Politecnico di Torino

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Civile – Strutture A.A. 2021/2022 - Sessione di Laurea Luglio 2022



Tesi di Laurea Magistrale

STUDIO DI SISTEMA DI RINFORZO CON PIASTRE IN ACCIAIO PER SELLE GERBER DI TRAVI IN C.A. E C.A.P.

Relatore

Prof. Gabriele Bertagnoli

Candidato Simone Lustrato

Titolo Studio di sistema di rinforzo con piastre in acciaio per selle Gerber di travi in c.a. e c.a.p.

Abstract

La sella Gerber, dal nome del suo inventore, l'ingegnere Tedesco Heinrich Gottfried Gerber, è un elemento strutturale di dettaglio ampiamente utilizzato nei ponti e negli edifici industriali provvedendo ad una efficace (insensibilità ai cedimenti vincolari stante lo schema isostatico) ed economica connessione tra gli elementi migliorandone la costruibilità. Consiste in una riduzione della profondità della sezione di estremità (risega) appartenente ad una trave o ad un impalcato, andando a formare in corrispondenza della stessa una sporgenza (mensola). Tale cambiamento di geometria tuttavia, genera, in corrispondenza dell'angolo rientrante ed all' interno della sezione ridotta, una regione di discontinuità in cui la distribuzione del flusso delle tensioni risulta essere disturbata e concentrata (D-Regions). In questa sede si può concentrare il danneggiamento e la riduzione della capacità ultima della sella stessa a causa di aggressioni chimiche ed ambientali. In aggiunta a questo, la difficoltà di ispezione e manutenzione, l'elevata vulnerabilità al degrado per effetto di agenti atmosferici, attacco di cloruri e penetrazione di acqua nel giunto con conseguente distacco del copriferro e corrosione delle armature fanno della sella Gerber un elemento altamente critico per i ponti. Le selle Gerber dei ponti esistenti spesso necessitano oggi di interventi di rinforzo. Il presente lavoro di tesi racchiude i principali risultati di un progetto di ricerca sviluppato dal Gruppo di Ricerca del Politecnico di Torino in associazione con Movyon, centro d'eccellenza della ricerca e innovazione di Autostrade per l'Italia S.P.A (ASPI), con riferimento alla prima edizione del programma Argo Innovation Lab con l'obiettivo di progettare un sistema di rinforzo modulare ad incamiciatura in acciaio per la manutenzione e il rinforzo delle selle Gerber. Nel particolare la soluzione proposta mira a:

- 1. Creare rinforzo standard per le selle Gerber:
 - a. che consenta lo scarico completo delle selle e delle zone deteriorate;
 - b. che sia di tipo modulare e adattabile alla più comuni dimensioni delle selle Gerber;
 - c. riutilizzabile su un alto numero di interventi manutentivi;
- 2. Limitare le chiusure al traffico, installando il rinforzo con l'ausilio di un mezzo di tipo by-bridge
- 3. Ottimizzare i tempi di installazione, dotando un piano di lavoro su cui potranno muoversi le maestranze

Il progetto di ricerca a cui è stato affidato un finanziamento di \in 35.000 è stato definito in una serie di step fondamentali. In una prima fase si è proceduto a progettare ed analizzare attraverso una campagna numerica con il codice agli elementi finiti DIANA FEA due travi con sella Gerber in scala 1:3 aventi diverso layout di armatura in corrispondenza della sella, una con layout ortogonale (LO) e una con layout inclinato (LI). A queste si è poi proceduto ad una riduzione di armatura al fine di simulare un danneggiamento in corrispondenza della sella e valutando il suo effetto sulla capacità ultima. Successivamente sono stati progettati due rinforzi ad incamiciatura in acciaio rispettivamente:

- Rinforzo R1: le lamiere metalliche sono fissate sia alla sella Gerber che all' anima della trave con barre trasversali passanti filettate. Tale soluzione è possibile soltanto in assenza di un traverso che unisca trasversalmente tutte le selle Gerber;
- Rinforzo R2: le lamiere metalliche sono fissate unicamente all' anima della trave con barre trasversali passanti filettate. Tale soluzione è possibile anche in presenza di un traverso che unisca trasversalmente tutte le selle Gerber.

Infine, con l'obiettivo di validare i risultati delle analisi numeriche e l'efficacia del rinforzo sono state testate in laboratorio le due travi in scala 1:3 nei rispettivi layout di armatura (LO e LD) e con riferimento al solo rinforzo R1.

I risultati delle analisi numeriche e sperimentali mostrano l'efficacia dei rinforzi sopra menzionati, consentendo uno scarico completo delle selle stante la riduzione della tensione di trazione all' interno delle armature, rimanendo in campo elastico, e della riduzione della tensione di compressione nel cls nei punti di controllo dove inizialmente nelle analisi FEM si prevedeva il crushing dello stesso. Inoltre, sebbene il rinforzo R2, definisca un comportamento globale (carico-spostamento) della trave più deformabile rispetto al rinforzo R1, l'andamento tensionale risulta essere simile per entrambe le soluzioni di rinforzo, potendo quindi essere applicate in futuro in scala reale e "on field" al fine di soddisfare entrambe le condizioni di assenza e presenza di traverso che unisca le selle Gerber.

Sommario

1.	IL I	PROGETTO DI RICERCA IN ASSOCIAZIONE CON MOVYON	5
1	1.1	Movyon e la Piattaforma Argo Innovation Lab	5
1	.2	La proposta vincitrice del Gruppo di Ricerca del Politecnico di Torino	6
2.	LA	SELLA GERBER	8
2	2.1	Cos'è una sella Gerber e aspetti critici correlati	8
2	2.2	Analisi Bibliografica sulle Selle Gerber	. 10
2 F	2.2.1 proced	Studio del comportamento e definizione di modelli teorici per la determinazione di lure di progetto delle selle Gerber	. 11
2	2.2.2	Studio dei parametri che influenzano la resistenza ultima delle selle Gerber	. 20
2	2.2.3	Studio di rinforzi strutturali	. 30
3.	AN	ALISI NUMERICA	. 42
3	3.1	Modellazione agli elementi finiti (FEM) con software DANA FEA	. 42
3	3.2	Travi sane e travi con danneggiamento simulato	. 43
	3.2.	1 Geometria travi e predimensionamento armature mediante modelli Strut and Tie	. 43
	3.2.2	2 Modello FEM	. 47
3	3.3	Rinforzo	. 52
	3.3.	1 Progetto Rinforzo	. 53
	3.3.2	2 Modello FEM del rinforzo	. 56
3	3.4	Risultati	. 58
ŀ	ALLE	GATO 1: Risultati Mensola con Layout armature Inclinate (LI)	. 60
ŀ	ALLE	GATO 2: Risultati Mensola con Layout armature ortogonale (LO)	. 68
4.	AN	ALISI SPERIMENTALE	. 77
4	4.1	Materiali	. 77
4	4.2	Layout travi	. 79
4	4.3	Realizzazione travi	. 79
Z	1.4	Set up e strumentazione della prova	. 83
4	4.5	Risultati	. 85
	4.5.	1 Comportamento della mensola rinforzata- danneggiata	. 85
	4.5.2	2 Comportamento della mensola sana	. 85
	4.5.	3 Confronto e analisi critica dei risultati	. 87
	4.5.4	4 Interpretazione del meccanismo di rottura della mensola rinforzata	. 90
5.	CO	NCLUSIONI	. 93
Bib	oliogra	ıfia	. 94
Ina	lice F	igure	. 96
Ind	lice T	abelle	. 99

Pagina lasciata intenzionalmente bianca

1. IL PROGETTO DI RICERCA IN ASSOCIAZIONE CON MOVYON

1.1 Movyon e la Piattaforma Argo Innovation Lab

Con sede in Italia, ed operante in tre continenti, Movyon è la compagnia nata come centro d'eccellenza per la ricerca e l'innovazione di Autostrade per l'Italia S.P.A (ASPI), la società che nel nostro paese gestisce oltre 3.000 km di infrastrutture autostradali.

L' obiettivo di Movyon è quello di implementare e integrare soluzioni innovative per la mobilità, e a tal fine, nel maggio 2021, ha deciso di istituire la prima edizione del programma ARGO Innovation Lab, una "call for ideas", con l'intento di promuovere soluzioni tecnologiche innovative attraverso iniziali progetti di ricerca che potranno essere utilizzati successivamente "on field" sulla rete autostradale italiana, con riferimento ai seguenti ambiti di indagine:

Sicurezza e fluidità della rete stradale.

Sviluppo di sistemi e servizi per il tracciamento digitale dei flussi di traffico e dei dati provenienti dai veicoli, per l'analisi della risposta dell'infrastruttura ai carichi di esercizio, per l'ottimizzazione della viabilità e per le analisi meteoclimatiche previsionali.

• Sostenibilità ambientale.

Sviluppo di metodi, sistemi tecnologici, materiali innovativi e sostenibili per l'ottimizzazione delle risorse impiegate, per l'esecuzione degli interventi di manutenzione e retrofitting della rete e per l'alimentazione e l'harvesting di sistemi di monitoraggio strutturale.

• Monitoraggio strutturale.

Sviluppo di modelli, strumenti e tecnologie innovative per il monitoraggio strutturale delle infrastrutture, l'analisi e la gestione dei dati raccolti dai sistemi installati sulle strutture e modelli previsionali di rischio associati alle singole opere e all'intera rete infrastrutturale.

• Progetto e Manutenzione.

Sviluppo di prodotti, metodologie e tecnologie innovative nel campo della progettazione, dell'analisi delle performance, della sorveglianza e gestione dei cantieri, della realizzazione delle attività ispettive e manutentive sulle strutture.

Nei successivi mesi, 52 proposte sono state sottoscritte, tra cui 27 proposte relative alla "open challange" e 25 proposte "innovative aperte", derivanti da 75 soggetti registrati alla piattaforma ARGO: 26 aziende, 20 start-ups, 5 ricercatori indipendenti, 4 centri di ricerca, 3 altri soggetti innovatori e 17 università.

Dopo una fase di valutazione delle 52 proposte ne sono state selezionate 6, tra cui quella proposta dal Politecnico di Torino, e premiate durante una cerimonia tenutasi a Milano lunedì 17 gennaio 2022 a cui è stato assegnato un finanziamento di € 35.000 per una prima fase di ricerca a cui corrispondono i seguenti deliverables attesi:

- Il prototipo della soluzione innovativa proposta;
- Lo studio di fattibilità tecnico/economico dell'ingegnerizzazione della soluzione proposta.

A questo seguirà una seconda fase, al termine della ricerca, che consterà invece di una commessa per l'industrializzazione della soluzione e l'applicazione del prototipo sulla rete autostradale italiana.

1.2 La proposta vincitrice del Gruppo di Ricerca del Politecnico di Torino

Tra le 6 proposte selezionate da Movyon per la prima fase di ricerca vi è quella del Politecnico di Torino, nei riguardi delle Selle Gerber da ponte, il cui project manager del gruppo di ricerca è il Prof. Gabriele Bertagnoli. La proposta ingloba gli aspetti consequenziali di indagine, verifica, progettazione di interventi di rinforzo e/o di ripristino, il monitoraggio, delle selle Gerber.

A tale scopo la proposta è relativa al progetto di un sistema di rinforzo modulare ad incamiciatura in acciaio per la manutenzione delle selle Gerber, con l'obiettivo di scaricare la sella dagli sforzi agenti in modo da bypassare gli elementi degradati, ed altresì intervenendo con una installazione dello stesso rinforzo senza interruzione del traffico sul ponte.

Nel particolare la soluzione proposta mira a:

- 1. Creare uno standard di rinforzo per le selle Gerber:
 - a. che consenta lo scarico completo delle selle e delle zone deteriorate;
 - b. che sia di tipo modulare e adattabile alla più comuni dimensioni delle selle Gerber;
 - c. riutilizzabile su un alto numero di interventi manutentivi;
- 2. Limitare le chiusure al traffico, installando il rinforzo con l'ausilio di un mezzo di tipo bybridge;
- 3. Ottimizzare i tempi di installazione, dotando un piano di lavoro su cui potranno muoversi le maestranze

I deliverables attesi a seguito del processo di ricerca risultano essere:

- 1. Progetto del sistema di rinforzo su scala ridotta;
- Campagna Numerica per la verifica del sistema di rinforzo con analisi FEM, utilizzando il codice DIANA;
- Campagna Sperimentale per la realizzazione di due prototipi di travi con sella Gerber in scala ridotta 1:3 ed esecuzione di test di laboratorio per verificare l'adeguatezza della soluzione proposta;

Pagina lasciata intenzionalmente bianca

2. LA SELLA GERBER

2.1 Cos'è una sella Gerber e aspetti critici correlati

La sella Gerber (in inglese "Half Joint" o "Dapped and beam"), dal nome del suo inventore, l'ingegnere Tedesco Heinrich Gottfried Gerber, è un elemento strutturale di dettaglio che è ampiamente utilizzato nei ponti e negli edifici industriali provvedendo ad una efficace (insensibilità ai cedimenti vincolari stante lo schema isostatico) ed economica connessione tra gli elementi migliorandone la costruibilità. Consiste in una riduzione della profondità della sezione di estremità (risega, in inglese "dap" o "notch") appartenente ad una trave o ad un impalcato, andando a formare in corrispondenza della risega una sporgenza (mensola, in inglese "protruding nib").

Tale cambiamento di geometria tuttavia, genera, in corrispondenza dell'angolo rientrante ed all' interno della sezione ridotta, una regione di discontinuità in cui la distribuzione del flusso delle tensioni risulta essere disturbata e concentrata. Una siffatta regione è definita in letteratura come zona disturbata (D-Regions) ed i modelli tradizionali di progetto basati sul principio di lunghezza di estinzione alla De S. Venant non sono più applicabili, necessitando quindi di altre procedure basate in genere sull' investigazione di potenziali modalità di rottura, tra i quali si citano:

- Modelli di tipo Strut and Tie (S&T), adottati dall Eurocodice-2 (EC2) e dalle Norme Tecniche per le Costruzioni (NTC-2018)
- Modelli di tipo Shear Friction, adottati dal Prestressed Concrete Institue (PCI)

In accordo al DPCM n.493 del 3 settembre 2021 inerente le "Linee guida per la classificazione e gestione del rischio, la valutazione della sicurezza ed il monitoraggio dei ponti esistenti" le selle Gerber, di cui al punto 3.3, sono classificate come elementi critici. Tale condizione è dovuta principalmente a 3 aspetti che per ordine di criticità risultano essere ascrivibili a:

1. Difficolta di ispezione e manutenzione

L'accesso alla sella ed ai relativi apparecchi di appoggio è in genere non semplice. Strutture elevate (**Fig. 1a**) necessitano di un accesso dall'impalcato (sistemi by-bridge), mentre l'accesso dal basso può essere difficoltoso in mancanza di appositi percorsi (**Fig. 1b**). Inoltre per selle facenti parte di sistemi a piastra piena vi è difficoltà di ispezione della parte interna della sella e dei sistemi di appoggio (**Fig. 2**).



(a)

(b)

Fig. 1 Accesso alla sella Gerber: (a) dall' alto, (b) dal basso



Fig. 2 Accesso alla sella Gerber: caso di piastre piene

2. Ricostruzione della effettiva geometria dell'armatura presente

Sebbene in alcuni casi sono disponibili i documenti di progetto originali, vi possono essere casi in cui le relazioni di calcolo e/o le relative tavole risultino mancanti o incomplete, rendendo così difficile la determinazione di geometria e dell'armatura delle selle Gerber. Inoltre, data la significativa concentrazione di armature presenti nella sella, la reale geometria dell'armatura è di difficile ricostruzione anche tramite prove in sito (pacomtrie, demolizioni controllate, prelievo di carote).

3. Vulnerabilità al degrado

Le selle Gerber sono elementi particolarmente suscettibili al degrado per effetto dell' esposizione agli agenti atmosferici, all'attacco da cloruri, alla penetrazione dell'acqua nel giunto tra la travi e le selle con conseguente ristagno di acqua e/o percolazione della stessa lungo le superfici del lato verticale e del lato orizzontali inferiore della mensola generando cicli di bagna-asciuga e in caso di basse temperature cicli di gelo disgelo causando deterioramento del cls, distacco del copriferro a cui segue un degrado dell'armatura e quindi drastica riduzione di resistenza (**Fig. 3**).



Fig. 3 Vulnerabilità al degrado delle Selle Gerber

2.2 Analisi Bibliografica sulle Selle Gerber

Nel seguito è riportata un'analisi critica dei risultati sperimentali presenti in letteratura sullo studio delle travi con risega in ca/cap, in inglese rc/prc dapped-end-beams (RC/PRC DEBs), di cui le selle Gerber appartengono. È importante notare che è possibile distinguere tali studi in 3 macro aree:

- 1. Studio del comportamento e definizione di modelli teorici per la determinazione di procedure di progetto delle selle Gerber;
- Studio dell'influenza della classe di resistenza del cls, dei dettagli costruttivi, dell'altezza della mensola, del rapporto della luce di taglio- altezza utile a/d (shear span-to-depth ratio), della lunghezza di ancoraggio, dell'applicazione di precompressione, dell'utilizzo di armatura inclinata, e dell'effetto dell'applicazione di carichi orizzontali e verticali, sul comportamento ultimo e in esercizio delle travi;
- 3. Studio dell'efficacia di rinforzi strutturali, quali sistemi compositi in fibra di carbonio a matrice polimerica (CFRP) e sistemi di precompressione esterna (PE).

Nomenclatura:

В	[mm]	base corpo principale trave
Н	[mm]	altezza corpo principale trave
L	[mm]	lunghezza corpo principale trave
b	[mm]	base mensola
h	[mm]	altezza mensola
1	[mm]	lunghezza mensola
V		provino soggetto a reazione vincolare verticale
Н		provino soggetto a reazione vincolare orizzontale
H+V		provino soggetto a reazione vincolare verticale e orizzontale
a	[mm]	luce di taglio in accordo alle prescrizioni PCI
d	[mm]	altezza utile trave
fc	[MPa]	resistenza a compressione cilindrica del cls
Vu teorica	[kN]	resistenza ultima a taglio predetta da modelli teorici
Vu test	[kN]	resistenza ultima a taglio derivante dalla sperimentazione
du	[mm]	spostamento del provino rinforzato in corrispondenza di Vutest

2.2.1 Studio del comportamento e definizione di modelli teorici per la determinazione di procedure di progetto delle selle Gerber

Nel 1973 Werner e Dilger [1], pubblicarono uno dei primi studi sul comportamento delle travi con risega in CAP suggerendo una procedura di calcolo per la determinazione del carico di prima fessurazione che origina all'angolo rientrante (V_{cr}) e della resistenza ultima a taglio (V_u). A tale scopo furono eseguite un'analisi numerica agli elementi finiti FEM ed una campagna sperimentale. Attraverso la prima fu possibile la determinazione, in regime elastico, delle distribuzioni delle tensioni e delle tensioni principali all' angolo rientrante di trave con risega soggetta a 4 condizioni di carico unitarie (**Fig. 4**), rispettivamente di precompressione post-tesa (*P1, P2*), verticale (*V*) e orizzontale (*H*).



Fig. 4 Werner e Dilger, 2005 Analisi FEM: condizioni di carico unitarie, tensioni principali, Mesh adottata

Nella campagna sperimentale, equivalente all' analisi FEM, furono testate le mensole appartenenti a 5 travi in CAP (**Fig. 5**) attraverso prova di carico a flessione su 3 punti. Tutte le travi presentavano geometria (BxHxL) del corpo principale 171x330x2235 mm e (bxhxl) della mensola 171x 330x102mm. Per confronto tra risultati sperimentali e analisi FEM fu possibile stabilire che:

- 1. la formazione della prima fessura che origina all' angolo rientrante può essere efficacemente predetta da analisi agli elementi finiti allorché sia assunta una tensione di trazione del cls pari a $f_t = 6\sqrt{f_c} MPa$
- 2. La resistenza ultima a taglio può essere valutata sommando 3 contributi, rispettivamente quello del calcestruzzo *Vc*, dell'armatura di precompressione *Vp*, e dell'armatura a taglio *Vs*:

$$V_U = V_c + V_p + V_s$$



Fig. 5 Werner e Dilger, 2005 Campagna sperimentale - Layout travi testate S1, S2 e S3, S4 e S5

Tale formulazione pose le basi di un primo metodo adottato nel *Design Handbook del PCI-2°ed.*, in seguito completamente sostituito dai successivi studi di Mattock e Chan [2].

Nel 1979 **Mattock e Chan** [2], pubblicarono infatti i risultati di uno studio sperimentale, individuando una più razionale procedura di calcolo per travi con risega in ca aventi rapporto luce di taglio-altezza utile a/d<1, basato sull' equilibrio delle parti fessurate in combinazione a modelli teorici di tipo *Shear Friction*, con cui le stesse potessero essere progettate in analogia a mensole ribaltate. In (**Fig. 6**) è riportata l'analogia tra i due modelli. Tale procedura pertanto richiedeva le seguenti considerazioni (**Fig. 7**):

- Le travi con risega venivano progettate come mensole ribaltate, introducendo tuttavia rispetto a queste ultime per l'equilibrio della mensola un rinforzo aggiuntivo, ossia staffe verticali infittite *(hanger rinforcement, A_{vh})*, posizionate immediatamente a destra della interfaccia ad una luce di taglio pari ad "a" (shear span), in grado di bilanciare la forza di compressione nel puntone e di generare una forza non minore del taglio agente per evitare fessurazione all' angolo rientrate;
- Predisposizione di sufficiente armatura per rispettare le equazioni di equilibrio lungo 2 potenziali fessure inclinate, rispettivamente AY e BZ;
- Predisposizione di sufficiente armatura A_s all' interno della mensola, efficacemente ancorata, attraverso lunghezza di ancoraggio da estendersi all' interno del corpo principale della trave per una distanza non minore di H-D+ld, misurata a partire dall' angolo rientrante per poter sviluppare la resistenza a snervamento delle armature lungo la fessura BZ;

Predisposizione di staffe orizzontali A_h all' interno della mensola efficacemente ancorate alla faccia della trave come da raccomandazione del Design Handbook del Prestresed concrete Institute (PCI-1978), e lunghezza di ancoraggio da estendersi all' interno del corpo principale della trave per una distanza non minore a 1.7l_d, misurata a partire dall' angolo rientrante per poter sviluppare la resistenza a snervamento delle armature lungo la fessura AY.



Fig. 6 Mattock e Chan, 1979: Analogia tra mensola ribaltata e modello adottato per la risega



Fig. 7 Mattock e Chan, 1979: Layout geometria e armature

Per validare la proposta, furono testate in maniera indipendente le mensole appartenenti a 4 travi con risega in ca, in totale 4x2=8 mensole testate, attraverso prova di carico a flessione su 3 punti. Tutte le travi presentavano geometria (BxHxL) del corpo principale 127x610x3005 mm (bxhxl) della mensola 127x610x203mm. Di queste mensole 4 erano soggette a carichi verticali e 4 a combinazione di carichi verticali e orizzontali. Inoltre la posizione della piastra di carico veniva variata per studiare il pattern fessurativo che origina rispettivamente dall' angolo rientrante A (piastra in Y) e dall' angolo sporgente B (piastra in Z). Il layout geometrico e delle armature è riportato in (Fig. 7).

In Tab. 1 i principali risultati sperimentali:

- Per tutti i provini la formazione della prima fessura diagonale si originava all' angolo rientrare e per un valore di carico V_{cr} pari al 20% del carico ultimo V_u, e propagava con un angolo di circa 45°. All' aumentare del carico ulteriori fessure diagonali originavano all' interno della mensola e nel corpo principale della trave fino ad assumere traiettoria orizzontale raggiungendo le staffe verticali e propagando verso la piastra di carico.
- 2. Comportamento dei provini con piastra di carico in Y

Provini 1A e 1B progettati con a=lv=114,3mm e quantitativo di staffe verticali A_{sh} pari a V_n/f_y . Il comportamento di tali provini risultava insoddisfacente sia per carichi di servizio esibendo fessure eccessivamente ampie che per carichi ultimi esibendo lo snervamento delle armature per carichi prima della rottura.

Provini 2A e 2B progettati con a=165mm, (a:=distanza reaz. vincolare e il baricentro delle staffe verticali) e quantitativo minore di staffe verticali A_{sh} pari a $(V_n-V_c)/f_{y,}$, con V_c taglio portato dal cls considerando una trave avente sezione traversale di dimensioni pari a quelle della mensola. Il comportamento di tali provini risultava insoddisfacente sia per carichi di servizio esibendo fessure eccessivamente ampie, che per carichi ultimi esibendo lo snervamento delle armature per carichi prima della rottura.

Provini 3A e 3B progettati con a=165mm e quantitativo di staffe verticali A_{sh} pari a V_n/f_y . Il comportamento di tali provini risultava soddisfacente sia per carichi di servizio esibendo fessure meno ampie che per carichi ultimi esibendo lo snervamento delle armature per un carico pari al 95% V_n

3. Comportamento dei provini con piastra di carico in Z.

Provini 4A e 4B, progettati come quelli della serie 3. Il comportamento di tali provini risultava soddisfacente sia per carichi di servizio esibendo fessure meno ampie rispetto alla serie 3 che per carichi ultimi esibendo lo snervamento delle armature per un carico pari al 88%V_n

T	Moncolo	Reaz	Lavout	a/d f'c [kN]			Test	est [kN]		Test/Teorico		
Irave	Mensola	Vincolare	armatura	[-]	[MPa]	Vcr	Vu	Ver	Vu	Nu	Vcr/Vu [-]	[-]
1	1A	V	Ortog	0,59	33,6	-	161	-	144	0	0,2-	0,90
1	1B	V+H	Ortog	0,59	30,5	-	196	-	191	30	0,2	0,97
r	2A	V	Ortog	0,59	33	-	164	-	178	0	0,2	1,08
Z	2B	V+H	Ortog	0,59	30,9	-	173	-	169	5	0,2	0,98
2	3A	V	Ortog	0,59	37	-	165	-	216	0	0,2	1,31
3	3B	V+H	Ortog	0,59	31,6	-	173	-	177	28	0,2	1,02
4	4A	V	Ortog	0,59	31,6	-	163	-	189	0	0,2	1,15
4	4B	V+H	Ortog	0,59	29,4	-	172	-	177	28	0,2	1,03

140. 1 <i>Manock e Chan</i> , 1975	Tab.	1	Mattock e	Chan,	1979
---	------	---	-----------	-------	------

La procedura di progetto definita da Mattock e Chan fu adottata nel *Deisgn Handbook PCI* -*3ed*, tutt'oggi presente senza sostanziali variazioni nella sua attuale 8° edizione del 2017. In dettaglio, in tale manuale è prescritta l'investigazione di 5 potenziai modalità di rottura (**Fig. 8**): (1) combinazione di flessione e sforzo normale nella risega, (2) taglio diretto all' interfaccia mensola-corpo principale della trave, (3) Fessurazione diagonale che origina all' angolo rientrante ,(4) Fessurazione diagonale nella mensola, (5) Fessurazione diagonale che origina all' angolo sporgente estendendosi nel corpo centrale della trave, causata per la perdita di ancoraggio. Risulta importante notare che tale procedura è valida per rapporti a/d<1 ed è richiamata nel seguito nei suoi principali step:

- 1. Calcolo armatura primaria $A_s e A_{vh}$ costituite rispettivamente da barre posizionate sulla faccia inferiore della risega e staffe ravvicinate posizionate il più vicino possibile all' interfaccia mensola-corpo principale;
- 2. Calcolo armatura orizzontale A_h costituita da uncini ad U e distribuita a tutt' altezza nella mensola;
- 3. Calcolo armatura locale a taglio all' interno della risega A_v costituita da staffe verticali;
- 4. Soddisfacimento dei requisiti di dettaglio in termini ancoraggio.



Fig. 8 PCI 8°ed,2017: Impostazione attuale per il progetto delle travi con risega

Il modello di Mattock e Chan adottava unicamente un layout di armature orizzontale e verticale, pertanto, in piena analogia a tali studi, nel 1983 **Liem** [3], pubblicò i risultati di uno studio sperimentale sull' adozione di sole diagonali inclinate a 45° rispetto all' orizzontale all' interno di travi con riseghe in ca aventi rapporto a/d<1.

Per validare la proposta, furono testate in maniera indipendente le mensole appartenenti a 4 travi con risega in ca attraverso prova di carico a flessione su 3 punti. Tutte le travi presentavano geometria del corpo principale e della mensola identica a quelle testate da Mattock e Chan, ma si differenziavano dallo studio di quest' ultimi dall' armatura della risega rappresentata unicamente da diagonali inclinate. I parametri variabili risultavano essere il quantitativo di armatura inclinata e la geometria della risega (*squadrata, smussata*) come in (**Fig. 9**).

In Tab. 2 i principali risultati sperimentali:

- 1. L' introduzione di armatura inclinata nella risega forniva una resistenza ultima pari al doppio di quella ottenuta nel caso di risega con armatura orizzontale e verticale derivante dagli studi di Mattock e Chan. Inoltre, il quantitativo di armatura diagonale risultava essere $\sqrt{2}$ volte di più economico;
- 2. La geometria della risega non influenzava in nessun caso la resistenza ultima a taglio della trave;



Fig. 9 Liem, 1983: Layout geometria (smussata, squarata) e armature

		Dooz	Lovout	a/d	fo	Teorico [kN]		Test		[]	κN]	T4/T
Trave	Mensola	Vincolare	armatura	a/u [-]	[MPa]	Vcr	Vu	Vcr	Vu	Nu	Vcr/Vu [-]	[-]
1	1-dx	V	D-45°A	-	24.4	-	485,7	66,6	488	0	0,14	1,00
1	1-sx	V	D-45°A	-	34,4	-	485,7	89	488	30	0,18	1,00
2	2-dx	V	D-45°B	-	29,4	-	260,2	44	302	0	0,15	1,16
2	2-sx	V	D-45°B	-		-	260,2	66,6	322	5	0,21	1,24
2	3-dx	V	D-45°B	-	28.5	-	260,2	66,6	289	0	0,23	1,11
3	3-sx	V	D-45°B	-	28,5	-	260,2	89	311	28	0,29	1,20
4	4-dx	V	D-45°A	-	27.5	-	467,3	89	400	0	0,22	0,86
4	4-sx	V	D-45°A	-	27,3	-	467,3	111	395	28	0,28	0,85

Tab. 2 Liem, 1983: Principali risultati sperimentali

A partire dalla metà degli anni 80, incentivato dalla ricerca scientifica della scuola di Stoccarda di *J. Schlaich* [4], il modello strut-and-tie (*STM*) fu generalizzato e perfezionato in modo organico per essere applicabile a tutte le tipologie di elementi in cemento armato e all'intera struttura. In un modello strut and tie la distribuzione degli sforzi all' interno di un elemento strutturale è idealizzata da un sistema statico di forze atto a riprodurre 3 elementi fondamentali: i puntoni (struts), i tiranti (ties), e i nodi (nodes). Il comportamento di un modello STM è pertanto assumibile ad una reticolare in cui forze di compressione dirette lungo i puntoni rappresentano il campo di tensioni all' interno del cls, forze di tiranti e puntoni in cui le tensioni vengono reindirizzate. Tale modellazione risulta essere un approccio alla analisi limite, è più in particolare rappresenta un'applicazione del teorema del limite inferiore della teoria della plasticità.

Per chiarezza, si noti che lo stesso modello proposto da Mattock e Chan risulta schematizzabile come un modello strut and tie.

Seguendo tale approccio, nel 1991 **Barton et al** [5] pubblicarono i risultati di uno studio sperimentale per la verifica e la validità di modelli Strut-end-Tie (STM) utilizzati come strumento di progetto per travi con risega in ca aventi rapporto a/d<1. Per validare i modelli, furono testate in maniera indipendente le mensole appartenenti a 2 travi con risega in ca a scala ridotta 1:2, attraverso prova di carico a flessione su 3 punti. Le travi presentavano identica classe di resistenza a compressione del cls, geometria della sezione trasversale e longitudinale del corpo principale, e stesso taglio di progetto, ma si differenziavano per modello di progettazione utilizzato e quindi layout di armature: modello *strut-and-tie (STM2)* con nodo A ribassato, modello del *Design Handbook* adottato dal *Prestressed Concrete institute (PCI)*, modello di *Mengon & Furlang* (MF), rispettivamente in **Fig. 10,Fig. 11,Fig. 12,Fig. 13**.

In Tab. 3 i principali risultati sperimentali. È possibile affermare che l'utilizzo di modelli STM:

- 1. sebbene rappresenti un efficace e veloce strumento di progetto comporta valori della capacità ultima predetta eccessivamente cautelativi se comparati con i risultati sperimentali;
- provoca una rottura dei provini di tipo duttile con snervamento dell'acciaio prima del crusching o dello splitting del cls;
- 3. comporta incremento di armatura a taglio rispetto alle altre procedure di progetto.

Т	Mensola	Mensola Reaz Vincolare	Layout	a/d	fc	Teorico [kN]		Tes	t [k]	Test/Teorico		
Irave			armatura	[-]	[MPa]	Vcr	Vu	Vcr	Vu	Nu	Vcr/Vu [-]	[-]
-	1	V	STM1	n.c.	34,5	-	471,5	89	689,5	0	0,13	1,46
-	2	V	STM2	n.c.	34,5	-	453,7	133,4	578,3	0	0,23	1,27
-	3	V	PCI	-	34,5	-	469,7	133,4	711,7	0	0,19	1,52
-	4	V	MF	n.c.	34,5	-	498,2	111,2	600,5	0	0,19	1,21

Tab. 3 Burton et al, 1991: Principali risultati sperimentali



Fig. 10 Barton et al, 1991: Modello STM1 e layout armature



Fig. 11 Barton et al, 1991: Modello STM2 e layout armature



Fig. 12 Barton et al, 1991: Modello PCI - layout armature



Fig. 13 Barton et al, 1991: Modello MF - layout armature

Nel 2014 **Aswin et al** [6] pubblicarono i risultati di uno studio comparativo, in cui la capacità ultima predetta da diversi codici quali modello STM adottato dall' EC2, modello STM adottato dall' ACI 318-08, modello STM adottato dal BS 8110-1 e modello empirico adottato dal PCI Design Handbook, veniva confrontata con i risultati sperimentali ottenuti da un precedente studio di Wang [7], analizzato nelle prossime pagine. Il confronto dei vari modelli sopracitati è riportato in **Tab. 4** portando alla conclusione che la procedura del PCI Design Handbook e dell'ACI 318-08 fornisca una previsione sulla capacità ultima più veritiera del comportamento ultimo della trave rispetto a quella ottenuta con l'EC2 e il BS8110-1

т		Reaz	Teori	co [kN]			Test [kN]	Test/Teorico [kN]			
Gruppo	Mensola	Keaz Vincolare	Vu ACI	Vu BS	Vu EC2	Vu PCI	Vu	Vu ACI	Vu BS	Vu EC2	Vu PCI
Gruppo	B1.11	V	76,3	96,9	88,5	76,9	58,8	0,77	0,61	0,66	0,76
Ι	B1.12	V	36,6	46,5	42,5	36,7	42,2	1,15	0,91	0,99	1,15
	B1.21	V	61,8	78,5	71,7	56,5	65	1,05	0,83	0,91	1,15
	B1.22	V	72,9	92,5	84,5	58,2	73	1,00	0,79	0,86	1,25
	B2.11	V	36,6	46,5	42,5	36,7	34,8	0,95	0,75	0,82	0,95
Gruppo	B2.12	V	36,6	46,5	42,5	36,7	31,8	0,87	0,68	0,75	0,87
II	B2.21	V	73,3	93	84,9	52,3	55,2	0,75	0,59	0,65	1,06
"	B2.22	V	69,1	87,8	80,1	50	65,8	0,95	0,75	0,82	1,32
	B2.31	V	69,1	87,8	80,1	73,7	75,7	1,10	0,86	0,95	1,03
	B2.32	V	53	67,3	61,4	53	65	1,23	0,97	1,06	1,23
Gruppo	B3.11	V	75,7	96,1	87,7	68,9	60	0,79	0,62	0,68	0,87
III	B3.12	V	81,9	104	95	74,9	70	0,85	0,67	0,74	0,93
	B3.21	V	71,5	90,8	82,9	64,7	66	0,92	0,73	0,80	1,02
	B3.22	V	59,6	75,7	69,1	55,3	50	0,84	0,66	0,72	0,90
	B3.31	V	57,2	72,6	66,3	63,6	52,2	0,91	0,72	0,79	0,82
	B3.32	V	75,3	95,6	87,3	63,6	63	0,84	0,66	0,72	0,99
	B3.41	V	37,8	48	43,9	40,5	26,8	0,71	0,56	0,61	0,66
	B3.42	V	34,5	43,9	40,1	40,5	26,4	0,77	0,60	0,66	0,65
	B3.51	V	71,9	91,3	83,3	82,8	79,1	1,10	0,87	0,95	0,96
	B3.52	V	68,1	86,5	79	79,5	75	1,10	0,87	0,95	0,94
	B3.61	V	74,5	94,6	86,4	69,2	63,2	0,85	0,67	0,73	0,91
	B3.62	V	85,9	109,1	99,6	80,1	92,8	1,08	0,85	0,93	1,16
	B3.71	V	117	148	135,1	116,6	90	0,77	0,61	0,67	0,77
	B3.72	V	152	193,3	176,5	148	116,2	0,76	0,60	0,66	0,79
							Valor medio	0,92	0,73	0,79	0,96
							Devz standard	0,15	0,12	0,13	0,18

Tab. 4 Aswin et al, 2014: Confronto EC2, ACI, PCI, BS

Covarianza

0,16

0,18

0,16

0,16

2.2.2 Studio dei parametri che influenzano la resistenza ultima delle selle Gerber

Nel 2003 **Lu et al** [8] pubblicarono i risultati di uno studio sperimentale relativo all'influenza della classe di resistenza a compressione del cls (f_c), del quantitativo di armatura principale sulla faccia inferiore della mensola (A_s) e del rapporto luce a taglio-altezza utile (a/d), sul comportamento ultimo di travi con risega in ca alto resistenziale aventi rapporto a/d<1.

Per valutare l'influenza di tali parametri, furono testate in maniera indipendente 12 mensole appartenenti a travi con risega in ca alto resistenziale, attraverso prova di carico a flessione su 3 punti in configurazione asimmetrica (**Fig. 14**). Tutte le travi presentavano geometria (BxHxL) del corpo principale 200x600x2400 mm, (bxhxl) della mensola 200x300x300mm.

In **Tab. 5** sono riportate le caratteristiche dei provini, nonché i valori di resistenza derivanti della procedura adottata dal Prestressed Concrete Institute (PCI-1999), e dalla sperimentazione. Dal confronto dei risultati è possibile affermare che la resistenza ultima delle travi decresceva all' aumentare del rapporto a/d, mentre aumentava all' aumentare di f_{rc} e di p_{fy} .

Nel 2005 **Wang et al.** [7] pubblicarono invece i risultati di uno studio sperimentale sull' influenza dell'altezza mensola, del passo delle staffe e della forma dell'armatura longitudinale-

Per valutare l'influenza furono di tali parametri, furono testate in maniera indipendente 24 mensole appartenenti a 12 travi in ca (**Fig. 15**), attraverso prova di carico a flessione su 4 punti, suddivise in 3 gruppi differenziandosi per tipologia e quantitativo di armatura, rapporto a/d, a0 e a1 rispettivamente distanza della prima e dell'ultima staffa verticale all' interfaccia risega-corpo principale. Nel particolare: 2 travi con staffe verticali a quattro bracci, 3 travi con staffe verticali e inclinate, e 10 travi con staffe verticali e armatura longitudinale piegata. In **Tab. 6** sono riportate le caratteristiche dei provini, nonché i valori di resistenza derivanti dalla sperimentazione. Dal confronto dei risultati è possibile affermare che:

- L'adozione di staffe inclinate comportava un aumento di resistenza ultima del 30% rispetto alle staffe verticali, dovuto ad un più efficace effetto spinotto (dowel action) atto a contrastare l'ulteriore apertura della fessura;
- L' influenza della altezza risultava essere preponderante fornendo valori di resistenza ultima praticamente dimezzati a parità di armatura. Tale condizione si verificava anche per travi aventi una resistenza a compressione maggiore. Veniva pertanto raccomandata un'altezza della risegna non minore di 0,45 volte l'altezza del corpo centrale della trave;
- 3. L' influenza della distanza a0 ed a1 risultava meno apprezzabile. Veniva pertanto raccomandata una distanza della prima staffa all' interfaccia risega-corpo principale posizionata a non maggiore di 40 mm, mentre le successive posizionate all' interno di una distanza pari ad 0,5 volte l'altezza della risega.



Fig. 14 Lu et al, 2003: Layout provini e test set-up

Tuono	Mangala	Reaz Vincolare	As	a/d	f'c	Teorico [kN]	Test [kN]	Test/Teorico
Irave	Mensola	Vincolare	[mm2]	[-]	[MPa]	Vu PCI	Vu	[kN]
1	1	V	860	0,56	34	157	561	3,57
1	2	V	860	0,59	62,6	176	705	4,01
2	3	V	860	0,59	69,2	180	713	3,96
L	4	V	860	0,89	34	157	360	2,29
2	5	V	860	0,93	62,6	176	513	2,91
3	6	V	860	0,81	69,2	180	521	2,89
4	7	V	573	0,52	33,7	157	458	2,92
4	8	V	573	0,54	62,6	176	599	3,40
F	9	V	573	0,54	69,2	180	642	3,57
3	10	V	573	0,83	33,7	157	291	1,85
6	11	V	573	0,85	62,6	176	351	1,99
0	12	V	573	0,85	69,2	180	392	2,18

Tab. 5 Lu et al, 2003: Principali riusultati sperimentali



Fig. 15 Wang, 2005: Layout provini e Test set-up

Thomas	Disease	Reaz a	o/d	l fc	D	h	Н	a0	e1	Test [kN]
Gruppo	Risega	Vincolare	a/u [-]	IC [Mpa]	b [mm]	n [mm]	trave [mm]	au [mm]	a1 [mm]	Vu
Gruppo	B1.11	V	3,38	16,9	214	170	370	50	50	58,8
Ι	B1.12	V	3,23	16,9	214	164	370	60	60	42,2
	B1.21	V	2,83	16	220	190	370	105	105	65,0
	B1.22	V	3,13	16	220	160	370	87	45	73,0
	B2.11	V	2	19,5	150	150	300	30	30	34,8
Gruppo	B2.12	V	2	19,5	150	150	300	100	100	31,8
II	B2.21	V	2	19,5	150	150	300	100	30	55,2
	B2.22	V	1,9	19,5	150	150	300	104	40	65,8
	B2.31	V	1,89	19,5	150	150	300	40	40	75,7
	B2.32	V	2	19,5	150	150	300	75	75	65,0
Gruppo	B3.11	V	2,31	25,9	150	160	315	60	30	60,0
III	B3.12	V	2,31	25,9	150	160	315	52	22	70,0
	B3.21	V	2,5	25,9	150	150	300	60	25	66,0
	B3.22	V	2,5	25,9	150	150	300	75	45	50,0
	B3.31	V	2,5	22,8	150	150	305	50	50	52,2
	B3.32	V	2,5	22,8	150	150	305	65	20	63,0
	B3.41	V	4,07	22,8	150	100	310	30	30	26,8
	B3.42	V	4	22,8	150	100	310	40	40	26,4
	B3.51	V	2,4	22,8	150	155	305	30	30	79,1
	B3.52	V	2,5	22,8	150	150	305	30	30	75,0
	B3.61	V	2,34	22,6	150	150	300	68	38	63,2
	B3.62	V	2,42	22,6	150	150	300	58	23	92,8
	B3.71	V	2,34	22,6	150	150	300	58	23	90,0
	B3.72	V	2,38	22,6	150	150	300	56	13	116,2

Tab. 6 Wang, 2005: Principali risultati sperimentali

Nel **2009 Peng** [9] pubblicò i risultati di uno studio sperimentale sulla influenza delle regole di dettaglio in termini di ancoraggio delle staffe verticali (hanger rinforcement) e dell'armatura longitudinale a flessione.

Per valutare l'influenza di tali parametri, furono testate le mensole appartenenti a 2 travi con risega in ca, attraverso prova di carico di flessione su 3 punti in due sequenze/schemi di carico: una prima sequenza di carico -di cui lo schema rappresentato in (**Fig. 16a**) fino alla rottura di una delle due risegue, successivamente, una volta riparata la risega iniziava la seconda sequenza di carico, di cui lo schema di carico in (**Fig. 16b**) ottenuto spostando l'appoggio e portando a rottura la restante risega. Entrambe le travi progettate secondo modelli STM, presentavano uguale geometria della sezione trasversale e longitudinale e classe di resistenza a compressione del cls (f_c), ma si differenziavano per la tipologia di dettagli costruttivi presente all' interno della risega nel seguente modo:

- Trave 1: progettata con modello STM-1 (Fig. 17a) in accordo allo Standard CSA-2004 e adottando per risega nord (N) e risega sud (S) rispettivamente regole di dettaglio in accordo al PCI-1971e del Design Handbook PCI-1999 (Fig. 18).
- Trave 2: progettata con modello STM-2 (Fig. 17b), e adottando per entrambe le riseghe nord (N) e sud (S) regole di dettaglio in accordo al Design Handbook del PCI-1999 (Fig. 19).

In **Tab.** 7 sono riportate le caratteristiche dei provini, nonché i valori di resistenza derivanti dall' adozione del modello STM in combinazione con i differenti dettagli costruttivi utilizzati, e dalla sperimentazione. Dal confronto dei risultati è possibile affermare che:

- 1. l'adozione di modelli STM sottostimava significativamente i valori di resistenza ultima, risultando troppo conservativo;
- l'adozione dei modelli proposti dai Design Handbook adottati dal PCI-1971 & PCI-1999 risultavano in dettagli costruttivi significativamente poco esaustivi del reale comportamento della trave fornendo a livello sperimentale bassi valori di resistenza a taglio e duttilità;
- l'adozione di un opportuno ancoraggio sia dei ganci che dell'armatura a flessione orizzontale, comportava elevati benefici sia in termini di duttilità che in termini di resistenza ultima a taglio della trave, ottenendo per quest' ultima un aumento sino al 44%.

Trave	Mensola	Reaz Vincolare	Layout	a/d	Teorico Test [kN] a/d f'c [kN]		kN]	Test/Teorico			
Gruppo		vincolare	armatura	[-]	Impaj	VerM	VerV	Vu	Vu	Nu	[-]
1	1-dx	V	PCI-71	3,38	33	50	42,5	189,7	193	0	1,02
1	1-sx	V	PCI-71	3,23	33	50	42,5	189,7	273	0	1,44
r	2-dx	V	PCI-99	2,83	33	50	50	203,9	228	0	1,12
Z	2-sx	V	PCI-99	3,13	33	50	50	203,9	329	0	1,61

Tab. 7 Peng, 2009: Principali risultati sperimentali, comparazione con modelli teorici



Fig. 16 Peng, 2009: Test set-up per le 2 sequenze di carico







Fig. 18 Peng, 2009: Layout provino STM1



Fig. 19 Peng, 2009: Layout provino STM2

CAP.2: La sella Gerber

Nel 2012, **Lu et al** [10] pubblicarono i risultati di uno studio sperimentale analizzando l'influenza della classe di resistenza a compressione del cls (f'c), del rapporto luce di taglio-altezza utile (a/d), e dell'applicazione di reazioni vincolari orizzontali (N).

Per valutare l'influenza di tali parametri furono testate in maniera indipendente le riseghe appartenenti a 12 travi in ca, attraverso prova di carico a flessione su 3 punti. Le travi presentavano corpo principale di geometria della sezione trasversale e longitudinale di dimensioni pressoché uguali. Le riseghe appartenenti a ciascuna trave presentavano tra loro diversa geometria della sezione trasversale e longitudinale tale per cui per la risega di sx e di dx risultasse rispettivamente a/d<1 ed a/d>1. In **Tab. 8** sono riportate le caratteristiche dei provini testati, nonché i valori di resistenza derivanti sperimentazione e dall' adozione della procedura adottata dal Prestressed Concrete Institute (PCI-1999), dall' American Concrete Institute ACI318-08, e dalla sperimentazione. Dal confronto dei risultati è possibile affermare che:

- Per tutti i provini la formazione della prima fessura diagonale si originava all' angolo rientrare e per un valore di carico V_{cr} pari al 20% del carico ultimo V_u; all' aumentare del carico la formazione di fessure flessionali si originavano nella regione a momento positivo (sagging-region) all' intersezione tra la risega e il corpo principale della trave e nella risega stessa. (extended-end).
- La rottura prevalente di provini aventi rapporto a/d>1 risulta essere quella flessionale, con snervamento delle barre principali, delle staffe orizzontali e verticali e all' interfaccia prima del raggiungimento del carico ultima. La rottura prevalente di provini soggetti a combinazione di carico verticale ed orizzontale (H+V) risulta essere quella flessionale (F)
- 3. La classe di resistenza a compressione del cls, il rapporto luce di taglio-altezza utile a/d, e l'applicazione di reazioni vincolari orizzontali influenzano la resistenza ultima a taglio e la rigidezza delle travi. Nel particolare quest' ultime aumentano all' aumentare di f'c e al diminuire di N e del rapporto a/d.



Fig. 21 Lu, 2012: Trave soggetta a combinazione dii carichi verticali e orizzontali con a/d<1 a sx. a/d >1 a dx

Trave	Discon	Reaz a Vincolare	a/d	f'c	Teorio [kN]	20	Test [kN]		Test/Teorico [-]		
Gruppo	Kisega	Vincolare	[-]	[Mpa]	Vu ACI	Vu PCI	Vu	Nu	Pu	ACI	PCI	
1	1	V	0,63	60,6	575,2	195,9	811	0	1015	1,41	4,14	
1	2	V	1,24	60,6	373	438,3	526	0	711	1,41	1,20	
2	3	V+H	0,63	60,6	506,5	196,1	704	132	886	1,39	3,59	
2	4	V+H	1,24	60,6	313	362,7	457	98	618	1,46	1,26	
2	5	V	0,63	60,6	575	196	690	0	868	1,20	3,52	
3	6	V+H	1,22	60,6	238,7	270,1	370	225	500	1,55	1,37	
4	7	V	0,61	27,7	345,4	174,1	632	0	795	1,83	3,63	
4	8	V	1,2	27,7	235,7	383	337	0	456	1,43	0,88	
5	9	V+H	0,63	27,7	337,4	173	550	134	692	1,63	3,18	
5	10	V+H	1,2	27,7	234,6	341,9	359	96	486	1,53	1,05	
6	11	V	0,63	27,7	329,5	171,1	491	0	618	1,49	2,87	
0	12	V+H	1,2	27,7	240	292,4	348	173	471	1,45	1,19	
7	13	V	0,63	48,5	462,9	187,8	787	0	986	1,70	4,19	
,	14	V	1,22	48,5	323,1	434,5	517	0	699	1,60	1,19	
8	15	V+H	0,63	48,5	428,8	190,9	626	209	787	1,46	3,28	
0	16	V+H	1,23	48,5	275,7	309,9	375	163	508	1,36	1,21	
9	17	V	0,61	48,5	626,3	234	1046	0	1472	1,67	4,47	
)	18	V	1,24	48,5	403,5	451,2	573	0	898	1,42	1,27	
10	19	V+H	0,63	48,5	492	235,2	802	198	1133	1,63	3,41	
10	20	V+H	1,26	48,5	273,5	300	465	188	728	1,70	1,55	
11	21	V	0,64	48,5	485,7	217,2	884	0	1243	1,82	4,07	
11	22	V	1,25	48,5	331,8	440,6	564	0	883	1,70	1,28	
12	23	V+H	0,63	48,5	466,7	218	630	215	890	1,35	2,89	
12	24	V+H	1,24	48,5	298,7	323,9	460	157	721	1,54	1,42	

 Tab. 8 Lu et al, 2012: Principali risultati sperimentali, comparazione con modelli teorici

Nel 2019, **Falcon et al** [11] pubblicarono i risultati di uno studio sperimentale per la valutazione dell'influenza del quantitativo e del layout di armatura sul comportamento ultimo di travi con risega in ca aventi rapporto a/d<1.

A tale scopo furono testate in maniera indipendente le mensole appartenenti a 15 travi in ca, attraverso prova di carico a flessione su 3 punti in configurazione asimmetrica (**Fig. 22**). Tutte le travi presentavano geometria (BxHxL) del corpo principale 250x600x3000 mm, (bxhxl) della mensola 250x300x350mm e stessa classe di resistenza a compressione.

Le mensole risultavano armate con barre diagonali (sD), orizzontali (sH), staffe verticale (sV)disposte in 1, 2, o 3 file (sV1, sV2, sV3) atte a formare 3 configurazioni: ortogonale con 1 fila di staffe, ortogonale con 3 file di staffe, ortogonale con aggiunta di diagonale. I layout ortogonale e diagonale rispettivamente si presentavano come segue:

- layout ortogonale (O) variandone il rapporto A_{sh}/A_{sv}:
 - O.1, 4 provini di controllo, progettati con modello S&T-EC2, avente rapporto A_{sh}/A_{sv}=1,5;
 - O.2, 4 provini ottenuti riducendo l'armatura A_{sH} del provino di controllo tale da avere una sotto-resistenza del 40%, ottenendo rapporto A_{sH}/A_{sV} =0,9;
 - O.3, 1 provino ottenuto riducendo l'armatura Asv del provino di controllo tale da avere una sotto-resistenza del 60% ottenendo rapporto A_{sH}/A_{sV} =3,9.
- con layout diagonale (D), 7 provini ottenuti a partire da quelli di controllo (O.1) inserendovi barre diagonali.



Fig. 22 Falcon et al, 2019: Layout provini e configurazione di carico

Dal confronto dei risultati sperimentali è possibile affermare che:

1. Influenza del quantitativo di armatura

Indipendentemente dalla 3 configurazione di armatura adottata (ortogonale con 1 fila di staffe, ortogonale con 3 file di staffe, ortogonale con aggiunta di diagonale) ad un incremento del 50 e 100% dell'armatura dei provini di controllo (0.49) corrispondeva un incremento della resistenza ultima rispettiva del 15 e del 60%.

2. Influenza della disposizione di A_{sV} in 1 o 3 layers

A parità di rapporto A_{sH}/A_{sV} la disposizione su tre file dello stesso quantitativo Asv comportava una riduzione in media del 10% della resistenza ultima rispetto alla disposizione su una fila. Tale riduzione è spiegabile dallo spostamento del baricentro A_{sV} che comporta quindi un aumento della luce di taglio "*a*" quindi del rapporto a/d e conseguente riduzione della capacità ultima.

3. Influenza del rapporto A_{sH}/A_{sV} .

A parità di quantitativo di staffe verticali A_{sV} il passaggio dal layout 0.1 a 0.2 che comportava una riduzione di armatura del 40% corrispondeva in media una diminuzione del 30% della capacità ultima.

Tab. 9 Falcon et al, 2019: Influenza del quantitativo armatura													
Influenza quantitativo di armatura													
Mensola	layout	Ash/Asv [-]	Vumedia [kN]	Ratio [-]	∑As [mm2]	Ratio ∑As [mm2]							
1.1	0.1	1,5	194	1.00									
1.4	0.1	1,5	177	1,00	652	1,00							
1.6	0.1	1,5	280	1,58	1344	2,06							
1.8	0.1	1,5	197	1,12	936	1,44							
1.2	O.2	0,9	139	1.00	404								
1.5	O.2	0,9	125	1,00	494	1,00							
1.7	O.2	0,8	192	1,53	992	2,01							
1.9	O.2	0,9	144	1,15	710	1,44							
2.1	D1	-	197	1,00	544	1,00							
2.2	D1	-	326	1,65	1071	1,97							
2.3	D2	-	241	1,22	791	1,45							

Tab. 10 Falcon et al, 2019: Influenza dell' Armatura Longitudinale

Influenza Rapporto Ash/Asv									
Mensola	layout	Ash/Asv [-]	Vumedia [kN]	Ratio					
1.1	0.1	1,5	194	0.72					
1.3	O.2	0,9	139	0,72					
1.4	0.1	1,5	177	0.71					
1.5	O.2	0,9	125	0,71					
1.6	0.1	1,5	280	0.69					
1.7	O.2	0,8	192	0,08					
1.8	0.1	1,5	197	0.72					
1.9	O.2	0,9	144	0,73					
			Media	0,71					

Tab. 11 Falcon et al, 2019: Influenza del numero di file di staffe

Influenza file Av								
Mensola	layout	Ash/Asv [-]	Vumedia [kN]	Ratio				
1.1	0.1	1,5	193,6	0.01				
1.4	0.1	1,5	176,7	0,91				
1.2	0.2	0,9	139,25	0.00				
1.5	0.2	0,9	125,3	0,90				
			Media	0,91				

Nel 2014, Martinez Meli [12] pubblicarono i risultati di uno studio sperimentale sul comportamento in esercizio ed ultimo di travi in CAP, e in particolare sull' efficienza dell'adozione di post-tensione e diagonali in sostituzione alle staffe, per il controllo della fessurazione diagonale che origina nell' angolo rientrante.

A tale scopo furono testate 4 riseghe appartenenti a prototipi di trave da ponte in scala ridotta 1:3.6, attraverso cicli di carico simmetrici ed eccentrici. Tutte le travi presentavano geometria (BxHxL) del corpo principale 1000x480x1475 mm e della risega 1000x250x275mm. Dei quattro provini:

- E1, risega utilizzata come provino controllo, progettata in accordo alla procedura adottata dal PCI come da prototipo, con layout costituito da staffe verticali all' interfaccia risega-corpo principale e ganci orizzontali (fig. a);
- E2, risega avente lo stesso layout di E1 a cui veniva aggiunta post-tensione;
- E3, risega in cui veniva sostituto il 50% delle staffe verticali presenti nel corpo principale con area equivalente di barre diagonali;
- E4, risega avente lo stesso layout di quella E2 ma con livello di post-tensione minore.

L' analisi del comportamento in esercizio permette di affermare che in tutti i casi le fessure diagonali comparivano prima del raggiungimento dei carichi di servizio nei cicli simmetrici. Nel particolare il provino con il più basso valore del carico di fessurazione e di ampiezza della fessura risultava essere quello progettato in accordo al PCI (E1), mentre quello con il valore più alto E2. È possibile quindi affermare che la pretensione pertanto risulta essere un metodo efficiente per la riduzione del pattern fessurativo che si origina all' angolo rientrante in tutti quegli ambienti in cui è necessaria una rigorosa misura del controllo della fessurazione, quali ad esempio travi da ponte.



2.2.3 Studio di rinforzi strutturali

Nel 2005, **Hang e Nanni** [13] studiarono l'efficacia di rinforzi in laminato di materiale composito, fibre di carbonio in matrice polimerica (C-FRP), sulla capacità ultima di travi a doppia T in CAP. A tale scopo furono testate in maniera indipendente le mensole appartenti a 3 travi con risega in ca, in totale 5 provini. Tutte le travi presentavano geometria (BxHxL) del corpo principale (114-178)x(711)x7721 mm e (bxhxl) della mensola (114-178)x105mm, cls di resistenza a compressione nominale pari a $f'_c=41,4MPa$., ed ogni anima pre-tese da 7 trefoli.

Di ciascuna trave, una mensola provino di controllo, risultava progettata e armata attraverso la procedura adottata dal D.H. PCI-1999, mentre all'altra risega si adottava un sistema di rinforzo in laminato composito in C-FRP, in fibre di carbonio asciutto ed unidirezionale, con tecnica di applicazione 0/90° in due configurazioni:

• 2 provini con 1 strato di rinforzo

(Fig. 23a);

• 1 provino con 2 strati di rinforzo e sistema di ancoraggio terminale ad U (Fig. 23b);

Risulta importante notare che, per avere un corretto confronto tra le travi rinforzate e non, il sistema di rinforzo veniva progettato comunque in accordo alle disposizioni PCI adottando modificazioni alle stesse ove opportuno.

Principali risultati sperimentali Tab. 12:

- 1. In tutti i provini la formazione della prima fessura originava all' angolo rientrate;
- I provini di controllo arrivavano a rottura per taglio- flessione attraverso meccanismi di bulging e spalling (Fig. 24) nella mezzeria della trave (2,43 metri dalla faccia della interfaccia). Inoltre la capacità ultima teorica predetta dal PCI risultava in valori eccessivamente cautelativi se comparati con i risultati sperimentali;
- 3. I provini dotati di sistema rinforzo EB-CFRP arrivavano a rottura per taglio per propagazione della fessura all' angolo rientrante attraverso due meccanismi associati al rinforzo stesso, ovvero delaminazione dello strato (Fig. 25) e rottura progressiva delle fibre del rinforzo (Fig. 26) rispettivamente per provini rinforzati con 1 strato e con 2 strati, provvedendo altresì ad elevata capacità ultima senza eccessiva perdita di duttilità.



Fig. 23 Huang e Nanni, 2005 Trave rinforzata con 1 strato, 2 strati e sistema di ancoraggio a U

Trave	Mensola	Reaz Vincolare	Layout armatura	/ 1	f'c [MPa]	Teoric	o [kN]	Test	[kN]	Vcr/Vu	Test/Teorico	Test/Testcontrollo
				a/d [-]		Ver	Vu	Vcr	Vu	[-]	[-]	[-]
1	1F-8	V	1 Srato CFRP	-	41,3	-	56,1	122,4	156,3	0,78	2,8	0,8
	1S-8	V	PCI	0,4	41,3	-	235,0	139	203,3	0,68	0,9	1,0
2	2F-8	V	1 Strato CFRP	-	41,3	-	56,1	124,6	200	0,62	3,6	-
3	3F-5	V	2 Strati CFRP	-	41,3	-	132,2	130,8	240,7	0,54	1,8	0,9
-	3S-5	V	PCI	0,4	41,3	-	235,0	140,1	255,4	0,55	1,1	1,0

N7. ...: 2005 10 11



Fig. 24 Huang e Nanni, 2005: Rottura per bulging e spalling



Fig. 25 Huang e Nanni, 2005: Delaminazione rinforzo



Fig. 26 Huang e Nanni, 2005: progressiva rottura delle fibre del rinforzo

Sempre nel 2005, **Taher** [14] esaminò l' efficacia di 12 sistemi di rinforzo su 4 gruppi di travi con risega (**Fig. 27**): G-I con adeguato quantitativo di armatura e dettagli costruttivi, G-II con insufficiente lunghezza di ancoraggio dell' armatura longitudinale A_s, G-III senza armatura longitudinale nell' altezza della risega A_h, G-IV senza staffe verticali all' interno della risega A_v.



Fig. 27 Taher, 2005: Gruppi I, II, III, IV

A tale scopo furono testate per ogni gruppo le mensole di 13 travi a scala ridotta, totale 13x4=52 travi, attraverso prova a flessione, siffatte:

- 1 trave, come provino di controllo, le cui mensole progettate e dettagliate secondo la procedura addotta dal PCI
- 12 travi, le cui mensole venivano applicate sistemi di rinforzo tra cui (Fig. 28): 1 sistema con angolari esterni in acciaio (ESA), 1 con bullonatura in acciaio esterna (USB), 3 con incamiciatura esterna in acciaio (SPJ), 1 con nastri inclinati in C-FRP, 3 con laminati in C-FRP con fibre monodirezionali disposte in orizzontale (H-CF) o in verticale (V-CF), 3 laminati in C-FRP con fibre monodirezionali in combinazione con nastri inclinati in CFPR.

Principali risultati sperimentali in Tab. 13, Tab. 14,, Tab. 16.

Con riferimento ai 4 gruppi dei provini di controllo, le travi del gruppo G1-0 e GIII-0 presentavano la più elevata capacità ultima e deflessione e quindi una maggiore duttilità.

Con riferimento ai provini rinforzati invece, tra i 12 sistemi di rinforzo, quello in configurazione HI-CF-2 costituisce, indipendentemente dal difetto presente, la miglior soluzione applicabile "on site", in termini di facilità di applicazione, incremento di capacità ultima e duttilità.



Fig. 28 Taher, 2005: 12 sistemi di rinforzo

			10	10. 15 Tun	1,2005. Or uppo 1			
Trave	Reaz Vincolare	Layout armatura	Vcr	Test Vu	[kN] ðu	Vcr	Гest/Contro Vu	ollo [-] õu
0 Controllo	V	PCI	25	75	18,5	1	1	1
1	V	ESA	44	76	17,5	1,76	1,01	0,94
2	V	USB	40	92	24	1,6	1,23	1,3
3	V	SPJ-1	45	81	18,3	1,8	1,08	0,99
4	V	SPJ-2	43	94	19,1	1,72	1,25	1,03
5	V	SPJ-3	43	78	17,9	1,72	1,04	0,97
6	V	I-CF	35	89	16,6	1,4	1,19	0,9
7	V	HCF-1	39	87	22,1	1,56	1,16	1,19
8	V	HCF-2	38	96	24,2	1,52	1,28	1,31
9	V	V-CF	31	85	22	1,24	1,13	1,19
10	V	HI- CF-1	41	93	22,4	1,64	1,24	1,21
11	V	HI- CF-2	37	99	23,1	1,48	1,32	1,25
12	V	VI-CF	35	90	23.1	1.4	1.2	1.25

Tab. 13 Taher, 2005: Gruppo I

Tab. 14 Taher, 2005: Gruppo II	

	- Reaz	Layout		Test	[kN]	ŗ	Fest/Contro	ollo [-]
	vincolare	armatura	Vcr	Vu	δu	Vcr	Vu	δu
0 Controllo	V	PCI	12	45	16,8	1	1	1
1	V	ESA	25	49	14,2	2,08	1,09	0,84
2	V	USB	30	66	30	2,5	1,47	1,79
3	V	SPJ-1	33	51	24,6	2,75	1,13	1,47
4	V	SPJ-2	31	62	25,4	2,58	1,38	1,52
5	V	SPJ-3	34	46	24	2,83	1,02	1,43
6	V	I-CF	31	49	20,4	2,58	1,09	1,22
7	V	HCF-1	35	55	33,6	2,92	1,22	2,01
8	V	HCF-2	33	64	39,6	2,75	1,42	2,37
9	V	V-CF	30	52	32,6	2,5	1,16	1,94
10	V	HI- CF-1	37	56	36,7	3,08	1,24	2,19
11	V	HI- CF-2	35	71	41,2	2,92	1,58	2,46
12	V	VI-CF	32	54	35.9	2,67	1,2	2,14

Trave	Reaz Vincolare	Layout armatura	Test [kN]			,	Test/Controllo [-]		
			Vcr	Vu	δu	Vcr	Vu	δu	
0 Controllo	V	PCI	24	70	15	1	1	1	
1	V	ESA	21	84	12,8	0,88	1,2	0,85	
2	V	USB	22	75	20,4	0,92	1,07	1,36	
3	V	SPJ-1	33	96	18,6	1,38	1,37	1,24	
4	V	SPJ-2	36	97	19,8	1,5	1,39	1,32	
5	V	SPJ-3	34	95	17,5	1,42	1,36	1,17	
6	V	I-CF	33	88	20,2	1,38	1,26	1,34	
7	V	HCF-1	33	91	22,3	1,38	1,3	1,49	
8	V	HCF-2	36	96	25,5	1,5	1,37	1,7	
9	V	V-CF	31	85	20,2	1,29	1,21	1,35	
10	V	HI- CF-1	35	92	23,4	1,46	1,31	1,56	
11	V	HI- CF-2	37	99	27,7	1,54	1,41	1,85	
12	V	VI-CF	34	90	21	1,42	1,29	1,4	

Tab. 15 Taher, 2005: Gruppo III

Tab. 16 Taher, 2005: Gruppo IV

Trave	Reaz Vincolare	Layout armatura		Test	[kN]		Test/Controllo) [-]
			Vcr	Vu	δu	Ver	Vu	δu
0 Controllo	V	PCI	24	69	14,3	1	1	1
1	V	ESA	27	78	12,7	1,13	1,13	0,89
2	V	USB	28	70	4,92	1,17	1,01	0,34
3	V	SPJ-1	33	90	25	1,38	1,3	1,74
4	V	SPJ-2	33	91	26,1	1,38	1,32	1,82
5	V	SPJ-3	30	86	23,2	1,25	1,25	1,62
6	V	I-CF	34	95	21,3	1,42	1,38	1,49
7	V	HCF-1	33	70	20,2	1,38	1,01	1,41
8	V	HCF-2	29	71	20,6	1,21	1,03	1,44
9	V	V-CF	31	75	24,6	1,29	1,09	1,72
10	V	HI- CF-1	30	96	21,4	1,25	1,39	1,49
11	V	HI- CF-2	29	96	22,9	1,21	1,39	1,59
12	V	VI-CF	30	98	25,7	1,25	1,42	1,79
Nel 2021, **György et al** [15], esaminarono l'efficacia di differenti configurazioni di sistema di rinforzo in materiale composito in FRP per travi in CAP per un reale caso di applicazione strutturale su edificio industriale, in cui un mancato centramento delle travi ne provocava eccentricità addizionale e quindi un aggravio di sollecitazioni sulle stesse con fessurazione che originava all' angolo rientrante. Stante la criticità, le travi necessitavano di un retrofitting per incrementarne la capacità ultima considerandone altresì il nuovo braccio di leva.

A tale scopo furono testate in maniera indipendente le riseghe di 4 travi con risega in ca a scala ridotta rispetto a quelle in sito. Le travi presentavano geometria (BxHxL) del corpo principale 660x1500x5430 mm, (bxhxl) della mensola 600x800x810mm, cls di resistenza a compressione nominale pari a 56 Mpa, armate in accordo a modelli STM prescritti dall' EC2 e testate in configurazione di carico con pavimento di contrasto, siffatte:

- 1 provino di controllo, testata fino rottura (Fig. 29a);
- 3 provini testati fino al valore di carico predetto dall' adozione del modello STM (800kN), successivamente riparati, rinforzati e ritestati a fino rottura. Quest' ultimi risultavano rinforzati con 2 sistemi in C-FRP (piastre o fogli), in 3 configurazioni diverse (tecniche di sovrapposizione):
 - 2 provini (C2-RC2, C4-RC4) con piastre e tecnica di sovrapposizione 45-90° & 0-90(Fig. 29b)
 - 1 provino (C3-RC3) con fogli e tecnica di tecnica di sovrapposizione 45°-0°-90 (**Fig. 29c**)

In Tab. 17 i principali risultati sperimentali:

- In tutti i provini (di controllo, e pre-fessurati) la formazione della prima fessura originava all' angolo rientrate con un angolo di 42-60° ed un carico pari al 50-70% (400-600 kN) di progetto dello STM;
- In tutti i provini (di controllo e pre-fessurati) al valore di progetto dello STM, l'armatura longitudinale e le staffe verticali all'interno della mensola presentavano una deformazione prossima a quella di snervamento, convalidandone le ipotesi di modello;
- Il provini di controllo arriva a rottura per taglio- flessione attraverso meccanismi di crushing del cls a seguito dello snervamento dell'armatura longitudinale e delle staffe verticali. Inoltre la capacità ultima teorica predetta dal STM risultava in valori eccessivamente cautelativi se comparati con i risultati sperimentali
- Tutti i provini riparati-rinforzati (sia con piastra che con fogli), a seguito della fase di ricarico esibivano un incremento di rigidezza rispetto auna riapertura delle fessure pre-esistenti ad un carico prossimo a quello di prima fessurazione. Inoltre esibivano una relazione tensione-deformazione lineare fino a 2 volte il carico di prima fessurazione, senza ulteriore sviluppo delle fessure pre-esistenti ma con formazione di nuove nella risega, portando alla considerazione che i sistemi di rinforzo producano pertanto una redistribuzione delle tensioni.

I provini con sistemi di rinforzo presentavano inoltre, rispetto al provino di controllo, un incremento di rigidezza e capacità ultima fino al 10% ma uno spostamento ultimo δu ridotto a cui corrisponde un minore duttilità.

- I provini rinforzati con piastra, rispetto ai provini di controllo, esibivano un incremento di rigidezza e resistenza, specialmente una volta oltrepassato il carico S&T di progetto (800 kN)- si noti che il provino con tecnica di applicazione 45-90° forniva la resistenza migliore in quanto la piastra a 45° risultava perpendicolare alla fessura pre-esistente. La rottura degli stessi avveniva per delaminazione delle piastre (peeling-off, P)
- Il provino rinforzati con fogli invece, esibivano incremento rigidezza ed un marginale incremento di resistenza. La rottura degli stessi avveniva progressiva rottura delle fibre del rinforzo fibre rupture, F.

Tab. 17 Gyorgy et al, 2012										
Mensola	Reaz Vincolare	Layout armatura	fc [MPa]	Teorico S&T [kN]		Test	[kN]	contro	controllo/rinf	
				Vu	Vcr	Vu	δu [mm]	Vu	δu	
C1- controllo	V	STM	56	800	700	1600	30	1,00	1,00	
C2-RC2	V	Piastra0-45	56	800	600	1760	17	1,10	0,57	
C3-RC3	V	Fogli 0-45-90	56	800	400	1618	26	1,01	0,87	
C4-RC4	V	Piastra 0-90	56	800	600	1670	18	1,04	0,60	





(a)





Fig. 29 Gyorgy et al,2012: Configurazioni rinforzo piastre (a), (b) e fogli (c) rispettivamente rottura per delaminazione del rinforzo e rottura progressiva delle fibre di rinforzo (c)

Nel 2015, Atta e Taman [16] esaminarono l' efficacia di differenti configurazioni di precompressione esterna sulla capacità ultima a taglio di travi in ca.

A tale scopo furono testate in maniera indipendente, e in configurazione di flessione su quattro punti, 8 travi con risegaErrore. L'origine riferimento non è stata trovata.) aventi geometria (BxHxL) del corpo principale 150x400x2200mm, (bxhxl) della mensola 150x200x300mm, resistenza a compressione a 28 gg pari a fc=30MPa ed armate in accordo alle prescrizioni ACI 318-11, siffatte:

- 1 risega, provino di controllo;
- 7 riseghe rinforzate con diverse configurazioni di precompressione esterna:
 - 1 provino rinforzato con precompressione esterna diagonale;
 - 4 provini rinforzati con precompressione esterna verticale;
 - 2 provini rinforzati con precompressione esterna orizzontale.

In

Tab. 18 i principali risultati sperimentali:

- 1. La configurazione con precompressione esterna orizzontale (Provino 6 e 7) presenta rottura in zona compressa del cls (bulging) per effetto della compresenza di compressione dovuta alla precompressione e alle azioni interne, e presentando altresì la più bassa duttilità e il minor incremento di capacità ultima tra tutte le configurazioni;
- 2. La configurazione con precompressione esterna verticale, invece presenta, ad eccezione del Provino 4 la cui rottura avviene all' interfaccia, una rottura per propagazione della fessura diagonale originante all' angolo rientrante. Inoltre tra le diverse configurazioni di precompressione verticale, quella che presenta miglior caratteristiche nei riguardi dell' incremento di capacità ultima che di duttilità resulta essere quella verticale a 2 layers posizionati rispettivamente nella mensola e nel corpo principale della trave ed altresì posizionati con due piastre separate (Provino 5).

Tab. 18 Atta Taman, 2015										
Risega	Reaz.	Layout	Test [kN]		Rati Rinforzato	os [-] D/Controllo	Tipologia rottura			
	vincolare	armatura	Ver	Vu	Vcr	Vu		· g · · · · · · · · · ·		
Controllo	V	ACI 318-11	60	112,7	-	-	Fessura diagonale all' angolo rientrante	Duttile		
Sp1	V	Prec. Diagonale	84	204,3	40%	81%	Fessura diagonale all' angolo rientrante	Duttile		
Sp2	V	Prec.Verticale	58	185,4	-3%	65%	Fessura diagonale all' angolo rientrante	Duttile		
Sp3	V	Prec.Verticale	48	206,1	-20%	83%	Fessura diagonale all' angolo rientrante	Duttile		
Sp4	V	Prec.Verticale	49	205,8	-18%	83%	Taglio all' interfaccia	Fragile		
Sp5	V	Prec.Verticale	60	202,0	0%	79%	Fessura diagonale all' angolo rientrante	Duttile		
Sp6	V	Prec. Orizzontale	60	185,2	0%	64%	Bulging	Duttile		
Sp7	V	Prec. Orizzontale	52	165,3	-13%	47%	Bulging	Ductile		

Tab.	18	Atta	Taman,	201
------	----	------	--------	-----



Provino di controllo



Provino 4



Provino 1



Provino 5 (doppia piastra)



Provino 2



Provino 6



Provino 3 (unica piastra)



Provino 7

Fig. 30 Atta Taman, 2015

Pagina lasciata intenzionalmente bianca

3. ANALISI NUMERICA

3.1 Modellazione agli elementi finiti (FEM) con software DANA FEA

Nel presente elaborato di tesi, è stata eseguita una analisi numerica a priori della campagna sperimentale. Si è pertanto fatto affidamento sulla modellazione numerica per analizzare e tentare di simulare il possibile comportamento degli elementi strutturali. In tale sezione vengono quindi descritte le caratteristiche del Modello agli Elementi Finiti finalizzato allo studio del comportamento della trave in scala 1:3 con riferimento ai due layout di armatura, ortogonale (LO), inclinato (LI) e con riferimento alle seguenti fasi:

- Modello di trave integra al fine di prevedere la capacità ultima e la modalità di collasso;
- Modello di trave danneggiata, simulando un danneggiamento attraverso riduzione dell'area dei tondini di armatura;
- Modello di trave rinforzata al fine di studiare l'efficacia del rinforzo.

Al fine di analizzare i 3 modelli appena citati si è scelto di eseguire le analisi con il software agli elementi finiti DIANA FEA (TNO DIANA). Tale software ampiamente utilizzato in ambito di ricerca, permette di tenere conto delle non linearità geometriche e di materiale. Le misure utilizzate nel modello FEM sono definite come dato di input in Newton [N] per i carichi e millimetri [mm] per le dimensioni.

Il funzionamento del software si basa su una serie di operazioni sequenziali riassunte brevemente nel seguito e comuni alla maggior parte dei software agli elementi finiti. Anzitutto, è definita la geometria in funzione dell'elemento finito scelto in termini di blocchi di cls, del rinforzo in acciaio, e di barre di armatura, successivamente vengono definite le proprietà del materiale ed assegnate alla geometria stessa, successivamente è assegnata la mesh agli elementi in modo tale da essere sufficientemente regolare e di dimensione tale da poter rappresentare in modo ottimale il corretto comportamento delle travi con riferimento alle non linearità sopra menzionate, ed infine si procede a lanciare l'analisi. Durante la definizione della geometria del modello, per facilitare l'applicazione dei carichi, delle condizioni al contorno, delle proprietà dei materiali, della visualizzazione dei risultati e tabulazione si sono creati dei SETs, ovvero raggruppamenti di elementi geometrici (punti, linee, superficie, volumi). Nelle seguenti sezioni verranno quindi illustrati in dettaglio i modelli FEM nelle diverse fasi sopra menzionate in termini di definizione della geometria, dei materiali, del mesh e infine verranno discussi i principali risultati ottenuti dalle analisi non lineari.

3.2 Travi sane e travi con danneggiamento simulato

Nella seguente sezione vengono illustrate le travi con riferimento ai due layout di armatura inclinato (LD) e ortogonale (LO) e con riferimento alla situazione di trave sana e trave con danneggiamento simulato per effetto di una riduzione dell'area di armatura in corrispondenza della zona critica della sella Gerber.

3.2.1 Geometria travi e predimensionamento armature mediante modelli Strut and Tie

Le travi di dimensioni in scala ridotta 1:3, presentano sezione trasversale a T (Fig. 31). In particolare il corpo principale della trave presenta flangia di dimensioni trasversali 80x15cm e anima di dimensioni trasversali 20x50cm, e si estende per una lunghezza di 490cm, mentre la mensola presenta dimensioni trasversali di 20x35cm e si estende per una lunghezza di 30cm.



Fig. 31 Analisi Numerica: Travi- Geometria (dimensioni in cm)

Per il progetto delle armature nel dettaglio della sella Gerber occorre considerare che il cambiamento di geometria, genera in corrispondenza dell'angolo rientrante ed all' interno della mensola, una regione di discontinuità indagabile attraverso modelli di tipo Strut and Tie (S&T), adottati sia dall Eurocodice-2 (EC2) che dalle Norme Tecniche per le Costruzioni (NTC-2018). In un modello strut and tie la distribuzione degli sforzi all' interno di un elemento strutturale è idealizzata da un sistema statico di forze atto a riprodurre 3 elementi fondamentali: i puntoni (struts), i tiranti (ties), e i nodi (nodes). Il comportamento di un modello S&T è pertanto assumibile ad una reticolare in cui forze di compressione dirette lungo i puntoni rappresentano il campo di tensioni all' interno del cls, forze di trazione dirette lungo i tiranti rappresentano le armature, mentre i nodi rappresentano l'intersezione di tiranti e puntoni in cui le tensioni vengono reindirizzate. Tale modellazione risulta essere un approccio alla analisi limite, è più in particolare rappresenta un'applicazione del teorema del limite inferiore della teoria della plasticità. Per il progetto delle armature si sono considerati i due layout di armatura ortogonale (LO) e inclinata (LI) e con riferimento alle due condizioni di mensola sana e di mensola danneggiata attraverso una riduzione del diametro dell'armatura nella zona di dettaglio. Ai due layout di armatura (LO) e (LI) corrispondono due modelli S&T.



Nel seguito sono riportate le caratteristiche della trave con layout armature ortogonali (LO) in termini di disposizione e quantitativo di armature (**Fig. 32** e **Tab. 19**) e di modello S&T adottato (**Fig. 33**):

Fig. 32 Analisi Numerica: Dettaglio della Gerber con layout armature ortogonali (LO)

ID Armatura Trave	S	ANA	DANNEGGIATA			
Longitudinali Flangia, Top	AS-1	4φ20				
Staffe orizzontali	AS-2	2φ12	AS-10	2φ8		
<i>Staffe corpo principale (Staffa A)</i>	AS-3	$\varphi 8/20$				
Staffe corpo principale (Staffa A)	AS-4	$\varphi 8/20$				
Longitudinali Flangia, Top	AS-5	$4\varphi 20$				
Longitudinali, Bottom	AS-6	$2\varphi 20$				
Staffe mensola (Staffa C)	AS-7	2φ10	AS-12	2φ6		
Staffe interfaccia (Staffa B)	AS-8	4 <i>φ10/10</i>	AS-11 (1°2°)	2φ6		
Staffe interfaccia (Staffa B)	AS-9	2 <i>\alpha10/30</i>				

Tab. 19 Analisi Numerica: Distinta armature della Gerber con layout armature ortogonali (LO)



Fig. 33 Analisi Numerica: Modello S&T della Gerber con layout armature ortogonali (LO)

Nel seguito sono riportate le caratteristiche della trave con layout armature inclinate (LI) in termini di disposizione e quantitativo di armature (Fig. 34 e Tab. 20) e di modello S&T adottato (Fig. 35).



Fig. 34 Analisi Numerica: Dettaglio della Gerber con layout armature inclinate (LI)

Trave ID Armatura		SANA	DANNEGGIATA		
Longitudinali Flangia, Top	AS-1	4 <i>φ</i> 20	AS-9		
Staffe orizzontali	<i>AS-2</i>	<i>2φ8</i>	AS-10	2φ6	
Staffe corpo principale (Staffa A)	AS-3	<i>φ8/20</i>	AS-11 (1°)	<i>φ</i> 6	
Staffe corpo principale (Staffa A)	AS-4	$\varphi 8/20$	AS-12		
Longitudinali Flangia, Top	AS-5	$4\varphi 20$			
Longitudinali, Bottom	AS-6	$2\varphi 20$			
Diagonali	AS-7	2φ10	AS-10	2φ6	
Diagonali	<u> AS-8</u>	2 <i>φ</i> 10	AS-11	2φ6	

Tab. 20 Analisi Numerica: Distinta armature della Gerber con layout armature inclinate (Li	I)
--	----



Fig. 35 Analisi Numerica: Modello S&T della Gerber con layout armature inclinate (L1)

Gli schemi S&T sono stati risolti a partire dall' applicazione di una forza unitaria ed essendo noto il quantitativo di armatura si è determinato la resistenza di ciascun'asta. Ne consegue allora che la resistenza complessiva del modello S&T e quindi della Gerber, risulta essere la minima tra tutte quelle calcolate. In tab è riassunta la resistenza delle selle Gerber con riferimento ai due layout di armatura e per le due condizioni di salute della trave. La travi nella condizione danneggiata comportano una riduzione di capacità portante del 55%



Fig. 36 Analisi Numerica: Capacità portante selle mediante modelli S&T

3.2.2 Modello FEM

La geometria dei blocchi di cls (**Fig. 37**), così come quella delle piastre di carico è stata generata mediante elementi di tipo solido, mentre la geometria dell'armatura longitudinale, per delle staffe verticali e orizzontali, dell'armatura inclinata, per i due layout di armature LI (**Fig. 38**) e LO (**Fig. 39**) è stata generata attraverso elementi di tipo linea.

Nel particolare per la trave si sono definiti 6 blocchi di cui: 3 per la flangia (due blocchi esterni ed uno centrale), 2 per il corpo principale ed 1 per la mensola. Tale modo di operare risulta essere conveniente affinché si abbia una mesh regolare degli elementi in corrispondenza dell'interfaccia flangia-corpo principale e dell'interfaccia corpo principale-mensola.



Fig. 37 Analisi Numerica: Travi, Geometria blocchi cls



Fig. 38 Analisi Numerica: Travi, Geometria Armature LD



Fig. 39 Analisi Numerica: Travi, Geometria Armature LO

Per i blocchi di cls, e le piastre, si è scelto l'elemento di tipo brick isoparametrico a venti nodi CHX60 (Fig. 40a). Tale elemento si basa sull'interpolazione quadratica del campo di spostamenti e sull'integrazione di Gauss. I polinomi per le traslazioni ux, uy, uz sono espressi dall' equazione:

$$u_{i}(\xi,\eta,\zeta) = a_{0} + a_{1}\xi + a_{2}\eta + a_{3}\zeta + a_{4}\xi\eta + a_{5}\eta\zeta + a_{6}\xi\zeta + a_{7}\xi^{2} + a_{8}\eta^{2} + a_{9}\zeta^{2} + a_{10}\xi\eta\zeta + a_{11}\xi^{2}\eta + a_{12}\xi^{2}\zeta + a_{13}\xi\eta^{2} + a_{14}\xi\zeta^{2} + a_{15}\eta^{2}\zeta + a_{16}\eta\zeta^{2} + a_{17}\xi^{2}\eta\zeta + a_{18}\xi\eta^{2}\zeta + a_{19}\xi\eta\zeta^{2}$$

Per quanto concerne l'armatura (**Fig. 40b**), essa è incorporata negli elementi strutturali di cls, anche detti mother elements, ignorando lo spazio occupato delle stesse e di conseguenza i mother elements non diminuiscono né in rigidezza né in peso. Inoltre l'armatura non possiede gradi di libertà propri e pertanto le deformazioni e conseguentemente gli sforzi sono calcolati a partire dal campo di spostamento dei mother elements, ammettendo quindi perfetta aderenza acciaio-cls, ovvero in altre parole, assenza di scorrimento relativo tra i due materiali. Un siffatto rinforzo in Diana FEA è denominato embedded reinforcement che, una volta definita la locazione, necessità come dati di input unicamente della dimensione trasversale del tondino e le proprietà del materiale acciaio.



Fig. 40 Analisi Numerica: Travi - (a) Elemento finito Brick CHX60, (b) Elemento finito Embedded Reinforcement

Come già accennato nelle sezioni precedenti, la definizione delle proprietà dei materiali è funzione del comportamento che si vuole indignare e, poiché si prevede lo schiacciamento e la fessurazione del calcestruzzo, lo snervamento dell'armatura compatibilmente alla modellazione S&T utilizzata in fase di dimensionamento, tali due condizioni vengono implementate nelle proprietà del materiale considerando il pieno sviluppo di modelli costitutivi con rami di softening per il cls ed elasto plastico incrudente per l'acciaio delle barre di armatura come descritto nel seguito.

Il comportamento del cls viene ad essere rappresentato attraverso legami costituitivi (relazioni tensioni-deformazioni) aventi formulazione elastica non lineare di tipo Total Strain Crack Model [17] consentendo la descrizione sia del comportamento a trazione che di compressione del cls, essendo previste durante lo sviluppo dell'analisi non lineare in controllo di spostamento sia fessurazione che crusching dello stesso.

Nel particolare i parametri di input del Total Strain Crack Model comprendono due parti: una prima parte in cui sono definiti i parametri elastico-lineari di base quali modulo di Young Ec, coefficiente di Poisson v; e una seconda parte in cui sono definiti i parametri rappresentativi propri del comportamento a trazione, a compressione e a taglio, considerandone altresì le funzioni softening approssimate da diverse curve.

Per quanto concerne il comportamento a trazione infatti si è assunta una curva di softening predefinita di tipo linear ultimate strain based definita a partire dalla resistenza a trazione ft assunta pari alla resistenza a trazione media calcolata in accordo all' EC2 [18] e dalla deformazione ultima ɛu assunta pari a 10 volte quella elastica, mentre per quanto concerne il comportamento a compressione si è assunta una curva softening predefinita in accordo al CEB FIP Model Code 2010 [19] definita a partire dalla resistenza a compressione fc. Inoltre si tiene altresì conto dell'incremento della resistenza a compressione per effetto del confinamento laterale attraverso il modello proposto da Selby e Vecchio [20] e dell'influenza della fessurazione laterale attraverso il modello proposto da Vecchio & Collins [21]. Infine all' atto della fessurazione, si ammette che la rigidezza a taglio degradi per effetto della presenza della fessura. Questo effetto è implementato nel software specificando una riduzione costante del modulo a taglio G.

CALCESTRUZZO		
Parametri Elastico-Lineari:		
Modulo di Young Ecm	32036	N/mm^2
Coeff di Poisson v	0,2	-
Comportamento a compressione:		
Resistenza a compressione media fcm	35	N/mm^2
Deformazione al picco	1,09	%0
Deformazione ultima ɛccu	3,5	%0
Legame costutitivo - Tratto Softening	MC1990	-
Comportamento a trazione:		
Resistenza a trazione media fctm	2,7	N/mm^2
Deformazione al picco	0,084	%0
Deformazione ultima ɛctu	0,84	%0
Legame costutitivo - Tratto Softening	LINEPS	-

Tab. 21 Analisi Numerica: Travi- Parametri Meccanici Cls e Armatura



Fig. 41 Analisi Numerica: Travi- Parametri Meccanici Cls

Il comportamento dell'acciaio d' armatura invece, viene ad essere rappresentato attraverso legame costitutivo (relazioni tensioni-deformazioni) di tipo elastico plastico incrudente, ed una condizione di snervamento alla Von Mises.

Tab. 22 Analisi Numerica: Travi- Parametri Meccanici Armatura									
ARMATURA LONGITUDINALE E STAFFE									
Modulo di Young Es	200000	N/mm^2							
Coeff di Poisson v	0,3	-							
Resistenza a snervamento fym	500	N/mm^2							
Resistenza ultima fu	550	N/mm^2							
Deformazione a snervamento ɛsy	2,5	<i>‰</i>							
Deformazione ultima ɛsu	10	%							
Legame costutitivo	EP con incrud	-							



Fig. 42 Analisi Numerica: Travi- Parametri Meccanici Armatura

In fase sperimentale la trave è testata in una configurazione semplicemente appoggiata. In fase di modellazione FEM invece, risultando simmetrica e simmetricamente caricata, al fine di ridurre gli oneri computazionali è stata modellata solo metà trave (**Fig. 43**). In tal caso quindi le condizioni vincolari risultano essere: appoggi orizzontali applicati sulla faccia di simmetria ad annullare la traslazione orizzontale, la rotazione e il taglio, ed una linea di appoggio in corrispondenza della piastra di carico a vincolare la traslazione verticale e orizzontale.

Nella stessa immagine altresì rappresentata il mesh adottata, ovvero la suddivisione in elementi finiti brick di ciascun blocco di cls di dimensione 50mm al fine di ottenere un aspect ratio pari a 3.



Fig. 43 Analisi numerica: Travi - Mesh e Condizioni vincolari

Per quanto riguarda le analisi, sono state eseguite analisi statiche non lineari in controllo di spostamento, tenendo in considerazione sia non linearità di materiale che geometriche. I carichi a cui è soggetta la trave risultano essere il peso proprio, e il carico generato dall' attuatore definito durante l'analisi come moltiplicatore di un carico unitario di superficie applicato sulla faccia della piastra. Nel particolare per la definizione dell'analisi è necessario impostare:

- *gli step di carico*: Numero e dimensione degli step con cui il carico è applicato. Si sono definiti 100 step di carico di 1 secondo, in cui il peso proprio è applicato ad ogni step nella sua interezza, mentre il carico generato dall' attuatore si incrementa linearmente in ogni step;
- *il metodo di soluzione:* Il metodo di soluzione adottato è quello di Newton-Raphson con un numero massimo di iterazioni pari a 300;
- *il criterio di convergenza*: Si è adottata una combinazione simultanea di criteri di convergenza basato sia sulle forze che sugli spostamenti con una tolleranza del 2%.

3.3 Rinforzo

Nella presente sezione è riportato il progetto dei due rinforzi in acciaio e loro successiva modellazione ed analisi FEM in DIANA.



Fig. 44 Rinforzo R1: Caso di sella Gerber in assenza di Traverso (dimensioni in mm)



Fig. 45 Rinforzo R2: Caso di sella Gerber in presenza di Traverso (dimensioni in mm)

3.3.1 Progetto Rinforzo

I rinforzi, denominati R1, ed R2, rispettivamente in **Fig. 44** e **Fig. 45**, sono applicate alle mensole danneggiate dei due layout di armature (LO e LI). Si presentano simmetrici per le due facce della trave. L'utilizzo di siffatti rinforzi verrà indicato con riferimento alla trave lato pila (trave portante a momento negativo) ponendosi l'obiettivo di scaricare e bay-passare completamente le zone danneggiate della mensola. In particolare:

- Rinforzo R1 Fig. 44: le lamiere metalliche sono fissate sia alla sella Gerber che all' anima della trave con barre trasversali passanti filettate. Tale soluzione è possibile soltanto in assenza di un traverso che unisca trasversalmente tutte le selle Gerber;
- Rinforzo R2 **Fig. 45**: le lamiere metalliche sono fissate unicamente all' anima della trave con barre trasversali passanti filettate. Tale soluzione è possibile anche in presenza di un traverso che unisca trasversalmente tutte le selle Gerber.

Entrambi i rinforzi sono costituiti da una piastra in acciaio ad L di spessore 5mm che sporge rispetto alla faccia inferiore della mensola di 10mm. Le piastre sono collegate al cls mediante una unione soggetta a taglio e resistente allo scorrimento allo SLU (CAT-C). Una siffatta unione è in genere utilizzata per limitare la deformabilità dei collegamenti di una struttura. Il principio di funzionamento è il seguente: per effetto dello sforzo di precarico nei bulloni, indotto dalla coppia di serraggio, le piastre vengono compresse trasversalmente; sulle superfici di contatto piastra di acciaio- blocco di cls nasce quindi una forza resistente d'attrito, $F_{s,Rd}$, che si oppone al taglio sollecitante all' appoggio F_{Sd} e movimento relativo tra cls-piastra acciaio.Le caratteristiche della bullonatura utilizzata sono riassunte in **Tab. 23**. Per quanto riguarda la geometria dei bulloni si è optato per bulloni M20 e M22 rispettivamente per rinforzo R1 e R2. Per quanto riguarda invece la resistenza (ovvero classe 8.8 o 10.9), caratterizzati dal fatto che non presentano il fenomeno del rilassamento che potrebbe far diminuire nel tempo lo sforzo di precarico, riducendo così l'efficacia del collegamento. Si è optato per bulloni classe (A.B) 8.8 avente valori nominali della resistenza a snervamento f_{yb}=(AxBx10)=640MPa e a rottura per trazione f_{ub}=(Ax100)=800MPa.

		RINFORZO R1	RINFORZO R2
Numero bulloni		8	9
Classe	-	8.8	8.8
Resistenza a snervamento fym	N/mm ²	640	640
Resistenza ultima f _{ub}	<i>N/mm</i> ²	800	800
Tipo	-	M20	M22
Diametro	mm	20	22
Area nominale	mm^2	314	380
Area resistente	mm^2	245	303
Foro bullone	mm	22	24

Tab. 23 Caratteristiche bullonatura per il Rinforzo R1 e R2

La verifica dell'unione risulta soddisfatta quando:

$$F_{Sd} \leq F_{s,Rd}$$

in cui $F_{s,Rd}$ rappresenta la resistenza di progetto allo scorrimento del singolo bullone ad alta resistenza precaricato che può trasmettere per attrito, assunta pari a:

$$F_{s,Rd} = \frac{k_s n_s u}{\gamma_{M3}} F_{p,c}$$

con:

ks=1 coefficiente di forma del foro

ns=2 numero di superfici di attrito o scorrimento

 $\mu=0,3$ fattore di scorrimento;

F_{p,C} forza di precarico:

$$F_{p,c} = 0,70 f_{ub}A_{res}$$

Si è proceduto quindi a definire il numero di bulloni n_b utilizzando a favore di sicurezza come taglio sollecitante il rinforzo il carico massimo tra i due layout di armatura delle travi sane derivato dall' analisi non lineare esposto nelle sezioni precedenti:

$$V_{Sd} = 260 \text{ kN} (\text{layout LI})$$

Inoltre, in una prima fase si è determinato n_b a partire dal taglio sollecitante $V_{Sd}^{V_{Sd}}$ propriamente detto mentre in una seconda fase si è raddoppiato il numero dei bulloni per tenere in considerazione anche del momento torcente $V_{Sd}^{T_{Sd}}$. Nel dettaglio si è seguito la seguente procedura, riportata per il rinforzo R2:

1. Scelta bulloni: Bulloni M22 Ad alta resistenza classe 8.8

2. Calcolo forza di serraggio:

$$F_{p,c} = 0.70 f_{ub}A_s = 0.7 * \frac{800}{1000} \text{KN/mm}^2 * 303 \text{mm}^2 = 169.7 \text{ kN}$$

3. Calcolo resistenza allo scorrimento per attrito allo SLU

$$F_{s,Rd} = \frac{k_s n_s u F_{p,c}}{\gamma_{M3}} = \frac{1 * 2 * 0.3 * 169.7}{1.25} = 81.4 \text{ kN}$$

4. Calcolo numero di bulloni:

$$n_b^{V_{Sd}} = \frac{V_{sd}}{F_{s,Rd}} = \frac{260}{81.4} = 3,2 \text{ bulloni} \rightarrow n_b^{V_{Sd}} = 4 \text{ bulloni}$$

Tenendo in considerazione anche del momento torcente e con l'obiettivo di ottenere una bullonatura simmetrica e che altresì non interferisca con l'armatura presente nella trave si è optato per un numero di bulloni pari a:

$$n_b^{V_{Sd}+M_T} = 9$$
 bulloni

	Tab. 24 Sollecitazioni taglianti agenti sui singoli bulloni									-	
		Torcente						Taglio	Totale		
bullone	db	db	db ²	Ip	$\mathbf{V}\mathbf{b}^{\mathrm{Tsd}}$	Vh	Vv	Vb ^{Vsd}	Vb ^{sdTOT}	Fs,Rd	Tasso
[-]	[cm]	[m]	[m2]	[m2]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[-]
1	25,46	0,25	0,06		72,59	53,09	-49,50	28,9	56,95		1,43
2	17,50	0,18	0,03		49,89	0,00	-49,89	28,9	21,00		3,88
3	25,46	0,25	0,06		72,59	-53,09	-49,50	28,9	56,95		1,43
1'	18,31	0,18	0,03		52,20	52,20	0,00	28,9	59,66		1,36
2'	0,00	0,00	0,00	0,388	0,00	0,00	0,00	28,9	28,89	81,4	2,82
3'	18,31	0,18	0,03		52,20	-52,20	0,00	28,9	59,66		1,36
1''	25,46	0,25	0,06		72,59	53,09	49,50	28,9	94,68		0,86
2''	17,50	0,18	0,03		49,89	0,00	49,89	28,9	78,78		1,03
3''	25,46	0,25	0,06		72,59	-53,09	49,50	28,9	94,68		0,86

La disposizione della bullonatura è raffigurata sempre in **Fig. 45**, mentre in tab sono riassunte le sollecitazioni taglianti agenti sui singoli bulloni.

Infine si è calcolata l'area di diffusione al fine di prevenire lo schiacciamento del calcestruzzo per effetto della forza di precarico F_{p,c}:

$$A_{\text{piastra,minima}} = \frac{F_{\text{p,c}}}{f_{\text{yk}}} = \frac{169,7 * 1000 \text{ N}}{35 \text{ N/mm}^2} = 4848 \text{mm}^2$$

A tale area corrisponde quindi l'inserimento in corrispondenza dei bulloni di piastre di diffusione in acciaio di dimensioni 70x70 e spesse 15mm, e considerando un diametro del foro pari a D+2mm=22mm+2m=24mm si perviene alla seguente verifica:

$$A_{\text{piastra}} - A_{\text{b}} = 70 \text{mm} * 70 \text{mm} - 452 \text{mm}^2 = 4447,8 \text{mm}^2 > 4848 \text{mm}^2$$
 (92%)

Si noti che sebbene tale verifica in termini di aree non risulti soddisfatta, il risultato è accettabile in quanto la diffusione della forza di precarico avviene non soltanto attraverso la piastra di diffusione ma anche attraverso il cordone di saldatura e la piastra del rinforzo.

3.3.2 Modello FEM del rinforzo

È stata modellata in DIANA la singola faccia del rinforzo, la cui geometria è stata generata mediante elementi di tipo solido. Nel particolare si sono definiti 40 blocchi di cui: 13 per la piastra, 9 per i blocchetti di diffusione, 18 per le nervature irrigidenti.

Il comportamento della piastra viene ad essere rappresentato attraverso un legame un legame costitutivo elastico-lineare ed isotropo caratterizzato da un modulo elastico Es=210000MPa e un coefficiente di Poisson v=0.3. Per quanto riguarda i carichi, la singola faccia del rinforzo è soggetta ai seguenti carichi: in corrispondenza della mensola ad un carico distribuito per unità di superficie pari a $30N/mm^2$, derivante da metà del carico agente sulla trave sana $V_{sd}/2=130$ kN ed agente sulla superficie di carico 200mmx5mm, mentre in corrispondenza di ciascun bullone all' interfaccia tra cls e acciaio ad un carico distribuito per unità di superficie di superficie corrispondente all' impronta dei blocchetti. Si noti che il sistema di forze risulta auto-equilibrato, tuttavia. Al fine di ottenere un aspect ratio pari a 3 la dimensione del mesh adottata è stata di 15mm.

Si è eseguita inizialmente una analisi di Buckling della piastra in assenza sia di nervature di rinforzo che del cls (**Fig. 46a**). Sotto tale condizione si è determinato un moltiplicatore dei carichi relativo al primo modo pari a λ =0,9 <1 per il rinforzo R1 e λ =0,41 <1 per il rinforzo R2 rappresentante la condizione che la piastre in corrispondenza della mensola tenderebbebbero ad instabilizzarsi per carichi di molto inferiori a quella per cui è progettata (50% di V_{sd}/2), specialmente quella del rinforzo R2 che non presentando bullonatura nella mensola e quindi ritegni, tenderebbe ad instabilizzarsi maggiormente sotto i carichi di progetto. Oltretutto, sebbene il cls retrostante le piastre abbia un effetto stabilizzante, a favore di sicurezza si sono introdotte nervature (**Fig. 46b**) di rinforzo aventi larghezza 5 mm e spessore 15mm per il rinforzo R1 mentre larghezza 10mm e spessore 15mm per il rinforzo R2, al fine di ottenere un moltiplicatore dei carichi λ >1 al fine di escludere a priori per la piastra la possibilità di instabilizzarsi, come indicato in Fig. 46.



Fig. 46 Analisi Numerica: Rinforzo- Analisi di Buckling prima (a) e dopo (b) l'introduzione delle nervature irrigidenti

Si è poi eseguita un'analisi non lineare in termini di contatto, andando a definire una interfaccia attritiva alla Coulomb, al fine di verificare l'adeguatezza del rinforzo in termini di tensioni di contatto all' interfaccia piastra-cls e la risposta tensionale della piastra. Per quanto concerne la piastra, le tensioni a cui è soggetta risultano essere soddisfacenti, al netto della zona critica all' angolo rientrante in cui essendoci un punto angoloso compaiono una concentrazione di sforzi compatibilmente ad una plasticizzazione dell'stessa in suddetta zona. Per quanto riguarda invece l'interfaccia (Fig. 47), i rinforzi risultano essere efficaci in quanto le tensioni principali di compressione (S3) sul cls non superano la resistenza a compressione ed inoltre gli spostamenti relativi tra i due materiali risultano essere compatibili con una possibile applicazione di rinforzo.



Fig. 47 Analisi Numerica: Rinforzo-Analisi non lineare, tensioni sul cls

3.4 Risultati

Si sono modellate le travi con selle Gerber nelle condizioni di trave sana, danneggiata, rinforzatadanneggiata con riferimento ai due layout di armature ortogonali (LO) e inclinate (LI). I risultati sono riportati nell' allegato1 e nell' allegato 2 rispettivamente per LO e LI.

Dal punto di vista della capacità ultima, In **Fig. 48** sono riassunti i valori di resistenza ottenuti per la singola Sella Gerber. Si noti come tali valori (colore pieno) risultano essere di gran lunga maggiori di quelli ottenuti con modellazione di tipo S&T (tratteggiato) nella fase di predimensionamento. Per entrambi i layout di armatura e condizioni di salute della sella sana e danneggiata le travi arrivano a rottura per crushing del cls in corrispondenza della faccia superiore della trave a seguito dello snervamento delle armature di dettaglio nella zona critica delle selle Gerber. Il passaggio da trave con sella sana a danneggiata con analisi FEM comporta una riduzione del 61% e del 56% rispettivamente per LI e LO.

Per quanto riguarda invece le travi aventi selle danneggiate-rinforzate, i rinforzi consentono il ripristino completo della resistenza, by-passando completamente le zone danneggiate. Infatti analizzando le armature nella zona di dettaglio delle selle in termini di curve carico- tensione equivalente alla Von Mises attraverso uno scarico delle armature nella zona di dettaglio della sella rimanendo in campo elastico, a differenza di quanto accade nelle sane e danneggiate in cui è possibile distinguere i tratti elastico, fessurato, e plastico. Inoltre l'applicazione di siffatti rinforzi comportano una riduzione delle tensioni di compressione del cls nella zona in cui invece si attendeva il crushing dello stesso. Il rinforzo invece presenta formazione di una zona plastica nella piastra in corrispondenza all' angolo rientrate senza altresì subire spostamenti relativi eccessivi grazie all' introduzione delle nervature che consentono un irrigidimento della stessa nelle zone in cui tenderebbe ad instabilizzarsi.



Fig. 48 Analisi Numerica: Capacità Portante selle: FEM & S&T

CAP 3: Analisi Numerica

Dalla analisi delle curve carico-spostamento è possibile affermare che le travi aventi selle rinforzate risultano essere più rigide e a collasso la sella e il rinforzo ruotano rigidamente senza inflettersi a differenza delle travi aventi selle sane o danneggiate.

Dal punto di vista fessurativo, per entrambi i layout di armatura e condizioni di salute della sella sana e danneggiata la prima fessura di tipo diagonale origina all' angolo rientrante per bassi valori del carico stante l'elevata concentrazione di sforzi nella zona critica. All' aumentare del carico ulteriori fessurazioni a taglio dipartono sempre dalla stessa zona e dal corpo principale della trave. Per ulteriori incrementi di carico compaiono altresì fessure di tipo diagonale all' interno del corpo principale della trave. Per quanto riguarda invece le mensole rinforzate-danneggiate quest' ultime presentano fessurazione nella parte terminale del rinforzo nella zona di interfaccia flangia-anima, estesa microfessurazione radiale in corrispondenza delle piastre di diffusione per effetto della forza di precarico nonché fessurazione di tipo flessionale nel corpo principale della trave.

ALLEGATO 1: Risultati Mensola con Layout armature Inclinate (LI)

Nel seguito sono i riportati i risultati inerenti alla trave avente layout armature inclinate in termini di spostamento:



Fig. 49 Layout LI: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave SANA



Fig. 50 Layout LI: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave DANNEGGIATA



Fig. 51 Layout LI: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZATA R1



Fig. 52 Layout LI: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZATA R2



Fig. 53

Nel seguito sono i riportati i risultati inerenti alla trave avente layout armature inclinate in termini di tensioni principali di compressione (S3) a rottura:



Fig. 54 Layout LI: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave SANA



Fig. 55 Layout LI: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave DANNEGGAITA



Fig. 56 Layout LI: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA R1



Fig. 57 Layout LI: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA R2

Nel seguito sono i riportati i risultati inerenti alla trave avente armature con layout inclinato in termini di quadro fessurativo a rottura (direzione e ampiezza delle fessure Eknn):



Fig. 58 Layout LI: Risultati analisi FEM -Quadro fessurativo a rottura Trave SANA



Fig. 59 Layout LI: Risultati analisi FEM - Quadro fessurativo S3 a rottura Trave DANNEGGAITA



Fig. 60 Layout LI: Risultati analisi FEM - Quadro fessurativo S3 a rottura Trave RINFORZATA R1



Fig. 61 Layout LI: Risultati analisi FEM - Quadro fessurativo a rottura Trave RINFORZATA R2

Nel seguito sono i riportati i risultati inerenti alla trave avente layout armature inclinato in termini tensioni equivalenti alla Von Mises (Seq) delle armature:



Fig. 62 Layout LI: Risultati analisi FEM - Tensioni (Seq) armatura a rottura Trave SANA



Fig. 63 Layout LI: Risultati analisi FEM - Tensioni (Seq) armatura a rottura Trave DANNEGGAITA



Fig. 64 Layout LI: Risultati analisi FEM - Tensioni (Seq) armatura a rottura Trave RINFORZATA R1



Fig. 65 Layout LI: Risultati analisi FEM – Tensioni (Seq) armatura a rottura Trave RINFORZATA R2



Fig. 66



Fig. 67



Fig. 68



Fig. 69



Fig. 70

ALLEGATO 2: Risultati Mensola con Layout armature ortogonale (LO)

Nel seguito sono i riportati i risultati inerenti alla trave avente layout armature ortogonale in termini di spostamento:



Fig. 71 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave SANA



Fig. 72 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave DANNEGGIATA



Fig. 73 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZA R1



Fig. 74 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZATA R2



Fig. 75

Nel seguito sono i riportati i risultati inerenti alla trave avente layout armature ortogonale in termini di tensioni principali di compressione (S3) a rottura:



Fig. 76 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave SANA



Fig. 77 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura DANNEGGIATA



Fig. 78 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA R1



Fig. 79 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA R2

Nel seguito sono i riportati i risultati inerenti alla trave avente layout armature ortogonale in termini di quadro fessurativo a rottura (direzione e ampiezza delle fessure):



Fig. 80 Layout LO: Risultati analisi FEM -Quadro fessurativo a rottura Trave SANA



Fig. 81 Layout LO: Risultati analisi FEM -Quadro fessurativo a rottura Trave DANNEGGIATA



Fig. 82 Layout LO: Risultati analisi FEM -Quadro fessurativo a rottura Trave RINFORZATA R1



Fig. 83 Layout LO: Risultati analisi FEM -Quadro fessurativo a rottura Trave RINFORZATA R2
Nel seguito sono i riportati i risultati inerenti alla trave avente layout armature ortogonale in termini tensioni equivalenti alla Von Mises (Seq) delle armature:



Fig. 84 Layout LO: Risultati analisi FEM - Tensioni (Seq) armatura a rottura Trave SANA



Fig. 85 Layout LO: Risultati analisi FEM - Tensioni (Seq) armatura a rottura Trave DANNEGGIATA



Fig. 86 Layout LO: Risultati analisi FEM - Tensioni (Seq) armatura a rottura Trave RINFORZATA R1



Fig. 87 Layout LO: Risultati analisi FEM - Tensioni (Seq) armatura a rottura Trave RINFORZATA R2



Fig. 88



Fig. 89



Fig. 90



Fig. 91







Fig. 93

Pagina lasciata intenzionalmente bianca

4. ANALISI SPERIMENTALE

La campagna sperimentale è stata eseguita presso il laboratorio prove su materiali e strutture MastrLAB afferente al dipartimento di Ingegneria Strutturale, Edile e Geotecnica del Politecnico di Torino. Al fine di validare i risultati delle analisi numeriche e l'efficacia del rinforzo sono state testate in laboratorio le due travi in scala 1:3 nei rispettivi layout di armatura ortogonale (LO) e inclinato (LO) e con riferimento al solo rinforzo R1 in cui le lamiere metalliche sono fissate sia alla sella Gerber che all'anima della trave con barre trasversali passanti filettate.

4.1 Materiali

Sono stati selezionati classe cls, acciaio da armatura, e acciaio da carpenteria in accordo e compatibilmente all' analisi numerica di cui alla sezione precedente al fine di poter avere risultati confrontabili tra le due analisi.

4.1.1 Calcestruzzo

Le caratteristiche tecniche del cls sono riportate in **Tab. 25** conformemente a quanto previsto dalle cap. 11 del DM 17-1-2018 Norme Tecniche per le Costruzioni (NTC-18). Inoltre contestualmente al getto delle travi sono stati prelevati e confezionati n° 6 campioni cubici di cls (n°3 campioni prelevati dal getto della soletta e n°3 campioni prelevati dal getto dell'anima) aventi lato di dimensioni 15cm e testati a 28gg di maturazione attraverso prova di compressione semplice, al fine di accertarne le caratteristiche meccaniche come riportato in **Tab. 26**

Tab. 25 Analisi Sperimentale: Caratteristiche tecniche Cls					
Classe di	Rapporto	Diametro	Classe di	Classe di	Classe di
resistenza	a/c max	max aggreg.	consistenza	esposizione	cloruri
25/30	0.6	<32	S4	XC1	C1 0.2

Tab. 26 Analisi Sperimentale: Caratteristiche meccaniche Cls					
Campione S=Soletta A=Anima	Dime L1	ensioni L2	[mm] L3	Peso [g]	Resistenza [N/mm²]
SI	150	150	150	8105	35,11
<i>S2</i>	150	150	151	8165	36,58
<i>S3</i>	150	150	150	8065	35,18
<i>S4</i>	150	150	150	8055	32,69
<i>S5</i>	150	150	151	8210	32,43
<i>S6</i>	150	150	149	8055	37,72
				Media	34,95
Al	150	150	151	8190	34,53
A2	150	150	152	8275	36,57
A3	150	150	153	8330	35,18
A4	150	150	152	8165	34,62
A5	150	150	151	8185	36,9
<i>A6</i>	150	150	149	7995	36,4
				Media	35,70

77

4.1.2 Acciaio per carpenteria metallica

Per il rinforzo si è utilizzato un acciaio S355 le cui caratteristiche meccaniche con riferimento ad uno spessore nominale "s" dell'elemento 40mm<s<80mm sono riportate in **Tab. 27**.

Tab. 27 Analisi Sperimentale: Caratteristiche tecniche Acciaio per carpenteria metallica					
Classe di resistenza	<i>Tensione a rottura caratteristica fuk</i>	Tensione a snervamento caratteristica fyk	Resilienza		
S355	>510 N/mm ²	>355 N/mm ²	JR		

bessore nominate 's' den elemento 40mm/s/80mm sono riportate in **1 ab. 2**7.

4.1.3 Acciaio per armatura lenta

Si sono utilizzate barre di acciaio saldabile laminato a caldo ad aderenza migliorata per cemento armato B450C conformemente a quanto previsto dalle cap. 11 del DM 17-1-2018 Norme Tecniche per le Costruzioni (NTC-18) le cui caratteristiche meccaniche sono riassunte in **Tab. 28**. Sono stati prelevati n° 6 campioni (n°3 campioni di diametro F8mm e n°3 campioni F10mm) e testati attraverso prova di trazione semplice al fine di accertarne le caratteristiche meccaniche come riportato in **Tab. 29**.

Tab. 28 Analisi Sperimentale: Caratteristiche tecniche Acciaio per armatura lenta

Tub. 20 Analisi Sperimentale. Curalierisitene leentene Acciato per almatara lenta						
Classe di Tension		one a rottura Tensio		ne a snervamento	Allungamento	
resiste	resistenza caratteristica fuk caratteristica fyk		a rottura Agt			
B450C >5		>540 N/mm	>450 mm ²		>7%	
Tab. 29 Analisi Sperimentale: Caratteristiche meccaniche Acciaio						
Campione	Dimensioni L	Peso	Resistenza	Modulo di Young	Allungamento a	
	[<i>mm</i>]	[kg]	$[N/mm^2]$	$[N/mm^2]$	Rottura [%]	
F <i>8</i>	1482	0,57	602,82	168,45	12,25	
F <i>8</i>	1477	0,59	668,98	186,46	9,84	
F <i>8</i>	1483	0,57	609,13	185,68	12,18	
		Media	626,98	180,20	11,42	
F10	1493	0,90	645,01	167,47	10,45	
F10	1492	0,89	647,83	188,89	10,73	
F10	1484	0,89	639,92	215,3	11,01	
		Media	644,25	190,55	10,73	

Nel seguito, in **Fig. 94** è riportato per i 6 campioni l'andamento della curva tensione- deformazione ottenute dalla prova:



Fig. 94 Analisi Sperimentale: Curve Tensione- Deformazione Barre testate

4.2 Layout travi

In analogia all' analisi numerica, le due travi condividono la medesima geometria a T e layout di armature principali nella sella Gerber. Le travi presentano lunghezza complessiva 490cm, altezza 75cm, spessore dell'anima 20cm; la flangia presenta larghezza 80cm e spessore 15 centimetri. Ogni trave ha un volume di circa 1.1 metri cubi ed un peso stimato di circa 2.7 tonnellate. Per quanto riguarda il layout di armature come già discusso nelle precedenti sezioni una mensola risulta essere sana mentre l'altra risulta essere danneggiata- rinforzata, ovvero si è simulato un danneggiamento attraverso la riduzione del diametro delle armature nella zona critica. In particolare: una trave presenta una combinazione di armatura inclinata (LD) e armatura ortogonale nella zona di dettaglio della sella Gerber; mentre la seconda trave presenta armatura ortogonale (LO) nella zona di dettaglio della sella Gerber. La disposizione delle armature longitudinali nella flangia è la medesima per le due travi realizzate.

4.3 Realizzazione travi

Le travi sono state gettate in due fasi. In una prima fase è stata gettata la flangia delle travi, con sezione 80 x 15 centimetri. In una seconda fase viene gettata l'anima delle travi, con sezione 60x20cm, e le due mensole Gerber di sezione 30x35cm.

In Fig. 95 si riporta un dettaglio della disposizione delle armature nella flangia delle travi.



Fig. 95 Analisi Sperimentale: Disposizione delle armature nella flangia delle travi.

In **Fig. 96** si riporta un dettaglio della disposizione delle armature nella trave con disposizione ortogonale delle armature. Sia per il lato sano della trave, sia per il lato danneggiato.



Fig. 96 Analisi Sperimentale: Trave con disposizione ortogonale delle armature. (a) Lato sano. (b) Lato danneggiato.

In **Fig. 97** si riporta un dettaglio della disposizione delle armature nella trave con disposizione inclinata delle armature. Sia per il lato sano della trave, sia per il lato danneggiato.



Fig. 97 Analisi Sperimentale: Trave con disposizione inclinata delle armature. (a) Lato sano. (b) Lato danneggiato.



I fori nel calcestruzzo, per l'applicazione del rinforzo metallico sul lato danneggiato, vengono creati preventivamente. La disposizione dei fori viene stabilita attraverso una dima mostrata in Fig. 98Fig. 98

Fig. 98 Analisi Sperimentale: Dima per il posizionamento dei fori sul lato da rinforzare.

I fori nell'anima del calcestruzzo vengono creati forando il cassero e facendo passare attraverso l'anima della trave dei tubi in plastica dal diametro esterno di 25 millimetri e dal diametro interno di 22 millimetri. I tubi verranno sfilati in seguito allo scassero dell'anima e alla presa del calcestruzzo, garantendo un diametro del foro di 25 millimetri, necessario alle tolleranze per la bullonatura dei rinforzi metallici con barre filettate di 20 millimetri. Il dettaglio della disposizione di tubi in plastica per la creazione dei fori è mostrato in **Fig. 99**



Fig. 99. Analisi Sperimentale: Dettagli sulla realizzazione dei fori. (a) Vista laterale. (b) Vista dall'alto.

4.4 Set up e strumentazione della prova

La campagna sperimentale è stata eseguita presso il laboratorio prove su materiali e strutture MastrLAB afferente al DISEG, Dipartimento di Ingegneria Strutturale, Edile e Geotecnica del Politecnico di Torino. Le travi sono state testate attraverso in una configurazione di prova a flessione su 3 come schematizzato in **Fig. 100**. Inizialmente la trave è stata testata in configurazione semplicemente appoggiata sulle mensole e avente luce pari a 4,60m. Successivamente, a seguito del collasso della mensola danneggiata-rinforzata, l'appoggio e l'attuatore sono stati spostati al fine di poter studiare il comportamento della mensola sana.



Fig. 100 Analisi Sperimentale: Schema set up prova

La strumentazione utilizzata è consistita in un attuatore servo-idraulico MTS1000 a telaio per prova statica avente portata massima 1000kN, n°3 trasduttori lineari di spostamento LVDT (Linear Variable Displacement Transducer)), al fine di misurare gli spostamenti, posizionati rispettivamente sulla faccia superiore della mensola danneggiata-rinforzata (P1) e della mensola sana (P3) e ad una distanza di 15cm e nella mezzeria del corpo principale della trave (P3. Al posizionamento della trave sugli appoggi sono stati serrati i bulloni del rinforzo con chiave dinamometrica applicando una coppia di serraggio di 42kNm.

La prova è stata eseguita in controllo di spostamento con una velocità di spostamento pari a 1mm/min. Ad ogni step di spostamento attraverso dei markers e dei numeri rappresentativi dello step è stata evidenziata l'evoluzione del pattern fessurativo.



In Fig. 102 è riportato un dettaglio in vista laterale del set-up della prova:

Fig. 101 Analisi Sperimentale: Set-up Prova sperimentale

In Fig. 102 è riportato un dettaglio in vista laterale della mensola danneggiata-rinforzata:



Fig. 102 Analisi Sperimentale: Dettaglio Mensola danneggiata-rinforzata

In Fig. 103 è riportato un dettaglio in vista laterale della mensola sana:



Fig. 103 Analisi Sperimentale: Dettaglio Mensola sana

4.5 Risultati

Sulla base dei dati ottenuti dalle prove, la relazione tra i parametri rilevanti nello studio è stata elaborata mediante grafici e tabelle che, insieme alle fotografie in allegato, forniscono le informazioni necessarie al fine di determinare il comportamento delle travi testate.

4.5.1 Comportamento della mensola rinforzata- danneggiata

La trave presentava ampia ed equidistante fessurazione iniziale da ritiro sulla soletta indicata prima dell'inizio della prova con marker rosso. Per i primi 5 step la trave non presentava visibili fessure sulla superficie del provino, mentre con ulteriori aumenti la trave presentava iniziale fessurazione in corrispondenza della zona critica come predetto dalle analisi FEM. Infatti, l'aumento del carico fino a 146kN, comportava la formazione della prima cricca in corrispondenza dell'angolo rientrante della mensola sana (l'unica fisicamente visibile) e che si estendeva con un angolo di circa 45°. All' ulteriore aumento del carico altre fessure diagonali originavano all' interfaccia mensola-corpo principale e propagavano sempre con un angolo di circa 45° mentre le precedenti continuavano ad estendersi. A queste, si aggiungevano poi fessure di tipo flessione in corrispondenza della mezzeria della trave. La prima parte della prova terminava, diversamente da quanto predetto dalle analisi FEM per la rottura prematura e inaspettata della mensola danneggiata-rinforzata per un carico 240kN, presentando fessurazione passante all' interfaccia soletta-anima estesa fino alla parte della terminale della piastra per

4.5.2 Comportamento della mensola sana

poi procedere in maniera sub- verticale nell' anima della trave.

Come detto in precedenza, al fine di avere un quadro completo anche del comportamento ultimo della mensola sana, la trave veniva scaricata e l'appoggio in corrispondenza della mensola danneggiainforzata spostato internamente. La riapertura delle fessure pre-esistenti avveniva sostanzialmente in corrispondenza del carico di formazione delle stesse ed al procedere della prova, la formazione delle fessure si spostava dalla zona critica al corpo principale del corpo della trave. La seconda parte della prova terminava anche per tale mensola diversamente da quanto predetto dalle analisi FEM in maniera prematura per un carico di 350kN a seguito di iniziali fenomeni di crushing del cls sulla faccia superiore della trave e, come per la mensola danneggiata-rinforza, una iniziale fessurazione superficiale all' interfaccia soletta anima.



In **Fig. 104** è riportato un dettaglio in vista laterale (a) e frontale (b) della mensola rinforzata danneggiata a collasso, mentre in è riportato un dettaglio in vista laterale della mensola al disarmo del rinforzo.



Fig. 104 Analisi sperimentale: Dettaglio mensola rinforzata- danneggiata a rottura: (a) Vista Laterale, (b) vista frontale



Fig. 105 Analisi sperimentale: Dettaglio mensola rinforzata- danneggiata a rottura al disarmo del rinforzo

In **Fig. 105** è riportato un dettaglio in vista laterale (a) e frontale (b) della mensola rinforzata danneggiata a collasso, mentre in è riportato un dettaglio in vista laterale della mensola al disarmo del rinforzo.

Fig. 106 Analisi sperimentale: Dettaglio mensola mensola sana a rottura

4.5.3 Confronto e analisi critica dei risultati

In Fig. 107 è riportato un confronto fra i risultati ottenuti dalle due prove T1 T2 e dalla analisi FEM in termini di curve carico- spostamento in mezzeria. Siffatti spostamenti sono stati ottenuti depurando gli spostamenti letti in P2 da quelli differenziali agli appoggi ottenuti come media aritmetica degli spostamenti letti in P1 e P3. Inoltre, al fine di poter avere risultati confrontabili tra le due prove si è scalato opportunamente T2 per un coefficiente moltiplicativo pari a k=1,66 per tenere in conto della differente deformabilità (flessionale e tagliante) della configurazione in cui si è traslato l'appoggio (Fig. 100). Tale coefficiente è ottenuto pesando opportunamente i rapporti tra le luci con le associate deformabilità come riportato nel seguito.

Rapporto luci deformabilità flessionale (L³):

$$\frac{(L_{T1})^3}{(L_{T2})^3} = \frac{(4,6)^3}{(3,8)^3} = 1,77 \quad [-]$$

Rapporto luci a taglio deformabilità tagliante (L_v):

$$\frac{(Lv_{T1})}{(Lv_{T2})} = \frac{(2,3)}{(1,9)} = 1,21 \ [-]$$

Rigidezza flessionale:

$$k_F = \frac{48EI}{L^3} = \frac{48 \times 30000 \times 0,0123}{4,6^3} = 181,97 \, Nm^{-1}$$

Rigidezza tagliante:

$$k_V = \frac{GA}{L} = \frac{0.15 * (0.75 * 0.2)}{2.3} = 815.2 Nm^{-1}$$

Deformabilità totale:

$$\delta_{TOT} = \frac{1}{k_F} + \frac{1}{k_V} = 0,0066 \ mN^{-1}$$

Aliquote di deformabilità flessionale e tagliante:

$$\% \delta_F = \frac{1}{0,0066} * 181,97 = 80\%$$
$$\% \delta_F = \frac{1}{0,0066} * 181,97 = 20\%$$

Fattore moltiplicativo:

$$k = 0.8 * \frac{(L_{T1})^3}{(L_{T2})^3} + 0.2 * \frac{(Lv_{T1})}{(Lv_{T2})} = 1.66 [-]$$

Sotto tali condizioni, la curva carico spostamento in mezzeria è raffigurata in **Fig. 107.** Le tre curve differiscono in termini di rigidezza, più rigida la T1 per effetto del rinforzo rispetto alla curva T2, mentre l' analisi FEM si posiziona in maniera intermedia tra le due. Inoltre, come riportato in **Fig. 108**, e diversamente a quanto predetto dall' analisi agli elementi finiti, sia la mensola sana che quella danneggiata-rinforza, pur essendo state progettate per sopportare lo stesso carico derivante dall' analisi FEM di 260kN arrivano a rottura prematuramente. Tale riduzione di capacità risulta ascrivibile a due concause: la prima, la mancata modellazione del meccanismo di interfaccia cls soletta- anima con riferimento a getti effettuati in tempi diversi (shear friction); la seconda, il mancato ancoraggio del rinforzo atto a collegare l'anima e la soletta. Si noti inoltre che la modellazione S&T effettuata in fase di predimensionamento comporta valori di capacità ultima in accordo alle prove sperimentali e cautelativi rispetto alle stesse.



Fig. 107 Analisi Sperimentale: Curve Carico- Spostamento mezzeria



Fig. 108 Analisi Sperimentale: Confronti FEM, LAB, S&T

4.5.4 Interpretazione del meccanismo di rottura della mensola rinforzata

Alla luce della modalità di collasso evidenziatasi durante la prova di laboratorio per la mensola danneggiata-rinforzata, si sono esaminati due metodi al fine di ottenere una stima della resistenza della stessa. Risulta importante notare infatti, che il meccanismo S&T utilizzato in fase di predimensionamento delle armature per mensola sana e danneggiata, risulta essere inapplicabile per la mensola danneggiata-rinforzata per la presenza appunto del rinforzo in acciaio. Pertanto al fine di interpretare il possibile meccanismo di rottura di tale mensola si sono studiate due formulazioni.

La prima formulazione fa riferimento ad un meccanismo di taglio trazione mediante mere considerazioni di equilibrio limite come illustrato in **Fig. 109**. Il taglio sollecitante in appoggio F, per l'equilibrio alla traslazione verticale è equilibrato dalla forza di trazione T delle staffe colleganti anima e flangia, posizionata in corrispondenza del baricentro delle stesse:

$$\uparrow$$
) $F = T$

Tali forze inoltre, generano una coppia che risulta essere equilibrata dalla compressione C del corrente superiore e dalla forza tagliante V che deve essere assorbita dalle armature in corrispondenza della fessura all' interfaccia flangia-anima e pari a:

$$V = \frac{F e}{z}$$

Nell' ipotesi semplificativa che sulle staffe, la forza di taglio V generi unicamente tensioni tangenziali τ e che la forza T generi unicamente tensioni normali σ , componendo siffatte componenti ed utilizzando il criterio di rottura alla Von Mises si ottiene:

$$\sigma_{id} = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \le f_y$$

Con siffatto meccanismo, la massima forza sopportabile dalla mensola F_{max} a cui risulta il collasso della mensola e la rottura delle barre di armatura è 138kN, valore più affine (rispetto all' analisi FEM di 260kN) a quello sperimentale di 240/2=120kN, ma che comunque risulta ancora non cautelativo.



Fig. 109 Analisi sperimentale: Interpretazione meccanismo di rottura della mensola danneggiata-rinforzata attraverso considerazioni di equilibrio del concio fessurato

La seconda formulazione, invece, fa riferimento ad un meccanismo di interfaccia di tipo Shear Friction che in accordo all' EC2 punto 6.2.5 consente di calcolare la tensione tangenziale nell'interfaccia tra calcestruzzi gettati in tempi diversi (shear friction) della flangia e dell' anima attraverso la seguente relazione:

$v = c f_{ctd} + u\sigma_n + pf_{yd}(usin\alpha + cos\alpha) \le 0.5 v f_{cd}$

La tensione tangianziale risulta essere funzione dalla scabrezza delle superficie a contatto e quindi dal coefficiente di attrito u e dalla coesione c, dalla presenza di di sforzo normale σ_n , dalla percentuale di armatura presente all' interno dell' area di giunto p e dalla sua inclizione rispetto alla superficie di interfaccia α . Con siffatto meccanismo, la massima forza F_{max} sopportabile dalla mensola risulta essere 138kN, rispetto al valore sperimentale di 240/2=120kN, risultando, in valori più affini all' analisi sperimentale rispetto all' analisi FEM, ma ancora poco cautelativi.

Pagina lasciata intenzionalmente bianca

5. CONCLUSIONI

Nel presente elaborato di tesi sono state analizzate travi con selle Gerber in scala ridotta 1:3 con riferimento a due layout di armatura, uno di tipo ortogonale (LO) e l'altro di tipo inclinato (LI) e con riferimento a tre stati di salute nel dettaglio delle selle rispettivamente sano, danneggiato, danneggiato-rinforzato.

A tal fine sono state effettuate analisi a diversi livelli con l'obiettivo di individuare la capacità delle selle: analisi con modelli S&T per gli stati di salute sano e danneggiato; analisi FEM per tutti gli stati di salute ed analisi sperimentale per gli stati di salute sano e danneggiato-rinforzato.

Il modello S&T attualmente consente di ottenere valori più affini e cautelativi alle prove sperimentali, mentre l'analisi FEM comporta valori di capacità ultima poco cautelativi e lontani da quelli ottenuti dalla sperimentazione, stante la condizione di rottura prematura e inaspettata delle selle sia sana che danneggiata-rinforzata. Inoltre il meccanismo di collasso responsabile della riduzione di capacità della mensola danneggiata-rinforzata, presenta fessurazione passante all' interfaccia soletta-anima estesa fino alla parte della terminale della piastra per poi procedere in maniera sub- verticale nell' anima della trave, risultando in un rinforzo solo parzialmente efficace e non riuscendo a ripristinare completamente la capacità della sella sana per la quale esso è stato progetto.

Stante la modalità di collasso evidenziatasi durante la prova di laboratorio si sono esaminati due metodi al fine di ottenere una stima della resistenza della stessa, uno basato su mere considerazioni di equilibrio limite e sulla superficie di rottura, l'altro basato sulla formulazione, in accordo all' EC2, del meccanismo shear friction, ovvero dell'azione tagliante all' interfaccia cls soletta- anima con riferimento a getti effettuati in tempi diversi. Entrambi i metodi comportano valori di capacità ultima più affini ai dati sperimentali rispetto alle analisi FEM ma comunque poco cautelativi.

Alla luce di quanto esposto, con l'obiettivo di migliorare l'efficacia del rinforzo risulterà di primaria importanza: una modellazione in ambito FEM che tenga conto anche di possibili meccanismi all' interfaccia dei getti anima-soletta effettuati in tempi diversi; l' estensione della piastra in acciaio e/o l' introduzione di sistemi di ancoraggio (meccanici o chimici) del rinforzo atti a collegare in maniera solidale l'anima e la soletta rispettando sempre l' ottica di interventi su selle Gerber esistenti che siano poco invasivi, "low time consuming" e che non comportino la rimozione della pavimentazione stradale e la chiusura al traffico. Effettuate le suddette operazioni occorrerà effettuare una nuova campagna sperimentale al fine di verificare la bontà della nuova modellazione FEM, e nel caso di esito positivo le travi potranno essere testate in scala reale e successivamente i rinforzi applicati su selle Gerber sulla rete autostradale.

Bibliografia

- P. Werner e W. Dilger, «Shear design of prestressed concrete stepped beams,» *PCI journal*, 1973.
- [2] A. Mattock e T. Chan, «Design and Behaviour of dapped end beams,» PCI journal, 1979.
- [3] S. Liem, «Maximum shear strenght of dapped-end or corbel,» *Thesis*, 1983.
- [4] J. S. K. Schlaich, «'Towards a Consistent Design of Reinforced Concrete", Final report,» in 12th Congress of the International Association for Bridge and Structural, 1984.
- [5] D. Barton, B. Anderon, A. Bouadi, J. Jirsa e E. Breen, «An Investigation of Strut-And-Tie Models for Dapped Beam Details,» *Research Report 1127-1, U.S. Department of Transportation, Federal,* 1991.
- [6] M. Awin, I. Syed, T. Wee e M. Liew, «Prediction of Failure Loads of RC Dapped-End Beams,» *Applied mechanics and materials*, 2014.
- [7] Q. Wang e Z. Guo, «Experimental investigation on the shear capacity of RC dapped end beams and design recommendations».
- [8] W. Lu, J. Lin, S. Hwang e Y. Lin, «Shear strenght of high strenght concrete dappe-end beams,» *Chinese Institute of enginners*, 2003.
- [9] T. Peng, «Influence of detailing on response of dapped end beams,» Thesis, 2009.
- [10] H. Y. J. L. W. Lu, «Behaviour of reinforced concrete dapped-end beams,» *Magazine of Concrete Research*, 2012.
- [11] M. Falcon, L. Pallares e P. Miguel, «Proposal and experimental validation of simplified strutand-tie models on dapped-end beams,» *Engineering Structures*, 2019.
- [12] J. Martinez e R. Meli, «Experimental study on the structural behavior of concrete dapped-end beams,» *Enginnering Structures*, 2014.
- [13] P. Huang e A. Nanni, «dapped-end strengthening of precast prestressed concrete double tee beams with frp composites,» *Advances in Structural Engineering*, 2005.
- [14] S. Taher, «Strengthening of critically designed girders with dapped ends,» *ICE Proceedings Structures and Buildings*, 2005.
- [15] T. Gyorgy, T. Sas, G. Daescu, A. Barros e J. Stoian, «Experimental and numerical assessment of the effectiveness of FRP-based strengthening configurations for dapped-end RC beams.,» *Engineering Structures*, 2012.
- [16] A. Atta e M. Taman, «Innovative method for strengthening dapped-end beams using an external prestressing technique,» *Materials and Structures*, 2015.
- [17] D. 1. U. manual.

- [18] U. E. 1992-1-1:2005, Design of concrete structures.
- [19] FIB, Model Code for Concrete Structures, 2010.
- [20] R. Selby e F. Vecchio, Three-dimensional Constitutive Relations for Reinforced Concrete., 1993.
- [21] F. Vecchio e M. Collins, The modified compression field theory for reinforced elements subjected to shear, 1986.

Indice Figure

Fig. 1 Accesso alla sella Gerber: (a) dall' alto, (b) dal basso	8
Fig. 2 Accesso alla sella Gerber: caso di piastre piene	9
Fig. 3 Vulnerabilità al degrado delle Selle Gerber	9
Fig. 4 Werner e Dilger, 2005 Analisi FEM: condizioni di carico unitarie, tensioni principali, Mesl	1
adottata	11
Fig. 5 Werner e Dilger, 2005 Campagna sperimentale - Layout travi testate S1, S2 e S3, S4 e S5 -	12
Fig. 6 Mattock e Chan, 1979: Analogia tra mensola ribaltata e modello adottato per la risega	13
Fig. 7 Mattock e Chan, 1979: Layout geometria e armature	13
Fig. 8 PCI 8°ed,2017: Impostazione attuale per il progetto delle travi con risega	15
Fig. 9 Liem, 1983: Layout geometria (smussata, squarata) e armature	16
Fig. 10 Barton et al, 1991: Modello STM1 e layout armature	18
Fig. 11 Barton et al, 1991: Modello STM2 e layout armature	18
Fig. 12 Barton et al, 1991: Modello PCI - layout armature	18
Fig. 13 Barton et al, 1991: Modello MF - layout armature	18
Fig. 14 Lu et al, 2003: Layout provini e test set-up	21
Fig. 15 Wang,2005: Layout provini e Test set-up	22
Fig. 16 Peng,2009: Test set-up per le 2 sequenze di carico	24
Fig. 17 Peng,2009: Modelli STM1 e STM2	24
Fig. 18 Peng,2009: Layout provino STM1	24
Fig. 19 Peng,2009: Layout provino STM2	24
Fig. 20 Lu, 2012: Trave soggetta a soli carichi verticali con a/d<1 a sx. a/d>1 a dx	26
Fig. 21 Lu, 2012: Trave soggetta a combinazione dii carichi verticali e orizzontali con a/d<1 a sx.	a/d
>1 a dx	26
Fig. 22 Falcon et al, 2019: Layout provini e configurazione di carico	27
Fig. 23 Huang e Nanni, 2005 Trave rinforzata con 1 strato, 2 strati e sistema di ancoraggio a U	⁷ 30
Fig. 24 Huang e Nanni, 2005: Rottura per bulging e spalling	31
Fig. 25 Huang e Nanni, 2005: Delaminazione rinforzo	31
Fig. 26 Huang e Nanni, 2005: progressiva rottura delle fibre del rinforzo	31
Fig. 27 Taher, 2005: Gruppi I, II, III, IV	32
Fig. 28 Taher, 2005: 12 sistemi di rinforzo	33
Fig. 29 Gyorgy et al, 2012: Configurazioni rinforzo piastre (a), (b) e fogli (c) rispettivamente rott	ura
per delaminazione del rinforzo e rottura progressiva delle fibre di rinforzo (c)	38
Fig. 30 Atta Taman, 2015	40
Fig. 31 Analisi Numerica: Travi- Geometria (dimensioni in cm)	43
Fig. 32 Analisi Numerica: Dettaglio della Gerber con layout armature ortogonali (LO)	44
Fig. 33 Analisi Numerica: Modello S&T della Gerber con layout armature ortogonali (LO)	44
Fig. 34 Analisi Numerica: Dettaglio della Gerber con layout armature inclinate (LI)	45
Fig. 35 Analisi Numerica: Modello S&T della Gerber con layout armature inclinate (LI)	45
Fig. 36 Analisi Numerica: Capacità portante selle mediante modelli S&T	46
Fig. 37 Analisi Numerica: Travi, Geometria blocchi cls	47
Fig. 38 Analisi Numerica: Travi, Geometria Armature LD	47
Fig. 39 Analisi Numerica: Travi, Geometria Armature LO	47
Fig. 40 Analisi Numerica: Travi - (a) Elemento finito Brick CHX60, (b) Elemento finito Embedd	ed
Reinforcement	48
Fig. 41 Analisi Numerica: Travi- Parametri Meccanici Cls	49
Fig. 42 Analisi Numerica: Travi- Parametri Meccanici Armatura	50
Fig. 43 Analisi numerica: Travi - Mesh e Condizioni vincolari	51

Fig. 44 Rinforzo R1: Caso di sella Gerber in assenza di Traverso (dimensioni in mm)	52
Fig. 45 Rinforzo R2: Caso di sella Gerber in presenza di Traverso (dimensioni in mm)	52
Fig. 46 Analisi Numerica: Rinforzo- Analisi di Buckling prima (a) e dopo (b) l'introduzione delle	
nervature irrigidenti	56
Fig. 47 Analisi Numerica: Rinforzo-Analisi non lineare, tensioni sul cls	57
Fig. 48 Analisi Numerica: Capacità Portante selle: FEM & S&T	58
Fig. 49 Layout LI: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave SANA	60
Fig. 50 Layout LI: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave DANNEGGIATA	60
Fig. 51 Layout LI: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZATA R1	60
Fig. 52 Layout LI: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZATA R2	60
Fig. 53	61
Fig. 54 Layout LI: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave SANA	62
Fig. 55 Layout LI: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave DANNEGGAIT.	4-62
Fig. 56 Layout LI: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA	R1 62
Fig. 57 Layout LI: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA	R2 62
Fig. 58 Layout LI: Risultati analisi FEM -Quadro fessurativo a rottura Trave SANA	63
Fig. 59 Layout LI: Risultati analisi FEM - Quadro fessurativo S3 a rottura Trave DANNEGGAIT	A 63
Fig. 60 Layout LI: Risultati analisi FEM - Quadro fessurativo S3 a rottura Trave RINFORZATA	R163
Fig. 61 Layout LI: Risultati analisi FEM - Quadro fessurativo a rottura Trave RINFORZATA R2	63
Fig. 62 Layout LI: Risultati analisi FEM - Tensioni (Seq) armatura a rottura Trave SANA	64
Fig. 63 Layout LI: Risultati analisi FEM - Tensioni (Seq) armatura a rottura Trave DANNEGGA	TA
	64
Fig. 64 Layout LI: Risultati analisi FEM - Tensioni (Seq) armatura a rottura Trave RINFORZAT.	4 R1
	64
Fig. 65 Layout LI: Risultati analisi FEM – Tensioni (Seq) armatura a rottura Trave RINFORZAT	A R2
	64
Fig. 66	64 65
Fig. 66	64 65 65
Fig. 66 Fig. 67 Fig. 68	64 65 65 66
Fig. 66 Fig. 67 Fig. 68 Fig. 69	64 65 65 66 66
Fig. 66 Fig. 67 Fig. 68 Fig. 69 Fig. 70	64 65 65 66 66
Fig. 66	64 65 65 66 66 67 68
 Fig. 66 Fig. 67 Fig. 68 Fig. 69 Fig. 70 Fig. 70 Fig. 71 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave SANA Fig. 72 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave DANNEGGIATA	64 65 66 66 67 68 68
 Fig. 66 Fig. 67 Fig. 68 Fig. 69 Fig. 70	64 65 66 66 67 68 68 68
 Fig. 66 Fig. 67 Fig. 68 Fig. 69 Fig. 70 Fig. 70 Fig. 71 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave SANA Fig. 72 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave DANNEGGIATA Fig. 73 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZA R1	64 65 66 66 67 68 68 68
 Fig. 66 Fig. 67 Fig. 68 Fig. 69 Fig. 70 Fig. 71 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave SANA Fig. 72 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave DANNEGGIATA Fig. 73 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZA R1 Fig. 74 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZA R1 Fig. 74 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZA R1 	64 65 66 66 67 68 68 68 68 68
 Fig. 66 Fig. 67 Fig. 68 Fig. 69 Fig. 70	64 65 66 66 67 68 68 68 68 68 69 70
 Fig. 66	64 65 66 66 68 68 68 68 68 68 69 70
 Fig. 66 Fig. 67 Fig. 68 Fig. 70 Fig. 70 Fig. 71 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave SANA Fig. 72 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave DANNEGGIATA Fig. 73 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZA R1 Fig. 74 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZA R1 Fig. 74 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZATA R2 Fig. 76 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave SANA	64 65 66 66 67 68 68 68 68 68 68 68 70 70 R1
 Fig. 66	64 65 66 66 68 68 68 68 68 68 70 R1 70 R1 70
 Fig. 66	64 65 66 66 67 68 68 68 68 68 70 R1 70 R1 70 R2
 Fig. 66	64 65 66 66 67 68 68 68 68 68 70 R1 70 R1 70 R2 70
 Fig. 66 Fig. 67 Fig. 68 Fig. 69 Fig. 70 Fig. 71 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave SANA Fig. 72 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave DANNEGGIATA Fig. 73 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZA R1 Fig. 74 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZA R1 Fig. 74 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZA R1 Fig. 74 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZATA R2 Fig. 75 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave SANA Fig. 78 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA Fig. 79 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA Fig. 79 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA Fig. 80 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA 	64 65 66 66 67 68 68 68 68 68 70 R1 70 R1 70 R2 70 R2 71
 Fig. 66 Fig. 67 Fig. 68 Fig. 69 Fig. 70 Fig. 71 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave SANA Fig. 72 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave DANNEGGIATA Fig. 73 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZA R1 Fig. 74 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZA R1 Fig. 76 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZATA R2 Fig. 76 Layout LO: Risultati analisi FEM - Tensioni Principali S3 a rottura Trave SANA Fig. 78 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA Fig. 79 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA Fig. 79 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA Fig. 79 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA Fig. 80 Layout LO: Risultati analisi FEM -Quadro fessurativo a rottura Trave SANA Fig. 81 Layout LO: Risultati analisi FEM -Quadro fessurativo a rottura Trave DANNEGGIATA 	64 65 66 66 67 68 68 68 68 68 68 68 68 70 R1 70 R1 70 R2 71 71
 Fig. 66	64 65 66 66 67 68 68 68 68 68 68 68 70 R1 70 R1 70 R2 70 R2 71 71 71
 Fig. 66	64 65 66 66 67 68 68 68 68 68 68 70 R1 70 R1 70 R1 70 R1 71 71 71 71 71
 Fig. 66 Fig. 66 Fig. 67 Fig. 68 Fig. 70 Fig. 70 Fig. 71 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave SANA Fig. 72 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave DANNEGGIATA Fig. 73 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZA R1 Fig. 74 Layout LO: Risultati analisi FEM - Spostamenti a rottura Trave RINFORZAT R2 Fig. 75 Fig. 76 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave SANA Fig. 77 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA R2 Fig. 78 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA Fig. 79 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA Fig. 80 Layout LO: Risultati analisi FEM -Tensioni Principali S3 a rottura Trave RINFORZATA Fig. 80 Layout LO: Risultati analisi FEM -Quadro fessurativo a rottura Trave RINFORZATA R1 Fig. 81 Layout LO: Risultati analisi FEM -Quadro fessurativo a rottura Trave RINFORZATA R1 Fig. 82 Layout LO: Risultati analisi FEM -Quadro fessurativo a rottura Trave RINFORZATA R1 Fig. 83 Layout LO: Risultati analisi FEM -Quadro fessurativo a rottura Trave RINFORZATA R2 	64 65 66 66 68 68 68 68 68 68 68 68 68 68 70 R1 70 R1 70 R2 71 71 71 71 71
 Fig. 66	64 65 65 66 67 68 68 68 68 68 68 68 68 70 R1 70 R1 70 R1 70 R2 71 71 71 71 71 72 ATA

Fig. 86 Layout LO: Risultati analisi FEM - Tensioni (Seq) armatura a rottura Trave RINFORZATA	
R1 - 77	2
Fig. 8 7 Layout LO: Risultati analisi FEM - Tensioni (Seq) armatura a rottura Trave RINFORZATA	้า
Fig 887	2 2
Fig. 897	3
Fig. 9074	4
Fig. 9174	4
Fig. 92 7!	5
Fig. 93 7!	5
Fig. 94 Analisi Sperimentale: Curve Tensione- Deformazione Barre testate 78	8
Fig. 95 Analisi Sperimentale: Disposizione delle armature nella flangia delle travi 79	9
Fig. 96 Analisi Sperimentale: Trave con disposizione ortogonale delle armature. (a) Lato sano. (b)	
Lato danneggiato 80	0
Fig. 97 Analisi Sperimentale: Trave con disposizione inclinata delle armature. (a) Lato sano. (b) Lato	
danneggiato 82	1
Fig. 98 Analisi Sperimentale: Dima per il posizionamento dei fori sul lato da rinforzare 82	2
Fig. 99 . Analisi Sperimentale: Dettagli sulla realizzazione dei fori. (a) Vista laterale. (b) Vista	_
$ \begin{array}{c} \text{dall'alto.} &8. \end{array} $	2
Fig. 100 Analisi Sperimentale: Schema set up prova8:	3 ∧
Fig. 101 Analisi Sperimentale: Sei-up Prova sperimentale84	4 1
Fig. 102 Analisi Sperimentale: Dettaglio Mensola canneggiata-rinforzata 84	4 1
Fig. 105 Analisi sperimentale: Dettaglio mensola rinforzata, danneggiata a rottura: (a) Vista Laterale	+
(b) vista frontale 8	6
Fig. 105 Analisi sperimentale: Dettaglio mensola rinforzata- danneggiata a rottura al disarmo del	0
rinforzo 8(6
Fig. 106 Analisi sperimentale: Dettaglio mensola mensola sana a rottura 8	7
Fig. 107 Analisi Sperimentale: Curve Carico- Spostamento mezzeria88	9
Fig. 108 Analisi Sperimentale: Confronti FEM, LAB, S&T 89	9
Fig. 109 Analisi sperimentale: Interpretazione meccanismo di rottura della mensola danneggiata-	
rinforzata attraverso considerazioni di equilibrio del concio fessurato 90	0

Indice Tabelle

Tab. 1 Mattock e Chan, 1979	14
Tab. 2 Liem, 1983: Principali risultati sperimentali	16
Tab. 3 Burton et al, 1991: Principali risultati sperimentali	17
Tab. 4 Aswin et al, 2014: Confronto EC2, ACI, PCI, BS	19
Tab. 5 Lu et al, 2003: Principali riusultati sperimentali	21
Tab. 6 Wang, 2005: Principali risultati sperimentali	22
Tab. 7 Peng, 2009: Principali risultati sperimentali, comparazione con modelli teorici	23
Tab. 8 Lu et al, 2012: Principali risultati sperimentali, comparazione con modelli teorici	26
Tab. 9 Falcon et al, 2019: Influenza del quantitativo armatura	28
Tab. 10 Falcon et al, 2019: Influenza dell' Armatura Longitudinale	28
Tab. 11 Falcon et al, 2019: Influenza del numero di file di staffe	28
Tab. 12 Huang e Nanni, 2005	31
Tab. 13 Taher,2005: Gruppo I	34
Tab. 14 Taher,2005: Gruppo II	34
Tab. 15 Taher,2005: Gruppo III	35
Tab. 16 Taher, 2005: Gruppo IV	35
Tab. 17 Gyorgy et al, 2012	37
Tab. 18 Atta Taman, 2015	39
Tab. 19 Analisi Numerica: Distinta armature della Gerber con layout armature ortogonali (LO)	44
Tab. 20 Analisi Numerica: Distinta armature della Gerber con layout armature inclinate (LI)	45
Tab. 21 Analisi Numerica: Travi- Parametri Meccanici Cls e Armatura	49
Tab. 22 Analisi Numerica: Travi- Parametri Meccanici Armatura	50
Tab. 23 Caratteristiche bullonatura per il Rinforzo R1 e R2	53
Tab. 24 Sollecitazioni taglianti agenti sui singoli bulloni	55
Tab. 25 Analisi Sperimentale: Caratteristiche tecniche Cls	77
Tab. 26 Analisi Sperimentale: Caratteristiche meccaniche Cls	77
Tab. 27 Analisi Sperimentale: Caratteristiche tecniche Acciaio per carpenteria metallica	78
Tab. 28 Analisi Sperimentale: Caratteristiche tecniche Acciaio per armatura lenta	78
Tab. 29 Analisi Sperimentale: Caratteristiche meccaniche Acciaio	78