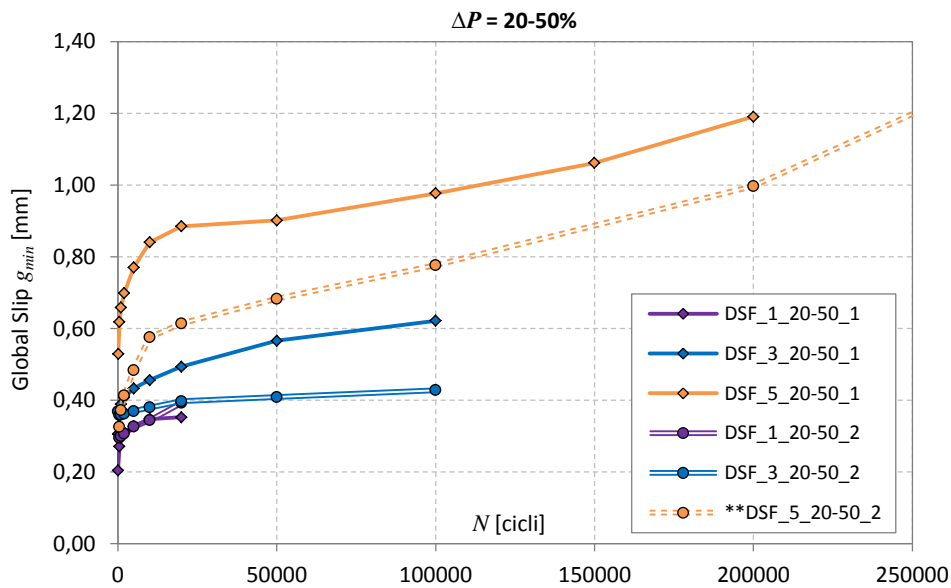


Figura 5-10: scorrimento globale g - numero di cicli N ($\Delta P = 20-50\%$)

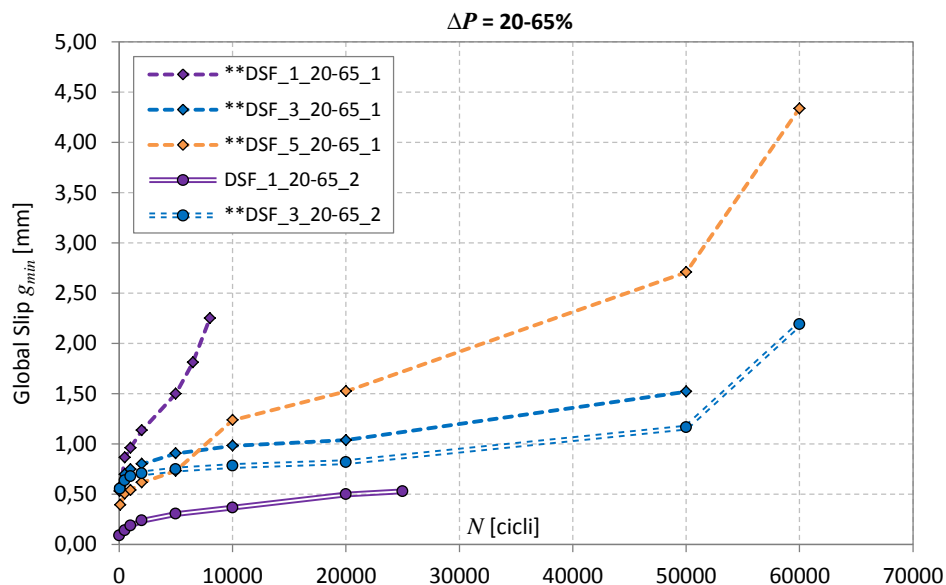


Figura 5-11: scorrimento globale g - numero di cicli N ($\Delta P = 20-65\%$)

In un secondo tipo di confronto viene assunto come parametro fisso il valore della frequenza del carico, mentre l'estensione dell'intervallo di carico è fatta variare.

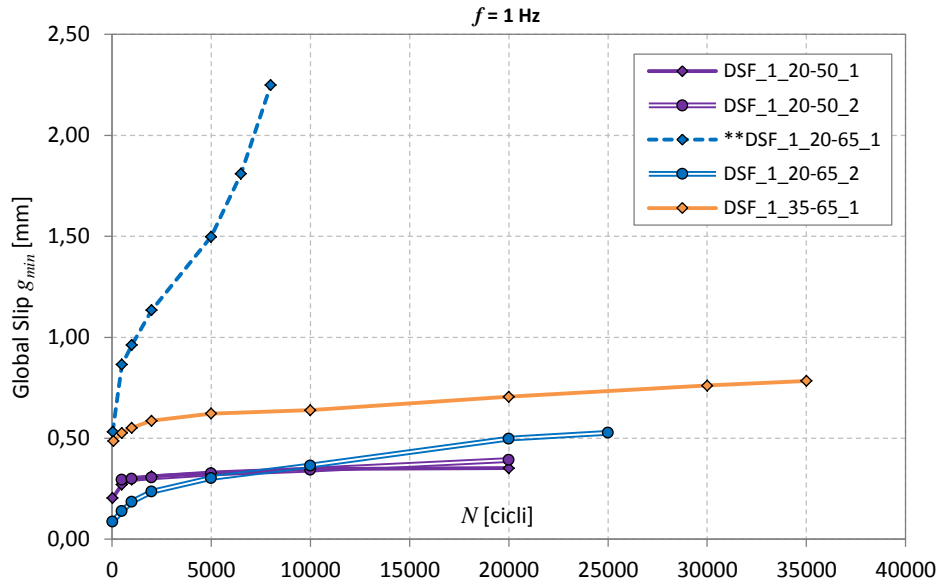


Figura 5-12: scorrimento globale g - numero di cicli N , frequenza 1 Hz

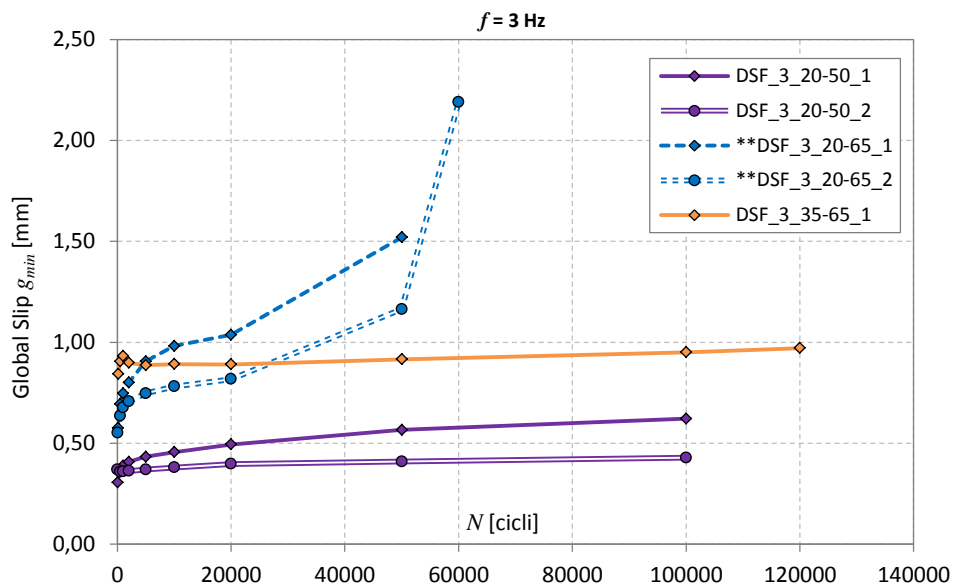


Figura 5-13: scorrimento globale g - numero di cicli N , frequenza 3 Hz

In questo caso l'andamento dello scorrimento globale non presenta particolari singolarità. Si osserva che, per frequenze pari a 1 Hz e 3 Hz, i provini sottoposti a carico compreso tra il 20% e il 65% del carico statico massimo dell'interfaccia mostrano uno scorrimento medio che, dopo un primo rapido incremento, tende a crescere con continuità

nel resto della vita del provino, a differenza dei casi 20-50% e 35-65%, in cui lo spostamento pare stabilizzarsi intorno ad un valore costante. Per la frequenza $f = 5$ Hz, invece, la tendenza di tutti i provini è quella di incrementare lo scorrimento durante tutta la vita a fatica. Nel caso del provino 20-65% gli spostamenti assumono valori decisamente più elevati rispetto agli altri.

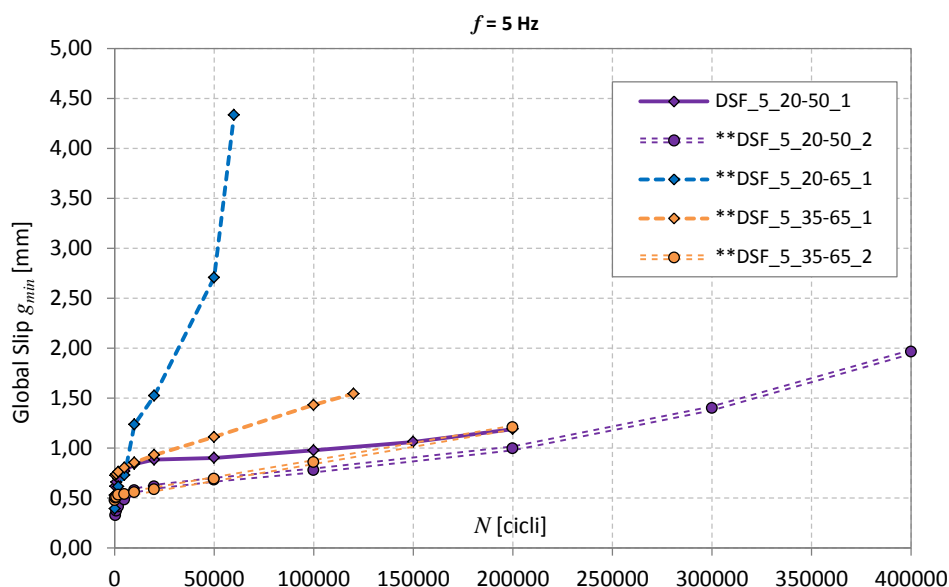


Figura 5-14: scorrimento globale g - numero di cicli N , frequenza 5 Hz

5.4 Valutazione della rigidezza di interfaccia

Come accennato al paragrafo 5.2, osservando le risposte $P-g$ delle prove si osserva una variazione della pendenza media dei cicli con il progredire del loro numero totale; in quasi tutti i casi essa tende a diminuire, anche se la velocità di riduzione è variabile con l'estensione dell'intervallo di carico.

La riduzione della pendenza indica un progressivo degrado delle caratteristiche meccaniche dell'interfaccia tra fibre e matrice, dovuta al continuo scorrimento che si verifica per effetto del carico ciclico [9]. È importante tenere presente che in questo tipo di compositi la matrice è di tipo inorganico, costituita da materiale granulare. La presenza di materiale inerte, anche se di piccole dimensioni (sabbia), influisce in modo sensibile sul degrado dell'interfaccia e può causare il danneggiamento delle fibre. Come si vedrà in seguito, la rottura dei provini è caratterizzata dal danneggiamento macroscopico del rinforzo fibroso in prossimità dell'estremo caricato.

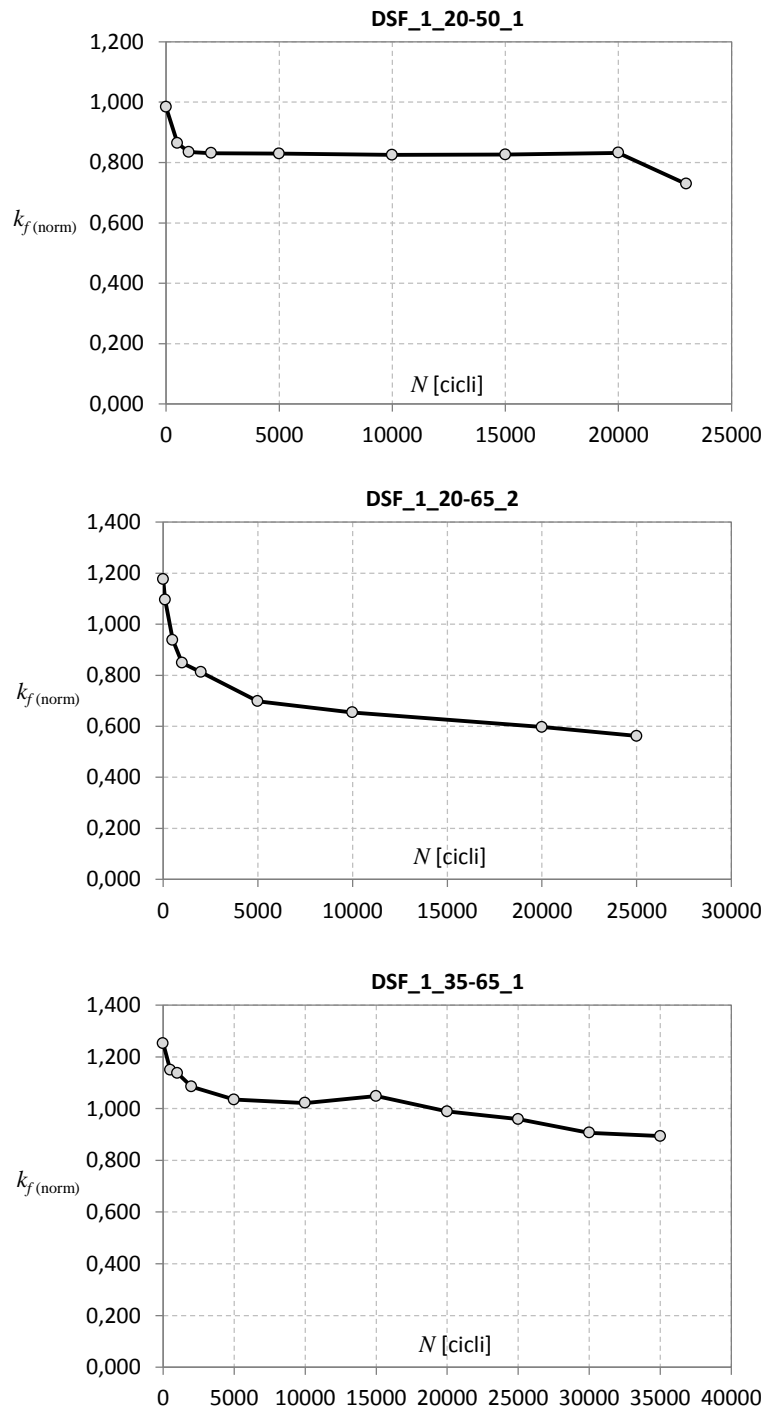


Figura 5-15: rigidezza normalizzata $k_{f, norm}$ - numero di cicli N , prove DSF_1_20-50_1, DSF_1_20-65_2 e DSF_1_35-65_1

Nei grafici di Figura 5-15 sono stati diagrammati i valori di rigidezza $k_{f, norm}$, in relazione al numero totale di cicli N , per tre prove con frequenza $f = 1$ Hz, considerate sufficientemente rappresentative nel descrivere il comportamento riscontrato nella maggior parte dei provini.

La rigidezza è stata determinata calcolando la pendenza media dei cicli di isteresi:

$$k_f = \frac{\Delta P}{\Delta g} = \frac{(P_{max} - P_{min})}{(g_{P_{max}} - g_{P_{min}})} \quad [\text{kN/mm}]$$

I valori così ottenuti sono stati normalizzati rispetto ad un valore costante di rigidezza. Il motivo di tale scelta è legato alla forte variabilità delle risposte meccaniche delle interfacce tra i diversi provini. La rigidezza iniziale di interfaccia, infatti, dipende fortemente dalla posa in opera del sistema, poiché variazioni minime e involontarie dell'esecuzione si ripercuotono sulla risposta del sistema (pressione esercitata sulla rete di fibre, applicazione dello strato superiore di matrice, ecc.), soprattutto nella fase iniziale della vita a fatica, in cui i materiali presentano una fase di assestamento.

Il valore costante assunto per normalizzare le rigidezze è stato ricavato dai risultati delle prove statiche eseguite nell'ambito dello studio sperimentale presentato al paragrafo 3.2, con riferimento ai soli provini aventi le medesime caratteristiche geometriche di quelli qui analizzati. Considerando solamente il tratto lineare (elastico) delle risposte statiche dei provini, il valore medio di rigidezza ottenuto equivale a $\bar{k}_{f,static} = 17,85 \text{ kN/mm}$. La rigidezza normalizzata è quindi definita come rapporto adimensionale:

$$k_{f,norm} = \frac{k_f}{\bar{k}_{f,static}}$$

Dai grafici di Figura 5-15 si nota che per i tre provini il degrado dell'interfaccia è molto marcato nel corso dei primi 2000 cicli, segnale del fatto che inizialmente i materiali necessitano di una fase di assestamento, accompagnata da perdita di rigidezza. Nella parte restante dei cicli il comportamento dei provini mostra alcune differenze. In particolare, la prova in cui $\Delta P = 20-65\%$ è caratterizzata da una costante riduzione della rigidezza, quindi non si verifica mai una stabilizzazione della risposta dell'interfaccia, cosa che peraltro accade nei casi con $\Delta P = 20-50\%$ e $\Delta P = 35-65\%$, anche se con lievi differenze tra i due.

Anche in questo caso sono stati eseguiti confronti tra le diverse prove, fissando di volta in volta uno dei parametri variabili del carico (frequenza ed estensione dell'intervallo).

I risultati relativi a valori costanti della frequenza sono presentati nei grafici di Figura 5-16. Analizzando la prova con $f = 1 \text{ Hz}$ si nota che, per una determinata estensione dell'intervallo di carico, il valore medio di questo influisce in modo trascurabile sulla velocità di degrado dell'interfaccia. Le curve relative alle prove con estensione 20-50% e

35-65%, infatti, sono sostanzialmente parallele. Diverso è il caso delle curve relative all'escursione 20-65%, che si discostano maggiormente dalle altre, mettendo in luce la maggiore influenza svolta dall'entità dell'estensione del carico.

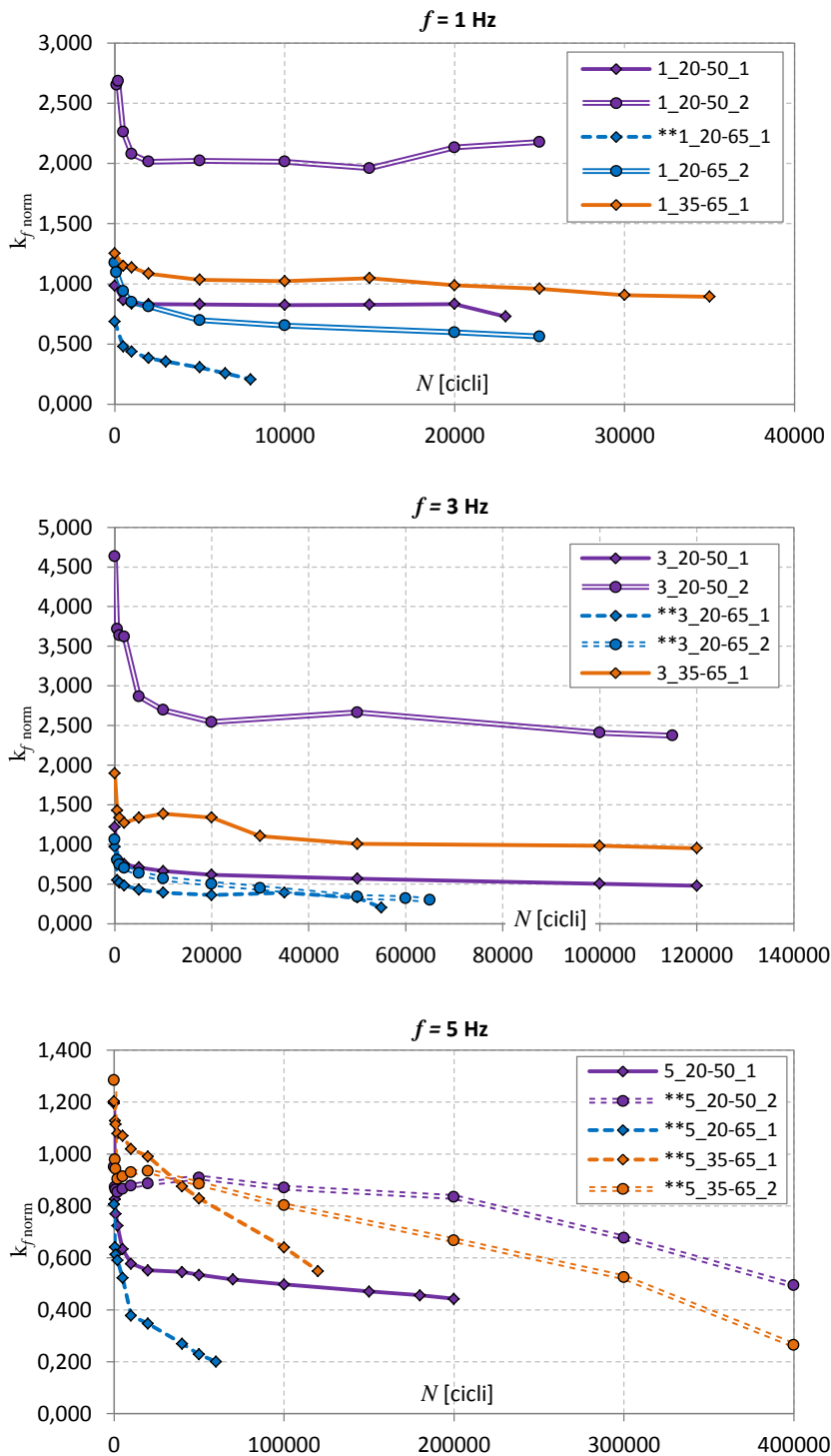


Figura 5-16: rigidità normalizzata $k_{f, \text{norm}}$ – numero di cicli N , valori fissati della frequenza.

Lo stesso tipo di comportamento si riscontra anche per le prove con frequenze di 3 Hz e 5 Hz. Nella quasi totalità dei casi i provini soggetti all'intervallo $\Delta P = 20-65\%$ mostrano un degrado dell'interfaccia più marcato e più rapido.

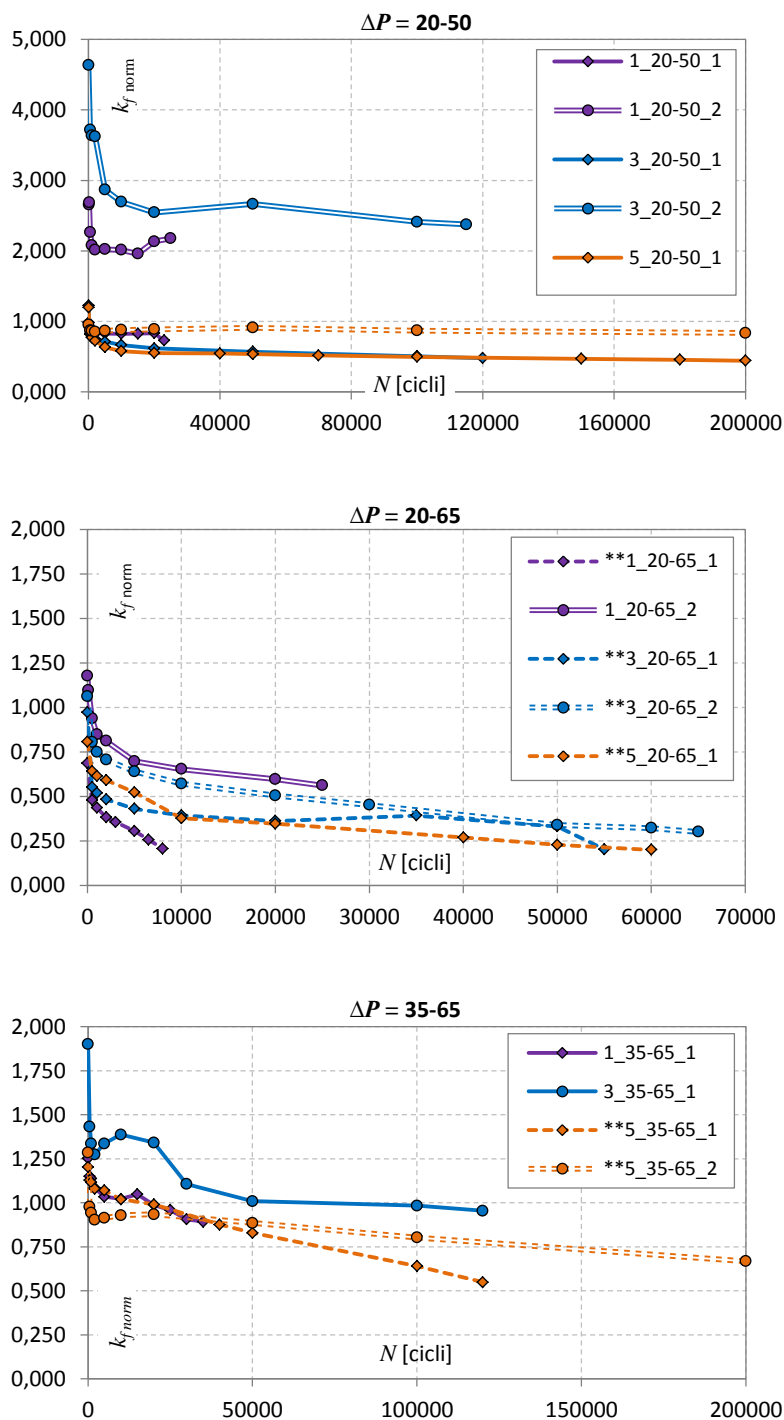


Figura 5-17: rigidezza normalizzata $k_{f, norm}$ - numero di cicli N , valori fissati dell'ampiezza di carico

In Figura 5-17 i grafici raggruppano le prove per valori costanti dell'intervallo di carico. Le spezzate sono tendenzialmente parallele, evidenziando che la frequenza del carico è un fattore poco determinante nel degrado della rigidezza, soprattutto rispetto all'estensione totale del carico, come visto in Figura 5-16.

5.5 Valutazione dell'energia dissipata nei cicli di isteresi

L'area racchiusa dai cicli di isteresi rappresenta l'energia dissipata dall'interfaccia [9]. Anche di questa grandezza si vuole conoscere l'andamento durante il corso della prova, per stabilire se esiste qualche relazione con i parametri variabili del carico.

Da un punto di vista microscopico (presenza di difetti nell'interfaccia) le caratteristiche di ciascun provino sono peculiari, pertanto la risposta nel corso dei primi cicli è fortemente variabile da prova a prova, come già visto al paragrafo 5.5. Per questo motivo è stato scelto di normalizzare l'area dei cicli rispetto ad un valore di riferimento, assunto pari al valore dell'area in corrispondenza del cinquecentesimo ciclo. In corrispondenza di questo ciclo, infatti, tutti i provini presentano curve sufficientemente stabilizzate. Considerando, ad esempio, la prova DSF_1_20-50_1 (Figura 5-18), si nota che nella fase iniziale le curve sono particolarmente disperse, mentre successivamente tendono a compattarsi. I materiali, come visto in precedenza, presentano una fase iniziale di assestamento.

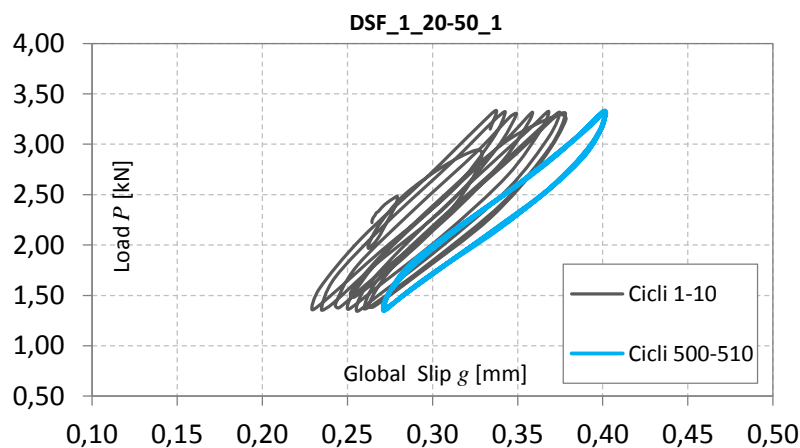


Figura 5-18: confronto tra i gruppi di cicli 1-10 e 500-510, prova DSF_1_20-50_1

Dal momento che la scelta del ciclo di riferimento non è univoca per tutti i provini, è stato scelto di assumere per tutti il ciclo 500, essendo questo il primo valore per il quale tutti i provini mostrano di aver raggiunto stabilità nella risposta meccanica.

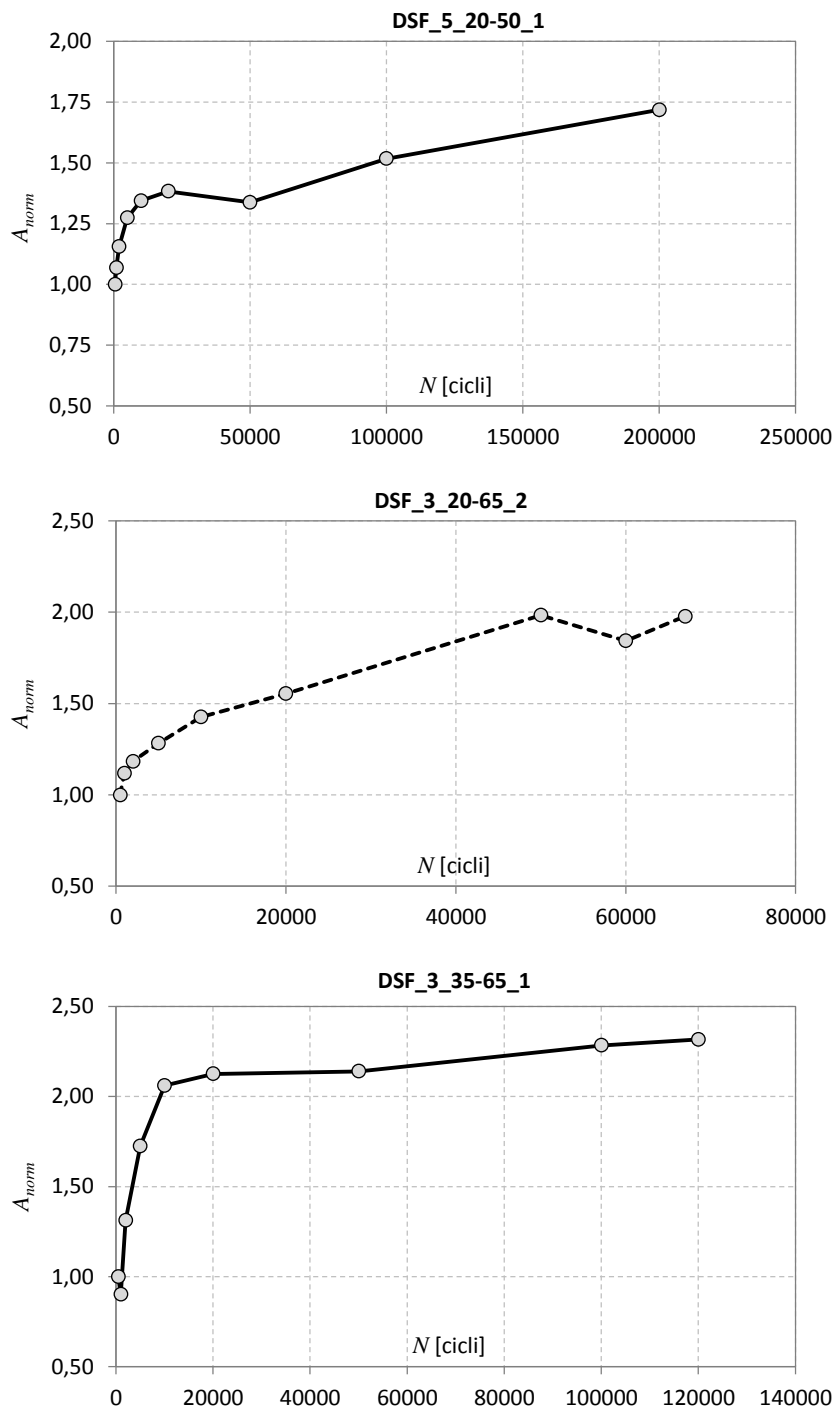


Figura 5-19: area normalizzata A_{norm} - numero di cicli N , prove DSF_5_20-50_1, DSF_3_20-65_2 e DSF_3_35-65_1

I grafici di Figura 5-19 riportano l'andamento dell'area normalizzata con il progredire del numero dei cicli, per le prove DSF_5_20-50_1, DSF_3_20-65_2, DSF_3_35-65_1 (la linea tratteggiata, nel caso DSF_3_20-65_2, indica che il provino è giunto a rottura durante la prova).

La tendenza generale dei provini è quella di mostrare un repentino aumento dell'area nella fase iniziale, fino a circa 20000 cicli. Successivamente si assiste ad una riduzione della velocità di crescita dell'energia dissipata; nel caso delle prove in cui l'intervallo di carico ha estensione 20-50% e 35-65% si nota una tendenza verso la stabilizzazione del comportamento dissipativo, mentre nel caso dell'estensione 20-65% l'area continua a crescere, anche se con velocità inferiore rispetto alla fase iniziale. Questo fatto è in accordo con quanto già visto, ovvero che nel caso di maggiore estensione del carico l'interfaccia continua a degradarsi durante tutta la vita a fatica del provino.

I grafici di Figura 5-20 riportano le curve secondo valori fissati della frequenza, in questo caso 1 Hz e 3 Hz. Le considerazioni appena fatte sembrano essere confermate. Le curve relative alle prove con estensione 20-65% non si stabilizzano, cosa che invece accade per le altre, ad eccezione della prova DSF_3_20-50_1.

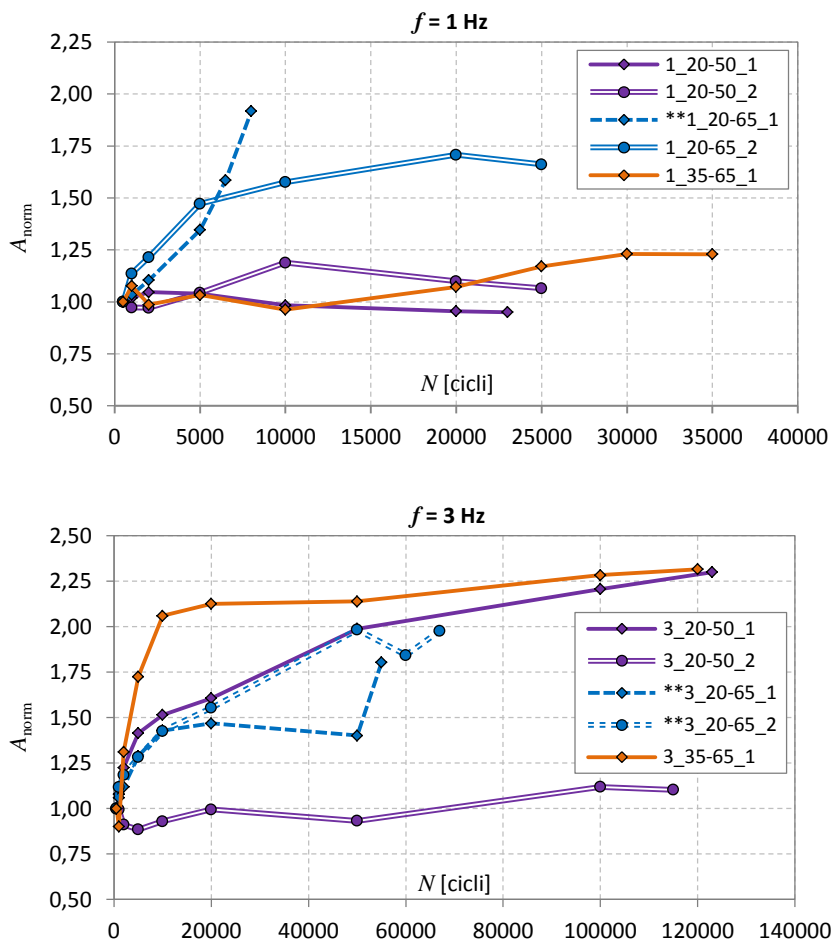


Figura 5-20: area normalizzata A_{norm} - numero di cicli N , frequenze 1 Hz e 3 Hz

La Figura 5-21 riporta le curve relative alle prove con frequenza $f = 5$ Hz. In questo caso il comportamento descritto in precedenza non è rispettato, in quanto quasi tutti i provini mostrano la tendenza ad incrementare l'area dissipata durante la prova.

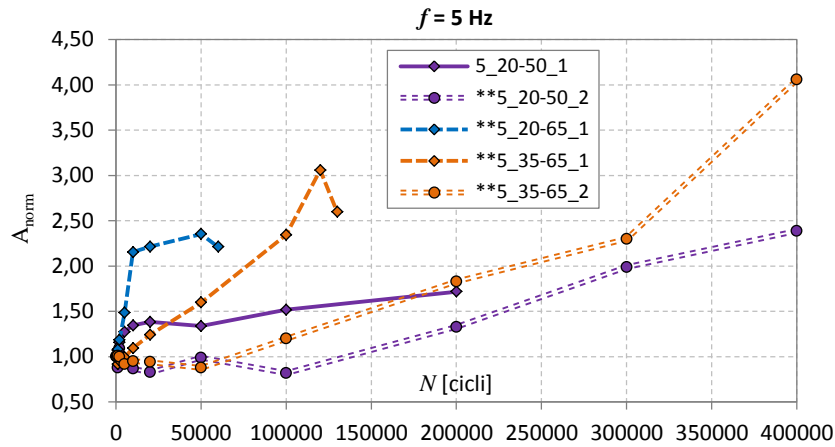


Figura 5-21: area normalizzata A_{norm} - numero di cicli N , frequenza 5 Hz

5.6 Rottura per fatica

È interessante analizzare in modo qualitativo la tipologia di rottura dei provini che hanno raggiunto il 100% della loro vita a fatica, al fine di fare alcune ipotesi sul meccanismo di crisi.

La documentazione fotografica raccolta durante l'esecuzione delle prove, riportata in Figura 5-22, illustra nel dettaglio la zona in cui ha avuto inizio la rottura del sistema composito PBO-FRCM. Nelle prove a fatica il danneggiamento del sistema sembra interessare solamente la zona prossima all'estremo caricato, diversamente da quanto si verifica nel caso di prove quasi-statiche, nelle quali viene progressivamente danneggiata tutta la striscia di composito. La matrice, in quasi tutti i casi analizzati, presenta solamente alcune fessure trasversali, senza che vi sia una vera e propria rottura, la quale invece risulta evidente per la rete PBO. Dall'analisi della documentazione fotografica è possibile osservare che si verifica uno stiramento delle fibre in corrispondenza del bordo della striscia di composito, cui corrisponde un brusco incremento dello spostamento misurato dai due trasduttori, segnale dell'avvenuta rottura del provino.

Si ipotizza che il danneggiamento delle fibre sia dovuto all'interazione meccanica tra queste e la matrice. Il rinforzo, sottoposto a scorrimenti di tipo ciclico, viene progressivamente danneggiato dal contatto con la matrice, costituita da materiale granulare

(malta a base di cemento) e caratterizzata quindi dalla presenza di irregolarità superficiali. Questo tipo di rottura è peculiare del sistema PBO-FRCM e si differenzia notevolmente da quello che interessa i sistemi FRP, come mostrato al paragrafo 3.4.6. Sarebbe interessante effettuare prove a fatica su provini FRCM rinforzati con materiali diversi dal PBO, al fine di verificare se questa tipologia di rottura dipende dalla particolare combinazione di materiali adottati in questa indagine.

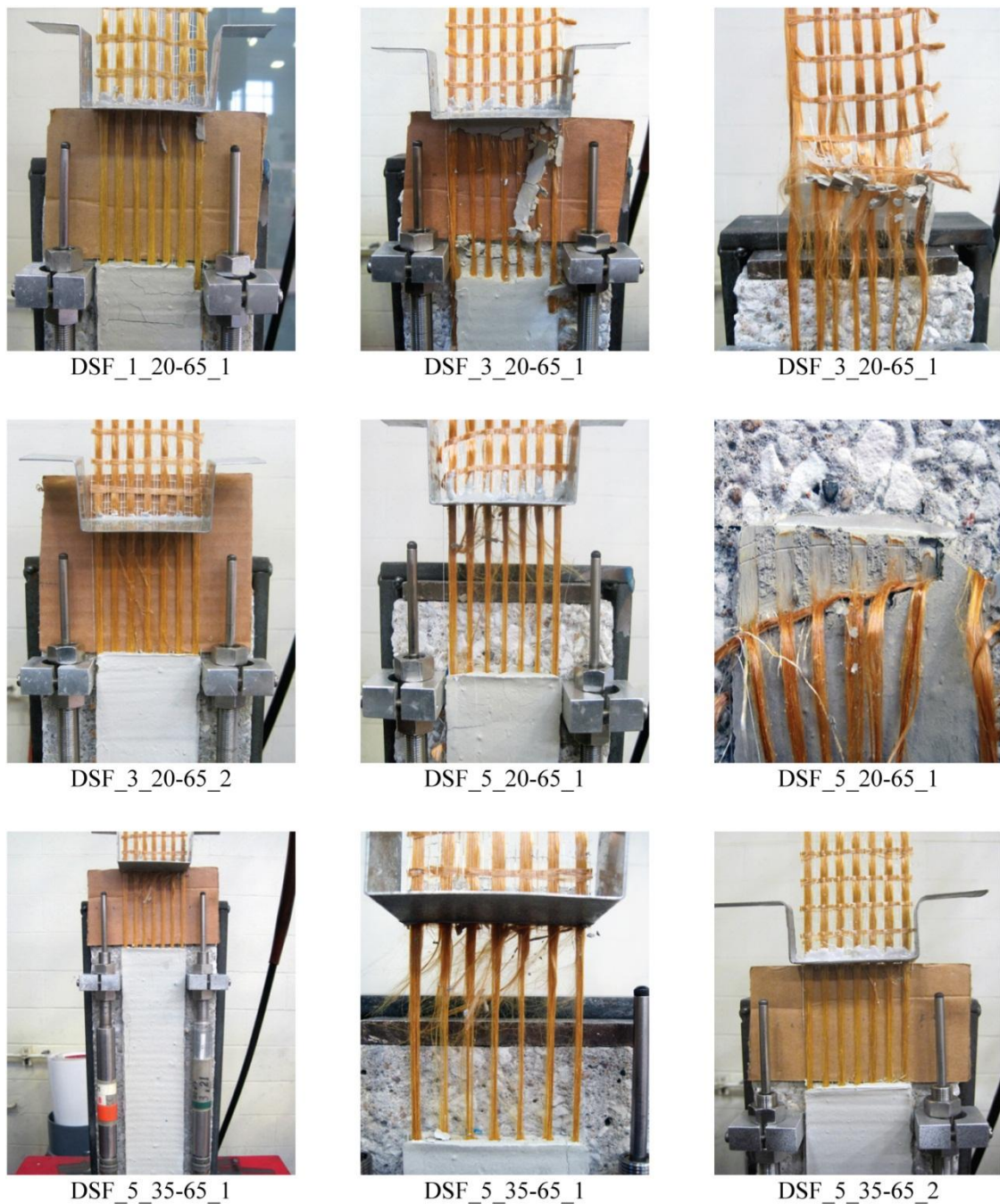


Figura 5-22: caratteristiche della rottura per fatica dei provini PBO-FRCM

5.7 Risposta statica post-fatica

Oltre ai risultati delle prove a fatica è interessante confrontare quelli ottenuti dalle prove quasi-statiche eseguite sui provini che non sono giunti a rottura durante l'azione del carico ciclico. L'elenco dei provini rimasti integri è riportato in Tabella 4-2, insieme al numero di cicli totali eseguiti prima di terminare la prova a fatica.

In Figura 5-23 è riportata la curva teorica di risposta statica di un provino FRCM [20,21]. I valori del carico nei punti A, B e C corrispondono ad un comportamento ben preciso del materiale. Nel punto A, al termine del tratto lineare (elastico) della curva, si manifesta la formazione di una serie di micro-fessure, che segna l'inizio del degrado dell'interfaccia, il quale progredisce fino a che la risposta raggiunge il punto B, in corrispondenza del quale avviene il primo distacco delle fibre dalla matrice. Tra il punto B e il punto C la macro-fessura di interfaccia si propaga e l'area distaccata aumenta: in questa zona si sviluppano azioni di attrito tra fibre e matrice e il carico aumenta fino al valore relativo al punto C, che corrisponde al valore massimo. I valori del carico relativi ai punti A, B e C vengono rappresentati come P_A , P_{deb} e P^* .

In Figura 5-24 è riportata la curva $P-g$ ottenuta dall'analisi dei dati relativi alla prova statica post-fatica del provino DSF_1_20-65_2. L'andamento della curva ricalca quello ipotizzato in Figura 5-23. Lo sviluppo del tratto compreso tra i punti B e C è abbastanza contenuto. Il tratto immediatamente successivo al picco della curva mostra una brusca riduzione del carico applicato, il quale torna poi a valori prossimi a quello massimo P^* . Le prove monotone sono state interrotte in corrispondenza di un valore prestabilito dello scorrimento globale g , approssimativamente pari a 5 mm, pertanto in nessuno dei provini analizzati viene raggiunto il punto E, corrispondente al carico P_f dovuto al solo attrito.

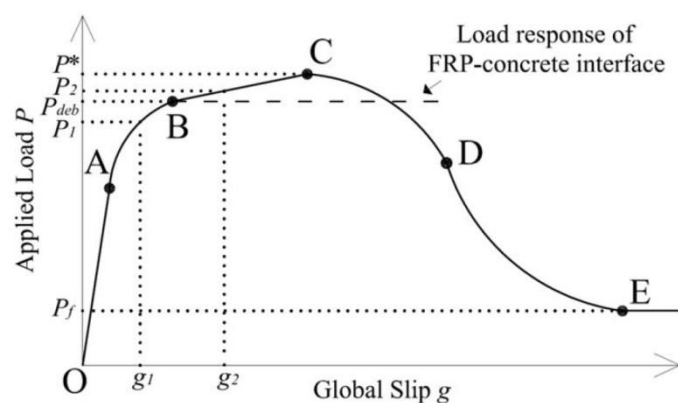


Figura 5-23: risposta $P-g$ idealizzata di un provino FRCM [20]

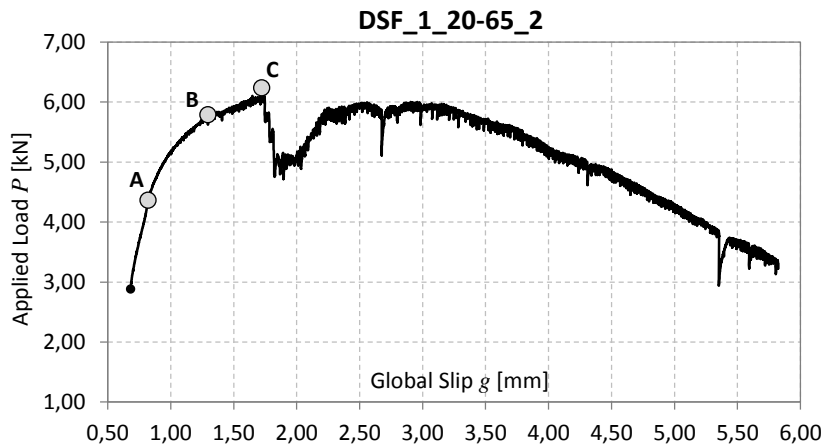


Figura 5-24: risposta P - g della prova quasi-statica post-fatica per il provino DSF_1_20-65_2

Per ciascuna delle prove eseguite sono stati determinati i valori di P_A , P_{deb} e P^* , riportati in Tabella 5-2. È stato successivamente operato un confronto tra i risultati ottenuti dalle prove post-fatica per verificare l'eventuale influenza dei parametri del carico sulla risposta statica del sistema FRCM.

La capacità statica dei provini riportati in Tabella 5-2 è stata espressa anche in termini di tensione ultima, calcolata attraverso la relazione:

$$\sigma^* = \frac{P^*}{nb^*t^*}$$

nella quale n è il numero di fasci di fibre della rete (in questo caso $n = 7$), mentre b^* e t^* sono, rispettivamente, larghezza e spessore nominali del fascio, pari a 5 mm e 0,092 mm.

Tabella 5-2: valori del carico nelle prove post fatica corrispondenti a particolari punti della risposta P - g

provino	f [Hz]	ΔP [%]	P_0 [kN]	P_A [kN]	P_{deb} [kN]	P^* [kN]	σ^* [MPa]
DSF_1_20-50_1	1	20 ÷ 50	2,33	3,62	5,50	5,83	1810
DSF_1_20-50_2	1	20 ÷ 50	2,33	3,45	5,04	6,89	2139
DSF_1_20-65_2	1	20 ÷ 65	2,88	4,36	5,79	6,23	1936
DSF_1_35-65_1	1	35 ÷ 65	3,24	4,16	4,81	5,52	1715
DSF_3_20-50_1	3	20 ÷ 50	2,37	3,34	4,62	5,15	1599
DSF_3_20-50_2	3	20 ÷ 50	2,32	3,78	4,90	6,78	2105
DSF_3_35-65_1	3	35 ÷ 65	1,15	3,97	4,58	4,95	1536
DSF_5_20-50_1	5	20 ÷ 50	2,41	3,30	4,09	4,33	1346

Per controllare se il fenomeno della fatica ha causato il degrado della capacità statica dell'interfaccia è stato effettuato un confronto tra le tensioni σ^* , riportate in Tabella 5-2, e un valore di riferimento. Come valore di confronto è stata presa la media delle tensioni ultime ottenute da una serie di prove statiche eseguite su provini aventi lunghezza $l = 330$ mm (Tabella 3-4), uguale a quella dei provini analizzati in questa indagine sperimentale. Il valore di riferimento è $\bar{\sigma}^* = 2065$ MPa, con deviazione standard 225 MPa.

Si nota che per le prove sollecitate con un carico avente frequenza $f = 1$ Hz i valori di tensione ultima sono abbastanza dispersi, ma si mantengono mediamente vicini al valore medio $\bar{\sigma}^*$, soprattutto rispetto alle prove con frequenze di 3 e 5 Hz, le quali presentano valori che si allontanano maggiormente dal valore di riferimento. Questo fatto pare indicare che la velocità maggiore del carico applicato comporti un degrado maggiore dell'interfaccia, in accordo a quanto ottenuto al paragrafo 5.3 dal confronto dei risultati relativi agli scorrimenti globali g .

Lo stesso andamento si ritrova confrontando i valori relativi al carico P_{deb} di primo distacco. Il grafico di Figura 5-25 riporta i risultati relativi.

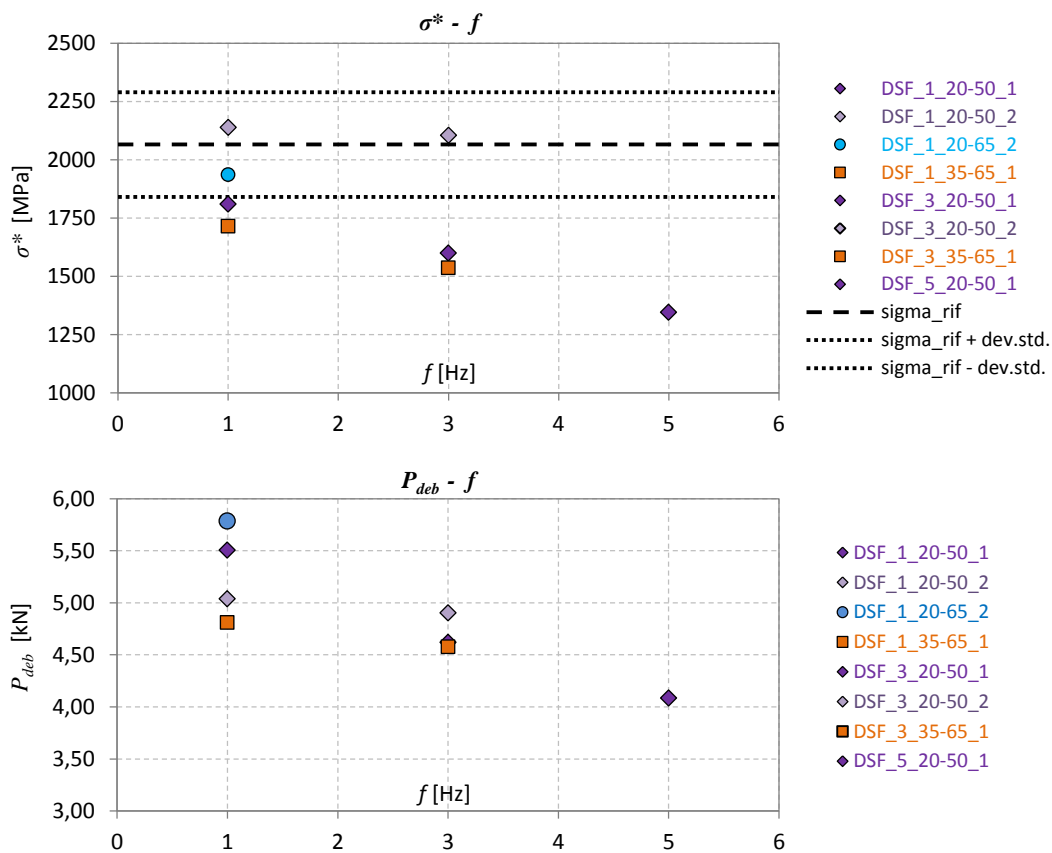


Figura 5-25: tensione ultima σ^* e carico di distacco P_{deb} dei provini sottoposti a prova quasi-statica post-fatica

Le prove disponibili per questo confronto, tuttavia, non sono molte, e i risultati mostrano comunque delle discordanze. La prova DSF_3_20-50_2, ad esempio, mostra un carico statico post-fatica molto vicino a quello di riferimento, sebbene le restanti prove con frequenza $f = 3$ Hz siano da esso lontane.

Si vuole sottolineare l'importanza che questo tipo confronto riveste nello studio dell'influenza della fatica. Il sistema di rinforzo, infatti, deve garantire il contributo di resistenza per cui viene realizzato non soltanto nella fase iniziale, ma anche in qualsiasi momento della vita dell'opera, a partire dal momento in cui viene installato. Nell'ipotesi che effettivamente si verifichi la condizione per cui il danneggiamento ciclico dell'interfaccia comporti una riduzione della capacità statica che il sistema è in grado di fornire, diventa fondamentale poter quantificare la riduzione di resistenza e includerla nella fase di dimensionamento statico del sistema.

6. Conclusioni e sviluppi futuri

Il lavoro di ricerca presentato in questo elaborato si è posto come obiettivo quello di approfondire il comportamento a fatica del sistema composito a matrice cementizia fibrorinforzata (FRCM). Questo particolare sistema, infatti, si presenta come una soluzione innovativa tra le tecniche di rinforzo mediante compositi fibrorinforzati, oltre ad essere una possibile alternativa agli ormai conosciuti polimeri fibrorinforzati. La conoscenza del composito PBO-FRCM, tuttavia, è ancora ristretta, soprattutto se confrontata con quella che nel corso degli ultimi trent'anni è stata accumulata per il sistema FRP. La letteratura disponibile sul comportamento meccanico degli FRCM è limitata quasi solamente alla risposta sotto l'azione di carichi statici, in particolare relativamente a prove monotone quasi-statiche, oppure a prove di laboratorio su travi rinforzate. Uno degli aspetti fondamentali del comportamento è il tipo di rottura del sistema, che si verifica all'interfaccia tra matrice e rinforzo fibroso, differentemente da quanto accade nel caso degli FRP. Al momento non sono ancora disponibili informazioni sul comportamento meccanico dell'interfaccia PBO-FRCM nel caso di carico ciclico.

Dopo lo studio della letteratura disponibile sui compositi FRP e FRCM è stata effettuata l'analisi dei risultati ottenuti da una serie di prove a fatica eseguite su un campione di quindici provini PBO-FRCM, variando da prova a prova alcuni parametri del carico, quali frequenza, ampiezza totale e valore medio. Di tutte le prove a fatica, circa la metà è stata portata avanti fino alla completa rottura del provino, mentre la restante parte è stata interrotta al raggiungimento di un numero ragionevole di cicli. I provini rimasti integri sono stati successivamente sottoposti ad una prova monotona quasi-statica, al fine di indagare l'influenza svolta dalla fatica sulla capacità statica dell'interfaccia.

Poiché gli unici casi studio presenti in letteratura sulla risposta a fatica di questa categoria di materiali sono relativi ai sistemi FRP, per analizzare i risultati delle prove si è fatto riferimento ai criteri di valutazione ivi impiegati.

Dall'analisi del rapporto tra gli scorrimenti globali g e il numero totale di cicli N è risultato che a frequenze di carico maggiori corrispondono scorrimenti più elevati, a causa del maggiore degrado dell'interfaccia causato da un carico applicato più velocemente. Le

fibre, che rispondono rigidamente alla sollecitazione applicata, scorrono all'interno della matrice. Questa, a causa della elevata velocità degli scorrimenti, non è in grado di assecondarne il movimento e di conseguenza si danneggia in modo molto più sensibile rispetto ai casi in cui il carico è applicato più lentamente. Questo risultato, probabilmente, è anche legato alla particolare configurazione di prova adottata. In termini assoluti, gli spostamenti maggiori si verificano quando l'estensione dell'intervallo di carico è massima, ovvero compresa tra il 20% e il 65% della capacità statica nominale dell'interfaccia.

Il confronto tra la rigidità di interfaccia k_f e il numero di cicli N conferma che il degrado dell'interfaccia è massimo per l'estensione di carico 20-65%, ovvero per la maggiore tra quelle adottate nelle prove. Tutti i provini sono caratterizzati da un rapido degrado della rigidità, esteso ai primi 20000-50000 cicli; in quasi tutti i casi, la restante parte della prova è caratterizzata ad un andamento più stabile di questo parametro, con differenze da prova a prova. Nel caso dell'estensione 20-65% non si assiste ad una vera e propria stabilizzazione, indice che tutta la vita del provino è interessata dal fenomeno di degrado dell'interfaccia. Quando l'estensione di carico è maggiore, infatti, l'azione meccanica abrasiva svolta dalla matrice sulle fibre è più intensa.

È stata valutata l'energia dissipata durante ogni ciclo, misurata dall'area da esso racchiusa in un grafico forza-spostamento. Nella maggior parte dei provini, nei primi 20000-50000 cicli, si verifica un brusco incremento dell'energia dissipata, fino a valori quasi doppi rispetto al valore iniziale, mentre successivamente si assiste ad una stabilizzazione del fenomeno. In alcuni casi l'area racchiusa da ogni ciclo si mantiene all'incirca costante durante tutta la prova.

Alcuni dei provini sono giunti a rottura durante l'applicazione del carico ciclico, mostrando che il meccanismo di crisi coinvolge quasi esclusivamente la zona in prossimità dell'estremo caricato della striscia di composito. Si verifica un visibile danneggiamento delle fibre, causato dall'azione abrasiva della matrice, all'interno della quale le fibre scorrono in modo ciclico durante l'azione del carico. La parte restante della striscia di composito non risulta visibilmente danneggiata.

Sono state eseguite prove monotone quasi-statiche per i provini che non sono giunti a rottura durante l'azione del carico ciclico, con l'obiettivo di verificare l'influenza della fatica sul comportamento statico dell'interfaccia. I risultati, tenendo conto del fatto che il campione è limitato, tendono a mostrare che frequenze maggiori (3 Hz e 5 Hz) degradano

maggiormente l'interfaccia rispetto a frequenze più basse (1 Hz). Questo aspetto è molto importante, in quanto è di estremo interesse sapere se l'azione di carichi ciclici, anche se di intensità inferiori rispetto a quelle capaci di impegnare la capacità statica dell'interfaccia, comportano la riduzione delle prestazioni statiche. Oltre a conoscere la capacità del sistema di rinforzo subito dopo la posa in opera, è importante, infatti, poterla stimare durante tutta la vita del sistema di rinforzo.

Per approfondire ulteriormente il comportamento a fatica del sistema composito descritto nel corso di questo elaborato, sarebbe interessante effettuare una serie ulteriore di prove a fatica, comprensive delle misure di deformazione. In questo modo, infatti, diventerebbe possibile definire in modo verosimile la lunghezza a della zona distaccata durante l'azione del carico ciclico. Le misure di deformazione, inoltre, consentirebbero di determinare i valori G_F^i e G_F^e delle energie di frattura delle due interfacce. Conoscendo questi dati diventerebbero possibili sia la calibrazione del modello proposto da Carloni [11], che permette di definire il tasso di accrescimento del danno, sia la definizione di una legge coesiva in grado di tenere conto del degrado dell'interfaccia dovuto al carico ciclico, analogamente a quanto fatto in [22]. Infine, sarebbe estremamente importante effettuare altri confronti tra la capacità statica post-fatica e la capacità statica di provini di riferimento, per giudicare attraverso risultati più numerosi ed affidabili l'influenza svolta dal carico a fatica sulla risposta statica dell'interfaccia.

Bibliografia

- [1] ACI Committee 549, *ACI549.4R-13: Guide to Design and Construction of Externally Bonded Fabric-Reinforced Cementitious Matrix (FRCM) Systems for Repair and Strengthening Concrete and Masonry Structures*, American Concrete Institute, 2013.
- [2] Ali-Ahmad M., Subramaniam K. e Ghosn M., *Experimental investigation and fracture analysis of debonding between concrete and FRP sheets*, in “Journal of Engineering Mechanics”, vol. 132, n. 9, settembre 2006.
- [3] Alvaro V., *Materiali compositi a matrice cementizia per i rinforzi strutturali*, Tesi di laurea in materiali innovativi e riabilitazione strutturale, Università di Bologna, A.A. 2006-2007.
- [4] Banholzer B., *Bond behaviour of a multi-filament yarn embedded in a cementitious matrix*, Tesi di dottorato, RWHT Aachen Univ., Aachen, 2004
- [5] Bellini A., *Prove di aderenza su mattoni e muretti in laterizio rinforzati con GFRP*, Tesi di laurea in tecnica delle costruzioni, Università di Bologna, A. A. 2010-2011.
- [6] Bizindavyi L., Neale K. W. e Erki M. A., *Experimental investigation of bonded fiber reinforced polymer-concrete joints under cyclic loading*, in “Journal of Composites for Construction”, vol. 7, n. 2, pp. 127-134, maggio 2003.
- [7] Blanksvärd T., *Strengthening of concrete structures by the use of mineral based composites*, Tesi di laurea, Univ. of Technology, Luleå, Sweden; 2007.
- [8] Blanksvärd T., *Strengthening of concrete structures by the use of mineral-based composites*, Tesi di dottorato, Univ. of Technology, Luleå, Sweden; 2009.
- [9] Carloni C., Subramaniam K., *Direct determination of cohesive stress transfer during debonding of FRP from concrete*, in “Composites Structures”, vol. 93, n. 1, pp. 184-192, giugno 2010
- [10] Carloni C., Subramaniam K. et al., *Experimental determination of FRP–concrete cohesive interface properties under fatigue loading*, in “Composite Structures”, vol. 94, n. 4, pp. 1288-1296, novembre 2011.

- [11] Carloni C., Subramaniam K., *Investigation of sub-critical fatigue crack growth in FRP/concrete cohesive interface using digital image analysis*, in “Composites part B: engineering”, vol. 51, pp. 35-43, febbraio 2013.
- [12] Carloni C., Sneed L. H. e D’Antino T., *Interfacial bond characteristics of fiber reinforced cementitious matrix for external strengthening of reinforced concrete members*, in “Proceedings of the 8th international conference on fracture mechanics of concrete and concrete structures, FraMCoS-8”, pp. 129-137, 2013.
- [13] Carolin A., *Carbon fiber reinforced polymers for strengthening of structural elements*, Tesi di dottorato, Univ. of Technology, Luleå, Sweden; 2003.
- [14] Ceriolo L., Di Tommaso A., *Fracture mechanics of brittle materials: a historical point of view*, in “2nd Int. PhD symposium in civil engineering”, Budapest, 1998.
- [15] CNR-DT 200/2004, *Istruzioni per la progettazione, l’esecuzione ed il controllo di interventi di consolidamento statico mediante l’utilizzo di compositi fibrorinforzati*, Consiglio Nazionale delle Ricerche, Roma, Italia, 2004.
- [16] D’Ambrisi A., Focacci F., *Flexural strengthening of RC beams with cement-based composites*, in “Journal of composites for construction”, vol. 15, n. 5, pp. 707-720, ottobre 2011.
- [17] D’Ambrisi A., Feo L e Focacci F., *Bond-slip relations for PBO-FRCM materials externally bonded to concrete*, in “Composites part B: Engineering”, vol. 43, n. 8, pp. 2938-2949, dicembre 2012.
- [18] D’Ambrisi A., Feo L e Focacci F., *Experimental analysis on bond between PBO-FRCM strengthening materials and concrete*, in “Composites part B: engineering”, vol. 44, n. 1, pp. 524-532, gennaio 2013.
- [19] D’Antino T., Sneed L.H. et al., *Bond behavior of the FRCM-concrete interface*, in “Proceeding of 11th International Symposium on fiber reinforced polymers for reinforced concrete structures, (FRPRCS11)”, Guimarães, 2013.
- [20] D’Antino T., Carloni C. et al., *Matrix-fiber bond behaviour in PBO FRCM composites: a fracture mechanics approach*, in “Engineering fracture mechanics”, vol. 117, pp. 94-111, febbraio 2014.
- [21] D’Antino T., *Bond behavior of fiber reinforced polymer composites and fiber reinforced cementitious matrix composites*, Tesi di dottorato in Scienze dell’ingegneria Civile ed Ambientale, Università degli studi di Padova, 2014.

-
- [22] Diab H. M., Wu Z. e Iwashita K., *Theoretical solution for fatigue debonding growth and fatigue life prediction of FRP-concrete interfaces*, in- “Advances in structural engineering”, vol. 12, n. 6, 2009.
- [23] Gheorghiu C., Labossiere P., Proulx J., *Fatigue and monotonic strength of RC beams strengthened with CFRPs*, in “Composites part A: Applied science and manufacturing”, vol. 37, pp. 1111-1118, 2006.
- [24] Gheorghiu C., Labossiere P., Proulx J., *Response of CFRP-strengthened beams under fatigue with different load amplitudes*, in “Construction and building materials”, vol. 21, pp. 756-763, 2007.
- [25] Kim Y.J., Heffernan P.J., *Fatigue behavior of externally strengthened concrete beams with fiber-reinforced polymers: state of the art*, in “Journal of composites for construction”, vol. 12, n. 3, pp. 246-256, 2008.
- [26] Larson K.H., Peterman R.J., Rasheed H.A., *Strength-fatigue behavior of fiber reinforced polymer strengthened prestressed concrete T-beams*, in “Journal of composites for construction”, vol. 9, n. 4, pp. 313-326, 2005.
- [27] Loo K., Fooster S., Smith S., *FE Modeling of CFRP-repaired RC beams subjected to fatigue loading*, “Journal of Composites for Construction”, vol. 16, n. 5, pp. 572-580, febbraio 2012.
- [28] Loreto G., Leardini L. et al., *Performance of RC slab-type elements strengthened with fabric-reinforced cementitious-matrix composites*, in “Journal of Composites for Construction”, vol. 18, n.3, luglio 2013.
- [29] Lu X.Z., Teng J.G. et al., *Bond-slip models for FRP sheets/plates bonded to concrete*, in “Engineering Structures”, vol. 27, pp. 920-937, 2005.
- [30] Ombres L., *Structural performances of PBO-FRCM-strengthened RC beams*, in “Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and buildings”, vol. 164, n. SB4, pp. 265-272, agosto 2011.
- [31] Ombres L., *Debonding analysis of reinforced concrete beams strengthened with fibre reinforced cementitious mortar*, in “Engineering fracture mechanics”, vol 81, pp. 94-109, febbraio 2012.
- [32] Pellegrino C., D’Antino T., *Experimental behaviour of existing precast prestressed reinforced concrete elements strengthened with cementitious composites*, in “Composites part B: engineering”, vol. 55, pp. 31-40, dicembre 2013.
-

- [33] Ramous E., Festa D., Bernardo E., *Complementi di scienza e tecnologia dei materiali*, Edizioni Libreria Progetto, Padova, 2010.
- [34] Scarinci G., *Materiali per ingegneria civile ed edile*, Edizioni Libreria Progetto, Padova, 2007.
- [35] Sgarito L., *Analisi sperimentale degli effetti di temperature elevate sul comportamento strutturale dei rinforzi in FRP*, Tesi di laurea in meccanica dei materiali innovativi, Università di Bologna, A.A. 2006-2007.
- [36] Soldera F., *Caratterizzazione meccanica di materiali compositi a matrice cementizia per mezzo di prove di taglio diretto*, Tesi di laurea magistrale in Ingegneria Civile, Università degli studi di Padova, A.A. 2013-2014.
- [37] Täljsten B., *Strengthening of existing concrete structures with epoxy bonded plates of steel or fiber reinforced plastics*, Tesi di dottorato, University of Technology, Luleå, Sweden; 1994
- [38] Täljsten B., *Strengthening of concrete prisms using the plate-bonding technique*, in “International journal of fracture”, vol.82, n. 3, pp. 253-266, 1996.
- [39] Täljsten B., Blanksvärd T., *Mineral-based bonding of carbon FRP to strengthen concrete structures*, in “Journal of composites for construction”, vol. 11, n. 2, pp. 120-128, marzo-aprile 2007.
- [40] Täljsten B., *FRP strengthening of structures, 20 years of experience – bridging academic research and industrial needs*, in “Proceedings of CICE 2012 6th international conference on FRP composites in civil engineering”, Roma, Italia, 13-15 giugno 2012.
- [41] Yuan H., Wu Z. e Yoshizawa H., *Theoretical solutions on interfacial stress transfer of externally bonded steel/composites laminates*, in “Journal of structural mechanics and earthquake engineering”, vol. 18, n. 1, pp. 27-39, aprile 2001.
- [42] Yun Y., Wu Y.-F. e Tang W. C., *Performance of FRP bonding systems under fatigue loading*, in “Engineering Structures”, vol. 30, n. 11, pp. 3129–3140, novembre 2008.