



UNIVERSITÀ
DEGLI STUDI
DI PADOVA

Sede Amministrativa: Università degli Studi di Padova

Dipartimento di Ingegneria Civile Edile ed Ambientale

SCUOLA DI DOTTORATO DI RICERCA IN SCIENZE DELL'INGEGNERIA CIVILE ED AMBIENTALE

CICLO: XXVII

**UN MODELLO STRUT AND TIE PER LO STUDIO
DEL FENOMENO DEL COMPORTAMENTO A TAGLIO
IN TRAVI RETICOLARI MISTE ACCIAIO CALCESTRUZZO**

Direttore della Scuola: Ch.mo Prof. Stefano Lanzoni

Supervisore: Ch.mo Prof. Claudio Modena

Dottorando : Francesca Sette

SOMMARIO

Con “travi reticolari miste” si indica una particolare tipologia di travi costituite da una reticolare in acciaio inglobata in un getto di calcestruzzo completato in opera. Il traliccio è costituito da un insieme di elementi saldati in stabilimento tra i quali si può individuare un corrente superiore formato generalmente da barre, un corrente inferiore formato da barre o da un piatto, elementi diagonali in barre disposte in modo da dare alla trave la classica forma piramidale e che possono essere organizzate, ove necessario, in più pareti. Il funzionamento di questo tipo di travi avviene per fasi: il funzionamento di questo tipo di travi avviene quindi per fasi: durante la prima fase la trave è a tutti gli effetti una reticolare in acciaio che viene posta in opera e sulla quale vengono appoggiati i solai ed è pertanto progettata, oltre che per il peso proprio, per i carichi permanenti strutturali, mentre invece durante la seconda fase avviene il getto integrativo di calcestruzzo che, una volta maturato, permetterà alla trave di portare i carichi permanenti non strutturali e accidentali.

Nel DM 14.01.2008 e Circolare 02.02.2009 n° 617/C.S.LL.PP si parla *travi tralicciate in acciaio conglobate nel getto di calcestruzzo collaborante* al paragrafo §4.6 “Costruzioni di altri materiali” e poi nelle “Linee guida per l’utilizzo di travi tralicciate in acciaio conglobate nel getto di calcestruzzo collaborante e procedure per il rilascio dell’autorizzazione all’impiego” (Settembre 2011): le travi reticolari miste vengono classificate in tre categorie (A – B – C) in base alle loro caratteristiche e si indica di far riferimento al §4.3 del DM 2008 o all’Ec4 (strutture composte) per le travi “A”, al §4.1 del DM 2008 o all’ Ec2 (strutture in calcestruzzo armato) per le travi “B” mentre per le travi “C” è richiesta una specifica autorizzazione da parte del Consiglio Superiore dei Lavori Pubblici.

Le connessioni saldate della reticolare in acciaio giocano un ruolo fondamentale per il funzionamento della trave reticolare mista: il trasferimento delle tensioni avviene attraverso i nodi del traliccio e quindi le saldature che li costituiscono devono avere precise caratteristiche in modo da garantire determinate risposte in termini di resistenza e duttilità. Tuttavia nelle travi reticolari miste le saldature vanno a collegare delle superfici curve in quanto i correnti e le anime di parete hanno sezione circolare e pertanto il cordone che si va a realizzare non ha caratteristiche geometriche precise.

La “TRR Ponte” nasce proprio dall’idea di realizzare una trave reticolare mista nella quale le saldature possano essere realizzate in modo diverso: in essa infatti gli elementi del traliccio vengono collegati mediante un fazzoletto metallico che diventa una superficie piana sulla quale è possibile eseguire a tutti gli effetti dei cordoni d’angolo con caratteristiche precise e misurabili. Non solo, il processo di saldatura risulta più veloce e agevole per l’operatore e, inoltre, il fazzoletto riduce la lunghezza libera di inflessione degli elementi compressi diagonali e del corrente superiore aumentando il carico critico che porta all’instabilità la trave e quindi ne migliora il comportamento in prima fase. Infine, gli elementi diagonali possono essere posizionati e saldati ai fazzoletti sul piano di lavoro e successivamente, una volta realizzate tutte le pareti, si può procedere con l’assemblaggio dell’intera trave, con una notevole razionalizzazione del processo produttivo.

La trave TRR Ponte è realizzata in acciaio da carpenteria e quindi, da normativa, dovrebbe essere dimensionata a taglio come una trave di categoria "A", ovvero considerando il solo traliccio in acciaio. Tuttavia appare restrittivo trascurare completamente la presenza del getto di seconda fase in quanto la formazione di bielle di calcestruzzo potrebbe influire sul comportamento ultimo della trave e sulle modalità di collasso. Allo stesso tempo però l'applicazione degli algoritmi del cemento armato non sembra essere opportuna in quanto essi si basano sull'aderenza tra calcestruzzo e acciaio quale meccanismo di trasferimento delle tensioni: nelle travi di categoria "A" si utilizza acciaio da carpenteria e comunque si ritiene che il funzionamento generale di una trave reticolare mista si basi soprattutto sulla trasmissione degli sforzi attraverso i nodi saldati del traliccio.

Per questi motivi si è proposto un diverso modello analitico per lo studio del comportamento a taglio di queste travi: esso si basa sul metodo "Strut-and Tie", ovvero sull'ipotesi della formazione all'interno della trave di un traliccio iperstatico composto dalla reticolare in acciaio e dalle bielle compresse in calcestruzzo del getto collaborante, e ad esso sono state applicate le equazioni di equilibrio ai nodi per la valutazione delle azioni interne.

I test sperimentali condotti hanno dimostrato la formazione delle bielle di calcestruzzo all'interno della reticolare in acciaio e quindi hanno confermato l'ipotesi di traliccio iperstatico composto formulata con il metodo "Strut-and-Tie". Inoltre le travi TRR Ponte sono arrivate alla rottura secondo le modalità previste in fase di dimensionamento anche se per carichi superiori rispetto a quelli di progetto. Il comportamento a taglio delle travi TRR Ponte è stato studiato anche attraverso analisi numerica: in particolare, si è sviluppato un modello FEM semplificato che, a fronte di un ridotto onere computazionale, si è dimostrato efficace nel descrivere i meccanismi di collasso e stimare dei carichi a rottura prossimi a quelli ottenuti dalle prove sperimentali.

Un altro importante aspetto da analizzare potrebbe essere il comportamento a fatica della trave TRR Ponte: test sulle connessioni e sull'intero elemento potrebbero portare a nuovi campi di applicazione della trave TRR Ponte come ad esempio i ponti integrali. In questa tipologia di ponti i dispositivi di appoggio e i giunti di dilatazione vengono eliminati e la sovrastruttura (impalcato) viene resa solidale con la sottostruttura (pile e spalle): dato il loro funzionamento per fasi, le travi reticolari miste potrebbero essere utilizzate per la realizzazione dell'impalcato e dei collegamenti con le altre parti strutturali del ponte.

SUMMARY

When we speak about “travi reticolari miste” we refer to a composite steel-concrete beam made up of a steel truss encased in cast in place concrete. The steel structure is typically composed of a plate or straight bars at the bottom, straight bars at the top and diagonal web bars: all these elements are connected with welded joints in a typical pyramidal shape. These beams have a particular feature: they can bear their own weight and the weight of the slabs without any provisional support during the “first phase” and then they can collaborate with the cast in place concrete during the “second phase”.

The Italian Code - DM 14.01.2008 and Circolare 02.02.2009 n° 617/C.S.LL.PP – deals with this kind of structures in §4.6 “Other materials constructions” and then in “Linee guida per l’utilizzo di travi tralicciate in acciaio conglobate nel getto di calcestruzzo collaborante e procedure per il rilascio dell’autorizzazione all’impiego” (Sept 2011): composite beams are classified in three groups (A – B – C) depending on their features and for each group suitable norms are prescribed. In particular, for “A” beams we can refer to §4.3 of DM 2008 or to Ec4, for “B” beams we can refer to §4.1 of DM 2008 or to Ec2 while “C” beams require the authorization of Italian Superior Council of Public Works.

Welded joints are very important in encased composite steel-concrete structures: the beam behavior depends on forces and stresses that pass through these joints and weldings must have specific geometrical characteristics and dimensions in order to provide an established strength and ductility. However welding process isn’t so easy because of elements geometry: in fact joints connect rounded surfaces, weldings can’t have the exact designed features and this problem represents the weak point of these beams.

“TRR Ponte” was studied in order to realize a different type of encased composite beam in which weldings could be achieved in a more precise way: in TRR Ponte top and web bars are not directly connected but they are jointed through a steel rectangular gusset plate that becomes a plane surface on which welding process is easier and faster. Furthermore bars are welded to the rectangular plates through corner joints that have precise geometrical characteristics and dimensions: in this way weldings can really provide the required strength and ductility. At the same time connection plates reduce the buckling lengths of compressed elements, that are diagonal and top bars: if slenderness is reduced, the design buckling resistance is higher and so the steel beam is more stable during the first phase, when concrete isn’t casted yet. Then there is another very important aspect: in TRR Ponte beams web bars can be put together and welded to the straight bars through the connection plates working on a plane and then all the beam can be composed. In this way every step of the productive process is more efficient and functional.

TRR Ponte is made up of S355 steel type elements, so it can be considered an “A” beam following Italian Code and “Linee Guida”: this means that it should be designed as a steel truss beam to calculate its shear resistance. However, even if during the first phase there are only steel elements, in the second phase a composite beam is made up also of concrete and the struts that develop could influence and improve the shear behavior of the element. At the same time, we can’t use reinforced concrete algorithms because they are based on adherence between concrete

and steel elements: in “A” composite beams we don’t use roughened steel bar so the bond stress capacity is very low and we need specific models to correctly evaluate composite beams shear resistance. In this research a new shear design model is developed and it is based on the “Strut-and-Tie method” and on the equilibrium equations applied to composite truss nodes.

Experimental tests have shown the development of concrete struts between the rigid joints of the steel truss and so the formation of a composite truss as presumed in the Strut-and-Tie model adopted was confirmed. Also the TRR Ponte failure mechanism was exactly predicted by the design analytical algorithm even if failure beams loads were higher than expected. TRR Ponte shear behavior has been studied also by FEM numerical analysis: the simplified FEM model proposed allow to know the failure mechanism in a fast way and give a collapse load very close to the experimental one.

The fatigue behavior of TRR Ponte could be another important aspect to analyze: joint connections and beam fatigue experimental tests could show new possible applications of TRR Ponte, for example integral bridges. In this type of structures, bearings and expansion joints are eliminated so that the sub-structure (piers and abutments) and the super-structure (deck slab) are made monolithic: composite beams could be used to realize the deck slab because during the first phase they could be connected to the abutments and then in the second phase casting concrete would integrate the structure.

INDICE

CAPITOLO 1 – ASPETTI INTRODUTTIVI.....	1
1.1 Cenni storici.....	1
1.2 La tecnologia.....	3
1.3 Lo stato dell’arte.....	4
1.4 Inquadramento normativo.....	10
CAPITOLO 2 – TRAVE TRR SERIE E TRR PONTE	13
2.1.1 Tipologie analizzate	13
2.1.1 Trave TRR Serie	13
2.1.2 Trave TRR Ponte	14
2.2 Un esempio realizzativo	19
CAPITOLO 3 – INQUADRAMENTO TEORICO: IL TAGLIO NELLE TRAVI RETICOLARI MISTE	31
3.1 L’obiettivo della ricerca	31
3.2 Travi reticolati miste vs travi in cemento armato	32
3.2.1 Meccanismi di trasferimento delle tensioni	32
3.2.2 Meccanismi taglio resistenti in travi in cemento armato	35
3.3 Modelli taglio resistenti proposti per travi reticolari miste	37
3.3.1 Modello originale travi REP® - Leone 1972	37
3.3.2 Modello Tesser 2009	38
3.3.3 Modello Sorgon 2009	41
3.4 Un modello strut and tie per il taglio	45
3.4.1 La schematizzazione della trave mista a traliccio iperstatico composto acciaio calcestruzzo e i meccanismi di collasso a taglio	47
3.4.2 Le equazioni di equilibrio ai nodi del traliccio iperstatico composto.....	48
CAPITOLO 4 – PROVE SPERIMENTALI	50
4.1 Progettazione prove in laboratorio	50

4.2 Realizzazione travi	68
4.3 Prove sperimentali	68
4.4 Analisi dei dati	78
4.5 Taratura del modello	82
CAPITOLO 5 – MODELLAZIONE AGLI ELEMENTI FINITI	85
5.1 Modellazione prove sperimentali	85
5.2 Esempi di modellazione	96
5.2.1 Esempi in letteratura	96
5.2.1.1 TRAVE REP®-NOR	96
5.2.1.2 TRAVE REP®-TMQ	102
5.2.2 Modellazioni travi Ponte	109
CAPITOLO 6 - CONCLUSIONI	124
6.1 Considerazioni sui risultati ottenuti	124
5.2 Conclusioni	125
APPENDICE	127
BIBLIOGRAFIA	130
RINGRAZIAMENTI.....	131

CAPITOLO 1

ASPETTI INTRODUTTIVI

1.1 CENNI STORICI

Artefice della nascita delle travi reticolari miste acciaio-calcestruzzo è sicuramente l'Ing. Salvatore Leone (Cosenza, 26 aprile 1922 – Udine, 19 maggio 2004): nel 1967 egli infatti depositò il brevetto per la prima trave reticolare inglobata in un getto di calcestruzzo, denominata "REP" (Rapida, Efficiente, Pratica)

La storia narra che la nascita delle travi miste avvenne a Pescara, in un cantiere in cui l'Ing Leone aveva bisogno di realizzare travi composte tradizionali: dati i tempi di consegna molto ridotti egli si pose il problema di realizzarle in officina e nella maniera più semplice e si rese così conto che l'utilizzo di un profilato con anima piena in acciaio era esuberante per le sue esigenze ed era sufficiente un traliccio con elementi piatti. Verificò inoltre che anche il piatto superiore del profilato in acciaio non veniva totalmente sfruttato e poteva essere sostituito da un corrente a sezione tonda: in questo modo poi il solaio poteva essere appoggiato direttamente sul piatto inferiore. Nasceva così la prima Trave Reticolare Mista che sarebbe stata da lì a poco brevettata.

La sezione originale della trave REP subì nel tempo varie evoluzioni: aumentarono le pareti d'anima e i correnti, si aggiunse uno zoccolo pregettato di calcestruzzo alla base. Ad oggi molti sono i produttori di travi tralicciate miste ed ognuno di essi ha sviluppato una propria tipologia costruttiva.

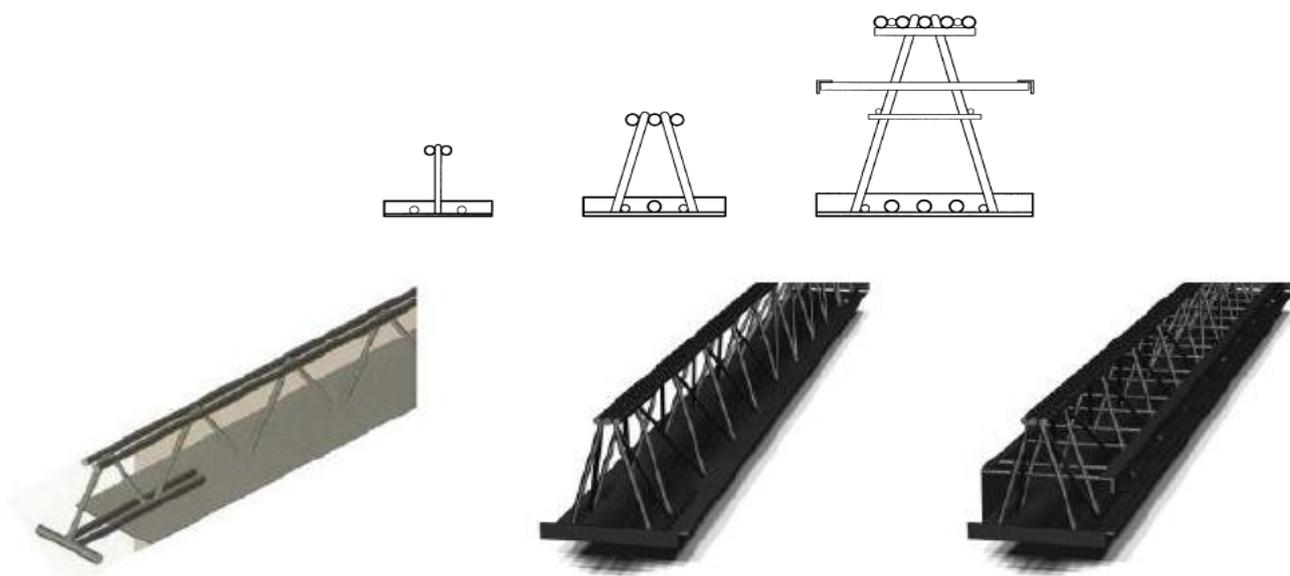


Figura 1.1: Esempi di travi con piatto

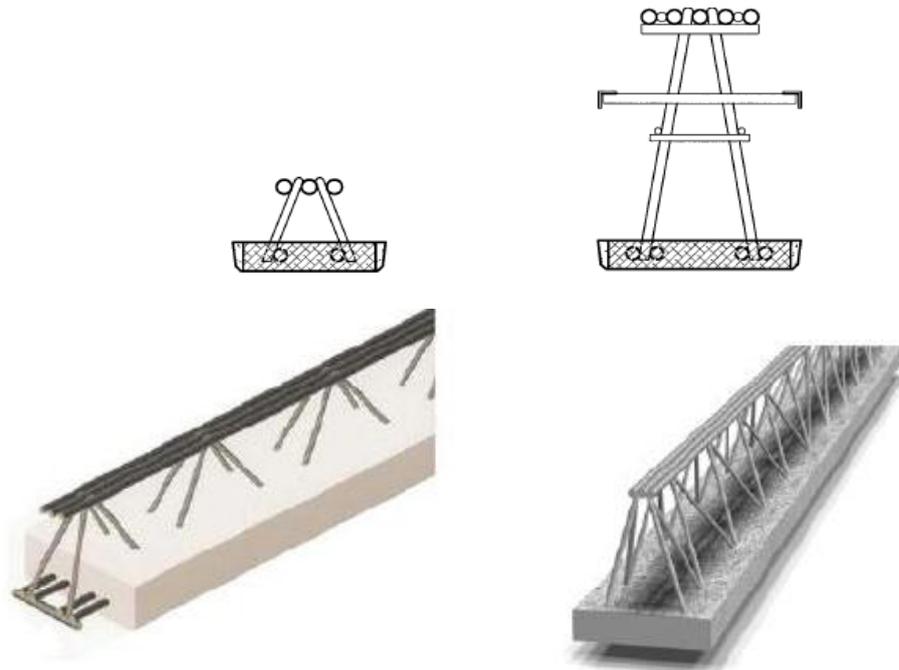


Figura 1.2: Esempi di travi con zoccolo in calcestruzzo pregettato



Figura 1.3: Prime strutture realizzate con travi reticolari miste



Figura 1.4: Recenti strutture realizzate con travi reticolari miste

1.2 LA TECNOLOGIA

Le travi reticolari miste sono tipicamente costituite da un traliccio in acciaio inglobato in un getto di calcestruzzo; il traliccio è costituito da un insieme di elementi saldati in stabilimento tra i quali si può individuare un corrente superiore formato generalmente da barre, un corrente inferiore formato da barre o da un piatto, ed elementi diagonali in barre disposte in modo da dare alla trave la classica forma piramidale e che possono essere organizzate, ove necessario, in più pareti. Talvolta il corrente inferiore viene inglobato in uno zoccolo di calcestruzzo pregettato che presenta notevoli vantaggi: una maggiore resistenza al fuoco, una posa in opera più facile delle lastre dei solai e una sezione più omogenea.

Il funzionamento di questo tipo di travi avviene per fasi: durante la prima fase la trave è a tutti gli effetti una reticolare in acciaio che viene posta in opera e sulla quale vengono appoggiati i solai ed è pertanto progettata, oltre che per il peso proprio, per i carichi permanenti strutturali, mentre invece durante la seconda fase avviene il getto integrativo di calcestruzzo che, una volta maturato, permetterà alla trave di portare i carichi permanenti non strutturali e accidentali. È evidente pertanto che il comportamento della trave nelle due fasi è completamente diverso, si passa da una trave reticolare in acciaio ad una trave mista e di ciò si deve necessariamente tener conto anche in fase di progettazione.

Le travi miste di tipo autoportante hanno la caratteristica peculiare di sopportare in prima fase, oltre al peso proprio, anche il carico del solaio e del getto di completamento senza puntelli o altri provvedimenti e questo comporta notevoli vantaggi nel processo costruttivo in cantiere.

Rispetto poi alle tradizionali travi in ca la trave mista inglobata nel getto di calcestruzzo presenta notevoli vantaggi:

- la parte in acciaio viene totalmente realizzata in stabilimento con procedure controllate e qualificate, soprattutto per quanto riguarda i processi di saldatura: ne risulta pertanto un prodotto di alta qualità e realizzato effettivamente come previsto da progetto
- la prefabbricazione di una parte della trave offre grossi vantaggi in cantiere: aumenta la velocità della messa in opera e viene ridotto il costo della manodopera. Allo stesso tempo si riducono anche le possibilità di errore in situ, soprattutto legate alla disposizione delle armature
- la specifica morfologia delle travi reticolari consente di trovare soluzioni strutturali su luci importanti e riducendo quindi il numero di pilastri nella struttura

1.3 LO STATO DELL'ARTE

Nel corso degli anni sono state condotte ricerche per investigare in via sperimentale e numerica il comportamento globale e locale di questo tipo di trave; numerose sono state inoltre le pubblicazioni, prevalentemente in ambito nazionale, che hanno indagato specifiche problematiche e studiato nuove soluzioni tecnologiche con finalità prevalentemente commerciali.

La mancanza di un piano coordinativo generale e la refrattarietà di alcuni produttori a diffondere i risultati delle campagne di indagine condotte hanno contribuito a creare uno stato dell'arte sull'argomento frammentato e non organico.

Le indagini sperimentali e numeriche finora condotte possono essere ricondotte a cinque argomenti principali:

1. comportamento a flessione delle travi
2. comportamento a taglio delle travi
3. instabilità dell'equilibrio in prima fase
4. studio delle connessioni
5. studio dei nodi trave-pilastro

1. Comportamento a flessione delle travi

Lo studio del comportamento a flessione delle travi fu uno dei primi argomenti affrontati in ambito scientifico negli anni Ottanta e Novanta: i primi studi condotti ([01], [02]) sottolinearono come la duttilità della trave aumenti all'aumentare dell'armatura compressa che, soprattutto per le travi autorportanti, può essere anche superiore a quella tesa per ovviare a problemi di instabilità dell'equilibrio durante la prima fase, purché sia presente un adeguato traliccio di collegamento. Studi più recenti ([03], [04]) condotti sulla trave in prima fase (traliccio in acciaio) hanno dimostrato come le eccentricità nelle connessioni tra gli elementi diagonali e il corrente superiore influiscano sul comportamento della trave: esse infatti inducono sugli elementi inclinati non un semplice stato di tensione assiale ma anche delle sollecitazioni di tipo flessionale e questo,

oltre che a rendere inadatta la schematizzazione a traliccio ideale con aste incernierate, comporta fenomeni locali di instabilità dell'equilibrio.

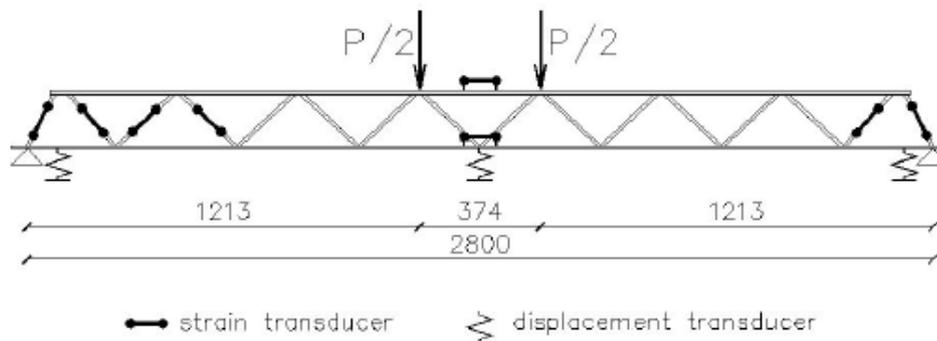


Figura 1.5: Schema di carico prova a flessione



Figura 1.6: Prova a flessione sul traliccio in prima fase [03], [04]

2. Comportamento a taglio delle travi

Lo studio del comportamento a taglio delle travi è una delle problematiche più interessanti legate a questa tipologia di elementi e sicuramente ancora molti aspetti restano da investigare. Le ricerche condotte [05] hanno sottolineato come ci siano delle peculiarità e delle criticità nel comportamento a taglio tali da non poter considerare le travi miste come una variante delle travi ordinarie in cemento armato quanto piuttosto come elementi sui generis. In particolare, le prove a taglio eseguite hanno evidenziato come i meccanismi di resistenza delle travi reticolari miste siano significativamente differenti da quelli delle analoghe travi in calcestruzzo armato, non solo, la resistenza risulta essere mediamente superiore nelle travi reticolari e molto differenziata in funzione della morfologia di trave prescelta. I modelli classici per le strutture in cemento armato si basano sul concetto di perfetta aderenza tra acciaio-calcestruzzo come meccanismo di trasferimento degli sforzi: nelle travi reticolari miste tale ruolo è ricoperto dalle saldature del traliccio in acciaio, soprattutto per le travi realizzate in acciaio da carpenteria. Inoltre, la morfologia propria della trave mista che prevede la presenza di un traliccio, struttura dotata di una significativa rigidità propria all'interno della trave, e di un eventuale piatto in acciaio al corrente

inferiore, induce necessariamente delle risposte di tipo meccanico non paragonabili a quelle di una ordinaria trave in cemento armato, le cui caratteristiche sono sostanzialmente diverse.

Secondo alcuni autori (Martinelli, Riva, Università di Bergamo, 2011) il collasso a taglio delle travi miste passa attraverso la formazione di un meccanismo ad arco, imputabile alla mancanza di aderenza fra acciaio e calcestruzzo, che porta ad una rottura lato calcestruzzo per taglio-compressione; probabilmente questa deduzione è strettamente legata alla tipologia di prova adottata (su tre punti) e non è del tutto rappresentativa del fenomeno.

Secondo altri autori (Scotta, Tesser, Università di Padova, 2009) si può applicare alle travi miste un meccanismo resistente a taglio a traliccio di tipo Ritter-Mörsch con inclinazione variabile del puntone in calcestruzzo e dunque si può stimare cautelativamente la resistenza a taglio della trave applicando gli algoritmi del cemento armato: secondo le prove condotte poi la rottura avviene per taglio-trazione, ovvero per snervamento delle anime tese, e gli autori arrivano alla conclusione che non ci può essere rottura per taglio-compressione, ovvero del puntone compresso di calcestruzzo, in quanto quest'ultimo lavora in parallelo con un'anima di acciaio stabilizzandola.



Figura 1.7: Rottura a taglio in una trave reticolare mista [05]

3. Instabilità dell'equilibrio in prima fase

Le verifiche nei confronti dell'instabilità dell'equilibrio hanno importanza fondamentale nelle travi reticolari miste in prima fase, quando cioè il traliccio metallico non è ancora inglobato (e stabilizzato) nel getto di calcestruzzo e pertanto presenta le problematiche proprie delle travi reticolari in acciaio. Secondo le ricerche condotte ([06]) su alcune morfologie di trave le principali modalità di instabilità del traliccio possono essere di tre tipi: a) instabilità locale del corrente superiore e degli elementi diagonali compressi, b) instabilità globale del corrente compresso, c) instabilità flessione-torsionale dell'intera trave. Dalle analisi condotte è emerso che alcuni fattori, quali la presenza di un piatto in acciaio al corrente inferiore e le caratteristiche del traliccio spaziale, intervengono rispettivamente sulla rigidezza torsionale e laterale della trave influenzando così sui percorsi di instabilità scelti dell'elemento.

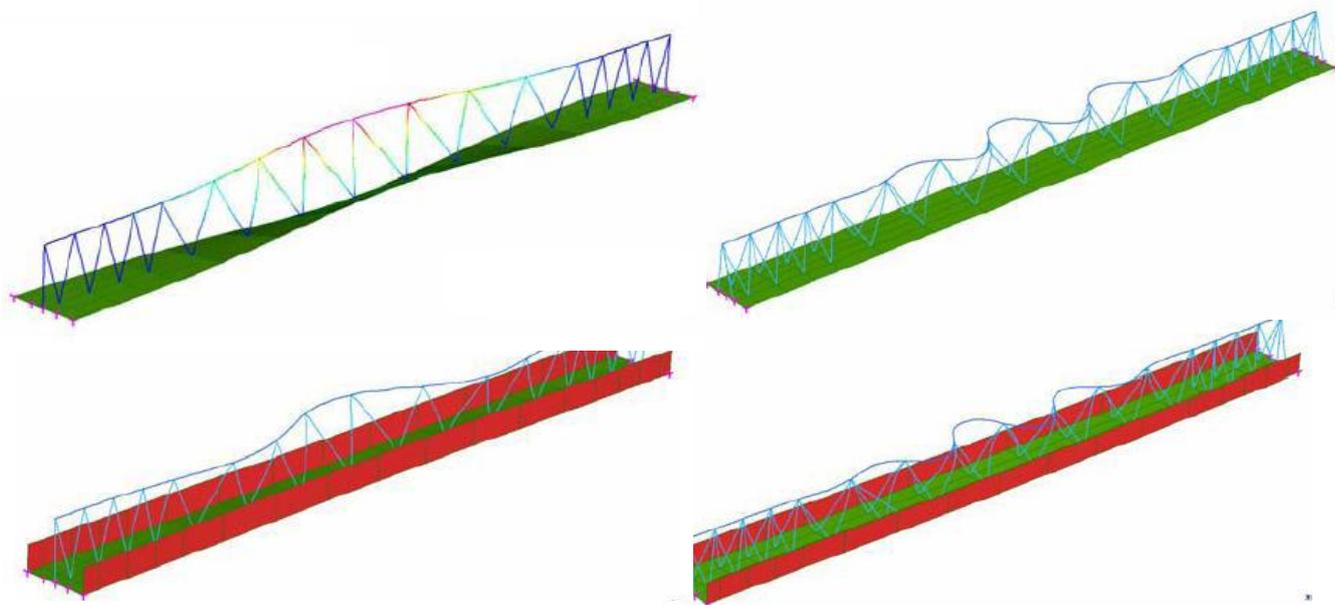


Figura 1.8: Tipologie di instabilità del traliccio metallico in prima fase [06]

4. Studio delle connessioni

Nelle travi miste il trasferimento degli sforzi tra acciaio e calcestruzzo non avviene per sola aderenza tra i due materiali come nelle strutture in cemento armato ordinario ma tramite il traliccio reticolare e questo meccanismo avvicina le travi miste alle tradizionali travi composte dove la parte metallica è resa solidale alla soletta in calcestruzzo tramite connettori a piolo. Diversi autori ([07], [08], [09], [10]) hanno caratterizzato i sistemi di connessione di varie tipologie di travi tramite la prova di push-out suggerita dall'Eurocodice 4 per le strutture composte acciaio-calcestruzzo: le connessioni vengono così analizzate in termini di resistenza, rigidezza e soprattutto di duttilità dovendo presentare, secondo quanto prescritto al punto 6.6.1.1 dell'Ec4, uno spostamento caratteristico di almeno 6mm. Secondo alcuni autori (Aiello e Cancelli, Università del Salento) la risposta della connessione è influenzata da diversi fattori quali la tipologia di acciaio, il diametro dei diagonali e la tipologia del calcestruzzo mentre secondo altri (Tullini, Università di Ferrara) la valutazione dello spostamento caratteristico deve essere messa in relazione a considerazioni di tipo strutturale e, allo stesso tempo, la non duttilità della connessione non implica necessariamente la non duttilità dell'insieme strutturale e viceversa.

Studi più recenti [11] condotti alla luce delle recenti Linee Guida per l'utilizzo di travi tralicciate (Settembre 2009) hanno cercato di raccogliere i risultati sperimentali di indagini di push-out presenti in letteratura e proporre un nuovo modello analitico di interpretazione degli stessi mettendo in relazione la resistenza a scorrimento con l'effettiva geometria della trave

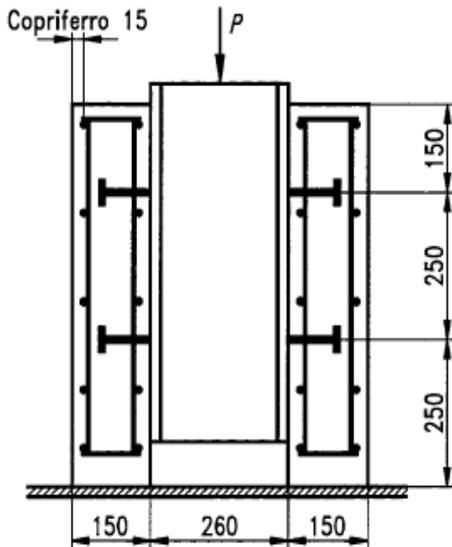


Figura 1.9: Prova di push out (Ec4)

5. Studio dei nodi trave-pilastro

L'attenzione relativamente recente a livello normativo nei confronti della risposta sismica delle strutture e l'utilizzo delle travi miste in telai accoppiate con pilastri prefabbricati e non, hanno sottolineato la necessità di conoscere il comportamento delle travi in corrispondenza delle zone nodali. Differenti soluzioni sono state proposte ([03], [12], [13]) e nuovi nodi potrebbero ad oggi essere studiati con prove sperimentali incentrate sullo sviluppo di una cerniera plastica lato trave in grado di dissipare energia come previsto dal principio della gerarchia delle resistenze introdotto nelle più recenti normative (DM 14.01.2008).

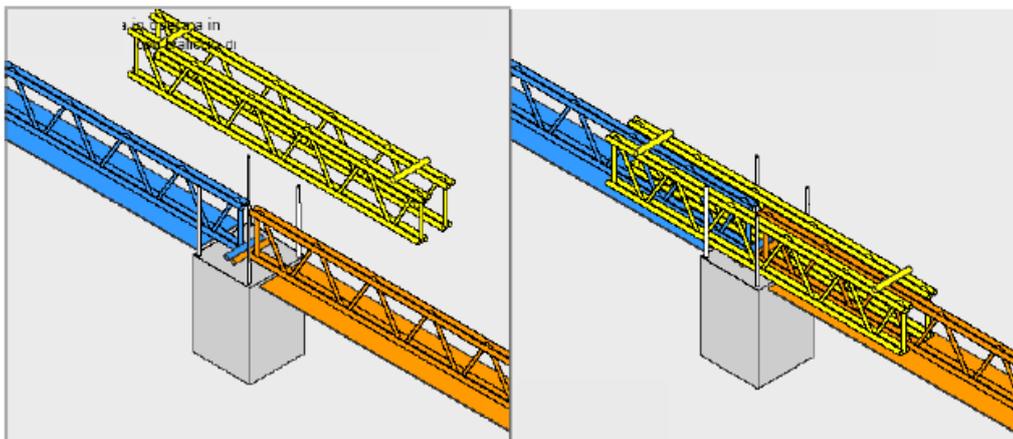


Figura 1.10: Nodo trave-colonna [03]

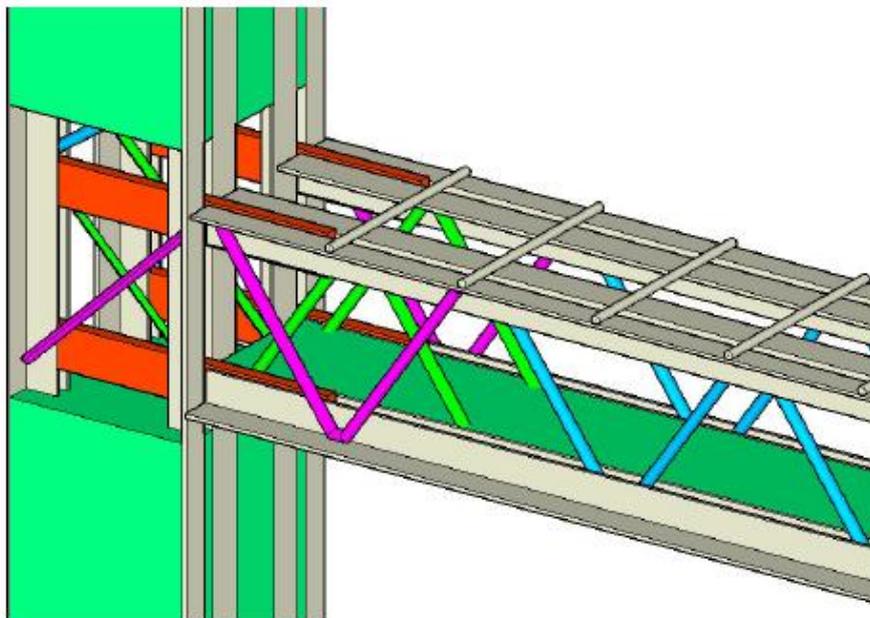
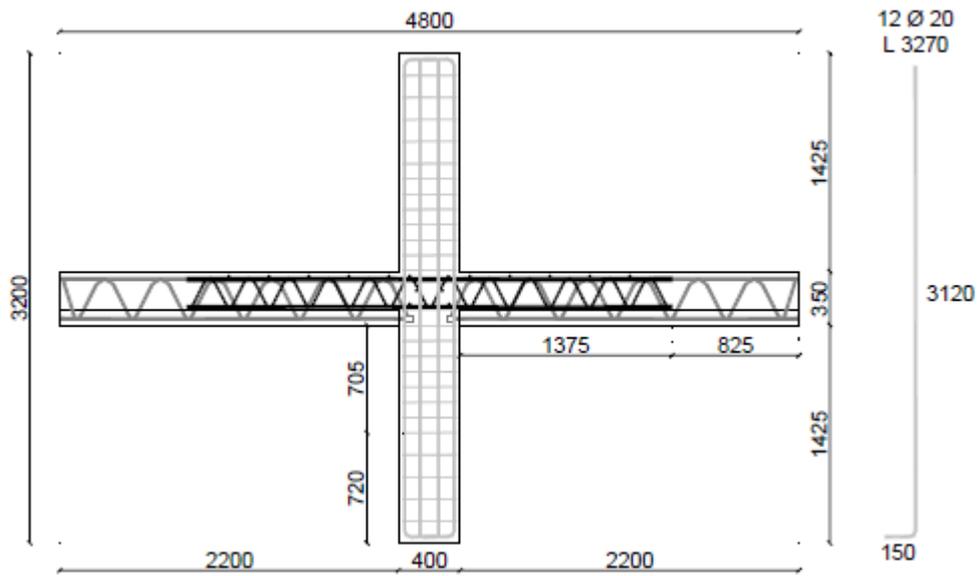


Figura 1.11: Nodo trave-colonna [12]

1.4 INQUADRAMENTO NORMATIVO

Ambito nazionale:

- Legge 1086/71 “Norme per la disciplina delle opere di conglomerato cementizio armato, normale e precompresso ed a struttura metallica”
- DM 03/12/87 “Norme tecniche per la progettazione, esecuzione e collaudo delle costruzioni prefabbricate”
- DM 14/02/92 “Norme tecniche per l'esecuzione delle opere in cemento armato, normale e precompresso e per le strutture metalliche”
- DM 09/01/96 “Norme tecniche per il calcolo, l'esecuzione ed il collaudo delle strutture in cemento armato, normale e precompresso e per le strutture metalliche” – parte V “Norme per travi composte acciaio-calcestruzzo”
- CNR UNI 10016-72 “Travi composte in acciaio e calcestruzzo – Istruzione per il calcolo e l'esecuzione”
- CNR UNI 10016-85 “Travi composte di acciaio e calcestruzzo - Istruzioni per l'impiego nelle costruzioni”
- CNR UNI 10016-98 “Travi composte di acciaio e calcestruzzo - Istruzioni per l'impiego nelle costruzioni”
- DM 14/09/2005 “Norme tecniche per le costruzioni” – paragrafo 5.6 “Elementi strutturali composti”
- DM 14/01/2008 “Nuove norme tecniche per le costruzioni” – paragrafo 4.6 “Costruzioni di altri materiali”
- Linee guida per l'utilizzo di travi tralicciate in acciaio conglobate nel getto di calcestruzzo collaborante e procedura per il rilascio dell'impiego (Settembre 2009)

Ambito europeo

- Eurocodice 4 "Progettazione delle strutture composte acciaio-calcestruzzo" UNI - ENV 1994-1-1 (Febbraio 1995)
- Eurocode 4 prEN 1994-1-1:2004 "Design of composite steel and concrete structures" - Part 1.1: General rules and rules for buildings." (January 2004)

È nel DM 09/01/96 – parte V che per la prima volta si fa riferimento in una norma alle travi composte acciaio-calcestruzzo

“Sono oggetto delle presenti norme le strutture costituite da una o più travi di acciaio a parete piena e da una soletta di estradosso di calcestruzzo armato normale o precompresso. La soletta di calcestruzzo e la membratura di acciaio sono rese collaboranti mediante connettori che assicurano il funzionamento dell'insieme come unico elemento resistente”

mentre nel DM 14/09/2005 vengono regolamentati gli elementi strutturali composti in generale

“Si intendono come elementi strutturali composti quelli costituiti da materiali strutturali diversi ipotizzati rigidamente collegati attraverso la superficie di contatto per la trasmissione delle forze di taglio, in modo da costituire un elemento strutturale staticamente autonomo”

In ambito Europeo, la normativa di riferimento per le strutture composte è l’Eurocodice 4, specifico per le strutture composte acciaio-calcestruzzo.

È solo nel DM 14/01/2008 – paragrafo 4.6 “Costruzioni di altri materiali” che si fa esplicito riferimento a travi tralicciate in acciaio conglobate nel getto di calcestruzzo collaborante, tuttavia viene specificato che

“I materiali non tradizionali o non trattati nelle presenti norme tecniche potranno essere utilizzati per la realizzazione di elementi strutturali od opere, previa autorizzazione del Servizio Tecnico Centrale su parere del Consiglio Superiore dei Lavori Pubblici”

In applicazione del DM 14/01/2008, nel maggio 2008 è stata istituita una apposita commissione nominata dal Presidente del Consiglio Superiore dei Lavori Pubblici con l’incarico di produrre delle Linee Guida per le travi reticolari miste che vengono pubblicate nel settembre 2009 e che costituiscono ad oggi un documento fondamentale per la classificazione e la progettazione di questi elementi strutturali. Le travi reticolari miste, per le quali si riconoscono diverse tipologie costruttive accumulate però dal tipico comportamento in due fasi (1° fase solo acciaio, 2° fase cls indurito), vengono classificate in tre categorie:

- a) Strutture composte acciaio-calcestruzzo
- b) Strutture in calcestruzzo armato normale o precompresso
- c) Strutture non riconducibili ai principi, alle definizioni, ai modelli di calcolo e ai materiali delle due categorie sopra elencate.

In questo modo le travi di categoria a) e b) non rientrano nel paragrafo 4.6 perché, essendo riconducibili e tipologie strutturali note, non richiedono specifica autorizzazione da parte del Ministero come invece è necessario per le travi di tipo c).

Travi di categoria a: travi composte acciaio-calcestruzzo

Le travi reticolari miste possono essere ricondotte a travi composte in presenza di connettori a taglio in grado di impedire lo scorrimento e il distacco tra i due materiali, come indicato al paragrafo 4.3 delle Norme Tecniche 2008 e al paragrafo 1.5.2.1 dell’Eurocodice 4. È prescritto inoltre il l’impiego esclusivo dell’acciaio da carpenteria per la portanza in prima fase e, per le verifiche a taglio, si richiede che la resistenza venga affidata alla sola parte in acciaio (paragrafo 4.3.4.2.2 NTC e 6.2.2 Ec4)

Travi di categoria b: travi in calcestruzzo normale o precompresso

Le travi reticolari miste possono essere ricondotte a travi in ca se la capacità portante in 2° fase viene garantita esclusivamente dal calcestruzzo e dall’acciaio da ca o da cap: l’acciaio da carpenteria utilizzato per la prima fase non può pertanto essere preso in considerazione del modello resistente della seconda fase.

Travi di categoria c: travi non riconducibili ai principi, alle definizioni, ai modelli di calcolo e ai materiali delle categorie a) e b)

Le travi miste che non ricadono nella casistica precedente rientrano nel paragrafo 4.6 delle NTC e pertanto è necessario

- 1- identificare tipologia, materiali, geometria, schema statico e modalità d'impiego
- 2- eseguire adeguata sperimentazione su campioni e modelli in prima e seconda fase
- 3- definire modelli di calcolo attendibili e giustificati anch'essi da sperimentazione integrata eventualmente da adeguate analisi numeriche

CAPITOLO 2

TRAVE TRR SERIE E TRR PONTE

2.1 TIPOLOGIE ANALIZZATE

Nell'ambito del percorso di ricerca svolto, le prove di laboratorio sono state effettuate su due tipologie di travi, travi TRR di Serie e travi TRR Ponte, di cui si analizzano di seguito le principali caratteristiche.

2.1.1 LA TRAVE DI SERIE

La trave TRR di Serie utilizzata per le prove in laboratorio viene realizzata in modo automatico ed è caratterizzata dalla presenza di un piatto inferiore a 4mm e di una greca alta 21cm e con passo 25cm. La particolare morfologia dell'armatura di parete prevede inferiormente un tratto orizzontale di circa 5cm e questo implica un angolo di inclinazione dei diagonali della reticolare di 71°, così come le caratteristiche geometriche della greca fissano l'inclinazione del puntone di calcestruzzo compresso a 28°.

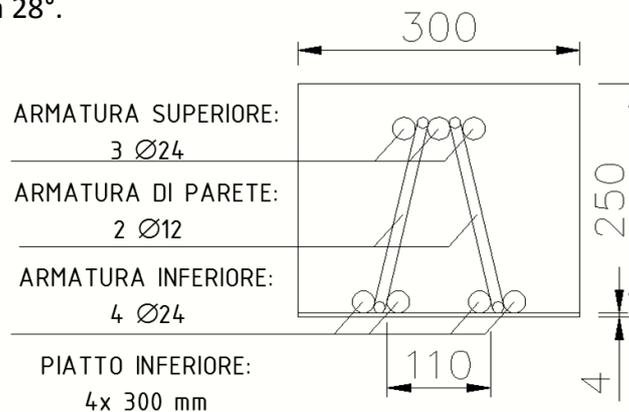


Figura 2.1: Sezione tipo trave TRR di Serie

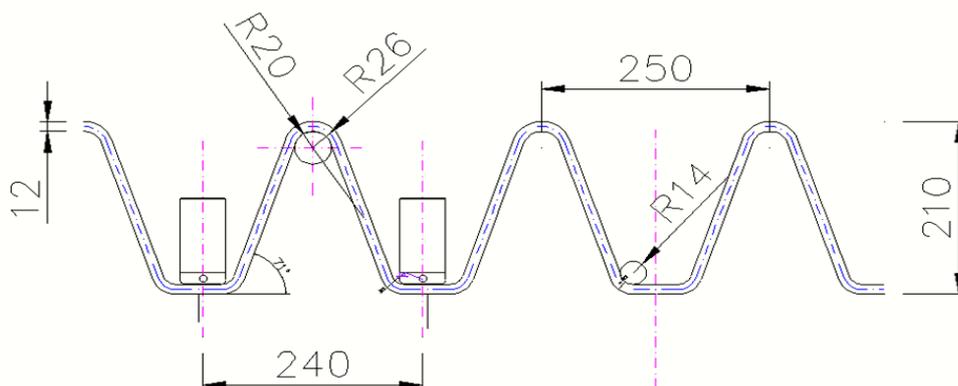


Figura 2.2: Sagoma teorica greca passo 25cm, altezza 21 cm

2.1.2 LA TRAVE PONTE

La trave TRR Ponte deve il suo nome dalla particolare modalità con cui vengono realizzate le connessioni della reticolare in acciaio: tra gli elementi del traliccio viene infatti inserito un fazzoletto in acciaio, un ponte, che permette di eseguire le saldature ai nodi con le effettive caratteristiche meccaniche e geometriche di progetto e in modo rapido e preciso.

L'idea alla base della trave TRR Ponte sottolinea quindi il ruolo fondamentale ricoperto dalle saldature ai nodi di connessione del traliccio: esse devono essere progettate, e poi eseguite, in modo tale da avere precisi requisiti in termini di resistenza e duttilità. Importantissime sono quindi la tecnica di saldatura, il materiale utilizzato e la geometria del cordone in termini di lunghezza e di sezione-altezza di gola.

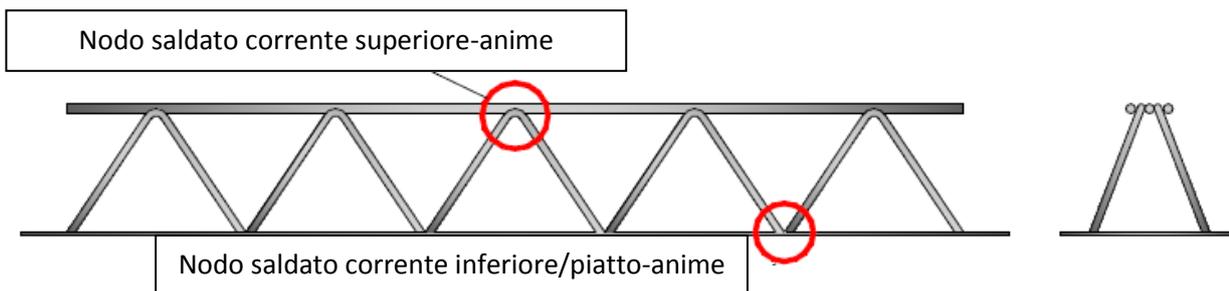


Figura 2.3: Tipici nodi saldati travi reticolari miste

La qualità della saldatura non è legata esclusivamente all'abilità dell'operatore: nelle travi reticolari tradizionali la saldatura va a collegare due superfici curve in quanto i correnti e le anime di parete hanno sezione circolare e pertanto il cordone che si va a realizzare non può essere definito un cordone d'angolo a tutti gli effetti in quanto ha caratteristiche geometriche non definibili in modo preciso.

Proprio dall'esigenza di andare a realizzare dei cordoni di saldatura i cui requisiti corrispondano effettivamente alle richieste della progettazione è nata l'idea di frapporre una superficie piana (fazzoletto o ponte) tra gli elementi che costituiscono il traliccio: non solo il processo di saldatura risulta più veloce e agevole per l'operatore ma in questo modo è possibile eseguire a tutti gli effetti dei cordoni d'angolo con caratteristiche precise e misurabili.



Figura 2.4: Esempio nodo di collegamento trave TRR Ponte

Si riportano di seguito alcune morfologie di trave TRR Ponte studiate. Il corrente inferiore può essere costituito da barre o da un piatto in acciaio, le anime possono avere passo rettangolare o trapezoidale così come il fazzoletto di collegamento può avere forma diversa: il *sistema ponte* esprime in ognuna di queste morfologie i vantaggi sopra esposti.

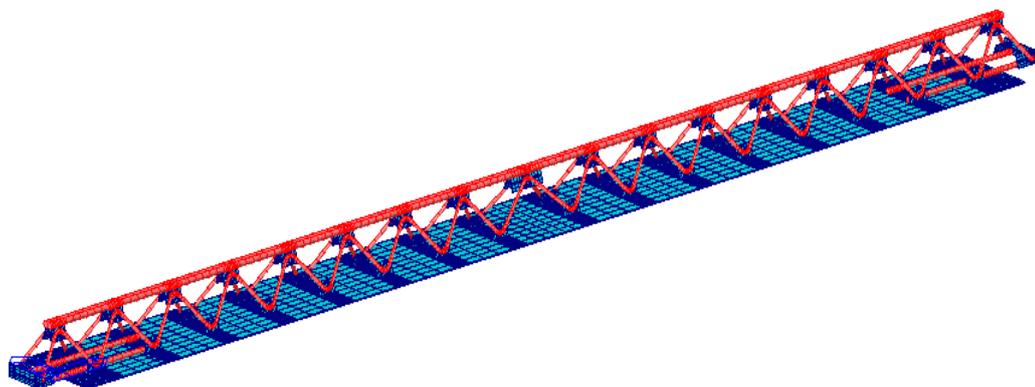


Figura 2.5: TRR PONTE: piatto al corrente inferiore, fazzoletti rettangolari, passo piramidale

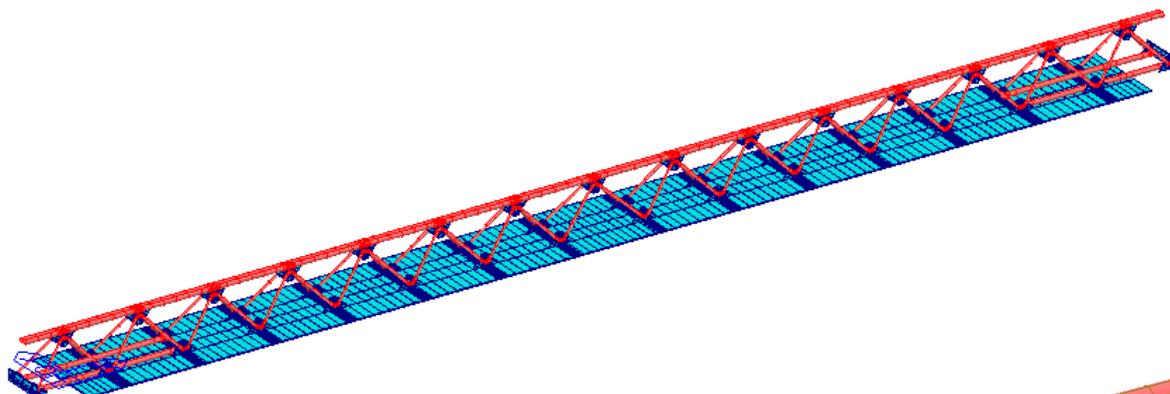
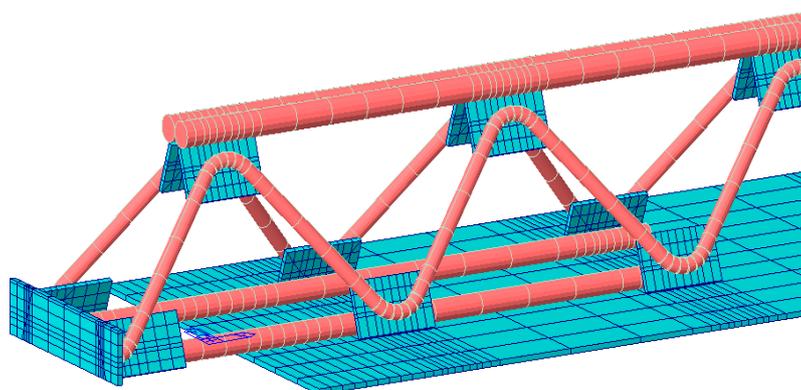
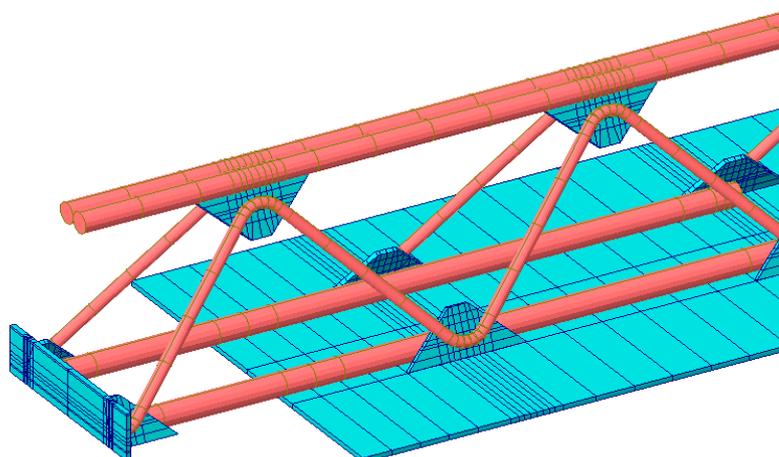


Figura 2.6: TRR PONTE: piatto al corrente inferiore, fazzoletti trapezoidali, passo piramidale



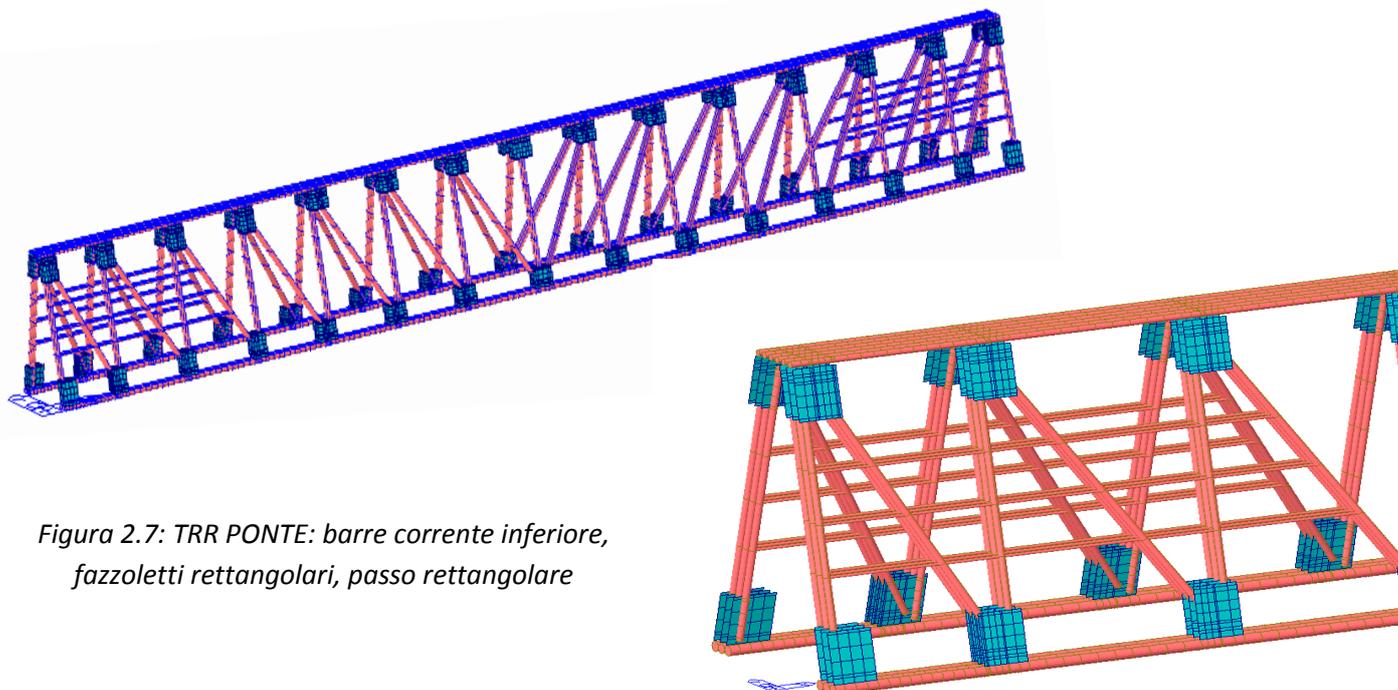


Figura 2.7: TRR PONTE: barre corrente inferiore, fazzoletti rettangolari, passo rettangolare

Il sistema di connessione ponte offre poi importanti vantaggi per il comportamento all'instabilità dell'equilibrio della trave in prima fase: il fazzoletto infatti riduce la lunghezza libera di inflessione degli elementi compressi diagonali e del corrente superiore e pertanto, essendo la snellezza inferiore, aumenta il carico critica che porta all'instabilità la trave.

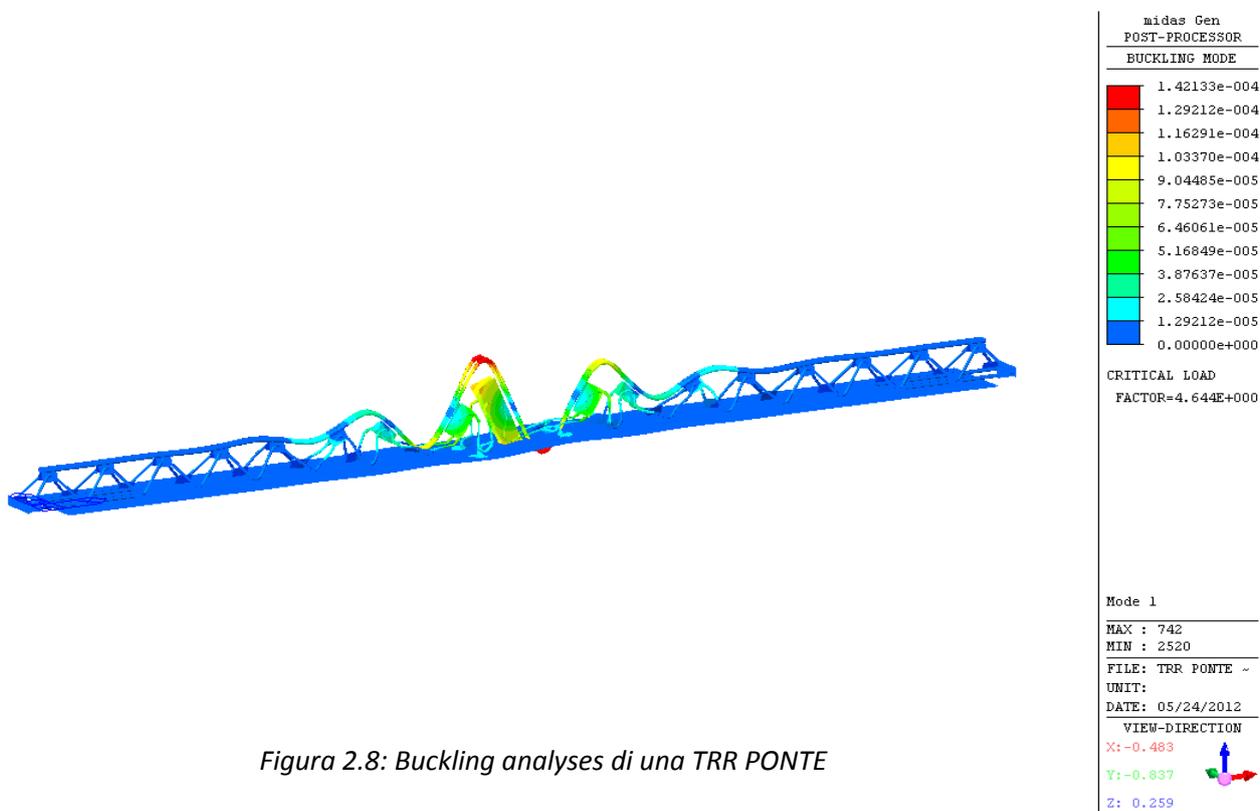


Figura 2.8: Buckling analyses di una TRR PONTE

Le anime della trave TRR Ponte, ovvero le pareti inclinate della reticolare, possono essere realizzate secondo due modalità, ovvero tramite elementi diagonali separati o tramite una greca continua.

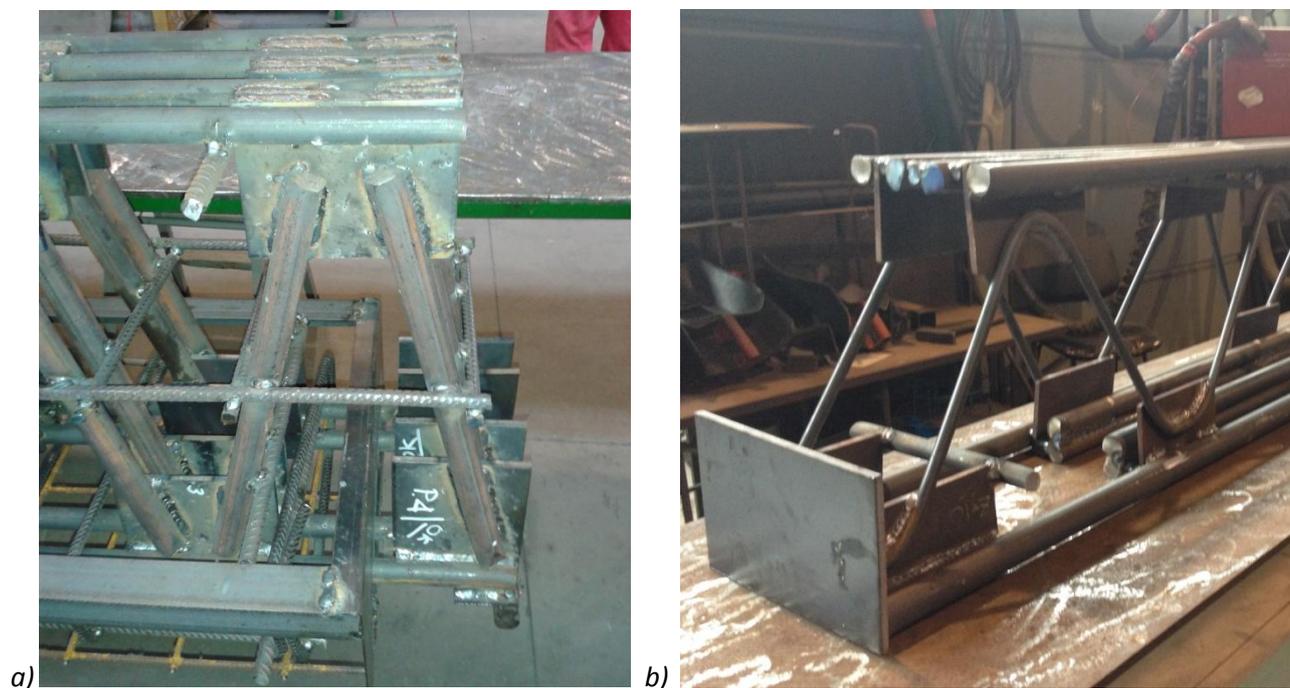


Figura 2.9: Parete reticolari TRR Ponte a)elementi diagonali separati b)greca continua

Per entrambe le morfologie è opportuno sottolineare un aspetto molto importante da un punto di vista pratico-realizzativo: gli elementi diagonali, sia separati che continui in una greca, possono essere posizionati e saldati ai fazzoletti sul piano di lavoro e successivamente, una volta realizzate tutte le pareti, si può procedere con l'assemblaggio dell'intera trave. In questo modo tutte le saldature vengono realizzate in modo pratico e agevole e ciò rappresenta un significativo miglioramento rispetto alle tradizionali travi miste nelle quali le varie barre vengono assemblate direttamente nel traliccio spaziale con conseguenti difficoltà dei processi di saldatura.

Il sistema di connessione ponte presenta quindi numerosi vantaggi:

- realizzazione di cordoni d'angolo di saldatura con caratteristiche geometriche precise e misurabili, come da progetto
- esecuzione delle saldature più rapida e agevole per l'operatore
- razionalizzazione del processo produttivo, assemblaggio delle pareti nel piano e poi della trave nel suo complesso
- miglioramento del comportamento in prima fase nei confronti dell'instabilità dell'equilibrio

La trave TRR Ponte utilizzata per le prove in laboratorio prevede un'armatura di parete $\varnothing 12$ realizzata tramite una greca continua eseguita in modo automatico con altezza 27cm e con passo 45cm: queste dimensioni sono state scelte tenendo conto del fatto che questa particolare morfologia della staffa prevede inferiormente un tratto orizzontale di circa 5cm e questo implica

un angolo di inclinazione di 53° dei diagonali della reticolare e di 22° per il primo puntone compresso in calcestruzzo.

Preliminarmente a questo lavoro di ricerca sono stati condotti degli studi che analizzavano i possibili rapporti tra passo e altezza greca, parametri da cui dipendono rispettivamente l'altezza e la lunghezza della trave: essi sono stati combinati in modo che l'inclinazione del puntone compresso di calcestruzzo θ assuma i valori 45° e 22° (arrotondamento di 21.8°), ovvero i limiti previsti dalla normativa per gli algoritmi del cemento armato.

Per le travi TRR Ponte utilizzate per le prove in laboratorio è stata fatta quindi una scelta che da un lato mantenesse l'impostazione adottata negli studi fino ad allora affrontati e dall'altra tenesse conto dei vincoli pratici e meccanici che necessariamente intervengono nella sagomatura a macchina di un elemento in acciaio.

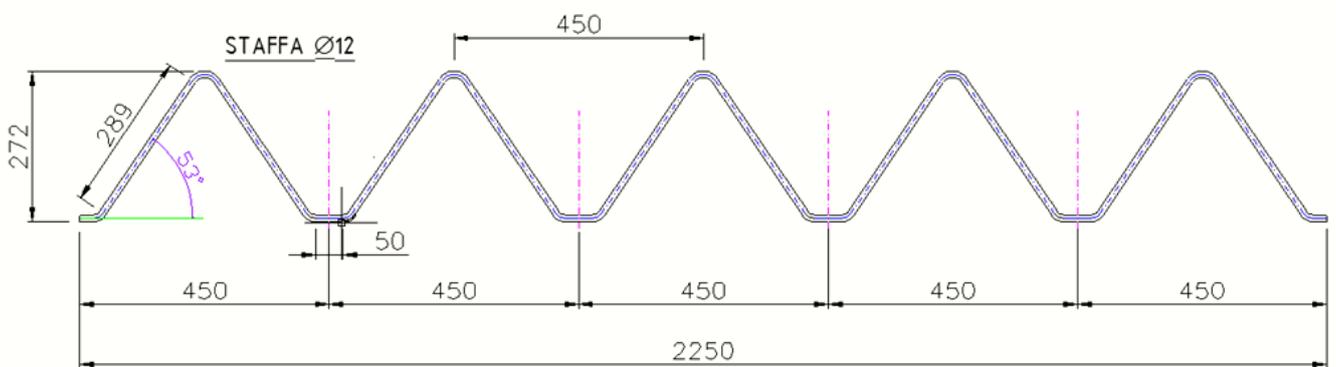


Figura 2.10: Parete reticolare TRR Ponte

2.2 UN ESEMPIO REALIZZATIVO

La Trave Ponte ha già trovato applicazione nella realizzazione di edifici accessori ad una centrale elettrica che si trova a Ponte nelle Alpi (BL). Da un punto di vista architettonico l'edificio è costituito da un locale centrale a doppia altezza e due annessi laterali che si sviluppano su due piani e adibiti ad archivio e zona server, strutturalmente invece si tratta di un edificio misto con elementi portanti a pareti, pilastri e travi.

La trave che si andrà ad analizzare dalla fase di progettazione a quella esecutiva si colloca al secondo piano del locale archivio e sostiene da un solo lato un solaio alveolare autoportante su una luce di 5.60m: la sezione finita ha dimensioni 40x60 cm, il traliccio è costituito di 4Ø24 L=5450 al corrente superiore, 4Ø24 L=5600 mm e 3 Ø26 L=4000 al corrente inferiore e 4 pareti costituite da Ø24 disposti a passo p=300-400 mm. È presente inoltre uno zoccolo pregettato 40x20 cm progettato per facilitare la posa in opera del solaio e pertanto disposto in modo asimmetrico rispetto all'asse della trave.

PIANTA TRAVI TRR PONTE SECONDO PIANO

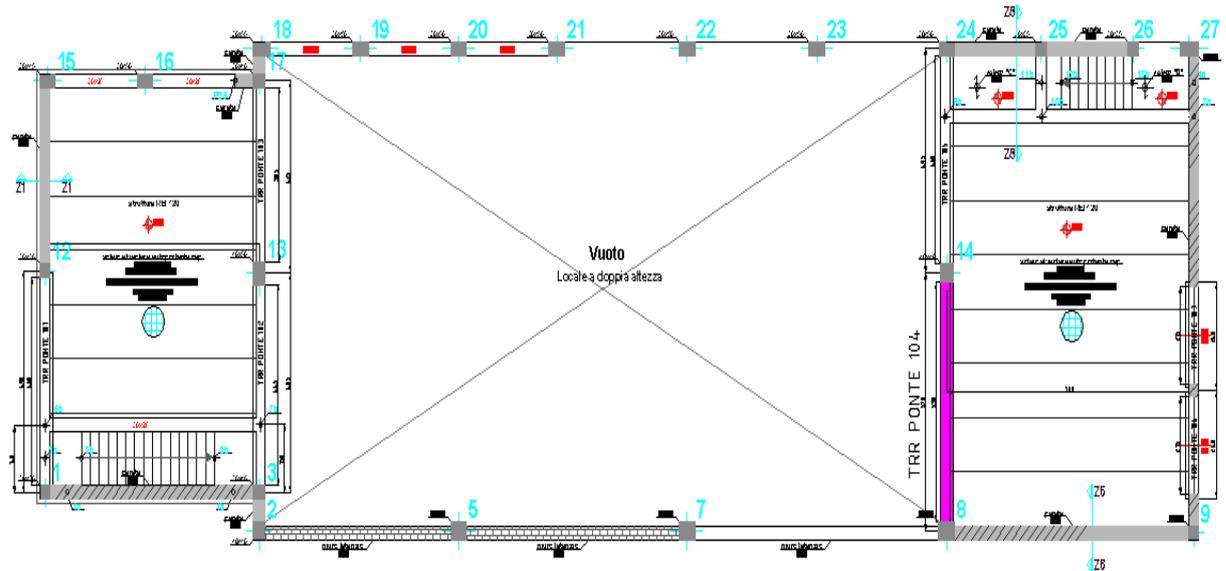


Figura 2.11: Pianta edificio dimensionato

Di seguito vengono riassunte le caratteristiche della trave in termini di materiali e geometria e si riportano i carichi di progetto.

UN MODELLO STRUT AND TIE PER LO STUDIO DEL FENOMENO DEL COMPORTAMENTO A TAGLIO IN TRAVI
RETICOLARI MISTE ACCIAIO CALCESTRUZZO

Tabella 2.1: Materiali

BARS STEEL	
fyk [daN/cm ²]	3550
ftk [daN/cm ²]	5100
fyd [daN/cm ²]	3381
γ_{M0}	1.05
γ_{M1}	1.05
Es [daN/cm ²]	2060000
$\epsilon_{S_{ela}}$ [‰]	1.641

PLATE STEEL	
fyk [daN/cm ²]	3550
ftk [daN/cm ²]	5100
fyd [daN/cm ²]	3381
γ_{M0}	1.05
γ_{M1}	1.05
Es [daN/cm ²]	2060000
$\epsilon_{S_{ela}}$ [‰]	1.641

CONCRETE	
Rck [daN/cm ²]	300
fcd[daN/cm ²]	141.1
γ_c	1.50

Tabella 2.2: Carichi

DESIGN LOADS	
G1 [daN/m ²]	680
G2 [daN/m ²]	300
Q [daN/m ²]	200

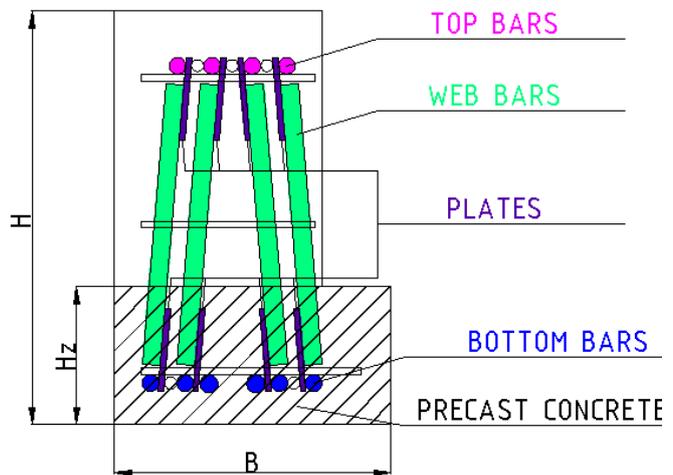
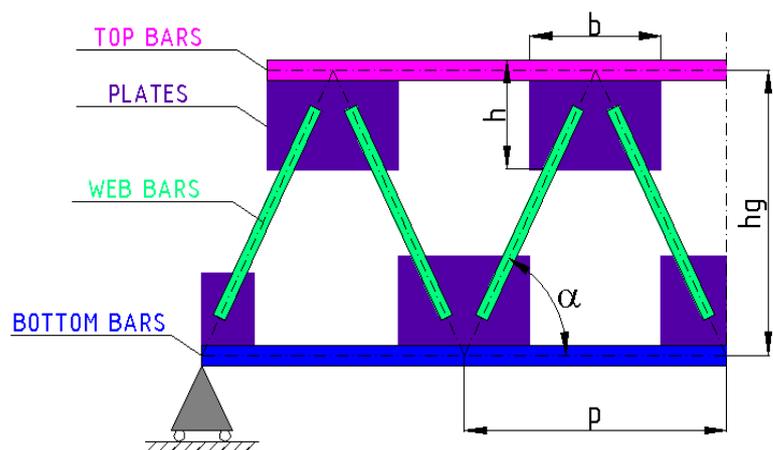


Tabella 2.3: Geometria

BEAM GEOMETRY	
H [mm]	600
B [mm]	400
L [mm]	5600
Top bars	4Ø24 L=5450
Bottom bars	4Ø24 L=5600 3Ø26 L=4000
Web bars	4Ø24
Hz [mm]	200
hg [mm]	460
p [mm]	300-400
α	71°

PLATES GEOMETRY	
h [mm]	120
b [mm]	150
t [mm]	8

WELDINGS GEOMETRY	
Z [mm]	6
ag [mm]	4.24



Il traliccio metallico è quindi costituito da :

- 4 top bars $\varnothing 24$ (L=5450 mm)
- 4 bottom bars $\varnothing 24$ (L=5600 mm) and 3 bottom bars $\varnothing 26$ (L=5450 mm)
- 4 inclined web bars $\varnothing 24$ (p=400 mm)

At the bottom there is a precast concrete base where the slab can be easily put: this element isn't symmetrical because there is a slab just in one side of the beam. (See the plan-view drawing)

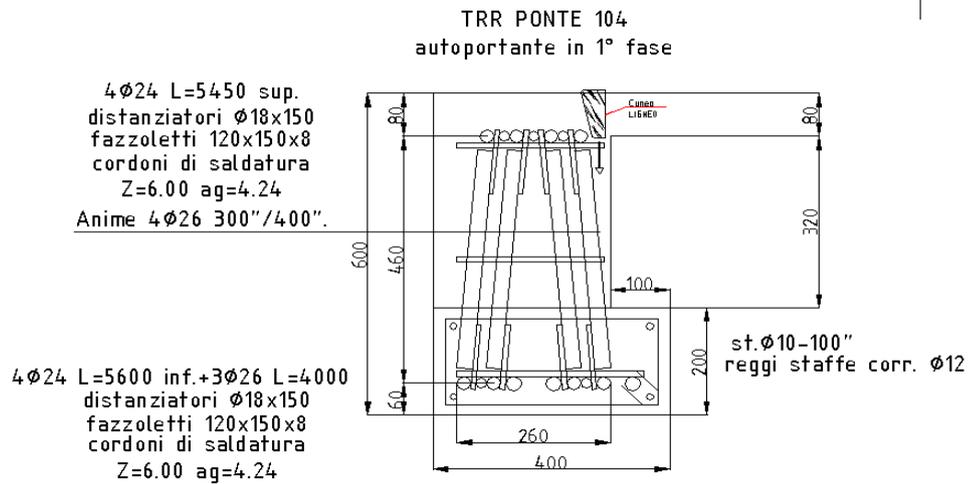


Figura 2.12: Sezione trave TRR Ponte 104

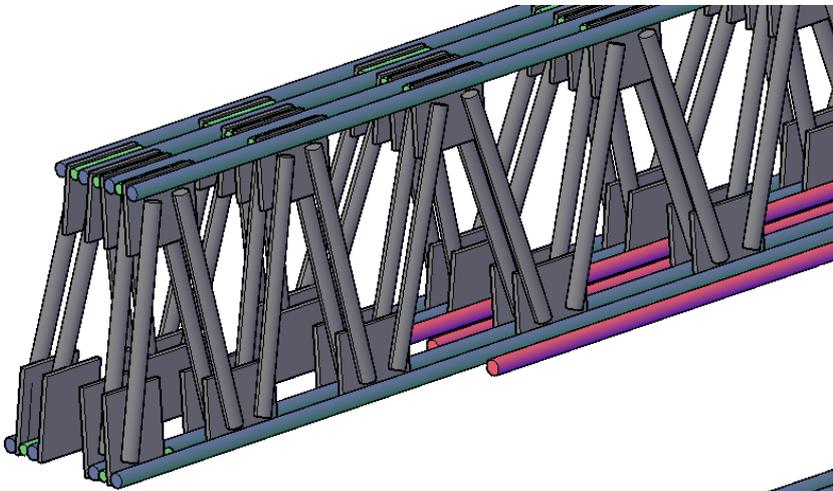


Figura 2.13: TRR PONTE 104 – dettaglio: elementi di acciaio

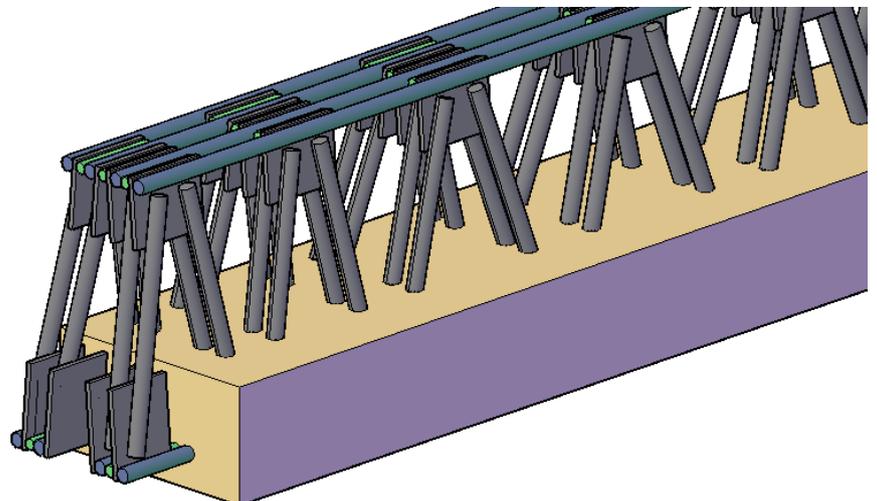


Figura 2.14: TRR PONTE 104 – dettaglio: zoccolo pregeffato

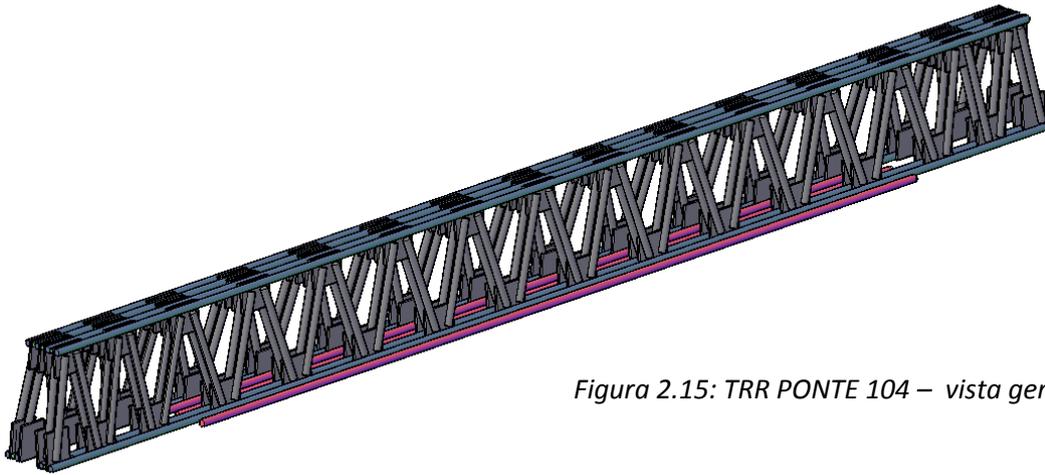


Figura 2.15: TRR PONTE 104 – vista generale

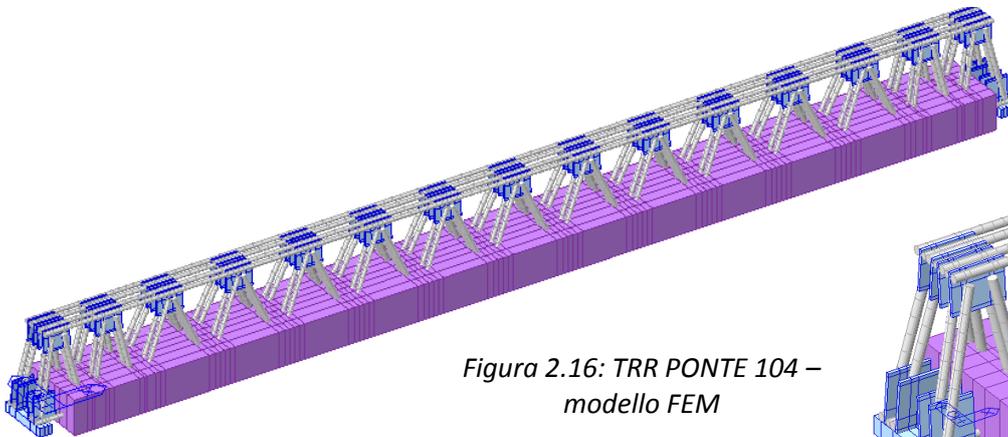
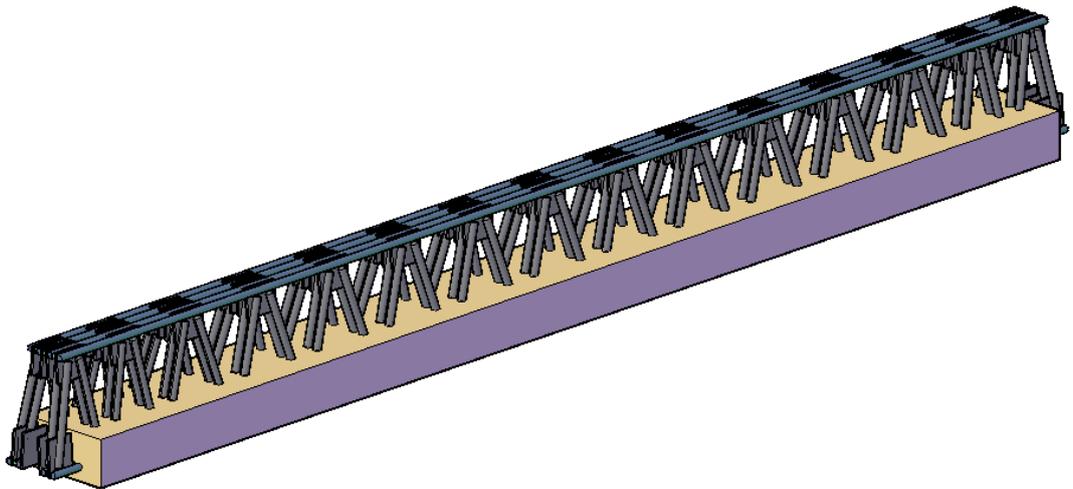
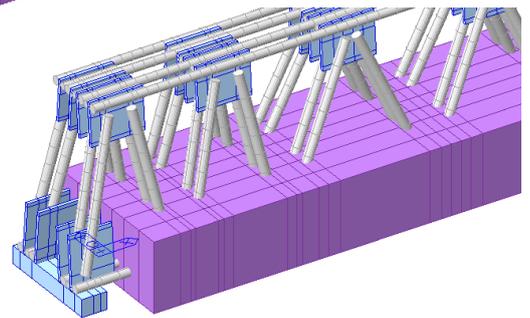


Figura 2.16: TRR PONTE 104 –
 modello FEM



RESULTANT	
5.16	
4.69	
4.22	
3.75	
3.29	
2.82	
2.35	
1.88	
1.41	
0.94	
0.47	
0.00	

SCALE FACTOR=
 5.4241E+001

ST: p slu

MAX : 2068
 MIN : 2026

FILE: TRR PONTE ~
 UNIT: mm
 DATE: 07/09/2013

VIEW-DIRECTION

X: -0.710
 Y: -0.586
 Z: 0.391

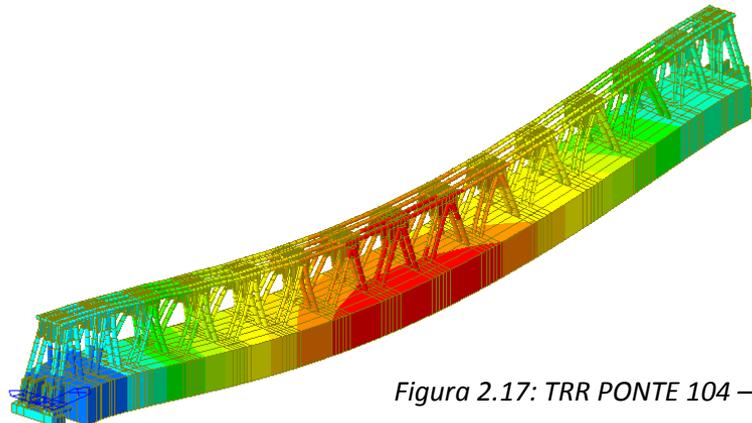


Figura 2.17: TRR PONTE 104 – deformata

Grazie al modello FEM realizzato è stato possibile valutare il comportamento della trave in prima fase nei confronti dell'instabilità dell'equilibrio; l'analisi di "linear buckling" ha mostrato un primo modo di instabilità che interessa il corrente superiore in mezzeria della trave, dove la compressione indotta dal momento flettente è massima. Il fattore critico di carico risulta essere pari a 11.75 e dunque ci sono elevate margini di sicurezza.

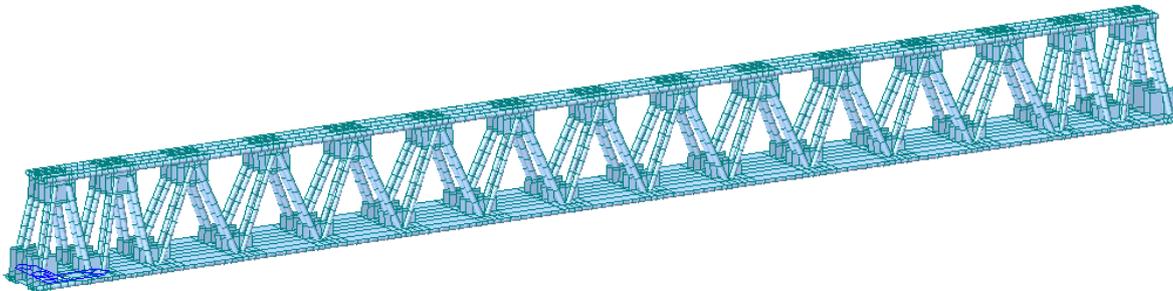
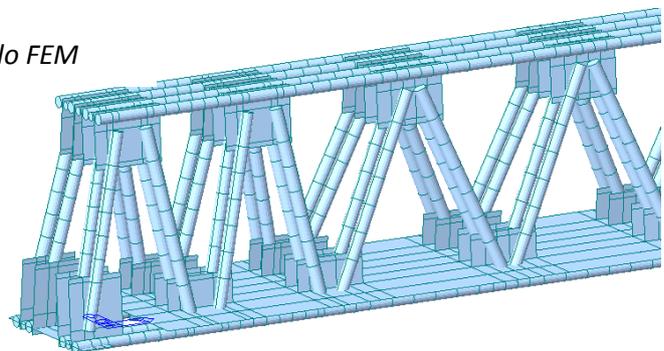


Figura 2.18: TRR PONTE 104 – modello FEM



```

midas Gen
POST-PROCESSOR
BUCKLING MODE
1.14313e-004
1.03921e-004
9.35286e-005
8.31366e-005
7.27445e-005
6.23524e-005
5.19604e-005
4.15683e-005
3.11762e-005
2.07841e-005
1.03921e-005
0.00000e+000

CRITICAL LOAD
FACTOR=1.175E+001

Mode 1
MAX : 5051
MIN : 1543

FILE: TRR PONTE ~
UNIT:
DATE: 07/04/2013
VIEW-DIRECTION
X: -0.483
Y: -0.837
Z: 0.259
    
```

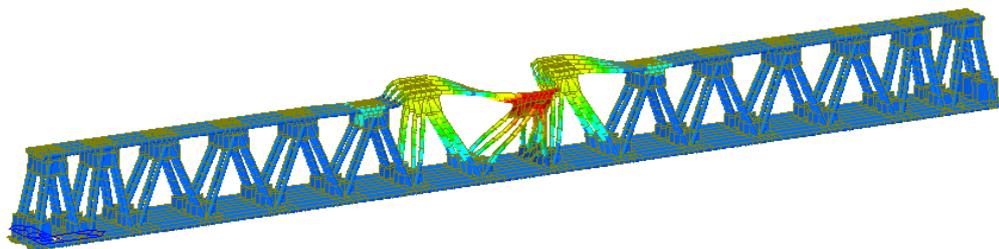


Figura 2.19: TRR PONTE 104 – analisi di buckling

Essendo la trave TRR Ponte 104 realizzata in acciaio S355 essa rientra, secondo le Linee Guide del 2009, nelle travi in categoria A per le quali è prescritto di considerare la sola resistenza a taglio della reticolare in acciaio.

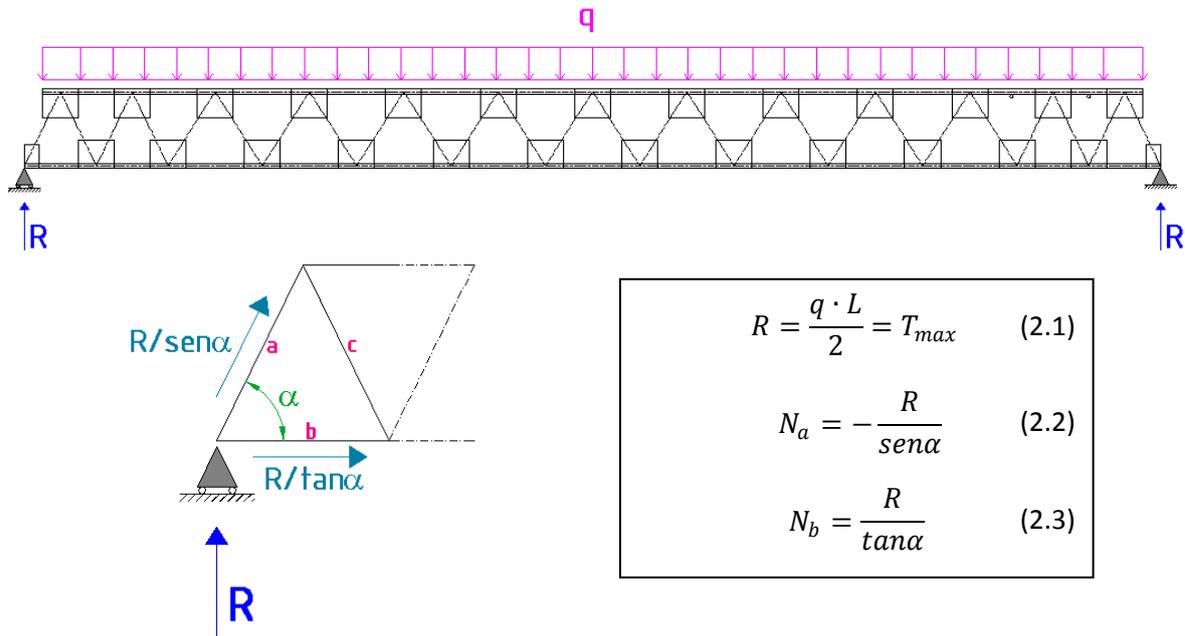


Figura 2.20: Decomposizione sforzi sulla reticolare

La verifica a taglio viene quindi condotta decomponendo lo sforzo massimo di taglio in forze assiali delle aste che costituiscono la reticolare e si procede poi verificando che la tensione che in esse nasce sia inferiore ai limiti previsti dalla normativa (tensione di snervamento di calcolo):

$$\sigma_i = \frac{N_i}{A_i} \leq f_{yd} \quad (2.4)$$

Tuttavia, anche se durante la prima fase è presente la sola reticolare in acciaio, durante la seconda fase fa parte della trave anche la componente in calcestruzzo che ragionevolmente darà un proprio contributo nel comportamento a taglio del sistema misto: se si volesse valutare tale contributo applicando, nel caso analizzato, gli algoritmi del cemento armato, si procederebbe calcolando la resistenza minima (V_{Ed}) tra la parte lato acciaio (componente resistente taglio-trazione V_{Rsd}) e quella lato calcestruzzo (componente resistente taglio - compressione V_{Rcd}) secondo il noto modello di Mörsch (#4.1.2.1.3.2 DM 2008).

$$V_{Rd} \geq V_{Ed} \quad (2.5)$$

$$V_{Ed} = \min(V_{Rsd}, V_{Rcd}) \quad (2.6)$$

$$V_{Rsd} = 0,9 \cdot d \cdot \frac{A_{sw}}{s} \cdot f_{yd} \cdot (\cot\alpha + \cot\theta) \cdot \sin\alpha \quad (2.7)$$

$$V_{Rcd} = 0,9 \cdot d \cdot b_w \cdot \alpha_c \cdot f'_{cd} \cdot (\cot\alpha + \cot\theta) / (1 + \cot\theta^2) \quad (2.8)$$

Tenendo conto dell'inclinazione variabile del puntone compresso l'angolo θ può assumere, da normativa, valori tali per cui $1 \leq \cot\theta \leq 2,5$, ovvero $21,81^\circ \leq \theta \leq 45^\circ$, e inoltre, essendo presente uno zoccolo di calcestruzzo pregettato, l'altezza utile della sezione (d) al fine della

formazione del traliccio misto resistente potrebbe essere quella misurata a partire proprio dal piano di separazione dei due getti (dz)

Tabella 2.4: Geometria e materiali

B [cm]	30
H [cm]	60
H _z [cm]	20
R _{ck} [daN/cm ²]	300
f _{cd} [daN/cm ²]	141.1
f' _{cd} [daN/cm ²]	70.55
α _s [°]	71.94

Tabella 2.5: Variazione di V_rcd in funzione dell'angolo di inclinazione del puntone e dell'altezza utile della sezione

			ϑ _c =45	ϑ _c =21.81		
d [cm]	54	V _r cd [daN]	68201.91	40110.73	Min V_rcd [daN]	40110.73
dz [cm]	34	V _r cdz [daN]	42941.94	25254.90	Min V_rcdz [daN]	25254.90

La resistenza a taglio-compressione del puntone di calcestruzzo così calcolata risulta essere inferiore del taglio sollecitante in seconda fase, pari a V_{sd} = 65868 daN: applicando gli algoritmi del cemento armato la trave non risulterebbe pertanto verificata a taglio.

Si pone dunque una problematica molto importante relativa alla valutazione della resistenza al taglio delle travi miste inglobate nel calcestruzzo e realizzate in acciaio da carpenteria: la normativa le pone in categoria A, le assimila cioè a travi composte e prevede che tutto il taglio venga assorbito dalla parte in acciaio. Tuttavia, come recenti prove sperimentali hanno dimostrato, il calcestruzzo presente durante la seconda fase interviene nei meccanismi resistenti a taglio con la formazione di puntoni compressi e dunque trascurarne completamente la presenza appare riduttivo e fuorviante. D'altro canto però gli algoritmi del cemento armato risultano non adatti a questo tipo di travi: la presenza di un traliccio in acciaio liscio e il trasferimento degli sforzi affidato alle saldature delle connessioni caratterizzano un sistema costruttivo che segue dei propri meccanismi resistenti e che richiede formulazioni interpretative ad hoc.

Di seguito il dimensionamento degli elementi che costituiscono la trave TRR ponte 104

Tabella 2.6: Dimensionamento correnti TRR Ponte 104

TOP BARS DESIGN			
n° ϕ sup.	4		
ϕ sup.	24	A cs	4.52
A ϕ sup.	18.10	σ -	2523
n° ϕ inf.	4		
ϕ inf.	24	A ci	4.52
A ϕ inf.	18.10	σ +	2523
Ned 1°f slu	45649	Jxx cs	1.6286
Ned 1°f slu cs/ci	11412	λ	0.551
		α	0.49
		ϕ	0.737
NcritEul cs	52979	χ	0.814
lo	25.00	Nbrd 1°f slu cs	12454
		Ned 1°f slu cs/Nbrd 1°f slu	0.916

Tabella 2.7: Dimensionamento anime di parete TRR Ponte 104

WEB BARS DESIGN			
nst	4		
ϕ st	26	A st	5.31
A ϕ st	21.24	σ -	730
nbst	0		
Ned 1°f slu	15500	Jxx st	2.24
Ned 1° f slu pc	3875	λ	0.496
		α	0.49
		ϕ	0.695
NcritEul pc	76705	χ	0.845
lo	24.38	Nbrd 1°f slu pc	15175
		Ned 1°f slu pc/Nbrd 1°f slu pc	0.255

Tabella 2.8: Dimensionamento reticolare in acciaio prima fase

STEEL TRUSS BEAM (1 ST PHASE)		
	Ted max [daN] 1°2°f slu	65868
martello teso all'appoggio	Nm 1°2°f slu	21479
1° puntone all'appoggio	Np 1°2°f slu	69282
1° tirante all'appoggio	Nt 1°2°f slu	69282
corrente superiore	Ncs 1°2°f slu	42957
corrente inferiore	Nci 1°2°f slu	42957
As martello	18.10	cm ²
As puntone	21.24	cm ²
As tirante	21.24	

Tabella 2.9: Dimensionamento trave mista in seconda fase

COMPOSITE TRUSS BEAM (2 ND PHASE)							
B cm	30				θc°=45	θc°=21.81	
H cm	60	d cm	54	Vrcd	68202	40111	Min Vrcd 40111
H _z cm	20	d _z cm	34	Vrcdz	42942	25255	Min Vrcdz 25255
Rck cls	300						
fcd	141.10	f'cd	70.6				
θc°	45	θc rad	0.78540	cot θc	1.0		
θc°	21.81	θc rad	0.38066	cot θc	2.5		
αs°	71.94	αs rad	1.25558	cot αs	0.3		

Tabella 2.10: Dimensionamento saldature fazzoletti ai nodi

PLATES DESIGN				
τO 1°2°f slu = Nm 1°2°f slu/(nf*tf*fa) daN/cm ²	559	Ok < di	1952	τyd=fyd/v3
τV 1°2°f slu =Ted max 1°2°f slu/(nf*tf*fb) daN/cm ²	1372	Ok < di	1952	τyd=fyd/v3

Tabella 2.11: Dimensionamento delle saldature

<u>WELDINGS DESIGN</u>					
dimensionamento dei cordoni di saldatura martelli					
$L_{csminm} = N_m / (n_{cs} \cdot a_g \cdot f_{wrd})$ cm	4.84	L _{cspm} cm	5	F _{wed} /F _{wrd}	0.97
dimensionamento dei cordoni di saldatura 1° puntone compresso					
$L_{csminp} = N_p / (n_{cs} \cdot a_g \cdot f_{wrd})$ cm	15.60	L _{cspp} cm	16	F _{wed} /F _{wrd}	0.97
dimensionamento dei cordoni di saldatura 1° tirante teso					
$L_{csmint} = N_t / (n_{cs} \cdot a_g \cdot f_{wrd})$ cm	15.60	L _{cspt} cm	16	F _{wed} /F _{wrd}	0.97
dimensionamento dei cordoni di saldatura corrente superiore					
$L_{csmincs} = N_{cs} / (n_{cs} \cdot a_g \cdot f_{wrd})$ cm	9.67	L _{cs} cm	12	F _{wed} /F _{wrd}	0.81

Tabella 2.12: Dimensionamento staffe zoccolo

<u>CONCRETE BASE DESIGN (shear reinforcement)</u>					
f _{yk}	4500	γ _{M0}	1.15	f _{yd}	3913
G1	680			L. inf	3.9
G2	300				
Q	2000				
muro	1500	A _{stmin}	5.09		
PP TRR®	600	n stp/m	10		
		φ stp	10		
P 1° e 2° f _{slu}	19933	A _{stp}	7.85		

Di seguito alcune immagini che ricostruiscono il processo realizzativo in officina delle TRR Ponte.



Figura 2.21 e 2.22: Particolari nodo trave TRR Ponte 104



Figura 2.23: Vista generale TRR Ponte 104



Figura 2.24 e 2.25: Travi TRR Ponte realizzate



Figura 2.26: fase di getto dello zoccolo

CAPITOLO 3

INQUADRAMENTO TEORICO: IL TAGLIO NELLE TRAVI RETICOLARI MISTE

3.1 L'OBBIETTIVO DELLA RICERCA

Questa tesi di Dottorato si pone come obiettivo l'indagare il comportamento delle travi TRR Ponte e TRR di Serie e valutarne possibili sviluppi e applicazioni. Nello specifico si analizzerà il comportamento a taglio delle travi con particolare attenzione al contributo dato dal calcestruzzo alla resistenza complessiva: secondo le attuali normative, infatti, le travi reticolari miste realizzate con acciaio da carpenteria rientranti nella categoria "A", e dunque anche TRR Ponte e TRR di Serie, devono essere progettate in modo che tutto lo sforzo tagliante venga assorbito dal solo acciaio di parete, trascurando il contributo del calcestruzzo, con conseguente sovradimensionamento della reticolare. Le indagini sperimentali mostreranno invece che il calcestruzzo interviene nell'assorbimento della sollecitazione tagliante e di conseguenza diventa necessario un modello analitico che permetta di valutare il contributo di entrambi i materiali e quindi di dimensionare in modo ottimale le pareti in acciaio.

3.2 TRAVI RETICOLARI MISTE VS CEMENTO ARMATO

3.2.1 MECCANISMI DI TRASFERIMENTO DELLE TENSIONI

In una struttura in cemento armato il termine “aderenza” indica quell’insieme di fenomeni di mutua interazione tra le barre di acciaio e il conglomerato circostante che si oppongono allo scorrimento reciproco dei due materiali, garantendone così un comportamento solidale. L’aderenza è sostanzialmente governata da tre meccanismi: l’adesione, l’attrito e l’interazione meccanica, ovvero la resistenza a taglio del calcestruzzo.

Per modesti valori di tensioni d’aderenza, $\tau=(0.2-0.8)ft$, l’ancoraggio è assicurato principalmente dall’adesione chimica che si instaura durante il getto di calcestruzzo: essa rappresenta l’incollaggio vero e proprio della pasta di cemento indurita sull’acciaio, dipende da forze capillari e costituisce una frazione molto esigua dell’aderenza complessiva tanto che, nel caso di barre lisce, sono sufficienti anche modeste sollecitazioni tangenziali a rompere rapidamente l’adesione tra barra e calcestruzzo, determinando l’immediata crisi del sistema resistente. Una tensione tangenziale residua è da ricercare nell’aderenza per attrito che si manifesta durante lo scorrimento in presenza di pressioni che agiscono trasversalmente alle armature in acciaio. Tali pressioni trasversali possono essere provocate da sforzi di compressione in direzione trasversale causati dai carichi o dal ritiro o dal rigonfiamento del calcestruzzo.

Per valori maggiori della tensione media ($\tau \leq 0.8 \div 1.5 \text{ fct}$) si perde il contributo dell’adesione chimica e, conseguentemente, si verifica lo scollamento tra il conglomerato e le barre d’acciaio. A causa di questo scollamento le nervature dell’armatura iniziano ad esercitare sul calcestruzzo circostante un’elevata pressione inclinata rispetto all’asse della barra che provoca il distacco del calcestruzzo a valle delle nervature. E’ questo aspetto che provoca la comparsa delle microfessure trasversali dovute agli elevati valori degli sforzi longitudinali di trazione nel calcestruzzo all’apice delle nervature.

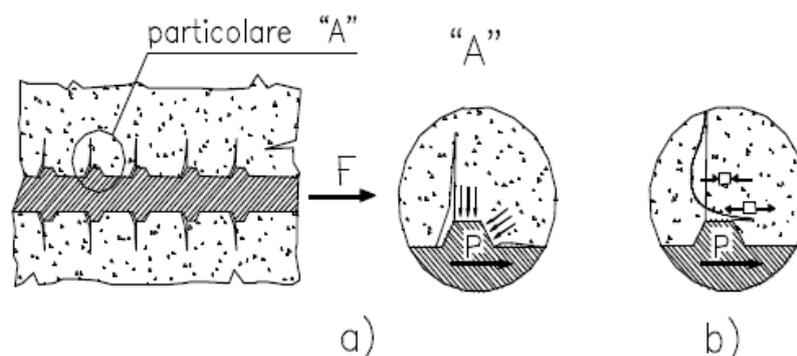


Figura 3.1: Fessure trasversali a) e tensioni longitudinali di trazione all’apice della nervatura b)

Aumentando ancora il valore della tensione tangenziale media sino a $(1 \div 3)ft$, la compressione che viene ad agire sul conglomerato a valle delle nervature provoca la formazione di un cuneo di calcestruzzo disgregato, detto “crushing”, in modo tale che il fronte attraverso cui passano le pressioni risulti più inclinato di quello costituito dalla superficie della nervatura stessa e questo induce una componente radiale di compressione in direzione perpendicolare alla nervatura. A

questa componente radiale il calcestruzzo, per equilibrio, si oppone una componente circonferenziale di trazione, responsabile della formazione delle fessure longitudinali da spacco, chiamate anche fessure di “splitting”, in piani passanti per l’asse delle barre.

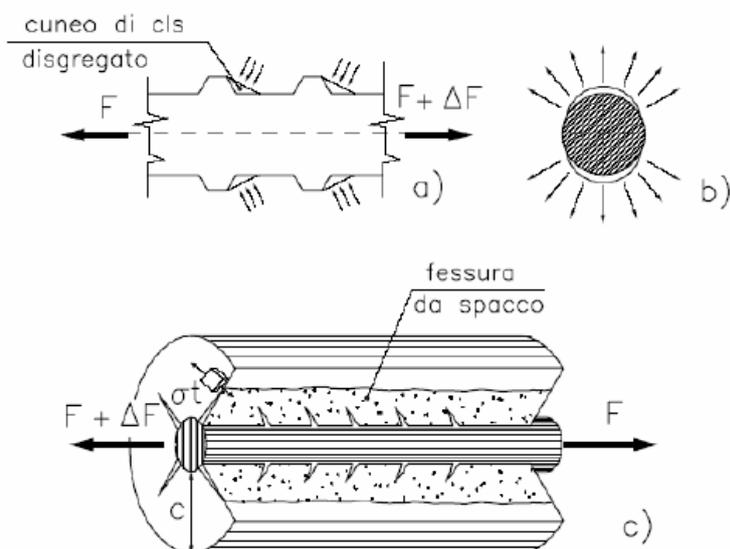


Figura 3.2: Cunei di conglomerato a monte della nervatura a), spinte radiali associali b), fessure longitudinali e trasversali da splitting c)

Aumentando lo sforzo di aderenza, sia le fessure trasversali che le fessure longitudinali si estendono. Si vengono a formare quindi dei puntoni di calcestruzzo inclinati di circa 45° tra le diverse fessure trasversali che si propagano, appunto, con un angolo (α) di circa 45° . In questa situazione, in mancanza di un adeguato sistema di contenimento, si potrebbe giungere ad un collasso della struttura di tipo fragile (collasso per “splitting”), determinato dall’estensione delle fessure nel copriferro e nell’interferro causato dalle componenti radiali degli sforzi esercitati dai puntoni di calcestruzzo.

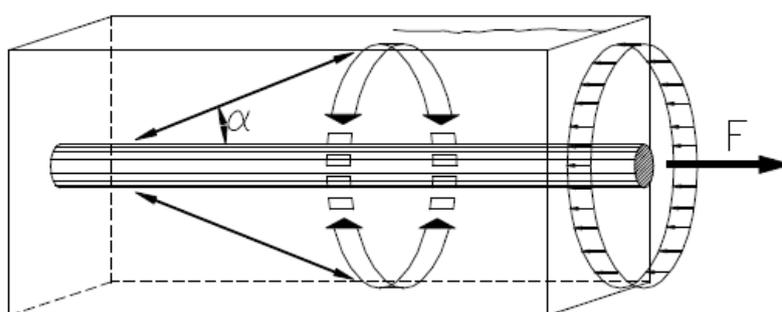


Figura 3.3: Modello resistente delle bielle di calcestruzzo

Tutti i fattori in relazione con il confinamento hanno un importante impatto sull’aderenza. Il calcestruzzo non fessurato esercita un’azione di confinamento sulla barra mediante una sorta di puntellamento attraverso lo strato di conglomerato fessurato circostante la barra d’acciaio.

Nel caso di nulla o scarsa presenza di un rinforzo trasversale si arriva alla crisi, con sfilamento della barra, non appena le fessure raggiungono la superficie esterna del provino (splitting failure). Nel caso di considerevole staffatura o notevole ricoprimento, l’azione di confinamento impedisce lo scorrimento per splitting: la crisi avviene per tranciamento delle mensole di calcestruzzo tra le

nervature della barra, ovvero per danneggiamento locale del calcestruzzo. Sgretolati i denti di conglomerato compresi tra le nervature, e quindi eliminato l'effetto di incuneamento, l'aderenza diviene un fenomeno di puro attrito.

In una trave reticolare in acciaio inglobata in un getto di calcestruzzo collaborante il trasferimento delle tensioni avviene per azioni di contatto tra le connessioni saldate della reticolare metallica ed il calcestruzzo: sulle connessioni della reticolare metallica, nel processo deformativo della trave, si ha l'indentazione delle bielle di calcestruzzo che formano, assieme alla reticolare metallica, un *traliccio iperstatico misto acciaio-calcestruzzo*. Risulta evidente come durante i processi di trasferimento delle tensioni le saldature delle connessioni giochino un ruolo fondamentale: esse infatti, data la loro morfologia in termini geometrici e di materiale d'apporto, caratterizzano la "rigidezza" della connessione stessa, da cui dipende il funzionamento del traliccio misto. Le saldature devono essere in grado di sopportare deformazioni e tensioni adeguate, soprattutto al fine di evitare, in caso di scorrimento e/o strappo, la formazione indesiderata di rotture *fragili* della trave per schiacciamento del calcestruzzo.

Da un punto di vista topologico strutturale e geometrico, una trave reticolare in acciaio a connessioni saldate inglobata in un getto di calcestruzzo collaborante è schematizzabile come un dominio costituito da un materiale *elasto fragile*, il calcestruzzo, con al suo interno una distribuzione uniforme e regolare di nodi, le connessioni saldate, a rigidezza e a comportamento meccanico *elasto-plastico* noti, a collegare gli elementi in acciaio: secondo questa astrazione, durante il processo di carico della trave mista, il campo di deformazione del dominio calcestruzzo è "guidato" dalla reticolare in acciaio attraverso il campo di deformazione dei nodi rigidi che costituiscono perciò un vincolo interno all'attivazione e alla propagazione delle bielle compresse.

Alla luce di quanto analizzato, risulta evidente come il trasferimento delle tensioni tra acciaio e calcestruzzo nelle travi reticolari miste di categoria "A" risulti essere completamente diverso dal trasferimento delle tensioni nelle travi ordinarie in cemento armato: per queste ultime, infatti, il trasferimento di tensione tra l'acciaio e calcestruzzo è interamente affidato all'aderenza tra i due materiali e, nello specifico, nella locale interazione meccanica che si viene a formare tra la matrice di calcestruzzo e le nervature delle barre ad aderenza migliorata. Considerando quindi una barra di acciaio da carpenteria, le uniche tensioni di aderenza che si possono formare sono quelle dovute all'adesione chimica e all'attrito, che sono però di entità molto modesta rispetto a quelle che si propagano per interazione ai nodi e per tale motivo non vengono prese in considerazione. Nelle travi di categoria "B" e "C", il trasferimento delle tensioni tra acciaio e calcestruzzo può avvenire, data la presenza di barre nervate, localmente per fenomeni di aderenza e globalmente per azioni di contatto ai nodi; tuttavia adottando, a favore di sicurezza, la schematizzazione topologica precedentemente definita, si può definire un modello che abbia carattere di validità generale e che possa essere quindi esteso anche alle travi reticolari realizzate con acciaio nervato. Lo studio quindi si focalizzerà sulla schematizzazione della trave con un traliccio iperstatico composto equivalente in cui i nodi collegano elementi in acciaio e in calcestruzzo.

3.2.2 MECCANISMI TAGLIO RESISTENTI IN TRAVI IN CEMENTO ARMATO

I meccanismi taglio-resistenti per travi in cemento armato senza armatura specifica a taglio sono:

- contributo del corrente compresso: la presenza di azione assiale di compressione sulla trave può incrementare tale contributo alla resistenza poiché determina l'abbassamento dell'asse neutro e quindi un aumento della sezione del corrente compresso.
- effetto pettine: è dovuto alla resistenza dei "denti di cls" che rimangono tra le fessure. Questi denti si comportano come mensole incastrate in corrispondenza del corrente compresso e la resistenza di queste mensole dipende dalla resistenza a trazione del cls.
- effetto bietta o spinotto: è dovuto alla resistenza a flessione delle barre longitudinali che attraversano la fessura. Questo effetto è molto dipendente dal diametro e dalla distribuzione delle barre. Se si forma una fessura longitudinale con conseguente distacco del copriferro, la rigidità e quindi l'efficacia dell'effetto spinotto si riduce fortemente.
- effetto dell'ingranamento degli inerti: lungo le due facce della fessura si sviluppa una forza di attrito che cresce con la scabrezza delle due facce e con l'azione assiale di compressione esercitata dal corrente compresso
- effetto arco: nel sistema formato da arco (calcestruzzo) e catena (armatura inferiore longitudinale) la resistenza a taglio viene offerta dalla componente verticale del puntone compresso inclinato

Il comportamento di una trave fessurata dotata di armatura trasversale può essere modellato invece mediante il cosiddetto "traliccio di Ritter-Morsh" nel quale i correnti superiore ed inferiore sono costituiti rispettivamente dalla porzione compressa di calcestruzzo e dall'armatura longitudinale tesa mentre le aste di parete sono costituite dall'armatura trasversale e da bielle compresse di calcestruzzo individuate da due fessure successive. Le aste si intendono incernierate tra loro.

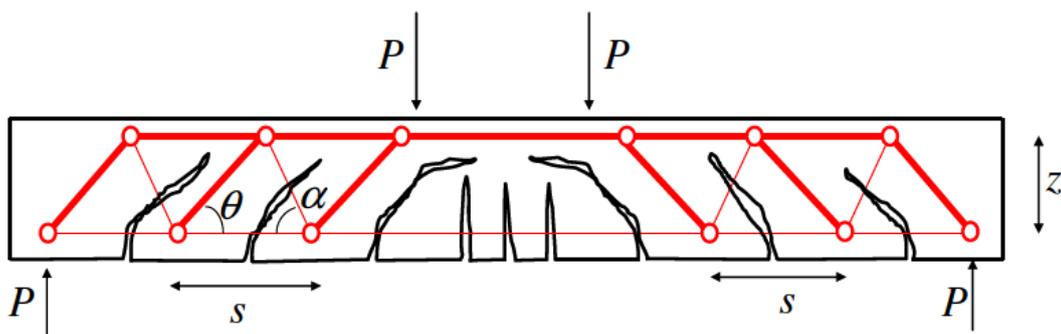


Figura 3.4: Modello a traliccio ad inclinazione variabile

In particolare, il DM 2008 (#4.1.2.1.3.2) consente la verifica a taglio delle travi in cemento armato adottando il metodo dell'inclinazione variabile del traliccio, nel quale si considera che, una volta raggiunto lo snervamento dell'armatura a taglio, l'inclinazione delle isostatiche di compressione aumenta in quanto nascono delle tensioni tangenziali per effetto dell'ingranamento degli inerti lungo le fessure da taglio che si formano.

I meccanismi di collasso di questo traliccio sono due:

- collasso delle bielle compresse (taglio compressione)

- collasso delle aste tesa (taglio trazione)

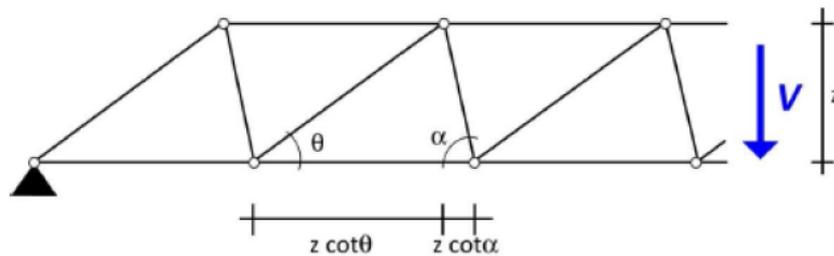


Figura 3.5: Modello a traliccio

“Taglio Compressione”
 (NTC 2008; p. 4.1.2.1.3.2)

$$(3.1) \quad V_{Rcd} = 0,9d b_w \alpha_c f'_{cd} \frac{(\cot \alpha + \cot \theta)}{(1 + \cot^2 \theta)}$$

$\alpha_c = 1 \Rightarrow \alpha = 90^\circ$ staffe

$$(3.2) \quad V_{Rcd} = 0,9d b_w f'_{cd} \frac{\cot \theta}{1 + \cot^2 \theta}$$

Taglio Trazione
 (NTC 2008; p. 4.1.2.1.3.2)

$$V_{Rsd} = 0,9d \frac{A_{sw}}{s} f_{yd} (\cot \alpha + \cot \theta) \sin \alpha \quad (3.3)$$

$\Rightarrow \alpha = 90^\circ$ staffe

$$V_{Rsd} = 0,9d \frac{A_{sw}}{s} f_{yd} \cot \theta \quad (3.4)$$

La resistenza a taglio della trave sarà pari al minore dei due contributi, ovvero

$$V_{Rd} = \min(V_{Rcd}; V_{Rsd}) \quad (3.5)$$

Prove sperimentali hanno dimostrato che la resistenza a taglio delle travi reticolari miste risulta essere mediamente superiore rispetto a quella delle travi in cemento armato, pertanto l'applicazione dei modelli taglio resistenti del cemento risulterebbe essere penalizzante per le travi miste. I modelli taglio resistenti del cemento armato non colgono i meccanismi di rottura che si potrebbero verificare nelle travi miste in quanto essi si basano sulla trasmissione delle tensioni per aderenza, specifica del cemento armato, e pertanto è necessario sviluppare dei modelli ad hoc che tengano conto delle proprietà specifiche delle travi miste, oggetto di questo percorso di ricerca.

3.3 MODELLI TAGLIO RESISTENTI PROPOSTI PER LE TRAVI RETICOLARI MISTE

3.3.1 MODELLO ORIGINALE TRAVI REP - LEONE 1972:

Leone S., *Procedimenti di calcolo per travi REP®* - Associazione Produttori travi REP® - Milano, Marzo 1972.

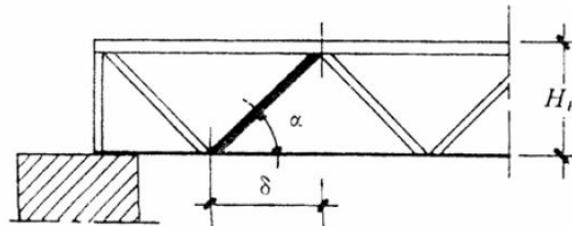


Figura 3.6: Schematizzazione reticolare in acciaio

Secondo il brevetto originale REP®, il semipasso della reticolare δ deve essere fissato pari alla metà dell'altezza della trave, con la limitazione:

$$20\text{cm} < \delta < 60\text{cm} \tag{3.6}$$

e tutti gli sforzi di scorrimento devono essere assorbiti dalle anime in acciaio della reticolare. In particolare, esse devono essere dimensionate considerando le sollecitazioni di prima e seconda fase, ovvero:

$$a_p = \frac{1.75 \cdot N}{\text{sen } \alpha \cdot R_{fs}} = \frac{p \cdot l_{on}}{2} \cdot \frac{1.75}{\text{sen } \alpha \cdot R_{fs}} \tag{3.7}$$

$$S = \left\{ (g_n + s_n) \cdot \frac{l_{on}}{2} + \left| \frac{M^A - M^B}{l_{rn}} \right| \right\} \frac{\delta}{H} \tag{3.8}$$

$$a_{cs} = \frac{S \cdot 1.75}{R_{fs}} \cdot \text{sen } \alpha \tag{3.9}$$

equivalenti a:

$$a_p = A_{\text{Fase 1}} = \frac{(q_{\text{Fase 1}} * l)}{2} \frac{1}{\text{sen } \alpha} \frac{1}{f_{yd}} \tag{3.10}$$

$$a_{gs} = A_{\text{Fase 2}} = \frac{(q_{\text{Fase 2}} * l)}{2} \frac{\delta}{H_b} \text{sen } \alpha \frac{1}{f_{yd}} \tag{3.11}$$

dove

- p carichi distribuiti di prima fase
- α inclinazione diagonale reticolare
- l_{on} luce netta della trave
- R_{fs} tensione snervamento acciaio (1.75 fattore di sicurezza)
- g_n carichi permanenti di seconda fase
- s_n sovraccarichi accidentali
- M^A, M^B momenti di incastro agli appoggi

l_{Tn}	interasse appoggi
δ	semipasso della reticolare
H	altezza della reticolare

Per la verifica a taglio del calcestruzzo si applica quanto previsto per le travi in c.a. dal DM 30.05.1972, ovvero si richiede che la tensione tangenziale del calcestruzzo non superi il valore massimo τ_{b1} :

$$\tau_{b1} = 14 + \frac{R_{bk} - 150}{35} \quad (3.12)$$

Considerando i carichi agenti in seconda fase e le caratteristiche geometriche della trave si prescrive quindi:

$$\left(14 + \frac{R_{b28} - 150}{35}\right) \cdot b \cdot H_{Rn} \leq \left\{ \frac{(g_n + s_n) \cdot l_{0n}}{2} + \left| \frac{M^A - M^B}{l_{Tn}} \right| \right\} \quad (3.13)$$

dove

R_{b28}	tensione a rottura del calcestruzzo a 28 giorni di maturazione
b	larghezza trave mista
H_{Rn}	altezza trave mista
g_n	carichi permanenti di seconda fase
s_n	sovraccarichi accidentali
l_{0n}	luce netta della trave
l_{Tn}	interasse appoggi
M^A, M^B	momenti di incastro agli appoggi

Si può vedere come nelle procedure di calcolo indicate dall'Ing. Leone si tenesse in considerazione la presenza del calcestruzzo che viene verificato secondo quanto previsto dalla normativa vigente per le travi in cemento armato e del quale tuttavia non viene spiegata l'effettiva collaborazione con la reticolare in acciaio

3.3.2 MODELLO TESSER 2009

Tesser L., Vitaliani R., *Composite steel truss and concrete beams and beam-column joints for seismic resistant frames modelling, numerical analysis and experimental verifications*, Tesi di dottorato: Università di Padova, 2009.

In questa ricerca si propone di utilizzare per il calcolo del taglio resistente delle travi miste gli algoritmi previsti dalla normativa per le travi ordinarie in cemento armato, rifacendosi nello specifico a quanto prescritto nell'Eurocodice 2.

Partendo dalla considerazione che le caratteristiche di una trave mista sono sostanzialmente diverse da quelle di una trave composta, della quale quindi si ritengono non applicabili i modelli di calcolo, si ritiene che, data la forma del traliccio in acciaio e la presenza del calcestruzzo, ci si possa ricondurre ad un meccanismo alla Ritter-Mörsh nel quale si considera una reticolare costituita da un corrente inferiore costituito da un piatto in acciaio o da barre, un corrente superiore costituito dal calcestruzzo compresso e dalle armature superiori e da elementi diagonali alternativamente tesi e compressi, considerando per questi ultimi anche la corrispondente biella di calcestruzzo

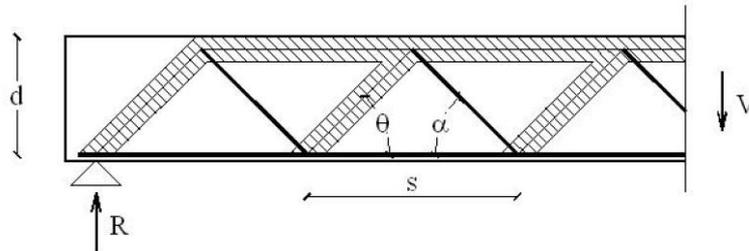


Figura 3.7: Meccanismo resistente a taglio

Secondo la formulazione proposta deve essere soddisfatta la relazione:

$$V_s \leq \min(V_{Rd,3}, V_{Rd,2}) \quad (3.14)$$

con

V_s sollecitazione tagliante

$V_{Rd,3}$ forza di taglio di calcolo che può essere sopportata da un elemento con armatura a taglio, il cui collasso è attivato dallo snervamento dell'armatura a taglio

$V_{Rd,2}$ massima forza di taglio di calcolo che può essere sopportata senza rottura delle bielle compresse di calcestruzzo

Si indica quindi di calcolare $V_{Rd,3}$ come:

$$V_{Rd,3} = V_{cd} + V_{wd} \quad (3.15)$$

con

V_{cd} contributo offerto dal calcestruzzo

V_{wd} contributo dell'acciaio

Il primo contributo è limitato al raggiungimento della tensione tangenziale ultima del calcestruzzo prima della fessurazione e si può calcolare applicando la formula di Jourawsky:

$$V_{cd,1} = \tau_{cd} J \frac{b_w}{S'} \cong 0,6 f_{ctd} b_w d \quad (3.16)$$

con

τ_{cd} tensione di taglio di progetto del calcestruzzo

b_w spessore minimo della sezione

J momento d'inerzia della sezione di calcestruzzo

S' momento statico della parte compressa della sezione rispetto all'asse principale

f_{ctd} tensione di trazione di progetto del calcestruzzo,

d altezza utile della sezione

Il contributo dell'acciaio viene invece calcolato come:

$$V_{wd} = A_{sw} f_{yk} 0,9 d (\cot\theta + \cot\alpha) \sin\alpha \cos\beta / s \quad (3.17)$$

con

- s passo tra due diagonali successivi
- θ inclinazione del puntone compresso
- α inclinazione diagonale in acciaio

Tuttavia, dopo la fessurazione del calcestruzzo, si può valutare la sola resistenza a taglio del corrente compresso di calcestruzzo:

$$V_{cd} \leq V_{cd,2} = 0,1 f_{cd} b_w x \quad (3.18)$$

dove x rappresenta la profondità dell'asse neutro e f_{cd} la tensione di compressione di progetto del calcestruzzo

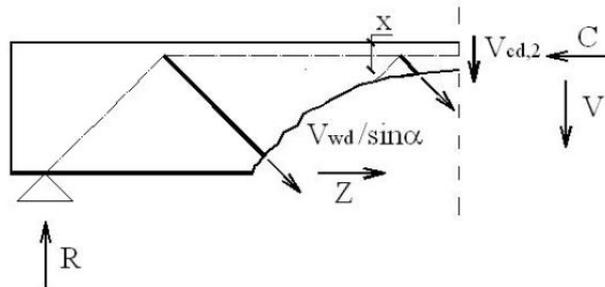


Figura 3.8: Contributo del calcestruzzo

La massima forza di taglio di calcolo che può essere sopportata senza la rottura delle bielle compresse di calcestruzzo può essere valutata come:

$$V_{Rd,2} = 0,85 f_{cd} b_w \frac{0,9d(\cot\theta + \cot\alpha)}{(1 + \cot^2\theta)} \quad (3.19)$$

In base a quanto già esposto ai paragrafi §3.2.1 e §3.2.2, non solo prove sperimentali hanno dimostrato che la resistenza a taglio delle travi reticolari miste risulta essere mediamente superiore rispetto a quella delle travi in cemento armato, pertanto l'applicazione degli algoritmi di calcolo di queste ultime risulterebbe essere penalizzante, ma i modelli taglio resistenti del cemento armato si basano sulla trasmissione delle tensioni per aderenza e quindi non colgono il comportamento e i meccanismi di rottura che si possono verificare nelle travi miste. .

3.3.3 MODELLO SORGON 2009

Amadio C., Sorgon S., *Analisi di un sistema ibrido sismo – resistente costituito da elementi tralicciati in acciaio inglobati nel calcestruzzo*, Tesi di dottorato: Università di Trieste, 2009.

Il modello proposto dal Prof. Amadio e dall'Ing Sorgon) nasce dall'idea di disaccoppiare i diversi elementi che costituiscono la trave mista studiata andando a valutare il singolo contributo resistente a taglio che questi offrono.

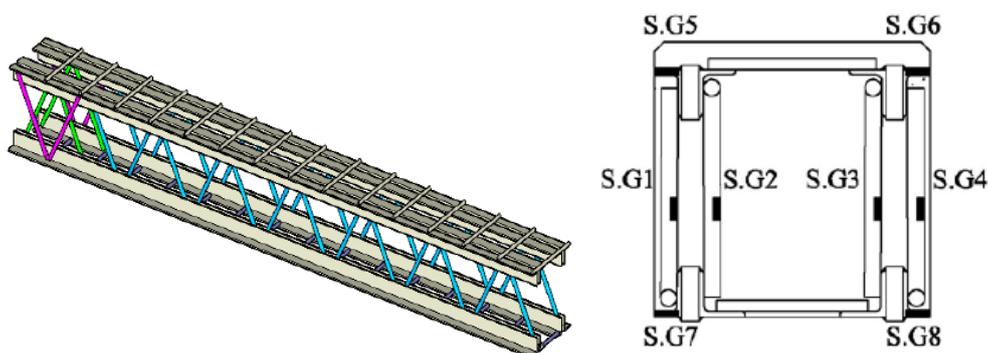


Figura 3.9. Trave analizzata, sviluppo longitudinale e sezione

La trave mista oggetto di questi studi ha una specifica morfologia: essa è costituita da un traliccio scatolare costituito da due pareti piane (anime: barre $\varnothing=18\text{mm}$, corrente superiore: angolare esterno $40\times 50\times 5$ e interno $50\times 50\times 6$ mm, corrente inferiore: due angolari $50\times 50\times 6$ mm) mutuamente collegate con calastrelli orizzontali ($\varnothing=12\text{mm}$). Sono presenti inoltre staffe di diametro $\varnothing=8$ mm per il confinamento del calcestruzzo.

Il modello proposto per il calcolo della resistenza a taglio della trave risulta essere strettamente correlato alla particolare morfologia dell'elemento studiato: in particolare, si considerano i tre contributi offerti rispettivamente dai correnti della reticolare, dalle aste di parete e dal calcestruzzo

Il primo contributo resistente stimato è quindi quello degli angolari di acciaio costituenti i correnti della reticolare (V_{ang}), per i quali si assume che, oltre a recepire il momento flettente sotto forma di carico assiale, contribuiscano alla resistenza a taglio della trave; il secondo è relativo invece alle aste di parete (V_{diag}) mentre il terzo è relativo al calcestruzzo confinato entro la struttura reticolare (V_{cls}), chiamato ad assorbire parte del taglio attraverso i meccanismi di effetto pettine, effetto spinotto, effetto ingranamento degli inerti ed effetto arco.

La valutazione dei contributi resistenti al taglio delle aste di parete (V_{diag}) e degli angolari (V_{ang}) è stata effettuata per via numerica considerando la sola reticolare in acciaio, ovvero la trave in prima fase: note le tensioni nell'acciaio, determinate tramite modellazione FEM, il contributo delle aste diagonali è stato valutato sulla base della relazione:

$$V_{\text{diag}} = \sigma_s A_d n_b \text{ sen}\alpha \quad (3.20)$$

Dove

σ_s è la tensione agente nella singola asta,

A_d è l'area della sezione trasversale dell'asta,

n_b è il numero di braccia delle aste diagonali ed infine

$\text{sen}\alpha$ è l'angolo di inclinazione delle aste di parete.

Il contributo relativo agli angolari (V_{ang}) viene quindi determinato per differenza fra il taglio totale resistente in prima fase determinato per via numerica e quello assorbito dalle aste di parete: lo studio condotto ha evidenziato che, indipendentemente dal livello di carico, il taglio viene assorbito quasi per intero dai diagonali (80-90%) e solo in piccola parte dai correnti.

Infine si procede determinando il contributo del calcestruzzo confinato considerando il taglio resistente ultimo della trave in seconda fase e sottraendo i due contributi precedentemente calcolati.

Sulla base dei risultati numerici ottenuti sono state formulate due possibili modellazioni analitiche per la determinazione del taglio resistente della trave analizzata.

MODELLO 1:

Il primo modello è a traliccio isostatico multiplo costituito da elementi tesi (diagonali di metallo) e compressi (puntoni di calcestruzzo) inclinati di un angolo θ variabile

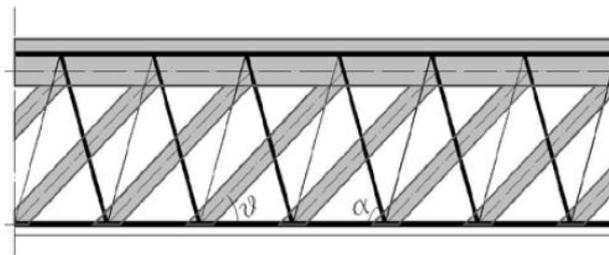


Figura 3.10: Modello resistente 1

La resistenza di calcolo a "taglio-compressione" e "taglio-trazione" vengono calcolate con:

$$V_{Rcd} = 0,9 b d v \sigma_{cd} \sin^2 \theta (cot\alpha + cot\theta) \quad (3.21)$$

$$V_{Rsd} = A_{sw} f_{yd} \frac{0,9d}{s} \sin \alpha (cot\alpha + cot\theta) \quad (3.22)$$

con

b larghezza dell'anima

d altezza utile della sezione

$v=0,5$ coefficiente che tiene conto della reale distribuzione delle tensioni lungo la biella

A_{sw} area armatura trasversale diagonali tese

s interasse tra le diagonali tese

σ_{cd} tensione di progetto del calcestruzzo

f_{yd} tensione di progetto dell'acciaio

La resistenza a taglio della trave è fornita dalla minore tra la resistenza a taglio-compressione e quella a taglio-trazione:

$$V_{Rd} = \min(V_{Rcd}; V_{Rsd}) \quad (3.23)$$

Si può notare come questo modello sia coerente con quelli proposti dalle NTC 2008 e dall'Eurocodice 2, i quali escludono il contributo resistente al taglio del corrente compresso superiore di calcestruzzo.

MODELLO 2:

Il secondo modello proposto adotta un sistema resistente costituito da un traliccio isostatico dotato di un corrente compresso in calcestruzzo ed uno teso in acciaio e da un sistema di aste diagonali tese e compresse in solo acciaio, considerando efficaci anche le diagonali compresse perché stabilizzate dal calcestruzzo e trascurando trascura la quota di taglio assorbita da eventuali angolari presenti.

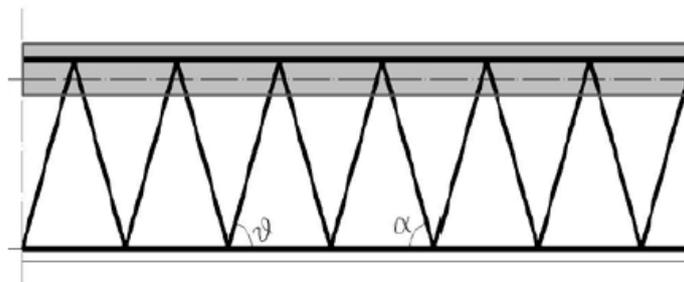


Figura 3.11: Modello resistente 2

In questo modo il taglio assorbito dalla trave reticolare mista viene calcolato come somma del contributo dovuto al solo traliccio metallico e al contributo del calcestruzzo racchiuso dal traliccio, considerato come una trave in c.a non armata a taglio, avente armatura longitudinale pari a quella degli angolari

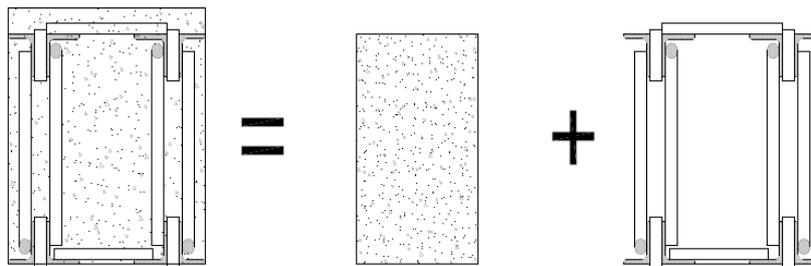


Figura 3.12: Schema di calcolo modello 2

Il valore del taglio ultimo resistente sarà quindi dato da:

$$V_{Rd} = V_{Rdiag} + V_{Rcls} \tag{3.24}$$

dove il taglio assorbito dalle aste di parete del traliccio metallico viene calcolato come:

$$V_{Rdiag} = A_{sw} f_{yd} \sin \alpha \tag{3.25}$$

mentre la quota di taglio assorbita dal calcestruzzo attraverso i meccanismi effetto pettine, effetto spinotto, effetto dell'ingranamento degli inerti ed effetto arco viene valutata sulla base delle relazioni proposte dall'EC2 e dalle NTC2008 [20] per le travi in calcestruzzo non armate a taglio:

$$V_{Rcls} = [C_{Rd,c} k (100 \rho_1 f_{ck})^{1/3}] b_w d \tag{3.26}$$

con :

$$C_{Rd,c} = \frac{0,18}{\gamma_c} \quad \text{tensione tangenziale resistente di base}$$

$$k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2 \quad \text{coefficiente che mette in evidenza la minor efficacia dell'effetto di ingranamento al crescere dell'altezza utile d (mm)}$$

$$\rho_1 = \frac{A_{sl}}{b_w d} \leq 0,02 \quad \text{rapporto di armatura longitudinale}$$

b_w larghezza dell'anima

f_{ck} tensione caratteristica cilindrica del calcestruzzo

Confrontando i risultato ottenuti dall'analisi numerica con le previsioni fornite dai due modelli analitici proposti si nota come questi ultimi forniscano delle stime del valore del taglio resistente molto simili tra loro e molto al di sotto di quelli ottenuti dalla modellazione FEM. Tuttavia non esiste un confronto di questi dati con dei risultati di tipo sperimentale in quanto i test di laboratorio condotti nell'ambito di questa ricerca erano volti allo studio del comportamento a flessione della trave.

Tabella 3.1: Confronto modello numerico e modelli analitici

	VRd num	MOD1	MOD2
VRd,cls (kN)	138	(492)	58
VRd,diag (kN)	171	239	171
VRd,ang (kN)	27	—	—
VRd (kN)	336	239	229

3.4 UN MODELLO STRUT AND TIE PER IL TAGLIO

Per lo studio del fenomeno del comportamento a taglio delle travi reticolari miste acciaio calcestruzzo, considerando le modalità di trasferimento delle tensioni tra i due materiali discusse nel paragrafo precedente 3.2.1, si propone un modello analitico che si basa sull'ipotesi della formazione all'interno della trave di un traliccio iperstatico composto dalla reticolare in acciaio a connessioni saldate e da bielle compresse in calcestruzzo del getto collaborante. Lo studio del modello si articola dapprima in una schematizzazione del traliccio iperstatico composto a struttura reticolare con aste incernierate ai nodi, e successiva scrittura del sistema di equazioni di equilibrio dei nodi finalizzata alla valutazione delle azioni interne di trazione, "tie", e compressione, "strut", che la sollecitazione tagliante induce nelle aste in acciaio della reticolare e nel calcestruzzo, permettendo, di conseguenza, la progettazione e verifica delle saldature delle connessioni. L'insieme delle soluzioni del sistema di equazioni di equilibrio ai nodi del traliccio iperstatico composto verrà determinato introducendo le *equazioni ausiliarie* corrispondenti ai diversi meccanismi singoli o combinati che possono portare a collasso per sollecitazione tagliante la trave mista e che costituiscono l'oggetto del paragrafo seguente. Infine si determinerà analiticamente l'insieme dei valori dei carichi di collasso corrispondenti ai diversi meccanismi singoli o combinati per sollecitazione tagliante: essi, confrontati con i valori dei carichi di collasso misurati sperimentalmente, risulteranno essere inferiori a conferma del fatto che un tale modello soddisfa le condizioni poste dal *teorema statico dell'analisi limite* e che quindi può ritenersi un metodo progettuale cautelativo in termini di sicurezza strutturale.

Il metodo Stru-and-Tie è uno dei più utilizzati per lo studio del comportamento a taglio e per l'analisi delle zone di discontinuità degli elementi strutturali in cemento armato. L'ipotesi di distribuzione lineare delle deformazioni di Bernulli su cui si basa il dimensionamento a flessione delle travi non è verificata in realtà all'intera trave, così come il postulato di de Saint Venant sottolinea come la presenza di carichi concentrati induca degli effetti locali per un tratto pari circa all'altezza della trave e questo permette di individuare zone definite di "continuità" e zone di "discontinuità": le regioni di continuità sono indicate come regioni "B" (da Bernulli o dall'inglese "beam") e sono costituite da quelle zone di travi dove l'ipotesi di conservazione delle sezioni piane di Bernulli è soddisfatta, mentre le regioni di discontinuità, o regioni di tipo "D" (dall'inglese "discontinuity") sono invece caratterizzate dalla presenza di discontinuità di tipo statico, ovvero presenza di carichi concentrati, zone di appoggio di estremità, ecc e possono essere individuate applicando il postulato di De Saint Venant. Il metodo Strut-and-Tie permette di schematizzare il campo degli sforzi sia delle B regions che delle D regions secondo un traliccio composto ad aste incernierate delle quali è possibile conoscere le sollecitazioni tramite semplici equazioni di equilibrio.

Secondo l'EC2 i modelli S&T possono essere utilizzati sia per il progetto delle strutture allo stato limite ultimo (SLU) sia per alcune verifiche agli stati limite di esercizio (SLE): a questo scopo l'EC2 suggerisce di orientare puntoni e tiranti lungo le linee isostatiche ricavate dall'analisi della struttura in fase non fessurata ma in realtà è importante seguire questa strada anche per la verifica allo SLU.

La tecnica S&T rientra tra i metodi di analisi plastica delle strutture in c.a. e, in particolare, può essere vista come una applicazione del primo teorema dell'analisi limite (teorema del limite inferiore o teorema statico). Questo teorema può enunciarsi nel seguente modo: *se la distribuzione degli sforzi all'interno di una struttura soddisfa tutte le condizioni di equilibrio (interne ed esterne) e non viola la condizione di resistenza dei materiali (condizione di plasticità) allora il carico associato a tale distribuzione non supera quello di collasso*. Tuttavia l'analisi limite può essere applicata alle strutture in c.a. solo se queste sono sufficientemente duttili (il calcestruzzo non è un materiale plastico) e allo stesso tempo la geometria di un modello S&T deve essere scelta in modo tale che tutte le aste del traliccio possano attingere alla loro resistenza di progetto senza che si verifichi la rottura anticipata di un'asta o di un nodo: nello specifico, lo schiacciamento del calcestruzzo non deve avvenire prima dello snervamento dell'acciaio. A tale scopo è sufficiente seguire alcune regole pratiche proposte dal Model Code 1990 (CEB/FIP 1991) che garantiscono che il calcestruzzo possa sopportare le deformazione anelastiche associate al modello S&T.

Si fa osservare che l'EC2 non pone nessuna condizione sul controllo della capacità di deformazione del calcestruzzo e quindi non fornisce in tal senso nessuna regola per la definizione della geometria del traliccio. L'EC2 si limita ad indicare al p.to 5.6.4(5), fra i possibili mezzi per lo sviluppo di idonei modelli tirante-puntone, la determinazione di linee isostatiche e di campi tensionali derivanti dalla teoria dell'elasticità lineare oppure il ricorso al metodo dei percorsi di carico. La scelta del traliccio sulla base della teoria dell'elasticità può però portare a trascurare una parte della capacità resistente ultima della struttura, pur potendo essere considerata una scelta a favore di sicurezza: l'ideale sarebbe poter dunque adattare la geometria del modello S&T ricavato in prima fase alla distribuzione degli sforzi allo stato limite ultimo. D'altro canto un modello di traliccio ricavato in prima fase ha il vantaggio di poter essere utilizzato sia per le verifiche di esercizio che per quelle a rottura.

Regole per schematizzare un modello S&T:

- le forze di compressione agiscono su elementi "strut" in calcestruzzo
- le forze di trazione agiscono su elementi "tie" in acciaio
- "strut" e "tie" sono collegati da nodi incernierati
- Negli elementi "strut" e "tie" agiscono sforzi assiali
- gli elementi "tie" snervano prima dello schiacciamento degli elementi "strut"
- deve essere garantito l'equilibrio
- le forze esterne sono applicate ai nodi
- non si considera la resistenza a trazione del calcestruzzo

3.4.1 LA SCHEMATIZZAZIONE DELLA TRAVE MISTA A TRALICCIO IPERSTATICO COMPOSTO ACCIAIO CALCESTRUZZO E I MECCANISMI DI COLLASSO A TAGLIO

Il traliccio iperstatico composto con cui viene schematizzata la trave reticolare mista è costituito dalle bielle di calcestruzzo e dagli elementi in acciaio del traliccio: si ipotizza che essi siano collegati tra loro attraverso cerniere, in modo da annullare qualsiasi effetto deformativo rotazionale e conseguente sollecitazione flessionale. Questo da un lato permette di semplificare l'analisi delle azioni interne strut and tie del traliccio e dall'altro risulta essere una scelta a favore di sicurezza da un punto di vista progettuale.

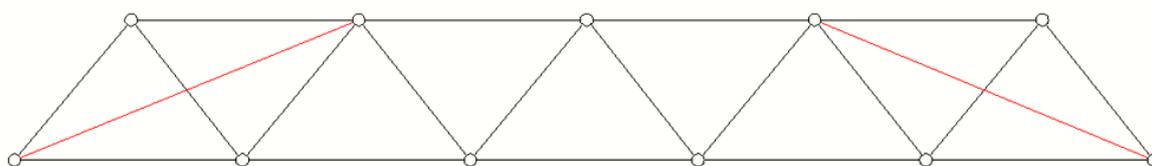


Figura 3.13: Schematizzazione traliccio iperstatico composto

All'aumento della sollecitazione tagliante, i valori delle azioni interne strut and tie crescono fino al raggiungimento del limite di resistenza e/o di stabilità dell'equilibrio elastico di ogni materiale e di ogni elemento, con conseguente manifestarsi di meccanismi singoli o combinati di collasso a taglio che possono coinvolgere aste in acciaio, calcestruzzo e saldature.

In particolare il collasso a taglio per meccanismi singoli si ha quando viene raggiunto per primo il:

- 1- limite di resistenza a scorrimento e/o a strappo delle saldature nelle connessioni saldate, con modalità di collasso della connessione mista *duttile-fragile*;
- 2- limite di snervamento per trazione della prima asta inferiore tesa, o corrente inferiore, in acciaio con modalità di collasso *duttile* dell'asta;
- 3- limite di resistenza a compressione, o schiacciamento, delle bielle di calcestruzzo compresse con modalità di collasso *fragile* dell'asta;
- 4- limite di stabilità dell'equilibrio elastico delle bielle compresse di calcestruzzo con modalità di collasso *fragile* dell'asta;
- 5- limite di snervamento per trazione della prima asta di parete tesa in acciaio, con modalità di collasso *duttile* dell'asta;
- 6- limite di snervamento per compressione della prima asta di parete compressa in acciaio con modalità di collasso *duttile* dell'asta.

Il collasso a taglio di una trave reticolare mista acciaio calcestruzzo può manifestarsi anche per l'attivazione combinata di uno o più meccanismi singoli di collasso, dando luogo ad una condizione ancora più critica del comportamento strutturale. Una tipica condizione di collasso combinata si ha quando intervengono ad esempio le modalità di collasso miste *duttile-fragili* delle connessioni

saldate con le modalità di collasso *fragili* per schiacciamento delle bielle compresse di calcestruzzo.

Si può notare che nel precedente elenco non a caso è stato collocato al primo posto il collasso a taglio indotto dal meccanismo singolo caratterizzato dal raggiungimento del limite di resistenza a scorrimento e/o a strappo delle saldature, questo con lo scopo di evidenziarne l'importanza del ruolo che esse rivestono nel condizionare e manifestare un certo tipo di risposta strutturale o meno. Dalla loro corretta progettazione dipende una corretta previsione del funzionamento della trave garantendo che il collasso a taglio non sia caratterizzato da *rottture fragili*, soprattutto quelle lato calcestruzzo con meccanismi singoli o combinati, ma da *rottture duttili*, in particolare delle aste di parete in acciaio.

Pertanto l'obiettivo del presente lavoro è quello di valutare correttamente l'intensità delle azioni interne, strut and tie, a cui sono sottoposti i materiali della trave reticolare mista acciaio-calcestruzzo sottoposta a sollecitazione tagliante.

3.4.2 LE EQUAZIONI DI EQUILIBRIO AI NODI DEL TRALICCIO IPERSTATICO COMPOSTO

Lo studio del fenomeno della rottura a taglio della trave avviene scrivendo le equazioni di equilibrio ai nodi del traliccio iperstatico composto e imponendo le condizioni al contorno corrispondenti ai precedenti meccanismi di collasso.

Considerando il primo nodo della reticolare, è possibile scrivere le equazioni:

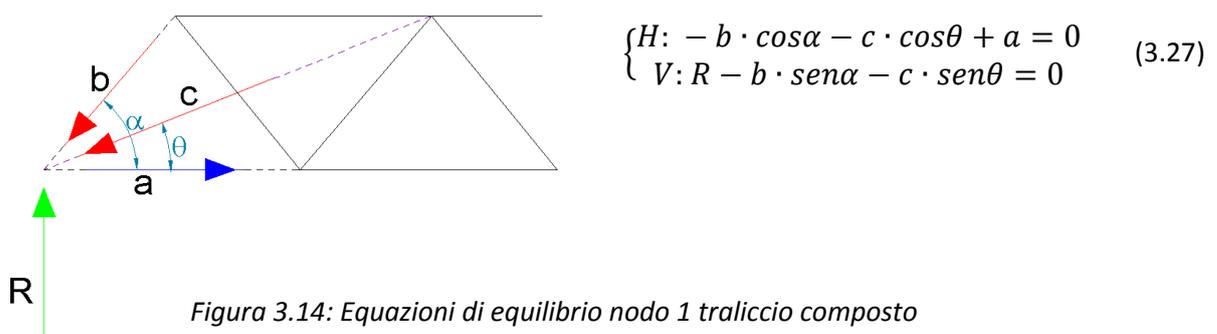


Figura 3.14: Equazioni di equilibrio nodo 1 traliccio composto

All'attivazione di ogni meccanismo di collasso, singolo o combinato, corrisponde una specifica risposta strutturale della trave

a- snervamento del corrente inferiore in acciaio $a = A_p \times f_y$ (3.28)

b- snervamento del primo tirante teso in acciaio $b = A_a \times f_y$ (3.29)

c- schiacciamento della biella di calcestruzzo compressa $c = A_{biella} \times f_c$ (3.30)

d- snervamento del piatto in acciaio e schiacciamento della biella di calcestruzzo compressa
 $a = A_p \times f_y ; c = A_{biella} \times f_c$ (3.31)

e- snervamento del primo tirante in acciaio e schiacciamento del calcestruzzo
 $b = A_a \times f_y ; c = A_{biella} \times f_c$ (3.32)

f- snervamento delle anime e corrente inferiore in acciaio

$$a = A_p \times f_y ; b = A_a \times f_y \quad (3.33)$$

Per la progettazione delle travi TRR Ponte e Serie oggetto delle prove di laboratorio è stato adottato il criterio che previene lo schiacciamento della biella di calcestruzzo compressa.

CAPITOLO 4

PROVE SPERIMENTALI

4.1 PROGETTAZIONE PROVE IN LABORATORIO

TIPOLOGIA DI PROVA:

Si sono eseguite 6 prove di carico a quattro punti sui due tipi di travi reticolari miste analizzate, ovvero 3 prove per le TRR Ponte e 3 per le travi TRR di serie. L'ipotesi su cui si basa la progettazione di entrambe le tipologie di travi è l'attivazione del meccanismo di collasso a taglio che prevede il raggiungimento per primo del limite di snervamento per trazione della prima asta tesa di parete in acciaio: in questo modo, quindi, non dovrebbero verificarsi gli altri meccanismi singoli o composti di collasso visti nel capitolo precedente e, in particolare, si dovrebbe preservare lo schiacciamento della biella compressa di calcestruzzo della quale, pertanto, dovrebbe essere possibile misurare geometrie e posizione.

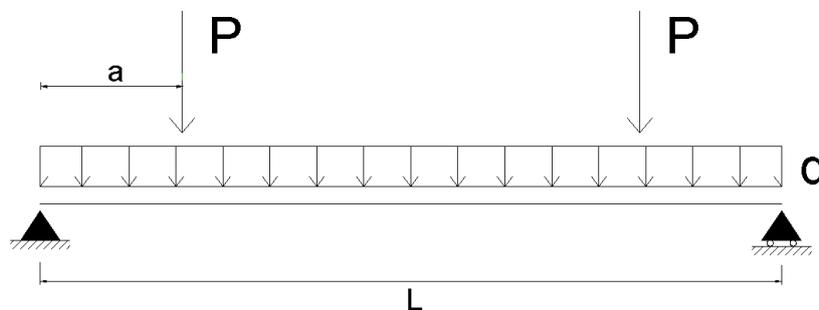


Figura 4.1: Schema di carico prove in laboratorio

Lo schema statico di riferimento è pertanto quello di una trave in semplice appoggio a cui sono applicati due carichi concentrati simmetrici e un carico distribuito dovuto al peso proprio; le sollecitazioni massime che si verificano, rispettivamente all'appoggio e in mezzeria, sono:

$$T_{\max} = P + \frac{ql}{2} \quad M_{\max} = Pa + \frac{ql^2}{8} \quad (4.1) \quad (4.2)$$

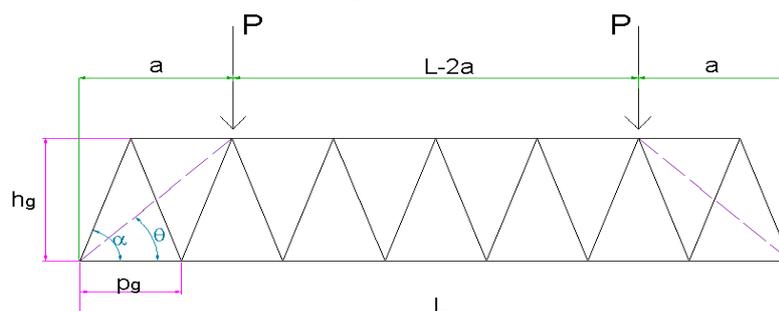


Figura 4.2: Schema di carico e reticolare in acciaio

Nella scrittura delle equazioni di equilibrio ai nodi della reticolare si è assunta la semplificazione che prevede il peso proprio come carico concentrato agente in corrispondenza dei punti di applicazione del carico esterno P e non come carico distribuito: esso comunque risulta essere molto inferiore rispetto al carico di rottura e quindi potrebbe essere anche trascurato

PROGETTAZIONE DELLE TRAVI:

TRAVE TRR PONTE

Il dimensionamento della Trave TRR PONTE si basa sulla combinazione dei parametri geometrici altezza della greca h_g (da cui dipende l'altezza della trave H) e passo della greca p_g (da cui dipende la lunghezza della trave L) in modo che l'inclinazione del puntone compresso di calcestruzzo θ assuma un valore il più possibile vicino ai 22° (arrotondamento di 21.8°), ovvero il limite inferiore previsto dalla normativa per gli algoritmi di verifica a taglio del cemento armato. A differenza di quanto visto nell'esempio riportato nel Capitolo 2, le pareti della reticolare sono state realizzate attraverso una greca continua piegata a macchina e non tramite singoli elementi saldati singolarmente ai fazzoletti di connessione: se da un lato questo può comportare delle conseguenze a cause delle eccentricità degli sforzi assiali ai nodi, dall'altro il processo realizzativo si è dimostrato più rapido e le saldature comunque sono state eseguite in modo agevole e preciso.

Tabella 4.1: Materiali utilizzati – Valori nominali

ACCIAIO		CALCESTRUZZO	
f_{yk} [daN/cm ²]	3550	R_{ck} [daN/cm ²]	300
f_{tk} [daN/cm ²]	5100	f_{cd} [daN/cm ²]	141.1
f_{yd} [daN/cm ²]	3381	γ_c	1.50
γ_{M0}	1.05	D_{max} [mm]	14
γ_{M1}	1.05		
E_s [daN/cm ²]	2060000		
$\varepsilon_{S_{ela}}$ [%]	1.641		

UN MODELLO STRUT AND TIE PER LO STUDIO DEL FENOMENO DEL COMPORTAMENTO A TAGLIO IN TRAVI
RETICOLARI MISTE ACCIAIO CALCESTRUZZO

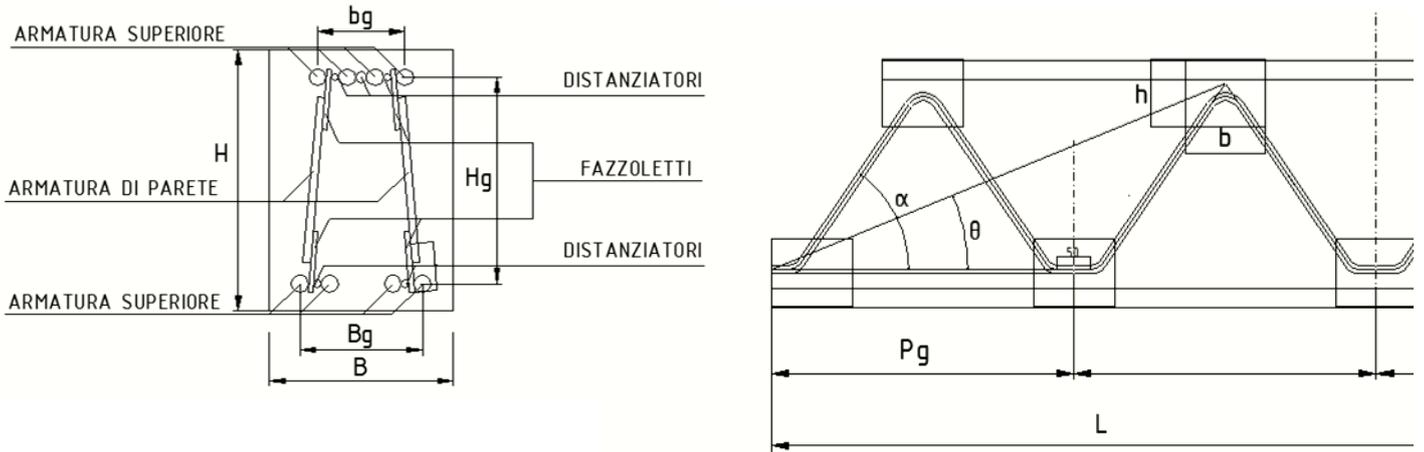


Figura 4.3: Caratteristiche della sezione TRR Ponte

Tabella 4.2: Caratteristiche geometriche TRR Ponte

L [m]	B [cm]	H [cm]	Pg [cm]	Bg [cm]	Hg [cm]	α [°]	θ [°]	P [t]
2.3	30	43	45	20	34	53	23	25

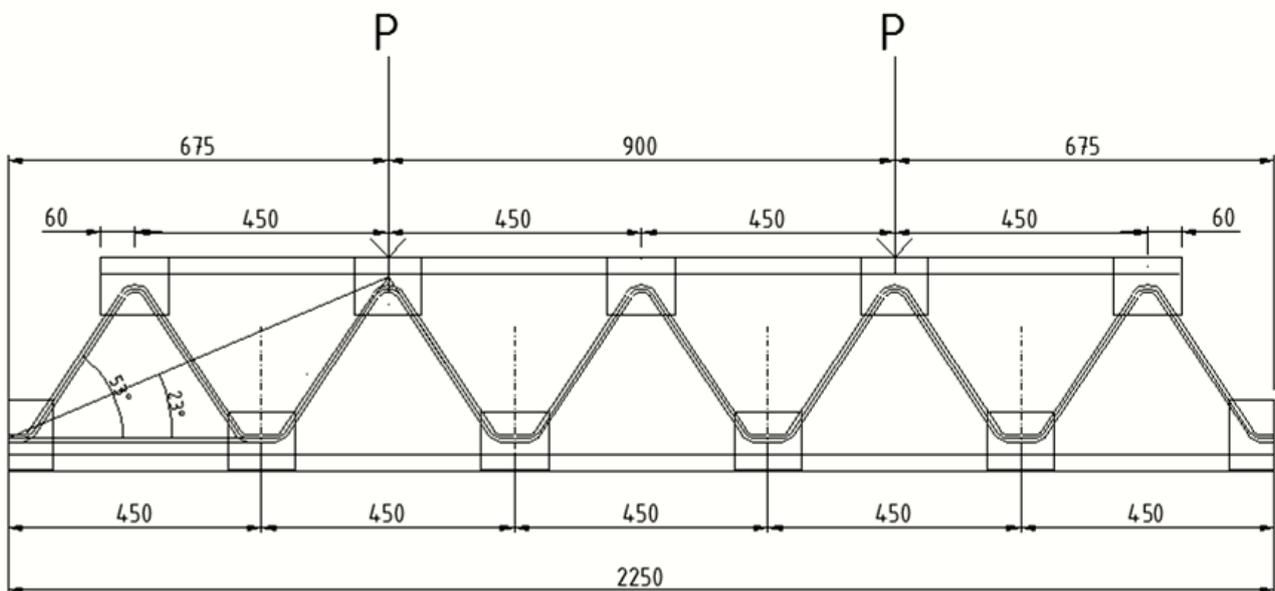


Figura 4.4: Sviluppo longitudinale e schema di carico

Calcolato il peso proprio della trave e supponendo un carico di rottura P pari a 25 tonnellate, si sono ricavate le caratteristiche di sollecitazione agenti sulla trave: in particolare, ottenuto il taglio massimo agente, ovvero la reazione vincolare all'appoggio, si sono scritte le equazioni di equilibrio ai primi due nodi del traliccio iperstatico composto adottando le seguenti assunzioni fondamentali:

- si ipotizza la formazione di una biella di calcestruzzo inclinata 23° e di sezione quadrata con lato pari al 70% della dimensione b_g del traliccio in acciaio, ovvero l'interasse delle barre longitudinali inferiori esterne (equazione di equilibrio nodo 1).
- si assume il peso proprio agente come carico concentrato in corrispondenza dei punti di applicazione del carico esterno e dunque si ricava che il primo tirante della reticolare risulta essere sollecitato da una trazione di intensità pari alla forza di compressione del primo diagonale compresso (equazione di equilibrio nodo 2).

Equazione di equilibrio nodo 1:

$$\begin{cases} H: -b \cdot \cos\alpha - c \cdot \cos\theta + a = 0 \\ V: R - b \cdot \sin\alpha - c \cdot \sin\theta = 0 \end{cases} \quad (4.3)$$

Equazione di equilibrio nodo 2:

$$\begin{cases} H: b \cdot \cos\alpha + d \cdot \cos\alpha - e = 0 \\ V: b \cdot \sin\alpha - d \cdot \sin\alpha = 0 \end{cases} \quad (4.5)$$

$$\begin{cases} a = c \cdot \cos\theta + b \cdot \cos\alpha \\ b = \frac{R - c \cdot \sin\theta}{\sin\alpha} \end{cases} \quad (4.4)$$

$$\begin{cases} d = b \\ e = 2 \cdot b \cdot \cos\alpha \end{cases} \quad (4.6)$$

Noti i valori caratteristici di resistenza dei materiali e supposta la geometria della biella di calcestruzzo del traliccio iperstatico è possibile risolvere il sistema di equazioni di equilibrio al nodo 1 ponendo la condizione:

$$c = (\beta \cdot B_g)^2 \cdot f_{ck} = A_c \cdot f_{ck} \quad (4.7)$$

Tabella 4.3: Caratteristiche ipotizzate biella di calcestruzzo

θ	β	A_c [cm ²]	c [daN]
23	0,7	196	48804

In questo modo è possibile ricavare la sollecitazione che interessa il primo diagonale teso in acciaio e calcolare l'armatura di parete necessaria:

$$b = d = \frac{R - c \cdot \sin\theta}{\sin\alpha} \quad ; \quad A_{anime} < \frac{b}{f_{yk}} \quad (4.8)$$

Per poter indurre il meccanismo di rottura a taglio che prevede lo snervamento dei primi elementi tesi in acciaio, e preservare quindi lo schiacciamento della biella di calcestruzzo di cui si vuole verificare la formazione e misurarne le caratteristiche, si è adottata un'armatura di parete inferiore rispetto a quella ottenuta con il dimensionamento appena visto.

Tabella 4.4: Dimensionamento anime di parete

b [daN]	A anime [cm ²]	n	\varnothing	A
8506	2,4	2	12	2,26

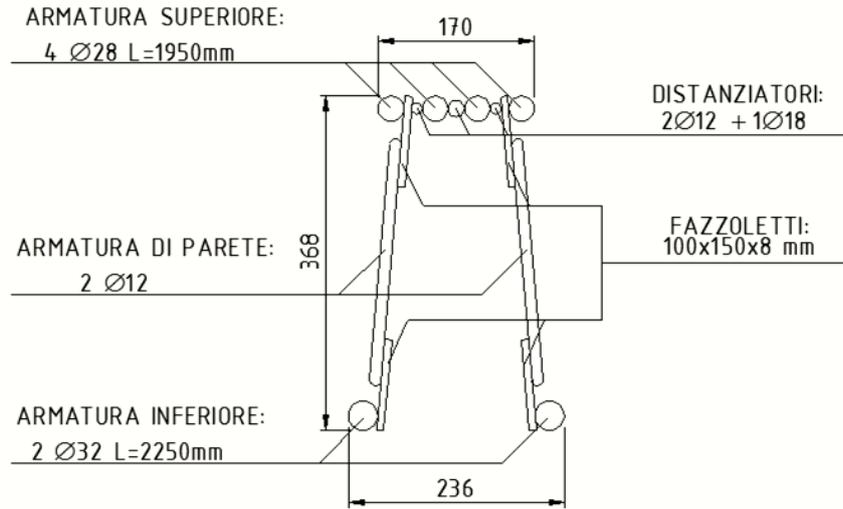


Figura 4.5: Sezione appoggio TRR Ponte

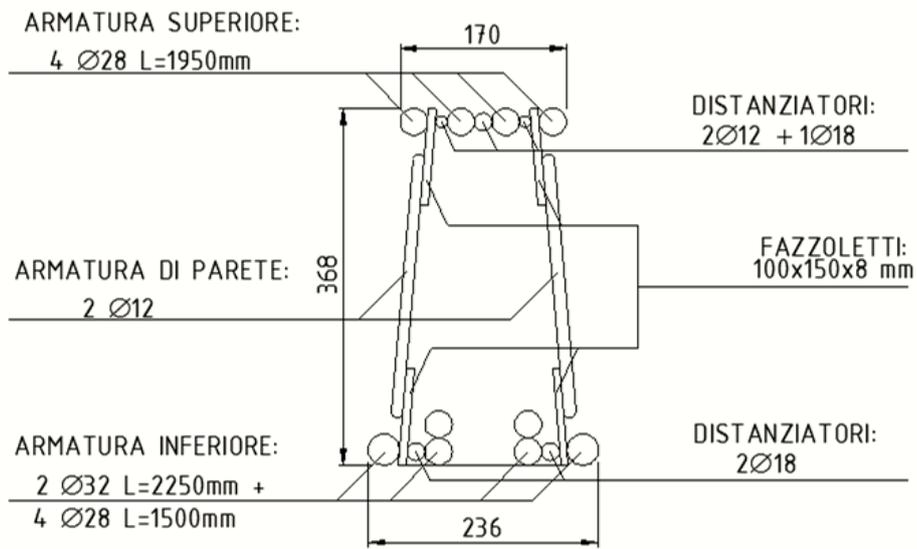


Figura 4.6: Sezione mezzeria TRR Ponte

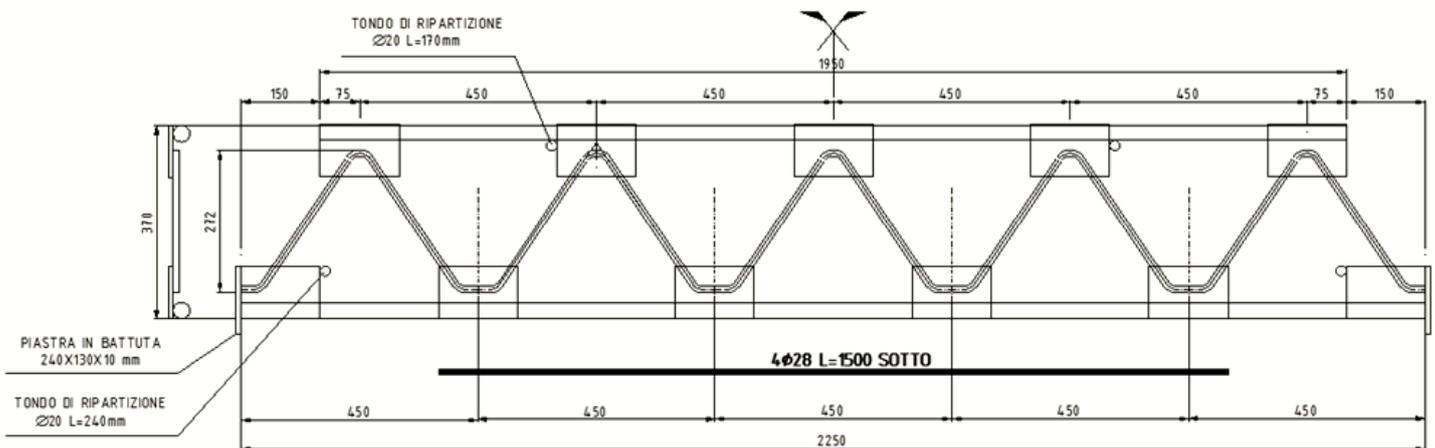


Figura 4.7: Sviluppo longitudinale TRR Ponte

Tabella 4.5: Dimensionamento trave TRR Ponte

Correnti superiori	4Ø28
Correnti inferiori	2Ø32 + 4Ø28
Anime	2Ø12
Fazzoletti [mm]	80x120x8
bg [cm]	14.2
Bg [cm]	20
M resistente [daNm]	29668
Pcritico a flessione [ton]	36

Nelle fasi di dimensionamento della Trave Ponte sono state progettate attentamente anche le saldature di collegamento tra i diversi elementi della reticolare in acciaio e i fazzoletti di connessione ai nodi secondo la relazione:

$$L_{cs \min} = \frac{N}{n_{cs} \cdot a_g \cdot f_{wrd}} \quad (4.9)$$

con

$L_{cs \min}$ = lunghezza minima del cordone di saldatura

N = sforzo assiale agente

N_{cs} = numero cordoni di saldatura

a_g = altezza di gola della saldatura

f_{wrd} = massima tensione per il cordone di saldatura

$$f_{wrd} = \frac{f_{tk}}{\beta \cdot \gamma_{M2} \cdot \sqrt{3}} = \frac{5100}{0,9 \cdot 1,23 \cdot \sqrt{3}} = 2617 \text{ daN/cm}^2 \quad (4.10)$$

Tabella 4.6: Dimensionamento saldature

SALDATURA	SFORZO ASSIALE	Lcs min [cm]	Lcs adottata [cm]
primo puntone	$N_p = A_{2\phi 12} \cdot f_{yk}$	3,62	4
primo tirante	$N_t = A_{2\phi 12} \cdot f_{yk}$	3,62	4
martelli	$N_m = A_{2\phi 12} \cdot f_{yk} \cdot \cos\alpha$	2,18	3
corrente superiore	$N_{cs} = 2 \cdot A_{2\phi 12} \cdot f_{yk} \cdot \cos\alpha$	4,35	5

Assumendo, per i dimensionamenti sopra indicati,

Tabella 4.7: Caratteristiche saldatura corrente inferiore

n_{cs}	Z [cm]	Ag [cm]
2	0,6	0,42

Per dimensionare invece le saldature di collegamento tra i fazzoletti-ponte e il corrente inferiore è stato necessario adottare invece una saldatura con le seguenti caratteristiche:

Tabella 4.8: Dimensionamento saldatura corrente inferiore

Saldatura corrente inferiore		
n_{cs}	Z [cm]	Ag [cm]
2	1	0,7

Lo sforzo assiale che si genera nel corrente inferiore si può ricavare dell'equazione di equilibrio al nodo 1 vista in precedenza ed esso risulta essere molto elevato: la saldatura tra corrente inferiore e fazzoletto deve avere caratteristiche tali da non strapparsi a causa della somma della componente orizzontale di compressione del primo elemento in acciaio della reticolare e, soprattutto, della componente orizzontale esercitata dalla biella di calcestruzzo che si indenta proprio nel primo nodo del traliccio.

Tabella 4.9: Dimensionamento saldatura corrente inferiore

SALDATURA	SFORZO ASSIALE	Lcs min [cm]	Lcs adottata [cm]
corrente inferiore	$N_{ci} = a = c \cdot \cos\theta + b \cdot \cos\alpha$	13,52	15

Il primo fazzoletto della trave Ponte, ovvero il più sollecitato, è stato verificato considerando le massima azione orizzontale agente ($N_o = N_{ci}$) e verticale ($N_v =$ reazione verticale dell'appoggio)

Tabella 4.10: Dimensionamento saldature fazzoletti nodi

B_f [cm]	S_f [cm]	H_f [cm]	n_f [cm]	N_o [daN]	N_v [daN]	τ_o [daN/cm ²]	τ_v [daN/cm ²]	τ_{yd} [daN/cm ²]
15	10	43	20	50044	25863	1668	1293	1952

con:

B_f = dimensione base del fazzoletto

H_f = dimensione altezza del fazzoletto

S_f = dimensione spessore del fazzoletto

n_f = numero fazzoletti

N_o = forza orizzontale agente

N_v = forza verticale agente

τ_o = tensione tangenziale orizzontale massima

$$\tau_o = \frac{N_o}{B_f \cdot S_f \cdot n_f} \quad (4.11)$$

τ_v = tensione tangenziale verticale massima

$$\tau_o = \frac{N_o}{B_f \cdot S_f \cdot n_f} \quad (4.12)$$

τ_{yd} = tensione di calcolo

$$\tau_{yd} = \frac{f_{yd}}{\sqrt{3}} \tag{4.13}$$

TRAVE TRR DI SERIE

La trave TRR di Serie viene realizzata in modo automatico ed è caratterizzata dalla presenza di un piatto inferiore a 4mm e di una greca alta 21cm e con passo 25cm. La particolare morfologia dell’armatura di parete prevede inferiormente un tratto orizzontale di circa 5cm e questo implica un angolo di inclinazione dei diagonali della reticolare di 71°, così come le caratteristiche geometriche della greca fissano l’inclinazione del puntone compresso a 28°. Le fasi di dimensionamento della Trave di Serie sono le medesime di quelle appena viste per la Trave Ponte

Tabella 4.11: Materiali utilizzati – Valori nominali

ACCIAIO		CALCESTRUZZO	
fyk [daN/cm ²]	3550	Rck [daN/cm ²]	300
ftk [daN/cm ²]	5100	fcd[daN/cm ²]	141.1
fyd [daN/cm ²]	3381	γc	1.50
γM0	1.05	Dmax [mm]	14
γM1	1.05		
Es [daN/cm ²]	2060000		
εS _{ela} [‰]	1.641		

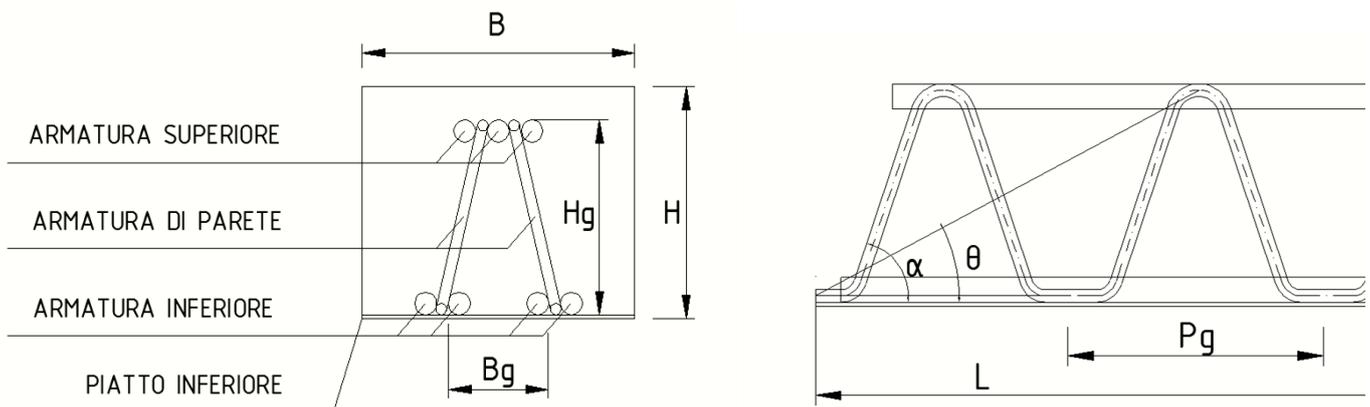


Figura 4.8 Caratteristiche della sezione TRR Serie

Tabella 4.12: Caratteristiche geometriche TRR Serie

L [m]	B [cm]	H [cm]	P _g [cm]	B _g [cm]	H _g [cm]	α [°]	θ [°]	P [t]
2.25	30	25	25	11	21	71	28	25

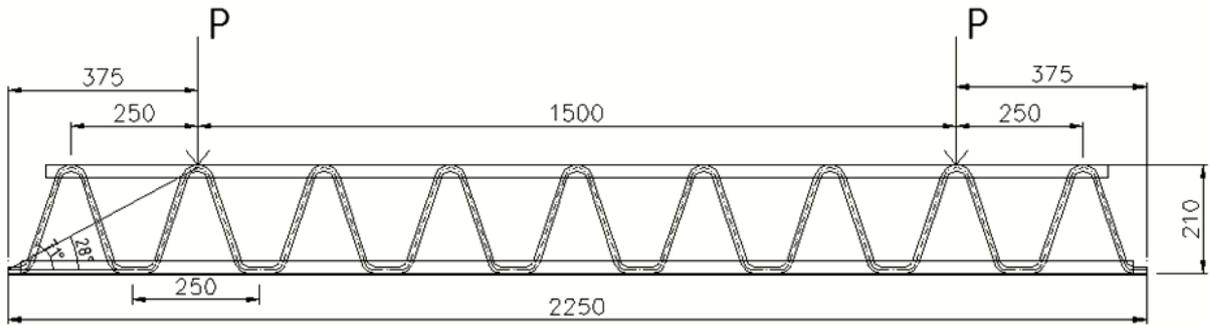


Figura 4.9: Schema di carico TRR Serie

Anche per le travi di Serie si è ipotizzato un carico di rottura esterno P pari a 25 tonnellate e si sono risolte le equazioni di equilibrio ai nodi del traliccio composto assumendo per la biella compressa di calcestruzzo le seguenti caratteristiche:

$$c = (\beta \cdot B_g)^2 \cdot f_{ck} = A_c \cdot f_{ck} \quad (4.14)$$

Tabella 4.13: Caratteristiche ipotizzate biella di calcestruzzo

θ	β	A_c [cm ²]	c [daN]
28	0,7	71	17569

Mentre per le armature di parete si è ottenuto:

Tabella 4.14: Dimensionamento anime di parete

b [daN]	A anime [cm ²]	n	\varnothing	A
17957	5,06	2	12	2,26

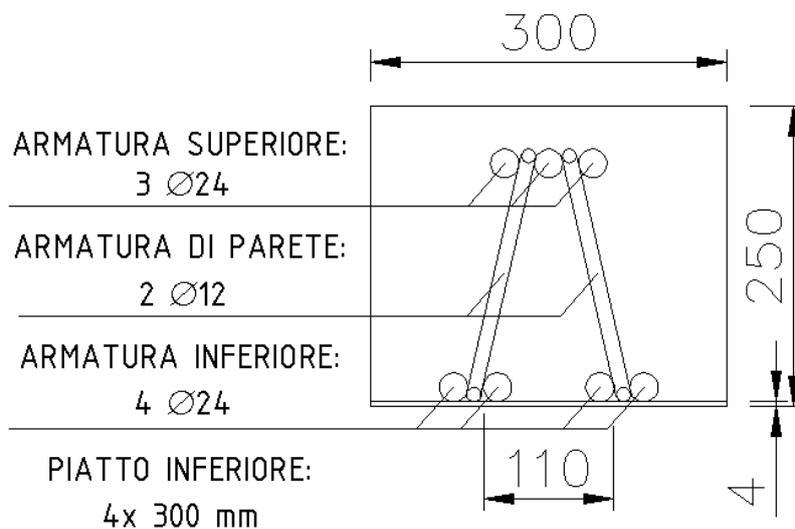


Figura 4.10: Sezione TRR Serie

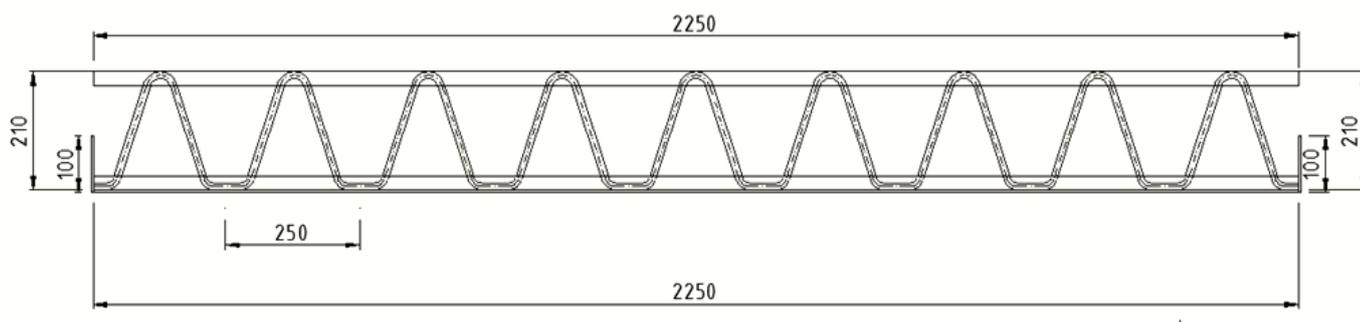


Figura 4.11: Sviluppo longitudinale TRR Serie

Tabella 4.15: Dimensionamento trave TRR Ponte

Correnti superiori	3Ø24
Correnti inferiori	4Ø24
Piatto [mm]	300x4
Anime	2Ø12
M resistente [daNm]	21607
Pcritico a flessione [ton]	57

Le saldature ai nodi di connessione del traliccio metallico avvengono, nel caso della trave TRR di Serie, in modo automatico: non è stato possibile pertanto procedere con la progettazione dei cordoni di saldature come visto per la trave TRR Ponte

Come già sottolineato in precedenza, l'ipotesi su cui si basa la progettazione di entrambe le tipologie di travi è l'attivazione del meccanismo di collasso a taglio che prevede il raggiungimento per primo del limite di snervamento per trazione della prima asta tesa di parete in acciaio: in questo modo, quindi, non dovrebbero verificarsi gli altri meccanismi singoli o composti di collasso visti nel capitolo precedente e, in particolare, si dovrebbe preservare lo schiacciamento della biella compressa di calcestruzzo della quale, pertanto, dovrebbe essere possibile misurare geometrie e posizione. Assumendo quindi il raggiungimento della resistenza ultima dell'elemento in calcestruzzo si è valutata, tramite le equazioni di equilibrio ai nodi del traliccio composto, l'aliquota di sollecitazione che va a scaricarsi sull'acciaio: sottodimensionando l'armatura richiesta si pensa di favorire in fase di collasso della trave lo snervamento delle anime e di affidare al calcestruzzo il ruolo di meccanismo ultimo resistente a taglio all'appoggio.

Si è partiti allora dalla scrittura delle equazioni di equilibrio al nodo dell'appoggio in condizione ultima ipotizzando la presenza di una forza di compressione sul puntone di calcestruzzo pari a

$$c = f_{ck} \cdot A_c \quad (4.15)$$

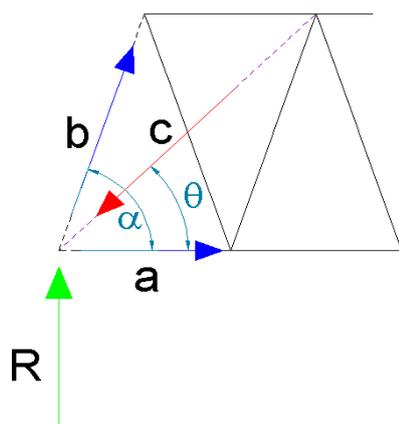
dove A_c è l'area trasversale del puntone supposta a sezione quadrata con lato pari a βB_g , ovvero con lato pari alla base della greca ridotta di un fattore correttivo β assunto pari a 0.7. La

dimensione della sezione del puntone compresso è stata poi messa in relazione anche con il rapporto tra la base superiore della greca e quella inferiore, ritenendo ragionevole il fatto che la biella si sviluppi restando all'interno delle pareti della reticolare in acciaio. Ogni considerazione in merito dovrà essere verificata sperimentalmente.

Le travi sono state opportunamente sovradimensionate a flessione, in modo che il carico critico corrispondente sia molto al di sopra di quello con cui sono state dimensionate a taglio le pareti della reticolare; inoltre, nelle travi TRR Ponte, al fine di garantire un adeguato coinvolgimento del calcestruzzo, in corrispondenza dei correnti superiori e inferiori sono stati inseriti dei distanziatori ($\varnothing 18$ e $\varnothing 12$). Questo provvedimento, assieme ad opportune prescrizioni sul diametro massimo dell'inerte in fase di confezionamento del getto (14mm), assicura il totale ricoprimento delle barre di acciaio e dunque evita la formazione di superfici di separazione nel calcestruzzo.

Andando a scrivere l'equilibrio al nodo per la trave TRR Ponte, i casi che si possono presentare sono teoricamente due e sono funzione dell'inclinazione del puntone θ , ovvero funzione della geometria scelta per la reticolare in acciaio: per valori di θ bassi l'elemento diagonale di acciaio risulta essere compresso, per valori di θ alti l'elemento diagonale di acciaio risulta essere teso.

Caso 1

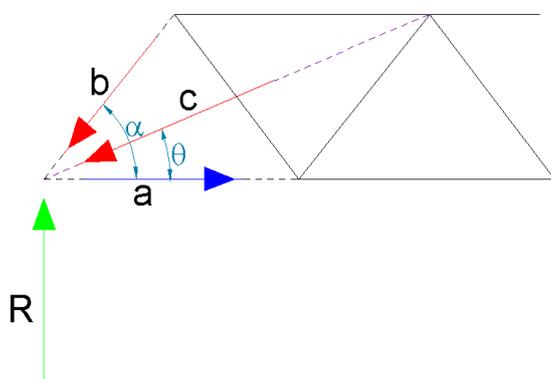


$$\begin{cases} b \cdot \cos\alpha - c \cdot \cos\theta + a = 0 \\ R + b \cdot \sin\alpha - c \cdot \sin\theta = 0 \end{cases} \quad (4.16)$$

$$\begin{cases} a = c \cdot \cos\theta - b \cdot \cos\alpha \\ b = \frac{-R + c \cdot \sin\theta}{\sin\alpha} \end{cases} \quad (4.17)$$

b è teso

Caso 2



$$\begin{cases} -b \cdot \cos\alpha - c \cdot \cos\theta + a = 0 \\ R - b \cdot \sin\alpha - c \cdot \sin\theta = 0 \end{cases} \quad (4.18)$$

$$\begin{cases} a = c \cdot \cos\theta + b \cdot \cos\alpha \\ b = \frac{R - c \cdot \sin\theta}{\sin\alpha} \end{cases} \quad (4.19)$$

b è compresso

Figura 4.12: Equazioni di equilibrio in funzione della geometria della reticolare

La condizione per la quale la sollecitazione assiale del diagonale in acciaio cambia segno è la seguente:

$$b = \frac{R - c \cdot \operatorname{sen}\theta}{\operatorname{sen}\alpha} \geq 0 \quad (4.20)$$

poiché $\operatorname{sen}\alpha \geq 0$ essendo $\frac{\pi}{4} \leq \alpha \leq \frac{\pi}{2}$

si ricava che b è compresso

$$\theta \leq \operatorname{arcsen} \frac{R}{c} \quad (4.21)$$

ovvero indicativamente per valori di θ minori di 30° .

Nella trave TRR Ponte analizzata la caratteristiche geometriche scelte per la reticolare sono tali per cui l'angolo del puntone di calcestruzzo dovrebbe essere intorno ai 22° : il primo diagonale in acciaio risulta quindi essere compresso.

Per quanto riguarda invece la trave TRR di Serie, analoghe considerazioni sull'equilibrio al nodo degli sforzi assiali degli elementi che vi concorrono portano alla conclusione che il primo diagonale di acciaio può essere esclusivamente compresso e questo è dovuto alle caratteristiche geometriche fissate per la reticolare (passo e altezza della greca, larghezza interna della greca e quindi dimensione trasversale assunta per il puntone di calcestruzzo).

4.2 REALIZZAZIONE TRAVI

TRAVI TRR DI SERIE



i

Figura 4.13 4.14 4.15: TRR Serie – Particolare saldature inferiori



Figura 4.16: TRR Serie – Visione generale



Figura 4.17 4.18 : TRR Serie – Applicazione strain gages

TRAVI TRR PONTE



Figura 4.19 4.20 4.21: TRR Ponte – Particolari saldature



Figura 4.22 4.23 4.24: TRR Ponte – Dettagli



Figura 4.25 4.26 4.27: TRR Ponte – Applicazione strain gages

FASI DI GETTO



Figura 4.28 4.29 4.30 4.31: TRR Ponte – Fasi di getto

4.3 PROVE SPERIMENTALI

Le prove sperimentali sono state condotte presso il Laboratorio sperimentale per le prove sui materiali da costruzione del Dipartimento ICEA dell'Università degli Studi di Padova. Sono state condotte complessivamente 6 prove di carico, 3 eseguite sulle travi tipo TRR di Serie e 3 eseguite sulle travi tipo TRR Ponte, secondo lo schema di carico visto in precedenza e che prevede la trave in semplice appoggio con due carichi concentrati simmetrici.



L'applicazione del carico è avvenuta tramite un attuatore a controllo idraulico fissato ad un portale in acciaio: grazie alla presenza di una cella di carico è stato possibile condurre i test applicando step di carico prefissati fino al raggiungimento della rottura. Il carico esterno è stato applicato su una trave ausiliaria, un profilo metallico opportunamente rinforzato e controventato e disposto in semplice appoggio sulla trave di prova: le reazioni vincolari del profilato inducono in questo modo i due carichi simmetrici previsti dalla tipologia di prova scelta.

Particolare attenzione è stata posta nell'andare e realizzare i dispositivi di appoggio: al fine di realizzare una prova il più vicina possibile alla schematizzazione teorica fatta, è stato necessario non solo valutarne accuratamente il posizionamento ma anche l'effettiva realizzazione da un punto di vista pratico. Il vincolo ideale di carrello è stato reso

Figura 4.32: Allestimento prova laboratorio

tramite un particolare elemento metallico costituito da un profilo cilindrico saldato ad uno spessore di acciaio ed in questo modo sono stati realizzati sia gli appoggi della trave oggetto della prova che del profilo di ripartizione del carico.



Figura 4.33 4.34: Dispositivi di appoggio

Nel corso della prova sono state rilevate le seguenti grandezze fisiche:

- la forza generata dall'attuatore idraulico
- gli spostamenti verticali in corrispondenza della mezzeria della trave, dei punti di applicazione del carico ed in prossimità degli appoggi, per un totale di cinque punti di misura, tramite trasduttori di spostamento
- le deformazioni di alcuni elementi della reticolare in acciaio mediante estensimetri elettrici monodirezionali a film metallico, o strain gages, di tipo HBM LY11-6/120 con base di misura 6mm e resistenza nominale 120 Ω .

I dati di prova sono stati registrati con continuità mediante un sistema di acquisizione ed elaborazione dati gestito da un computer. Tutte le prove sono state effettuate nelle stesse condizioni e utilizzando le medesime procedure di avanzamento in controllo di carico.

Gli appoggi sono stati indicati come "1" e "2" come riportato in figura



Figura 4.35 4.36: Allestimento prova laboratorio TRR Serie e TRR Ponte

UN MODELLO STRUT AND TIE PER LO STUDIO DEL FENOMENO DEL COMPORTAMENTO A TAGLIO IN TRAVI
RETICOLARI MISTE ACCIAIO CALCESTRUZZO

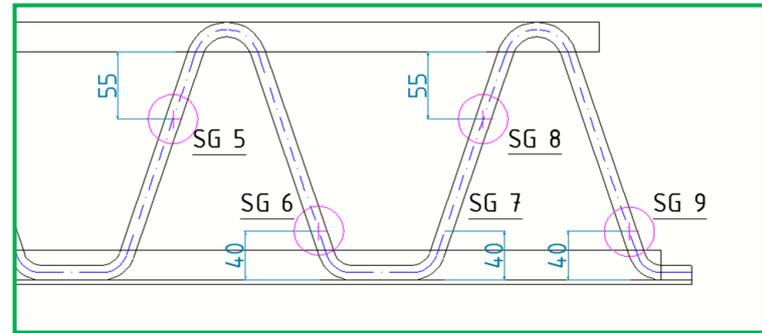
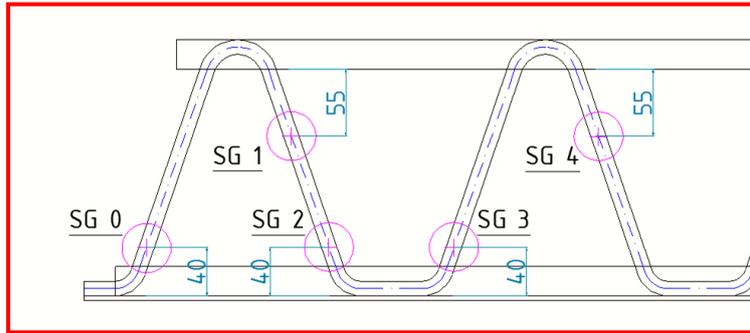
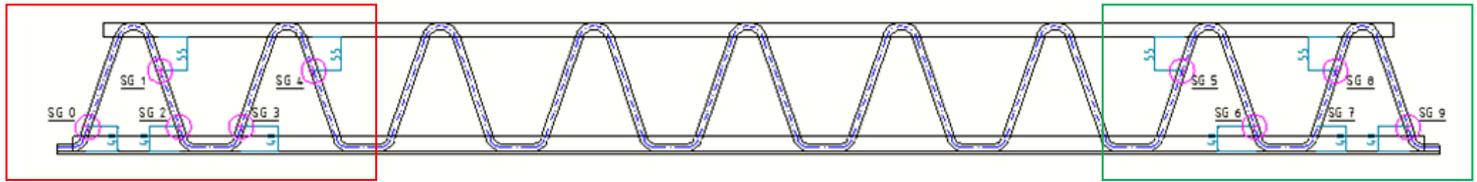


Figura 4.37: Disposizione strain gages TRR Serie

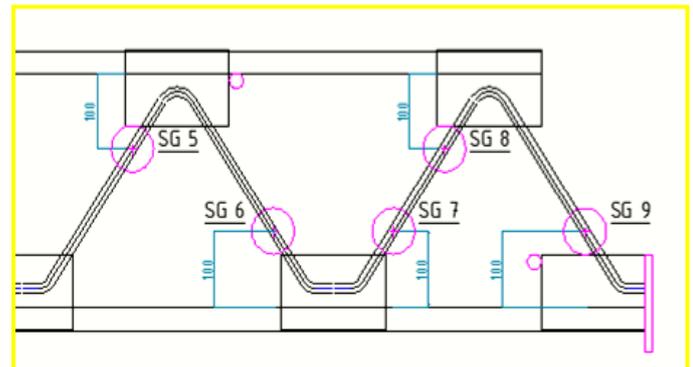
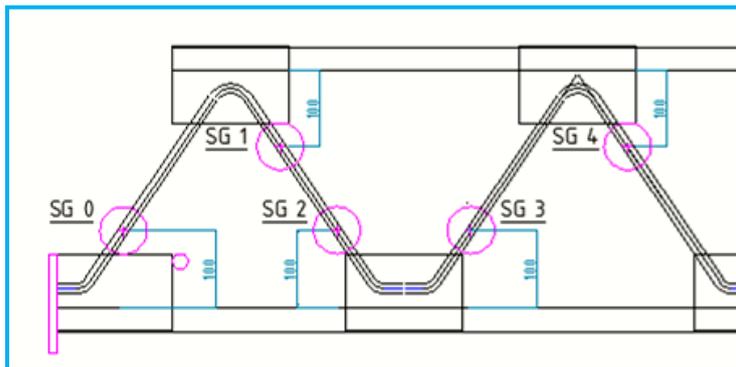
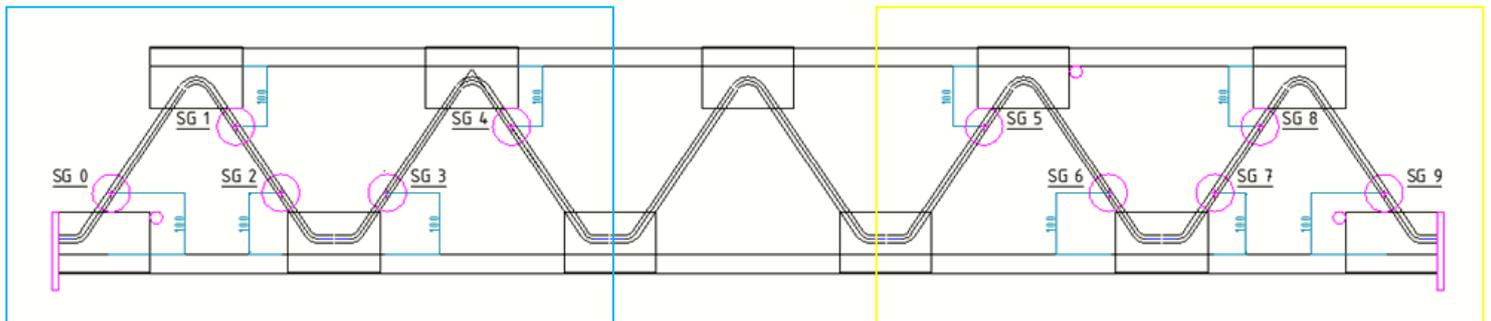


Figura 4.38: Disposizione strain gages TRR Ponte

Il funzionamento degli strain gages si basa sul principio per cui la resistenza elettrica di un materiale varia con la deformazione: essi quindi sono dei conduttori che, se sottoposti a deformazione elastica, modificano la loro resistenza elettrica ed è proprio la misura di questa variazione ΔR rispetto al valore iniziale R che, tenendo conto del "k factor" (ovvero indirettamente del materiale di cui è fatto l'estensimetro), permette di rilevare la deformazione secondo la formula:

$$\varepsilon_a = \Delta R / (kR) \quad (4.22)$$

La caratterizzazione dei materiali utilizzati per la realizzazione delle travi oggetto delle prove è avvenuta presso il Laboratorio sperimentale per le prove sui materiali da costruzione del Dipartimento ICEA dell'Università degli Studi di Padova ed in particolare sono state eseguite prove di trazione su barre di acciaio $\varnothing 12$ (UNI/EN 10002-1:2004) e prove di compressione su provini cubici di calcestruzzo di lato 15 cm (UNI EN 12390-3:2003). Di seguito i risultati ottenuti

Tabella 4.16: Risultati test caratterizzazione acciaio

Codice provino	Tensione snervamento [N/mm ²]	Tensione rottura [N/mm ²]	Diametro [mm]	Sezione [mm ²]	Agt [%]
1	388	557	12,1	114,99	49,64
2	380	551	12,1	114,99	48,53
3	391	558	12,1	114,99	24,71
4	397	558	12,1	114,99	17,26
5	395	560	12,1	114,99	11,51
6	395	556	12,1	114,99	18,05
VALORI MEDI	391	557	12,1	114,99	28,28

Tabella 4.17: Risultati test caratterizzazione calcestruzzo

PROVINI	a [cm]	b [cm]	h [cm]	Massa volumica [kg/dm ³]	Rc [N/mm ²]
1	15	15,2	15	2,43	33,1
2	15	15,1	15	2,40	34,4
3	15	15,1	15	2,40	31,6
4	15	15,2	15	2,43	31,0
5	15	15,2	15	2,40	30,1
VALORI MEDI	15	15,2	15	2,41	32,04

TRAVE DI SERIE 1

Data prova	Peso proprio [kN]	Carico rottura [kN]	Tempo [s]	Step di carico [kN]	Appoggio	Tipo rottura
04/07/2014	4,58	714,29	8423	20	2	Lato calcestruzzo - Saldature

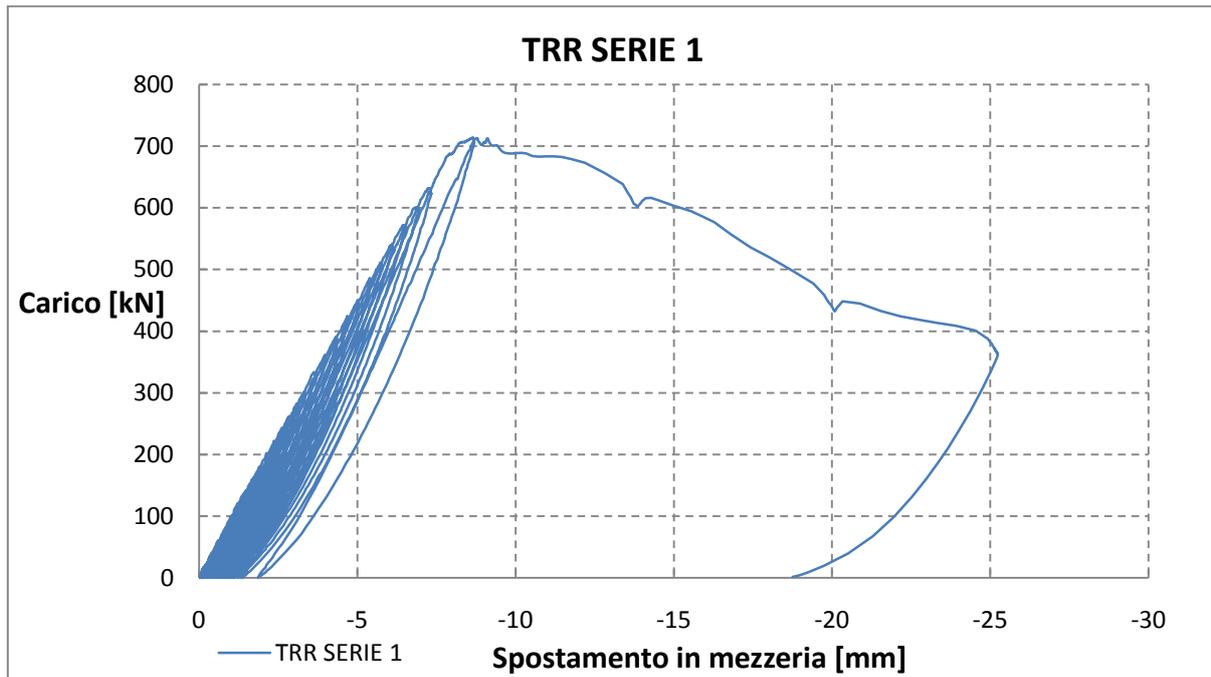


Figura 4.39 4.40: TRR Serie 1 a rottura

Le prime fessure a flessione sono comparse a 180 kN in modo simmetrico sotto i punti di carico, negli step successivi si sono formate e ampliate nuove fessure a flessione e si è verificata una fessurazione anche della testa della trave mentre non sono comparse evidenti lesioni da taglio se non poco prima della rottura

TRAVE DI SERIE 2

Data prova	Peso proprio [kN]	Carico rottura [kN]	Tempo [s]	Step di carico [kN]	Appoggio	Tipo rottura
02/07/2014	4,54	689,09	9013	10 fino a 100 kN; poi 20	1	Lato calcestruzzo - Saldature

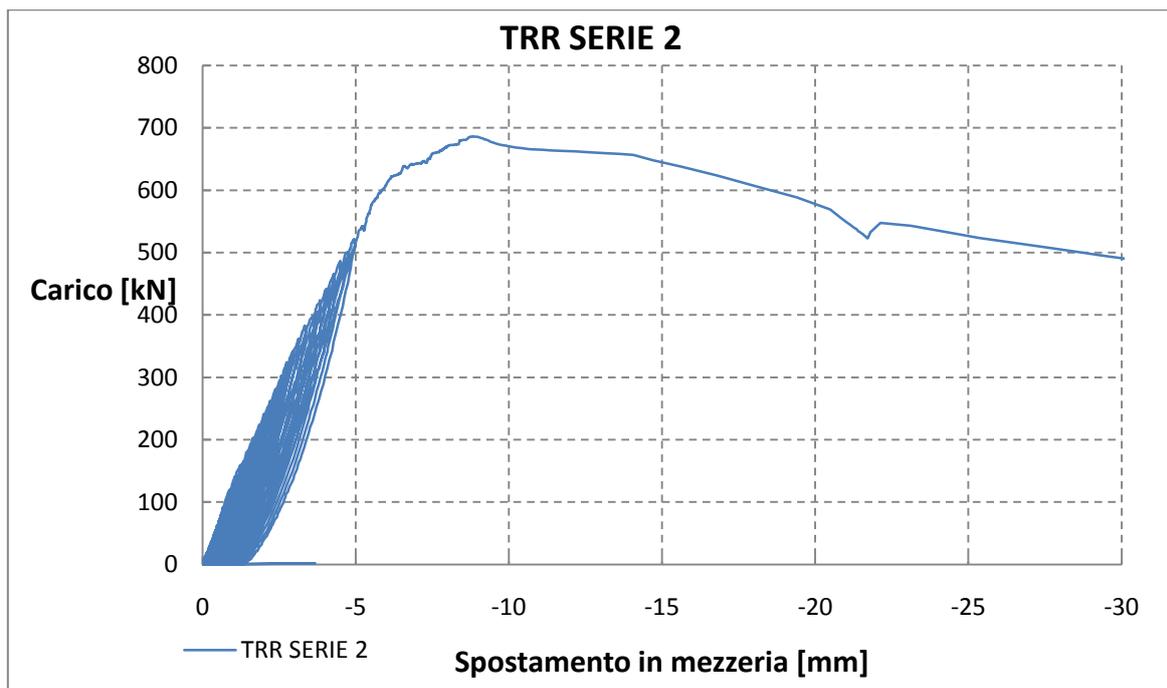


Figura 4.41 4.42: TRR Serie 2 a rottura

Le prime fessure a flessione sono comparse a 200 kN in modo simmetrico sotto i punti di carico, negli step successivi si sono formate e ampliate nuove fessure a flessione e si è verificata una fessurazione anche della testa della trave; sono comparse evidenti lesioni da taglio verso i 350 kN

TRAVE DI SERIE 3

Data prova	Peso proprio [kN]	Carico rottura [kN]	Tempo [s]	Step di carico [kN]	Appoggio	Tipo rottura
24/07/2014	4,56	713,45	3427,5	40	2	Lato calcestruzzo - Saldature

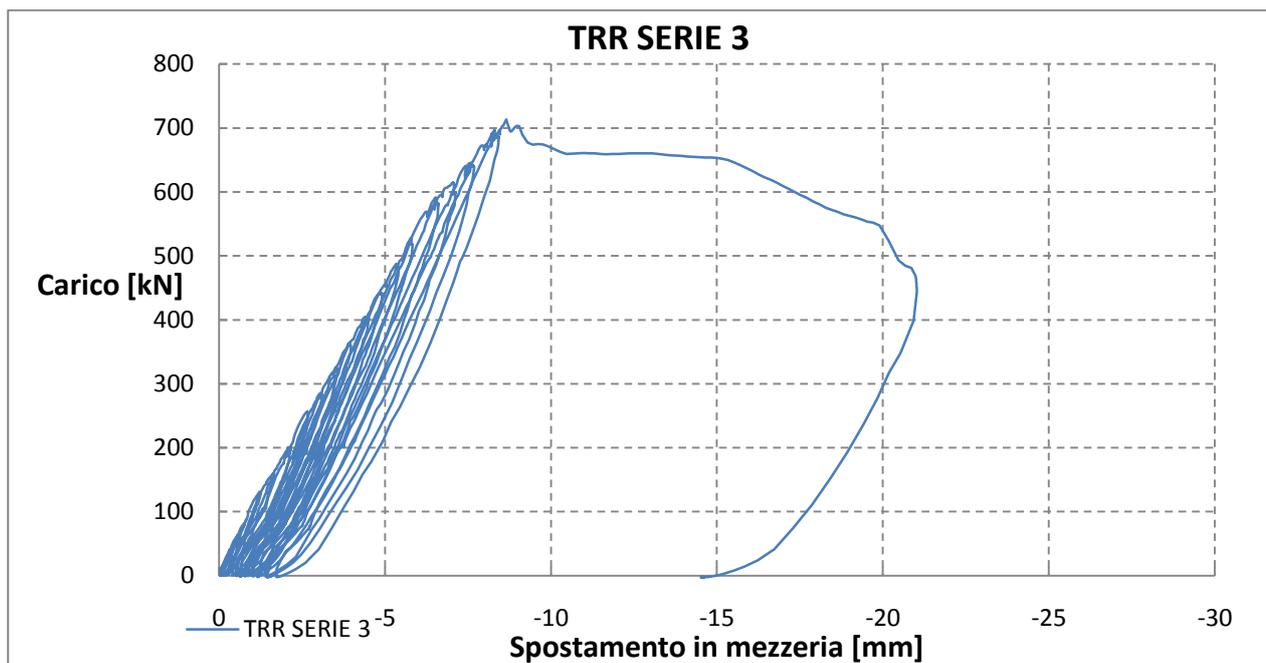


Figura 4.43 4.44: TRR Serie 3 a rottura

Le prime fessure a flessione sono comparse a 160 kN in modo simmetrico sotto i punti di carico, negli step successivi si sono formate e ampliate nuove fessure a flessione e si è verificata una fessurazione anche della testa della trave mentre non sono comparse evidenti lesioni da taglio se non poco prima della rottura (600 kN)

TRAVE PONTE 1

Data prova	Peso proprio [kN]	Carico rottura [kN]	Tempo [s]	Step di carico [kN]	Appoggio	Tipo rottura
23/07/2014	8,34	917,50	4992,5,5	40	2	Lato acciaio

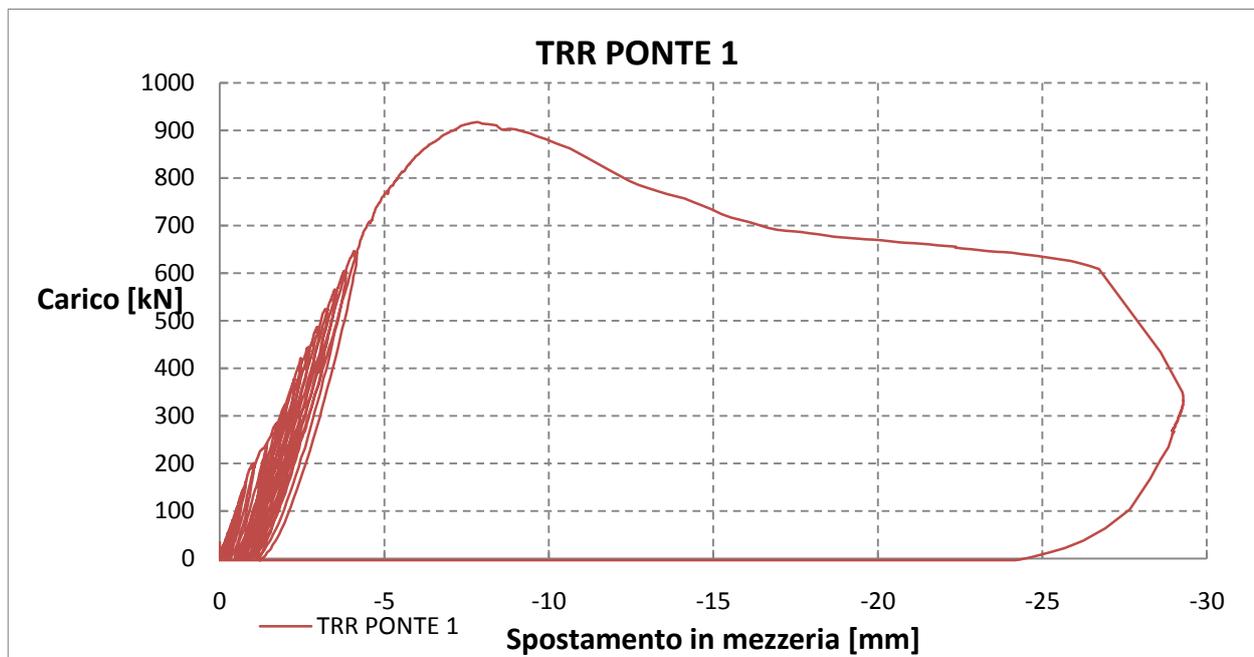


Figura 4.45 4.46: TRR Ponte 1 a rottura

Le prime fessure a taglio sono comparse a 240 kN in modo simmetrico sotto i punti di carico, negli step successivi si sono formate e ampliate anche fessure a flessione.

TRAVE PONTE 2

Data prova	Peso proprio [kN]	Carico rottura [kN]	Tempo [s]	Step di carico [kN]	Appoggio	Tipo rottura
25/07/2014	8,28	780,15	5499	40	1	Lato acciaio

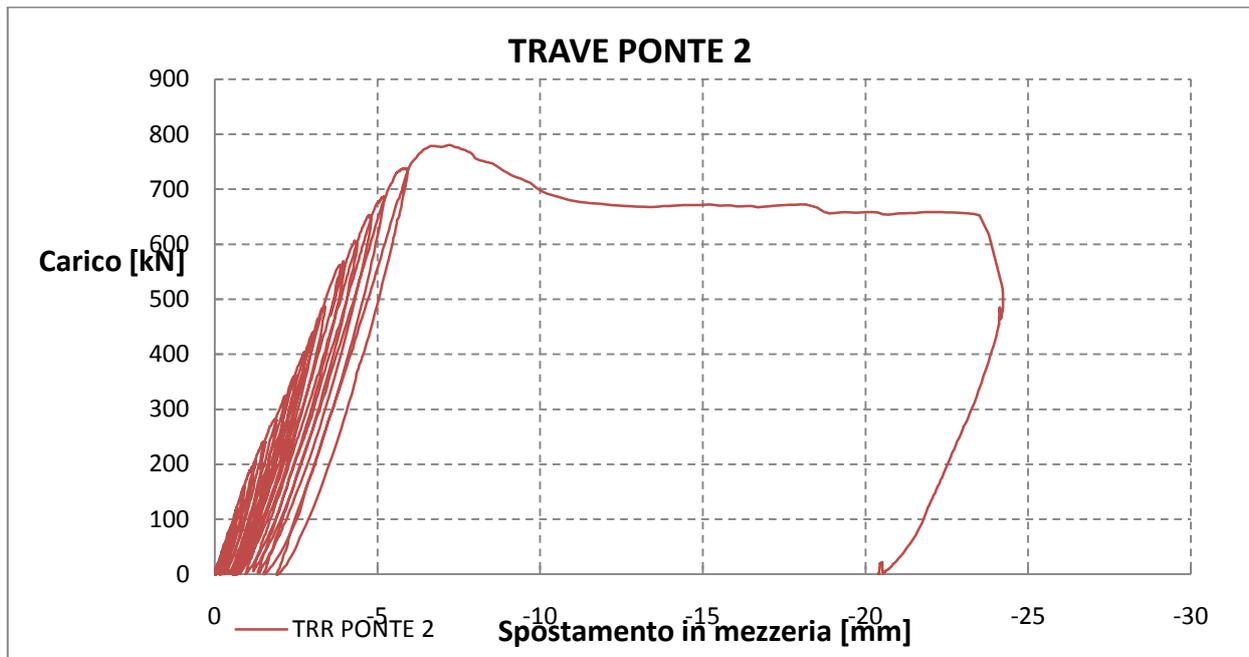


Figura 4.47 4.48: TRR Ponte 2 a rottura

Le prime fessure a taglio sono comparse a 240 kN in appoggio 2, negli step successivi si sono formate fessure a flessione e a 360 kN si sono formate fessure a taglio anche in appoggio 1, a denotare probabilmente un leggero effetto torsionale nel comportamento della trave

TRAVE PONTE 3

Data prova	Peso proprio [kN]	Carico rottura [kN]	Tempo [s]	Step di carico [kN]	Appoggio	Tipo rottura
28/07/2014	8,32	704,13	6177	40	2	Lato acciaio

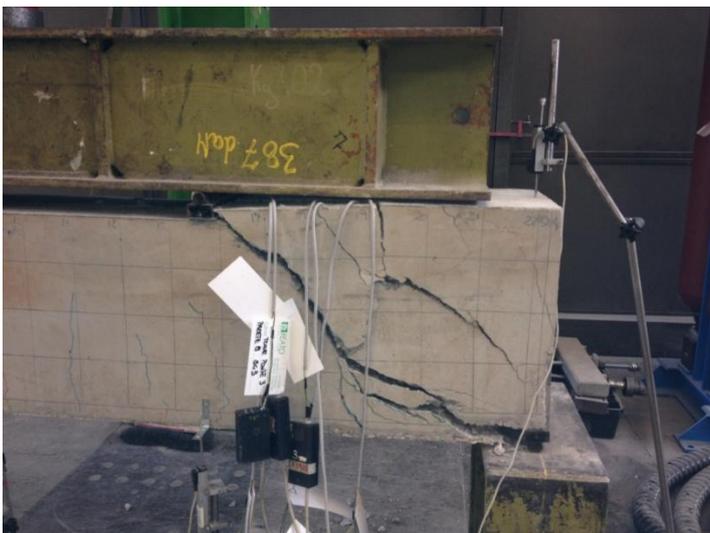
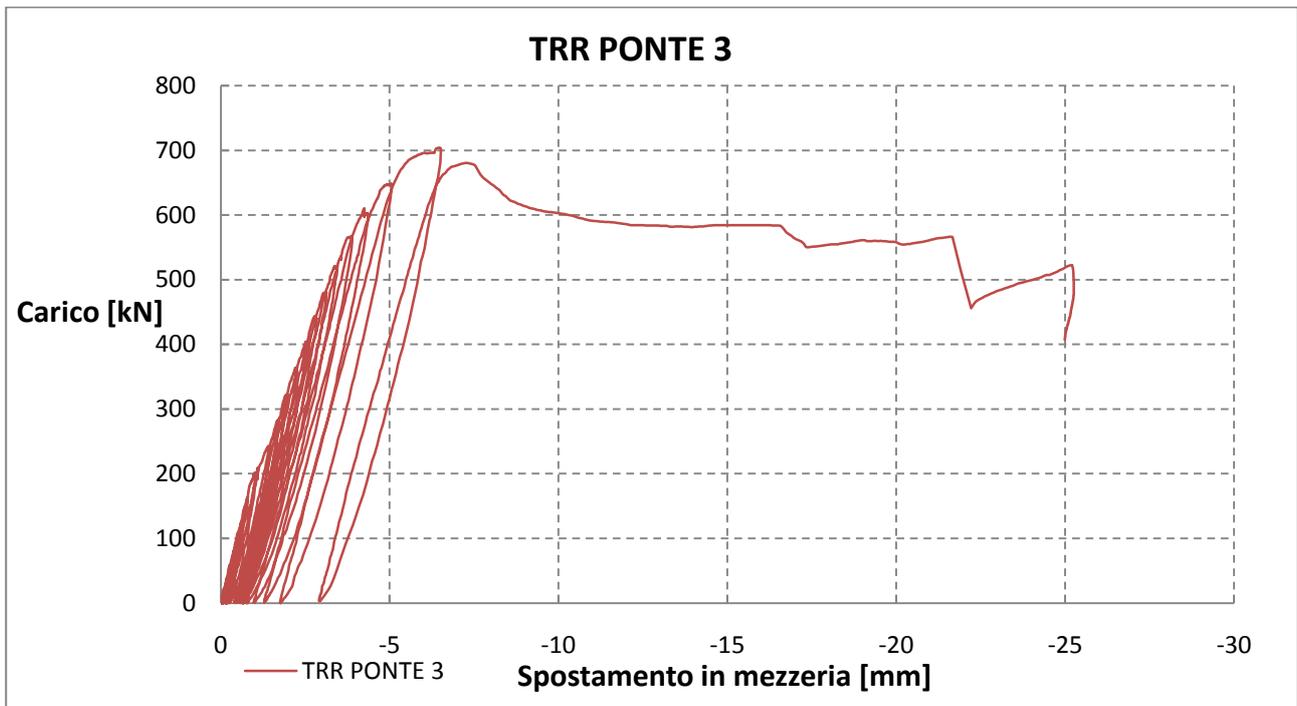


Figura 4.49 4.50: TRR Ponte 3 a rottura

Le prime fessure a taglio sono comparse a 240 kN in modo simmetrico sotto i punti di carico, negli step successivi (280 kN) si sono formate fessure a flessione.

4.4 ANALISI DEI DATI

Il risultato sperimentale che occorre prima di tutto evidenziare consiste nel valore di carico per il quale si è verificato il collasso delle travi: in tutti i test eseguiti, sia per le travi TRR di Serie che per quelle Ponte, la rottura è avvenuta per valori di carico molto al di sopra di quelli ipotizzati in fase di progetto delle prove. I numeri riportati nella tabella sottostante mostrano come questo scarto rappresenti un margine ampiamente a favore di sicurezza e comunque indipendente dalle modalità con cui il collasso è avvenuto nelle travi.

Tabella 4.18: Confronto carichi di progetto e carichi di rottura

TRAVE	CARICO DI PROGETTO [kN]	CARICO DI ROTTURA [kN]	+ %
SERIE 1	500	714,29	+ 42,8 %
SERIE 2	500	689,09	+ 37,8 %
SERIE 3	500	713,45	+ 42,7 %
PONTE 1	500	917,50	+ 83,5 %
PONTE 2	500	780,15	+ 56,0 %
PONTE 3	500	704,13	+ 40,8 %

Le travi TRR di Serie e TRR Ponte hanno evidenziato nel corso delle prove comportamenti diversi che si sono mostrati fin dalle prime fasi di carico e che hanno portato a modalità di fessura e rottura sostanzialmente differenti.

TRAVI TRR DI SERIE

Le travi di TRR di Serie hanno sviluppato nel corso dei cicli di carico un quadro fessurativo prevalentemente di tipo flessionale



Figura 4.51 4.52: Quadri fessurativi TRR Serie

Le immagini mostrano fessure verticali al lembo inferiore che si sono sviluppate prevalentemente nella zona centrale della trave e in corrispondenza dei punti di applicazione dei due carichi puntuali; soltanto in prossimità della rottura si sono formate fessure a 45° tipicamente riconoscibili come lesioni da taglio.

Nelle travi di Serie si è verificata inoltre la fessurazione e la rottura del calcestruzzo sulla testa delle travi con conseguente espulsione di parte del materiale



Figura 4.53 e 4.54: Quadro fessurativo TRR Serie

Per quanto riguarda invece la modalità di rottura, le travi TRR di Serie sono arrivate a collasso non per aver raggiunto il limite di snervamento per trazione della prima asta inferiore tesa, quanto piuttosto perché si è verificato da un lato lo scorrimento/strappo delle saldature delle connessioni pareti-piatto inferiore e dall'altro lo schiacciamento della biella di calcestruzzo.

Si potrebbe parlare quindi di una condizione di rottura combinata nella quale sono intervenute le modalità di collasso miste duttili-fragili delle connessioni saldate e quelle fragili dello schiacciamento del puntone di calcestruzzo.



Figura 4.55: Rottura TRR Serie con schiacciamento calcestruzzo



Figura 4.56 4.57: Rottura TRR Serie con strappo saldature

Le immagini delle travi TRR di Serie dopo la rottura mostrano la presenza di calcestruzzo non lesionato all'interno della reticolare in acciaio: si è formata pertanto la biella di calcestruzzo compresso e quindi sembra confermata l'ipotesi del traliccio iperstatico composto formulata per interpretare il comportamento a taglio delle travi analizzate.

Inoltre, sembra opportuno ritenere che la presenza del piatto inferiore in acciaio nel traliccio abbia influito sul comportamento della trave durante la prova e in fase di rottura: esso infatti esercita una importante azione di confinamento per il calcestruzzo e appare deformato in modo plastico al termine dei test.

TRAVI TRR PONTE

Le travi di TRR Ponte hanno sviluppato nel corso dei cicli di carico inizialmente lesioni tipiche da taglio, ovvero con inclinazione di circa 45° , nella zona degli appoggi dove la sollecitazione tagliante è massima. Successivamente al quadro fessurativo esistente si sono aggiunte anche fessure di tipo flessionale, concentrate prevalentemente nella zona centrale della trave. Quasi tutte le travi hanno mostrato un comportamento leggermente non simmetrico, probabilmente per un effetto torsionale indotto in modo accidentale dalla modalità di applicazione del carico .



Figura 4.58: Quadro fessurativo TRR Ponte

Per quanto riguarda invece la modalità di rottura, le TRR Ponte sono arrivate a collasso per aver raggiunto il limite di snervamento per trazione della prima asta inferiore tesa, ovvero secondo la modalità scelta come criterio di progetto in fase di dimensionamento. In particolare, nelle travi Ponte 1 e 2 è possibile vedere la formazione del tipico collo di strizione nel primo diagonale teso della reticolare in prossimità del corrente inferiore mentre nella tra Ponte 3 la rottura è avvenuta in corrispondenza del fazzoletto di collegamento ai correnti superiori.



Figura 4.59 4.60: Rottura TRR Ponte lato acciaio

Le immagini delle travi TRR Ponte dopo la rottura mostrano in modo evidente la formazione di una biella di calcestruzzo con sezione che coinvolge all'appoggio l'intera larghezza della trave e che poi si riduce verso il corrente superiore inserendosi all'interno dell'ingombro della reticolare in acciaio.

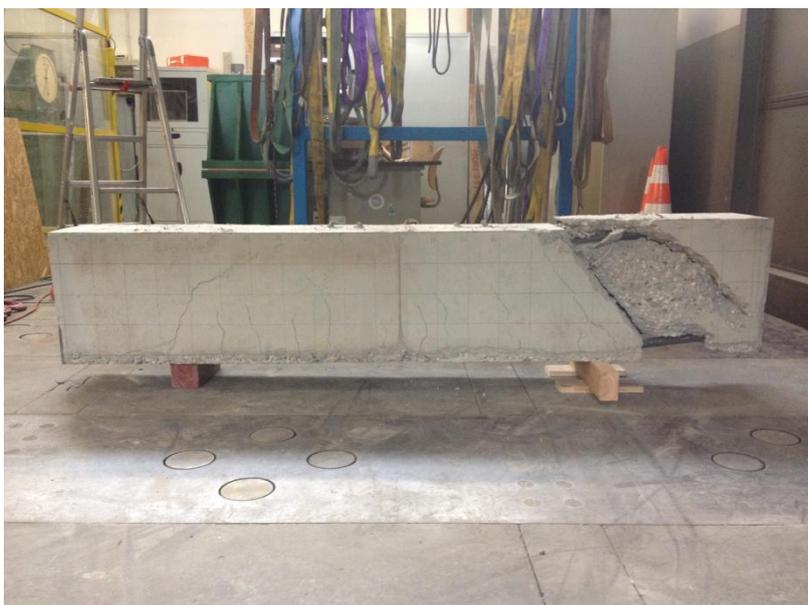


Figura 4.61e 4.62: Formazione biella calcestruzzo TRR Ponte

Probabilmente la presenza di una piastra verticale di acciaio posizionata alla testa delle travi ha influito non tanto sulla formazione della biella di calcestruzzo quanto sulla sua dimensione trasversale in corrispondenza dell'appoggio: d'altro canto però la trave, una volta messa in opera, interagisce necessariamente con altri elementi strutturali quali pilastri, muri o cordoli, che comunque esercitano proprio quell'azione di contrasto simulata durante la prova dalle due piastrine di acciaio.

4.4 TARATURA DEL MODELLO

Le prove in laboratorio avevano come obiettivo quello di confermare o smentire il modello analitico proposto per l'interpretazione del fenomeno analizzato e permettere, tramite dati sperimentali, la taratura del modello stesso. Nel caso specifico i test condotti ci hanno consentito, da un lato, di riscontrare la formazione della biella di calcestruzzo ipotizzata con l'assunzione del modello strut and tie di traliccio iperstatico composto e, dall'altro, di confrontare i meccanismi di collasso con cui è avvenuta la rottura delle travi testate con quelli supposti in fase di progetto.

Al termine delle prove condotte sia sulle travi TRR di Serie che Ponte è stato quindi possibile rilevare dimensioni e inclinazione delle bielle di calcestruzzo: si riportano in forma tabellare le misure effettuate e la schematizzazione con cui i rilievi sono stati eseguiti

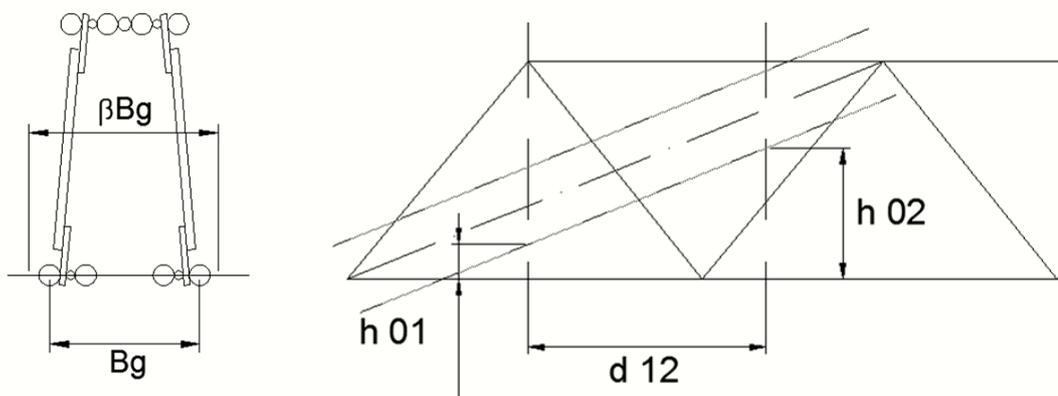


Figura 4.63: Schematizzazione biella di calcestruzzo

Tabella 4.19: Stime dimensioni bielle di calcestruzzo

	$\beta Bg 1$ [cm]	$\beta Bg 2$ [cm]	$\beta Bg 3$ [cm]	Lato medio [cm]	h 01 [cm]	h 02 [cm]	d 12 [cm]	θ [°]
TRR SERIE 1	30	8,5	11,5	16	10	11,5	2,5	31
TRR SERIE 2	30	8	11,5	16,5	10	11	4,5	13
TRR SERIE 3	30	8,5	12	17	10	12	2,4	40

TRR PONTE 1	30	22,5	19,5	18	16,5	19,5	6	27
TRR PONTE 2	30	24	18,5	18	16	19,5	12	16
TRR PONTE 3	30	20,5	20,5	20	17,5	19	11	8

Nella tabella sottostante si può vedere un confronto tra le caratteristiche medie della biella di calcestruzzo rilevate nelle due tipologie di travi dopo le prove sperimentali e i parametri assunti in fase di progettazione: si era inizialmente ipotizzata la formazione di una biella inclinata 28° nella trave TRR di Serie e 23° nella Ponte, in relazione al rapporto tra altezza e passo della rispettiva greca, e si era supposta di sezione quadrata con lato pari al 70% dell'interasse delle barre longitudinali inferiori esterne (β_{bg} con $\beta=0,7$). Si può notare come il lato medio del puntone misurato sperimentalmente risulti in realtà maggiore di quello ipotizzato mentre l'inclinazione sembra essere leggermente inferiore.

Tabella 4.20: Confronto dimensioni di progetto e sperimentali biella di calcestruzzo

	DATI DI PROGETTO		DATI SPERIMENTALI	
	Lato medio [cm]	θ [°]	Lato medio [cm]	θ [°]
TRR SERIE	8,4	28	16,5	27
TRR PONTE	14	23	18,67	17

Anche se il carico di rottura è risultato superiore rispetto a quello previsto e le dimensioni misurate della biella di calcestruzzo si sono dimostrate maggiori di quelle ipotizzate, le prove sperimentali hanno dimostrato come nelle travi TRR Ponte il collasso sia avvenuto secondo il meccanismo che prevede il raggiungimento del limite di snervamento per trazione della prima anima tesa, preservando lo schiacciamento fragile delle bielle di calcestruzzo. Ritenendo dunque corretto il modello di calcolo adottato in fase di progettazione, sono stati sostituiti ai parametri geometrici assunti β_{bg} e θ quelli misurati dopo i test in laboratorio e si sono ricavate le sollecitazioni assiali che agiscono sui vari elementi che costituiscono il traliccio iperstatico composto: la forza che si scarica sul primo tirante teso è inferiore rispetto a quella di progetto e dunque l'armatura di parete risulta essere leggermente sovradimensionata a dimostrazione dell'importante contributo dato dalla biella di calcestruzzo nell'equilibrio del sistema. Assumere dunque per quest'ultima un lato pari al 70% della base del traliccio è quindi una scelta a favore di sicurezza e tuttavia non bisogna trascurarne la componente orizzontale in fase di dimensionamento dei correnti inferiori e delle relative saldature.

Tabella 4.21: Confronto dimensioni di progetto e sperimentali biella di calcestruzzo TRR Ponte

TRR PONTE	DATI DI PROGETTO	DATI SPERIMENTALI
θ [°]	23	17
L [cm]	14	18.7
Ac [cm ²]	196	349
c [daN]	48804	86794
b [daN]	8506	610
a [daN]	50044	83368
Aanime [cm ²]	2.40	0.17

- θ inclinazione biella compressa di calcestruzzo [°]
- L dimensione media lato biella di calcestruzzo [cm]
- Ac area media sezione biella di calcestruzzo [cm²]
- c sforzo assiale biella di calcestruzzo [daN]
- b sforzo assiale primo tirante teso in acciaio [daN]
- a sforzo assiale corrente inferiore in acciaio [daN]

Per quanto riguarda invece le travi TRR di Serie, si può ritenere che il modello utilizzato in fase di progetto sia stato disatteso, in quanto il collasso non è avvenuto per raggiungimento del limite di snervamento per trazione della prima anima tesa come ipotizzato. Inoltre, essendosi verificata una rottura combinata che ha causato, oltre che lo scorrimento/strappo delle saldature delle connessioni pareti-piatto inferiore, anche lo schiacciamento della biella di calcestruzzo, è risultato particolarmente difficile effettuare delle misure attendibili di quest'ultima da confrontare con quelle ipotizzate inizialmente.

Per le travi TRR di Serie quindi lo studio del fenomeno della rottura a taglio dovrebbe avvenire scrivendo le equazioni di equilibrio ai nodi del traliccio iperstatico composto e imponendo le condizioni al contorno corrispondenti ai meccanismi di collasso combinati evidenziati dalle prove sperimentali, ovvero schiacciamento del calcestruzzo e scorrimento/strappo delle saldature: non solo sarebbe necessaria una progettazione specifica delle saldature ma nuovi test di laboratorio dovrebbero poi confermare le nuove ipotesi di progettazione e consentire la taratura di un modello ad hoc per questa tipologia di travi.

CAPITOLO 5

MODELLAZIONE AGLI ELEMENTI FINITI

5.1 MODELLAZIONE PROVE SPERIMENTALI

Si riportano di seguito i risultati ottenuti dalle analisi agli elementi finiti che simulano numericamente le prove sperimentali condotte sulla trave TRR Ponte: le modellazioni sono state effettuate con il programma DIANA 9.4 sviluppato dalla TNO Building and Construction Research (Delft, Olanda).

Il modello

Si sono realizzati modelli di tipo piano, coerenti con la geometria del problema, e questo ha permesso da un lato di ridurre l'onere computazionale delle analisi e dall'altro di avere simulazioni semplificate comunque in grado di riprodurre la risposta strutturale del sistema. Nello specifico, fra le diverse tipologie di elementi bidimensionali, si è scelto di utilizzare elementi di tipo plane stress: con tale ipotesi si assume di avere stati di sforzo piano, trascurando di conseguenza le tensioni lungo la direzione perpendicolare al piano in cui si sta operando.

Per la modellazione della trave in calcestruzzo e delle piastre di appoggio sono stati utilizzati elementi plate a 8 nodi denominati CQ16M basati sull'interpolazione quadratica e sull'integrazione numerica di Gauss. Per la reticolare in acciaio sono stati invece usati particolari elementi armatura, denominati "reinforcement", i quali simulano la perfetta aderenza tra i due materiali: si tratta di elementi monodimensionati di cui si devono definire la posizione, la sezione, il materiale e lo schema di integrazione mentre la meshatura avviene poi in modo automatico in base ai punti di intersezione che si generano tra di essi e gli elementi plate che rappresentano la matrice di calcestruzzo.

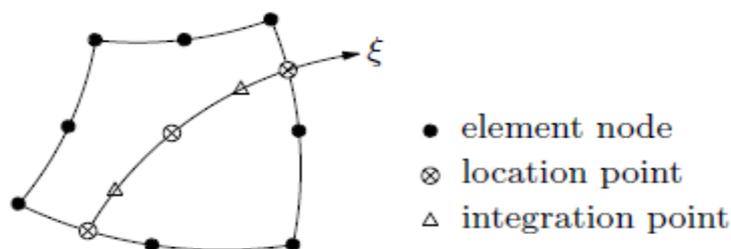


Figura 5.1: Elemento reinforcement che interseca un elemento plate

Sono state quindi poste le opportune condizioni di vincolo atte a riprodurre lo schema di carico di trave in semplice appoggio utilizzato per eseguire le prove sperimentali. Per quel che riguarda i carichi invece, l'analisi è stata condotta a spostamenti impressi, in quanto, procedendo in questo

modo, è possibile avere un maggior controllo dei rami instabili del diagramma carico-spostamento, laddove il carico diminuisce (softening): ciò non sarebbe garantito procedendo per incremento di carico, a causa di problematiche legate alla convergenza.

I materiali

Le caratteristiche dei materiali utilizzati nel modello riproducono le proprietà dei materiali reali con cui sono state realizzate le travi e che sono stati testati in laboratorio.

Per descrivere il comportamento del calcestruzzo si è scelto un modello di tipo "Total Strain Rotating Crack", che prevede un tipo di danneggiamento a fessura diffusa o continua (Smearred Crack Model) e di tipo rotante, ovvero con continuo aggiornamento delle direzioni delle fessure in base alle direzioni principali di trazione. Essendo un modello *total strain*, ovvero che si basa sulla deformazione totale, permette una descrizione del meccanismo di propagazione della fessura in termini di legame sforzo-deformazione e sono dunque sufficienti solo due leggi costitutive per definire il comportamento del materiale, una a trazione e una a compressione.

Comportamento a trazione del calcestruzzo

Una particolare attenzione è stata prestata alla valutazione ed alla modellazione del comportamento a trazione del calcestruzzo, per il quale si è deciso di utilizzare il modello proposto da Hordyk. Il legame costitutivo scelto è caratterizzato da due fasi successive distinte, una pre-picco caratterizzata da un comportamento elastico lineare, nel quale la matrice di calcestruzzo non è ancora fessurata o nella quale le micro-lesioni presenti non si sono ancora organizzate a formare delle fessure, ed una post-picco che presenta un ramo di softening, nella quale la matrice di calcestruzzo è invece fessurata essendo stata raggiunta la resistenza ultima a trazione del materiale.

La funzione che rappresenta la curva di Hordyk viene riportata di seguito:

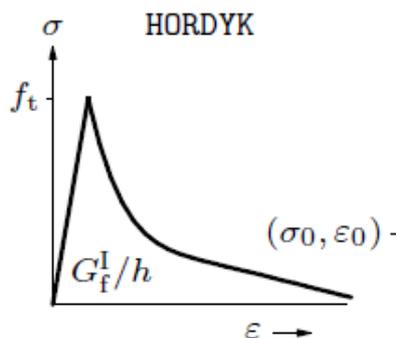


Figura 5.2: Legame costitutivo Hordyk

In particolare, la funzione del ramo softening ha equazione

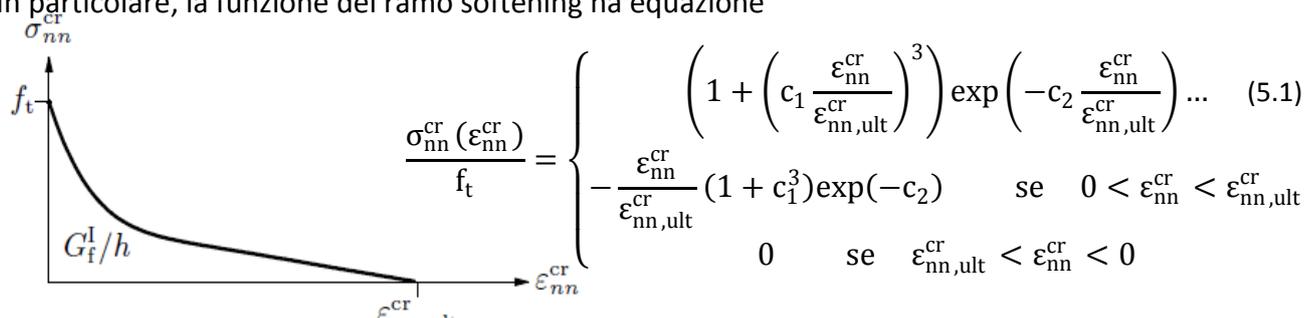


Figura 5.3: Ramo softening legge di Hordyk

$$c_1 = 3 \quad c_2 = 6,93$$

La corretta modellazione del processo fessurativo dipende dalla corretta calibrazione del ramo di softening, il quale è influenzato da due parametri: l'energia di frattura G_f (grandezza intrinseca del calcestruzzo) e la lunghezza equivalente o caratteristica di frattura h . L'energia di frattura rappresenta l'energia dissipata durante tutto il processo di rottura e si calcola come l'integrale della curva tensione-deformazione, ovvero l'area sottesa dal diagramma, divisa per l'area netta misurata in corrispondenza dell'intaglio in cui si intende localizzare il fronte di frattura del campione.

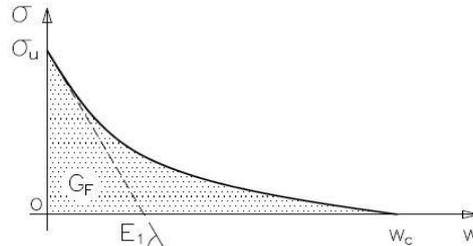


Figura 5.4: Curva tensione - deformazione

Dal punto di vista dimensionale G_f è quindi un lavoro per unità di superficie (J/m^2) che si calcola attraverso la relazione:

$$G_f = \int_0^{w_c} \sigma(w) * dw \tag{5.2}$$

dove w è la distanza tra le due superfici della fessura ed w_c rappresenta la distanza massima corrispondente alla quale si ha il completo distacco delle superfici e quindi la formazione della fessura.

La dissipazione di energia dovuta al processo fessurativo è pari a:

$$\Delta\psi = G_f * A_0 \tag{5.3}$$

La descrizione del comportamento a frattura del calcestruzzo dipende quindi fortemente dal parametro G_f : tale grandezza dovrebbe essere determinata sperimentalmente (per mezzo di prove a flessione a tre punti su provini dotati di un intaglio) e dipende da numerosi parametri quali il contenuto di cemento, il rapporto acqua/cemento, il tipo e la dimensione massima degli aggregati utilizzati, l'età del calcestruzzo.

In letteratura sono disponibili alcune formulazioni che permettono di calcolare G_f : in particolare, quella suggerita dal Model Code CEB-FIB 1990 tiene conto della resistenza a compressione del calcestruzzo e della dimensione massima degli inerti secondo l'equazione:

$$G_f = G_{f0} * \left(\frac{f_{cm}}{f_{cm0}} \right)^{0,7} \tag{5.4}$$

dove f_{cm0} è un valore costante pari a 10MPa, mentre il valore di G_{f0} , funzione della dimensione massima dell'aggregato adottato, viene estrapolato dalla tabella proposta nello stesso Model Code CEB-FIP 1990.

Tabella 5.1: Tabella Model Code CEB-FIP 1990 per il calcolo sel valore di G_{f0}

		d_{max}			
		8	16	32	mm
Fracture energy	G_{f0}	25	30	58	J/m^2

Nel calcestruzzo non si ha propagazione di una singola fessura ma di una “banda” di micro-fessure: la larghezza di tale banda, che rappresenta le estremità della fessura visibile, è una proprietà del materiale, definita larghezza critica, h_{cr} . A livello numerico, essendo stati utilizzati elementi plate di ordine quadratico per la modellazione della matrice in calcestruzzo, il programma calcola di default il parametro h_{cr} come la radice quadrata dell’area dell’elemento: in questo modo quindi il parametro “crack bandwidth” viene messo in relazione alla mesh e non alle caratteristiche del materiale, potenzialmente portando a risultati troppo legati alla modellazione fatta e non realistici. È opportuni quindi valutare effettivamente come incida h_{cr} nell’analisi numerica assumendo valori che derivino da dati sperimentali o da esempi in letteratura.

Comportamento a compressione del calcestruzzo

Il legame costitutivo scelto per descrivere il comportamento a compressione del calcestruzzo è quello proposto da Thorenfeld

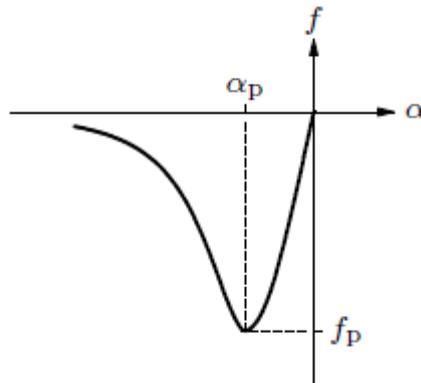


Figura 5.5: Legame costitutivo di Thorenfeld

L’equazione che descrive tale curva è:

$$f = -f_p \frac{\alpha_i}{\alpha_p} \left(\frac{n}{n - n + \left(\frac{\alpha_i}{\alpha_p}\right)^{nk}} \right) \quad (5.5)$$

dove

$$n = 0,80 + \frac{f_c}{17} \quad (5.6)$$

$$k = \begin{cases} 1 & \text{se } 0 > \alpha > \alpha_p \\ 0,67 + \frac{f_c}{62} & \text{se } \alpha < \alpha_p \end{cases} \quad (5.7)$$

Comportamento acciaio

Per descrivere il comportamento dell’acciaio si è deciso di usare un legame costitutivo elastico-plastico inrudente con criterio di resistenza secondo Von Mises e limite alla deformazione ultima pari al 10‰

Processo iterativo e convergenza

Il processo iterativo di analisi non lineare è stato condotto usando il metodo di Newton Raphson con controllo di spostamento indiretto. Per migliorare la stabilità e la velocità di convergenza del processo iterativo è stato utilizzato anche l’algoritmo line-search.

Il criterio di convergenza utilizzato è quello energetico, basato sul rapporto tra la norma delle forze interne e lo spostamento prodotto dall’iterazione corrente, e la norma delle forze interne e lo spostamento prodotto all’inizio dello step di carico. La tolleranza è stata imposta inferiore a 10^{-3}

Modello FEM

Materiali

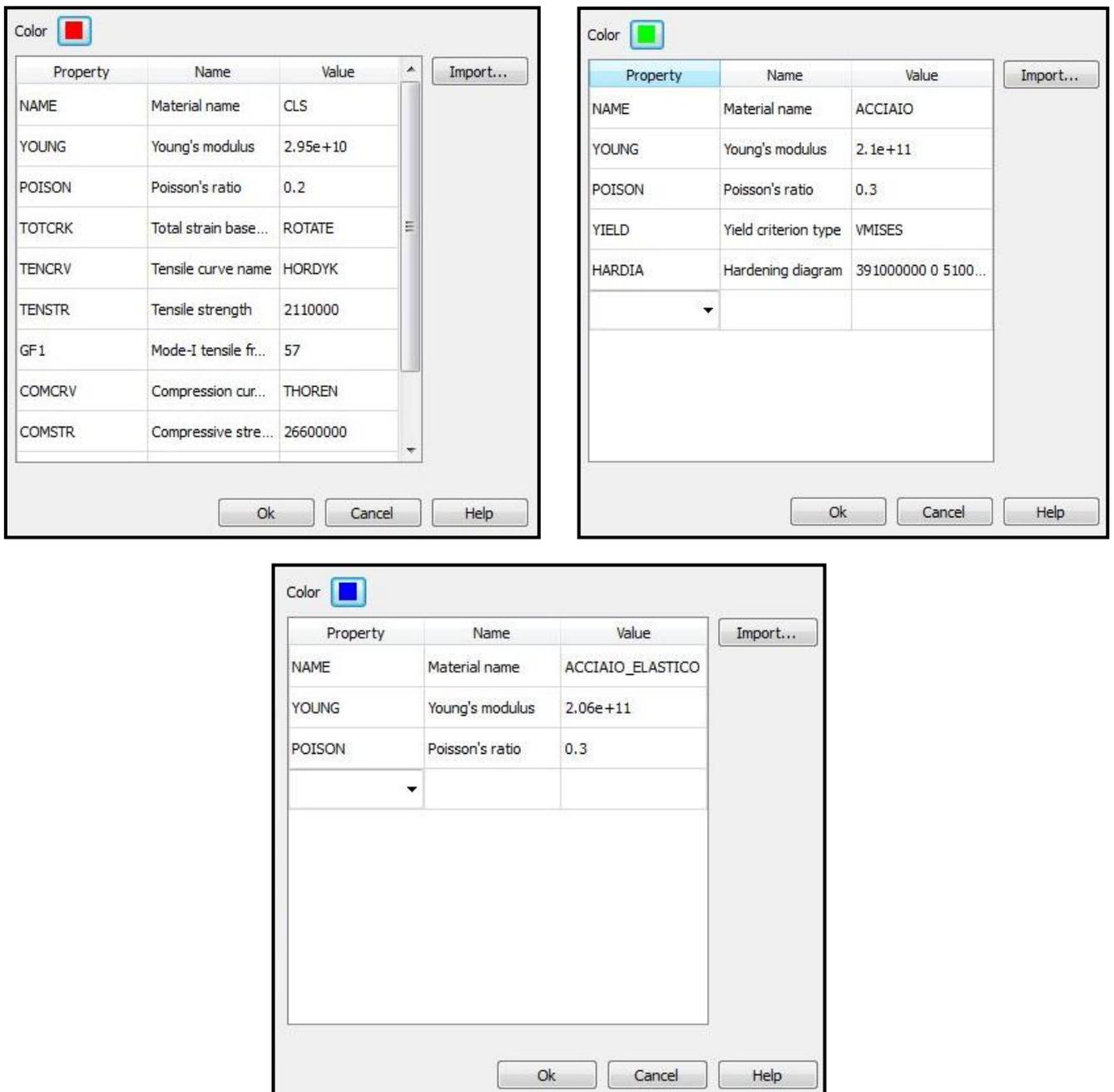


Figura 5.6: Caratteristiche materiali

Mesh

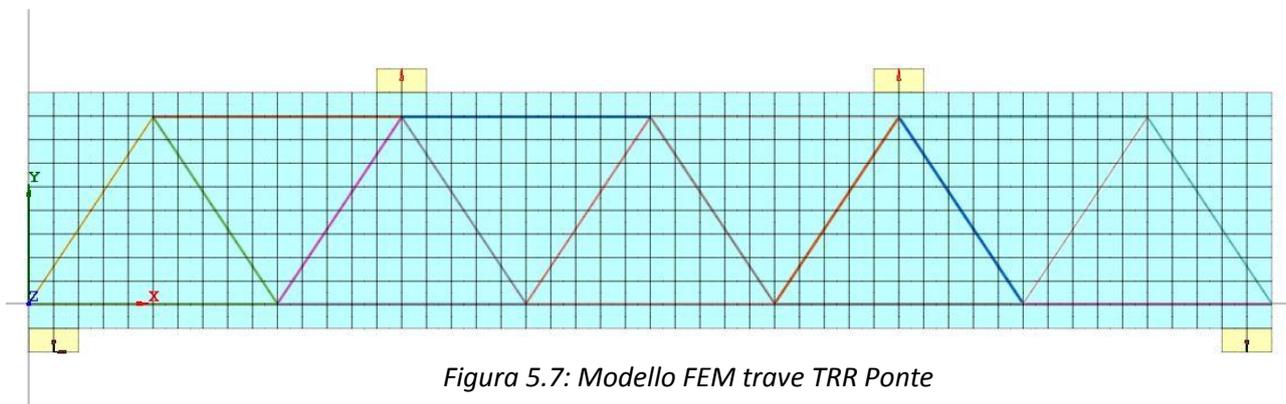


Figura 5.7: Modello FEM trave TRR Ponte

Mesh Editor

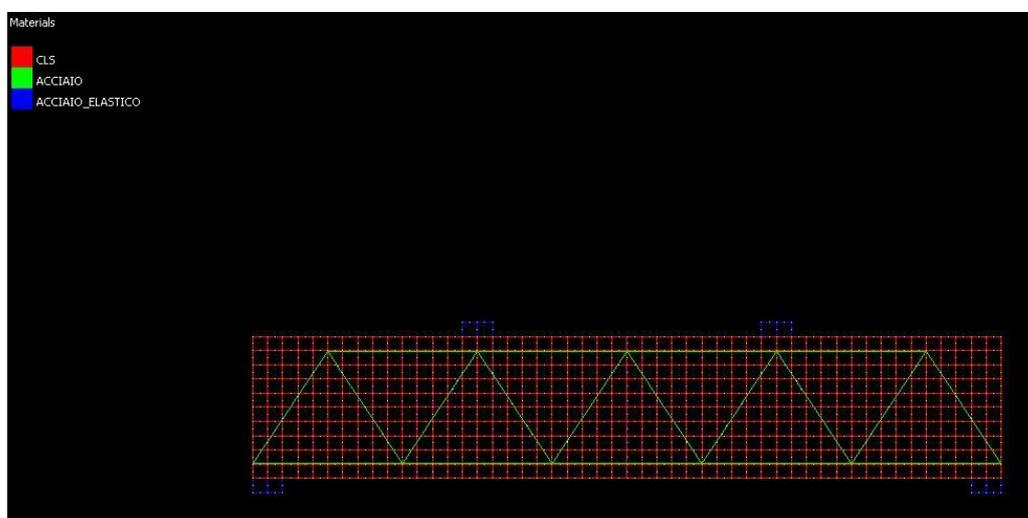


Figura 5.8: Modello FEM trave TRR Ponte Mesh Editor

Avendo adottato per descrivere il comportamento a tensione e compressione del calcestruzzo un modello di tipo “Total Crack Strain” (con rispettivamente legame di Hordyk e Thorenfelt) ed elementi plate di ordine quadratico per la modellazione, Diana calcola di default il parametro h_{cr} “crack bandwidth” come la radice quadrata dell’area dell’elemento.

Avendo realizzato un modello semplificato e non troppo oneroso dal punto di vista computazionale, gli elementi della mesh hanno area pari a 1935mm^2 e quindi l’ h_{cr} assunto di default dal programma è pari a 44mm; si è deciso quindi di ridurre tale parametro nel Mesh Editor imponendolo pari a 10 mm (valore inferiore al precedente e corrispondente al valore usato in letteratura in altre modellazioni). Per poter tener conto poi della riduzione di rigidezza legata alla non perfetta aderenza tra acciaio e calcestruzzo, assunta invece per ipotesi utilizzando elementi di tipo reinforcement per le armature, alcuni autori suggeriscono di ridurre il modulo elastico dell’acciaio, tentativo che si è fatto in una seconda modellazione.

Si riportano di seguito le immagini relative allo stato tensionale degli elementi reinforcement e lo stato tensionale e deformativo della matrice di calcestruzzo, monitorando in particolare gli step di carico in cui si verifica lo snervamento e la rottura del primo tirante teso della reticolare.

Step 16 (480 kN): snervamento del primo elemento diagonale teso

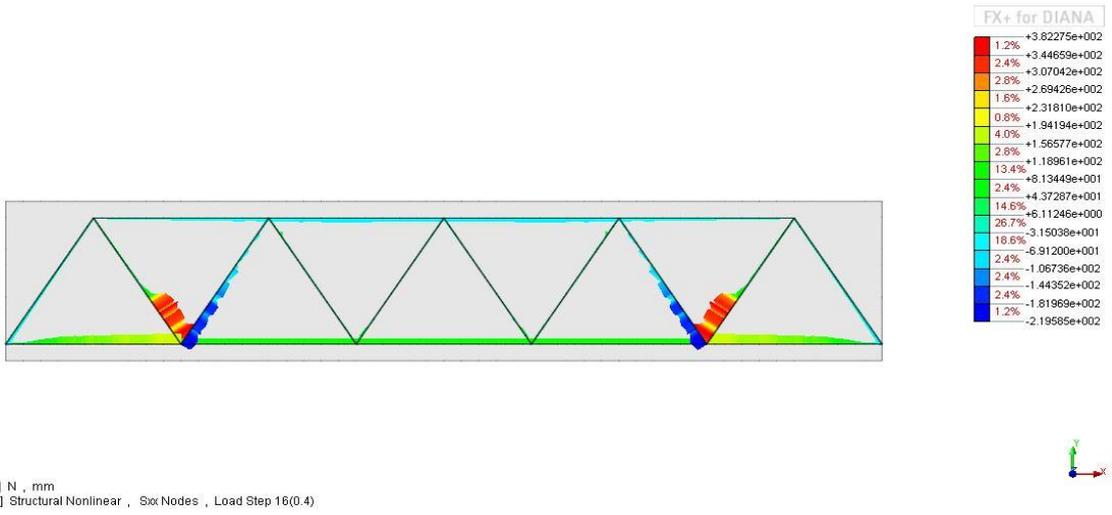


Figura 5.9: Snervamento primo diagonale teso TRR Ponte step 16

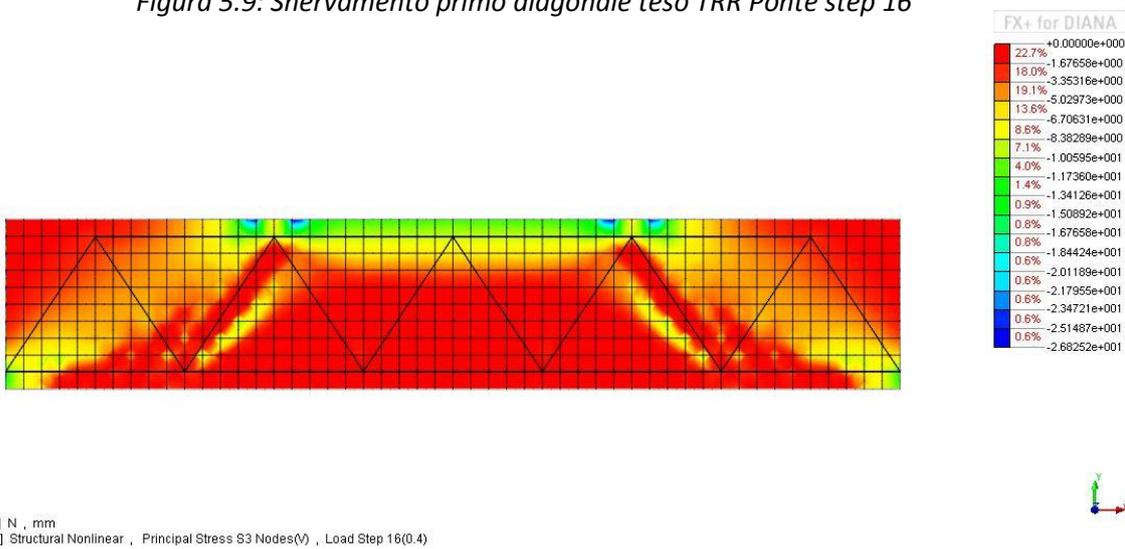


Figura 5.10: Stato tensionale calcestruzzo TRR Ponte step 16

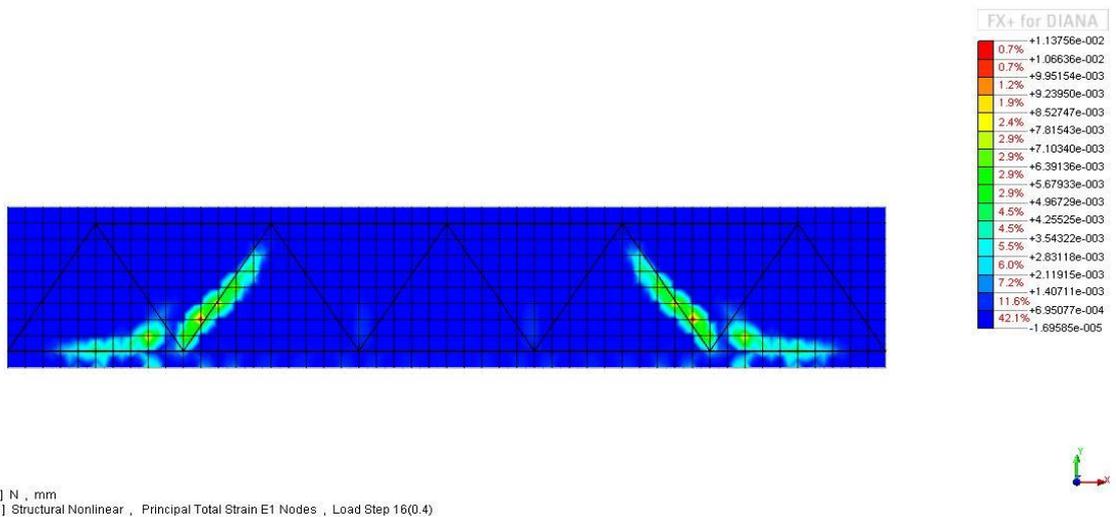


Figura 5.11: Stato deformativo calcestruzzo TRR Ponte step 16

Step 44 (815 kN): rottura del primo elemento diagonale teso

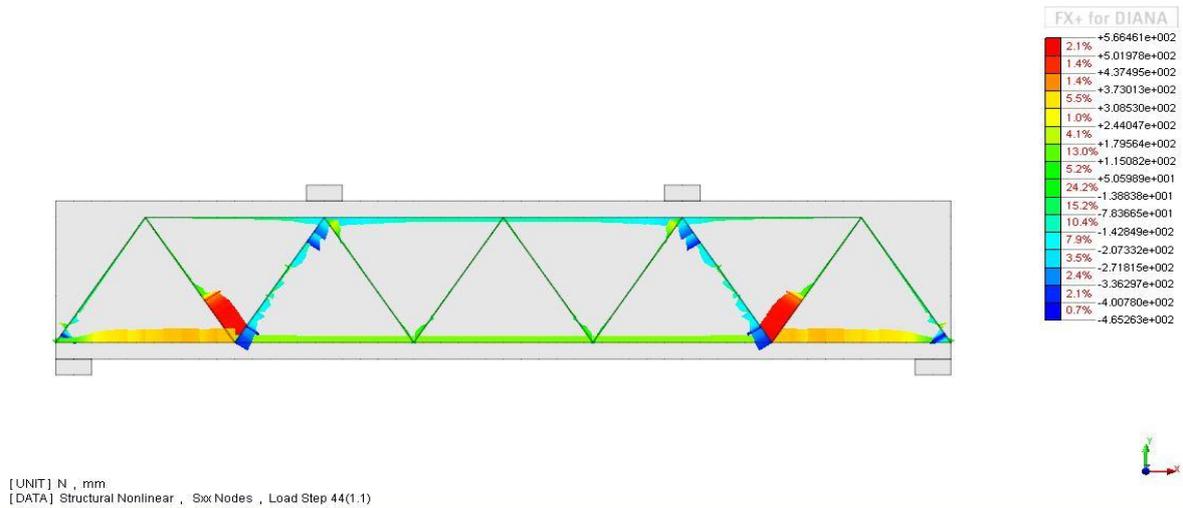


Figura 5.12: Rottura primo diagonale teso TRR Ponte step 48

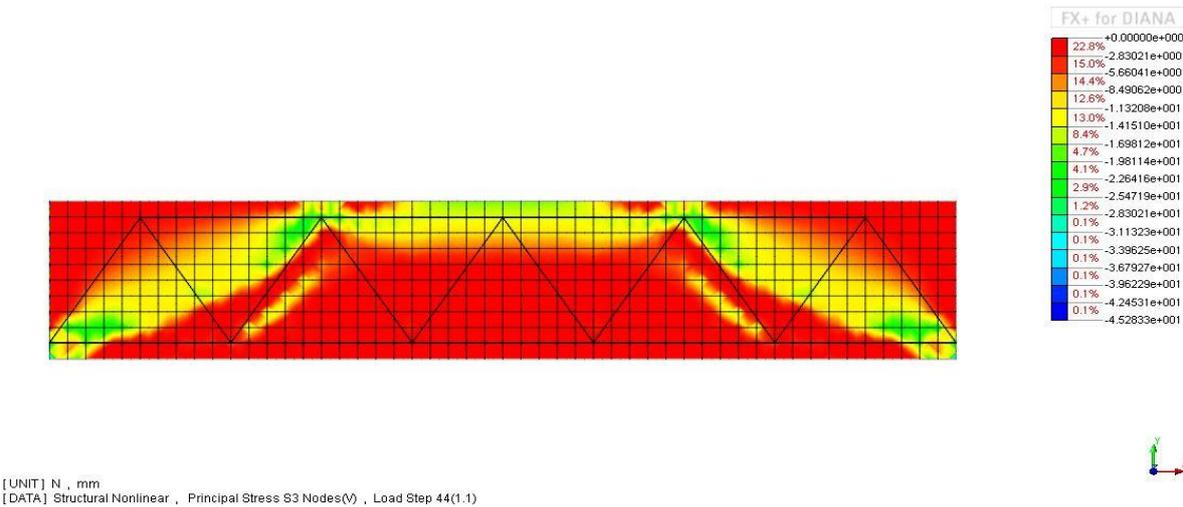


Figura 5.13: Stato tensionale calcestruzzo TRR Ponte step 48

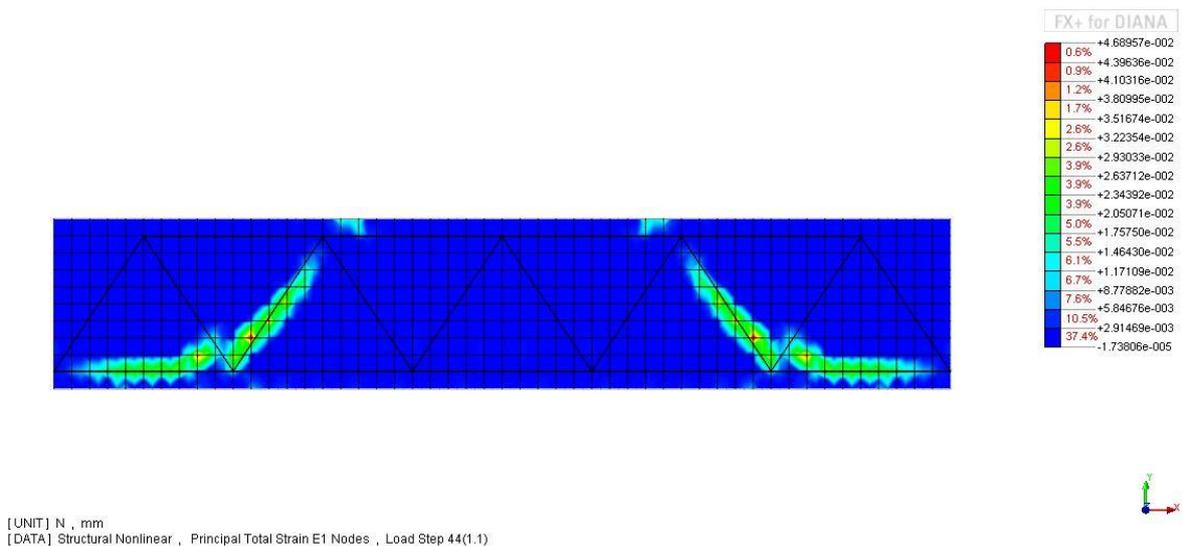


Figura 5.14: Stato deformativo calcestruzzo TRR Ponte step 48

Come già sottolineato in precedenza, l'ipotesi su cui si basa la progettazione della trave TRR Ponte testata in laboratorio è l'attivazione del meccanismo di collasso a taglio che prevede il raggiungimento per primo del limite di snervamento per trazione della prima asta tesa di parete in acciaio: in questo modo, quindi, non dovrebbero verificarsi gli altri meccanismi singoli o composti di collasso visti nel capitolo precedente e, in particolare, si dovrebbe preservare lo schiacciamento della biella compressa di calcestruzzo della quale, pertanto, dovrebbe essere possibile misurare geometrie e posizione. Le prove in laboratorio hanno poi effettivamente confermato le ipotesi fatte, mostrando la rottura del primo elemento teso in acciaio della reticolare, seppur per carichi superiori rispetto a quelli di progetto, e la formazione della biella di calcestruzzo prevista nel modello assunto di traliccio iperstatico composto.

La modellazione numerica ha evidenziato fin dai primi step un quadro fessurativo in cui si evidenzia la formazione prevalente di fessure inclinate che tendono a seguire l'andamento della reticolare in acciaio; allo step di carico 16 si verifica lo snervamento dei primi diagonali tesi della reticolare mentre nella matrice di calcestruzzo si evidenzia la formazione di una zona compressa tra tra i punti di applicazione dei carichi e gli appoggi

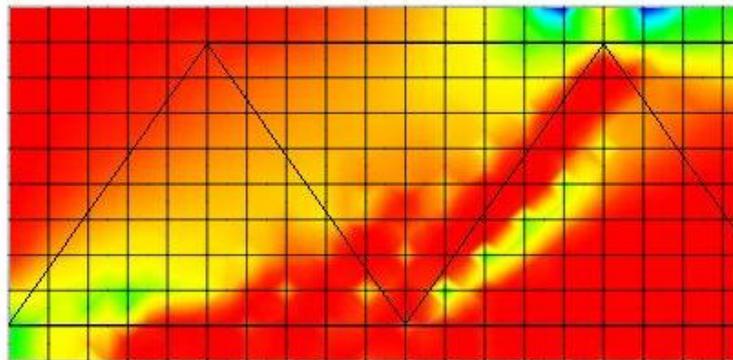


Figura 5.15: Biella compressa nella matrice di calcestruzzo

La rottura si verifica allo step di carico 44, per un carico di 815 kN; dalle prove sperimentali si è ottenuto un carico di rottura medio pari a 801 kN e dunque si può ritenere che il modello numerico semplificato adottato ne fornisca una stima attendibile. Inoltre, la crisi è avvenuta per rottura del primo elemento teso in acciaio della reticolare secondo la modalità di collasso prevista in fase di progettazione e poi confermata dall'evidenza sperimentale.

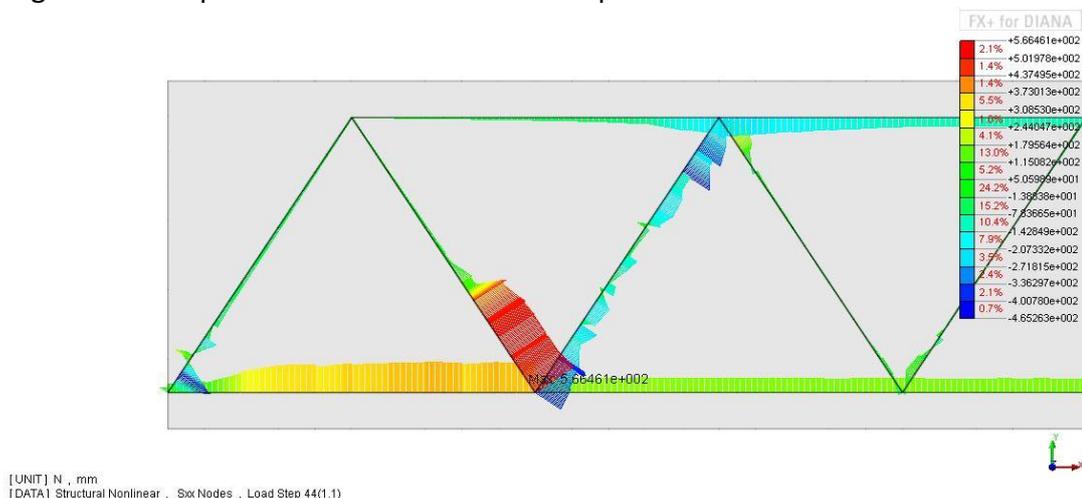


Figura 5.16: Stato tensionale primo elemento diagonale teso prima della rottura

Appare invece evidente come il modello proposto non sia in grado di simulare il comportamento della trave nella fase successiva alla rottura:

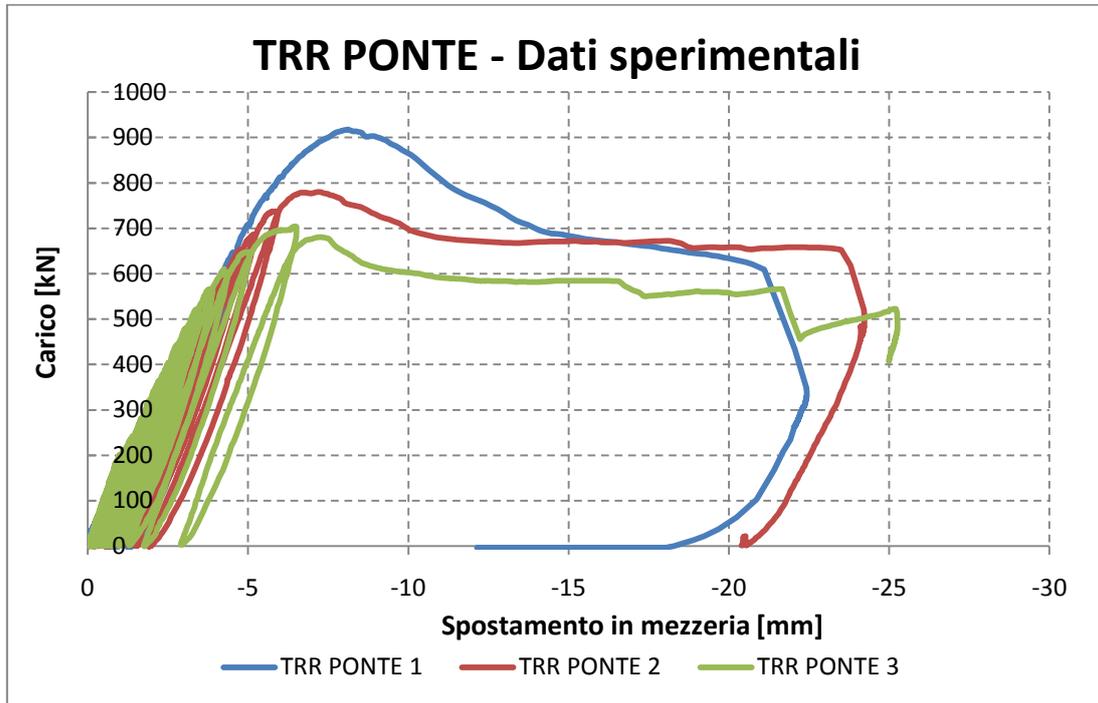


Figura 5.17: Andamento carico-spostamento in mezzeria sperimentale TRR Ponte

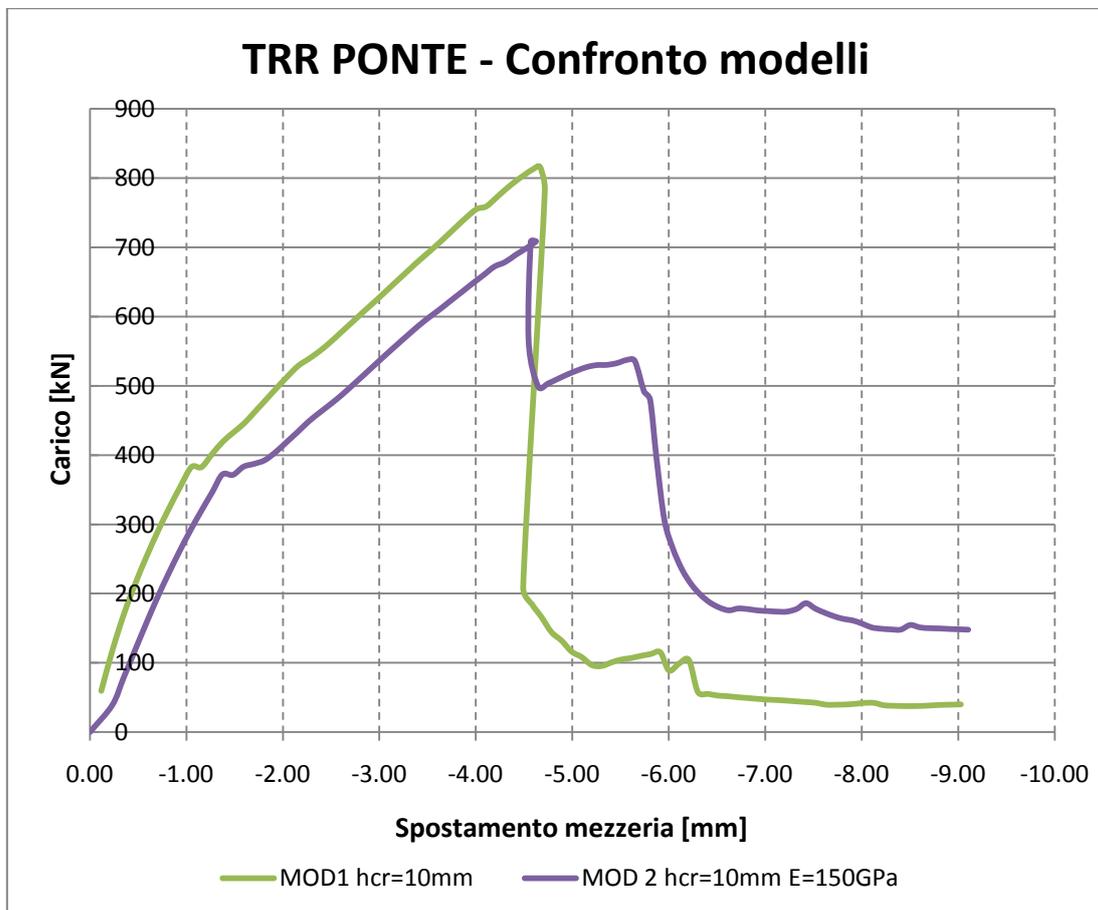


Figura 5.18: Andamento carico-spostamento in mezzeria numerico TRR Ponte

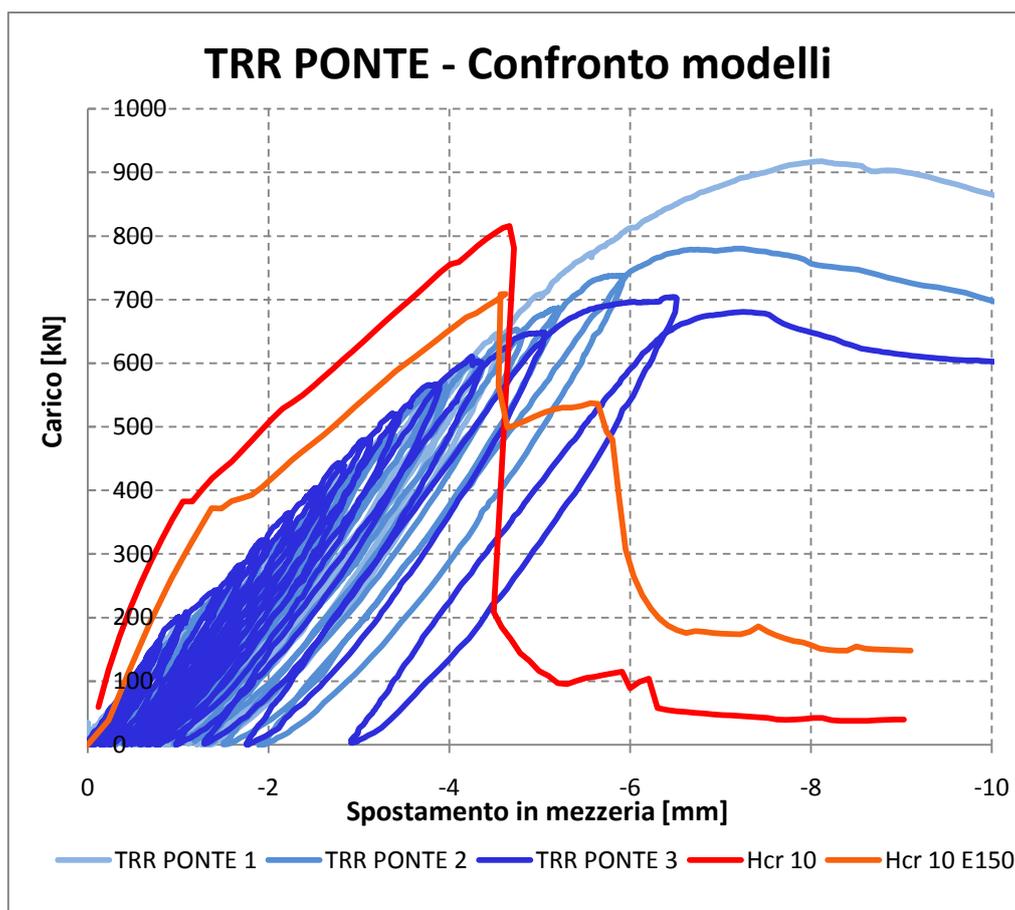


Figura 5.19: Confronto curve sperimentali e numeriche

Si può quindi concludere che il modello numerico adottato descrive un comportamento più rigido della trave e non è in grado di cogliere quanto accade nelle fasi successive alla rottura: si tratta tuttavia di un modello semplificato poco oneroso computazionalmente in grado non solo di descrivere il meccanismo di collasso che effettivamente si verifica e ma anche di cogliere la formazione della biella di calcestruzzo. Il carico di rottura ottenuto poi è molto prossimo alla media di quelli ottenuti in laboratorio e quindi una modellazione di questo tipo può essere usata in modo agevole in fase di progettazione per avere delle indicazioni sul comportamento a rottura della trave e sul relativo carico. Per poter seguire in modo più dettagliato e preciso le fasi post-critiche sicuramente sarebbe necessario un approccio diverso alla modellazione, che preveda innanzitutto l'utilizzo di elementi interfaccia che tengano conto della non perfetta aderenza tra acciaio e calcestruzzo.

3.4 ESEMPI DI MODELLAZIONE

5.2.1 ESEMPI IN LETTERATURA

È possibile reperire in letteratura i risultati sperimentali di prove a rottura a taglio condotte su diverse tipologie di travi reticolari miste acciaio-calcestruzzo: per valutare l'attendibilità della modellazione proposta per interpretare il comportamento della trave TRR Ponte si è deciso di simulare numericamente i test di laboratorio eseguiti su

- trave REP®-NOR (Tesser L., Vitaliani R., *Composite steel truss and concrete beams and beam-column joints for seismic resistant frames modelling, numerical analysis and experimental verifications*, Padova 2009)
- trave REP®-TMQ (Riva P., Minelli F., *Comportamento a taglio di travi prefabbricate reticolari miste*, Dalmine 2009)

Mentre della prima trave che si andrà ad analizzare non sono state eseguite analisi al FEM, per la successiva sarà possibile invece eseguire un confronto tra la modellazione proposta e quella condotta dagli autori.

Le analisi numeriche delle travi REP®-NOR e REP®-TMQ presentano, in termini di modellazione e comportamento dei materiali, le stesse caratteristiche già analizzate per la Trave TRR Ponte: si tratta dunque di modelli piani in cui la trave è rappresentata da elementi plate stress a 8 nodi e le armature delle reticolare da elementi reinforcement, mentre il comportamento del calcestruzzo viene rappresentato con un "Total Strain Rotate Model" che prevede a trazione e compressione rispettivamente le leggi costitutive di Hordijk e Thorenfel. Per maggiori delucidazione in merito a questi aspetti si rimanda quindi al capitolo 5.1.1 mentre verranno analizzate puntualmente eventuali peculiarità.

5.2.1.1 TRAVE REP®-NOR

Trave analizzata (Composite Beam 4):

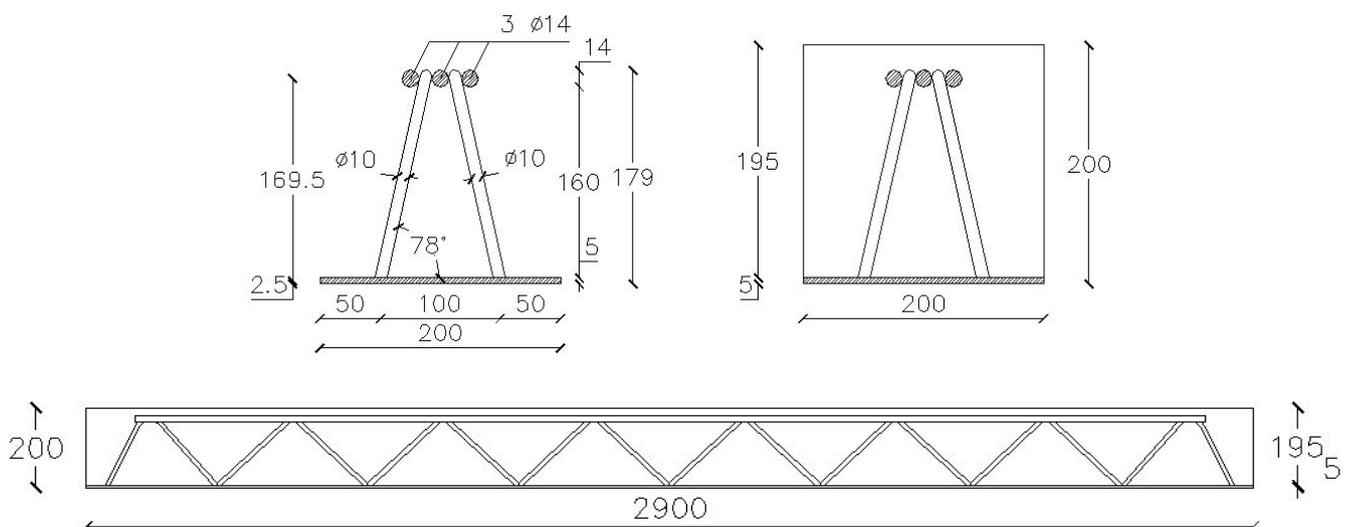


Figura 5.20: Sezione e sviluppo longitudinale Trave REP®-NOR

Prova di carico:

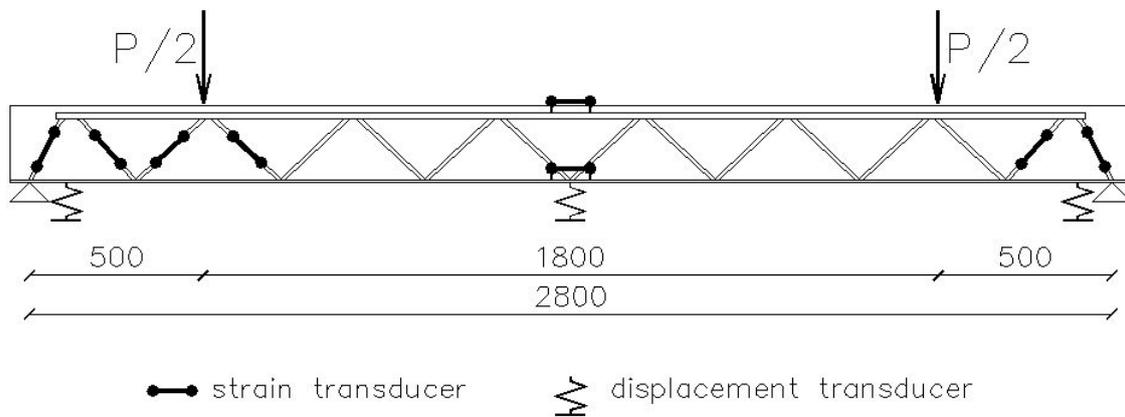


Figura 5.21: Schema di carico Trave REP®-NOR

Foto test laboratorio:



Figura 5.22: Foto test laboratorio Composite beam 4

Modello Diana:

- Elementi tutti di tipo plate a 8 nodi per la matrice di cls e elementi reinforcement per la reticolare
- Elementi plate per le piastre di appoggio e di carico

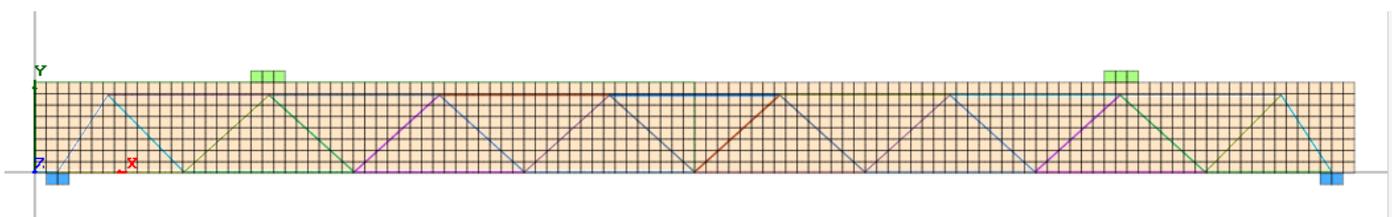


Figura 5.23: Modello FEM Trave REP®-NOR

Materiali: (valori adottati in base ai dati sperimentali riportati dall'autore)

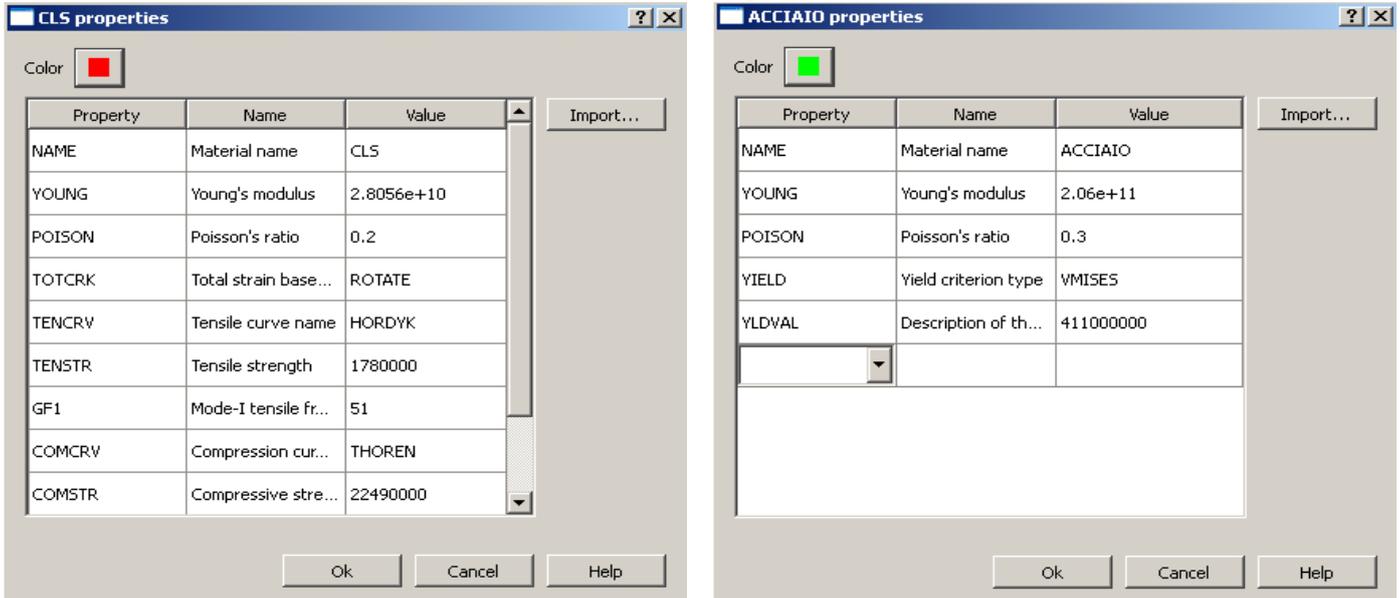


Figura 5.24: Caratteristiche materiali utilizzati nella modellazione FEM

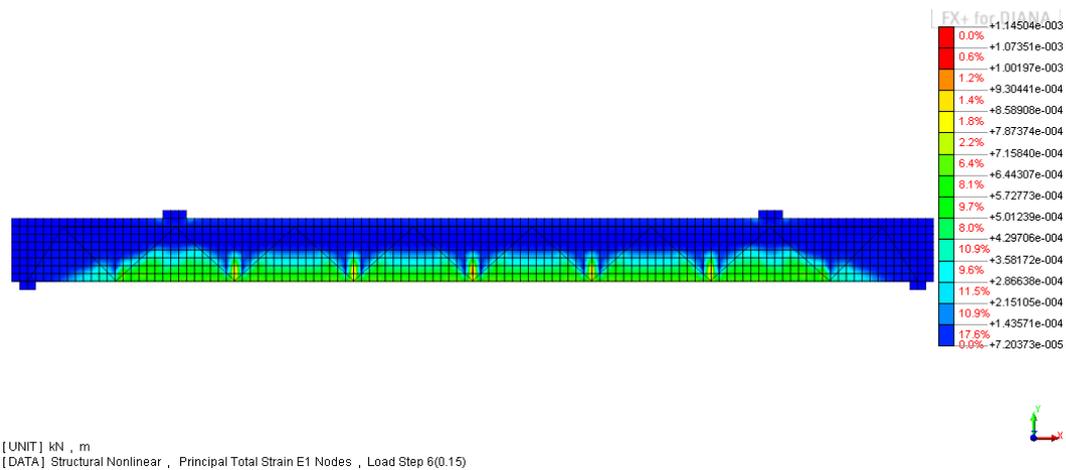


Figura 5.25: Prime fessure di carattere flessionale step 6

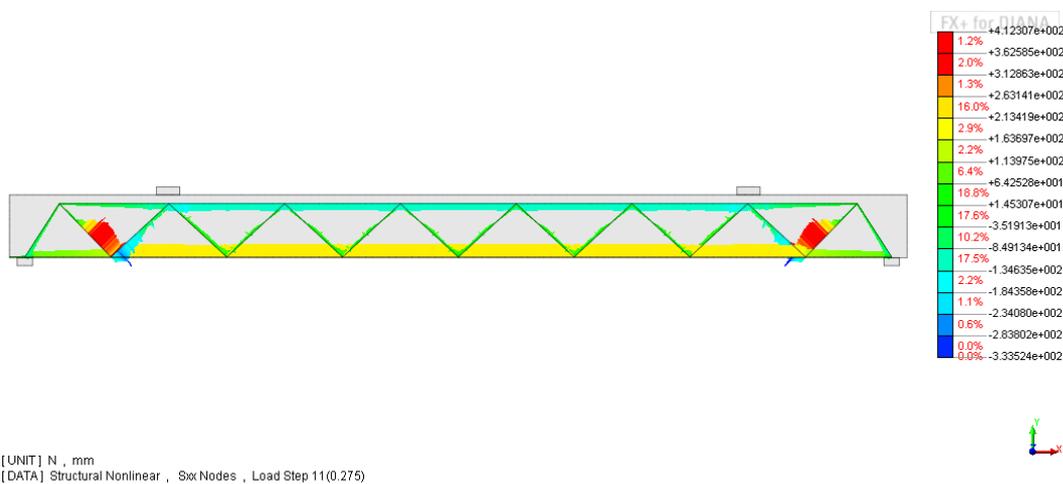


Figura 5.26: Snervamento primo diagonale teso step 11

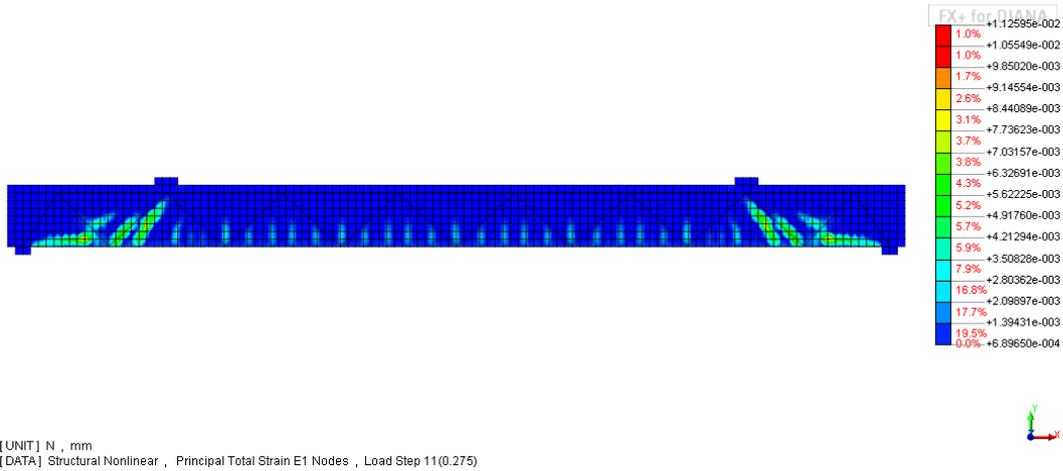


Figura 5.27: Stato tensionale calcestruzzo step 11

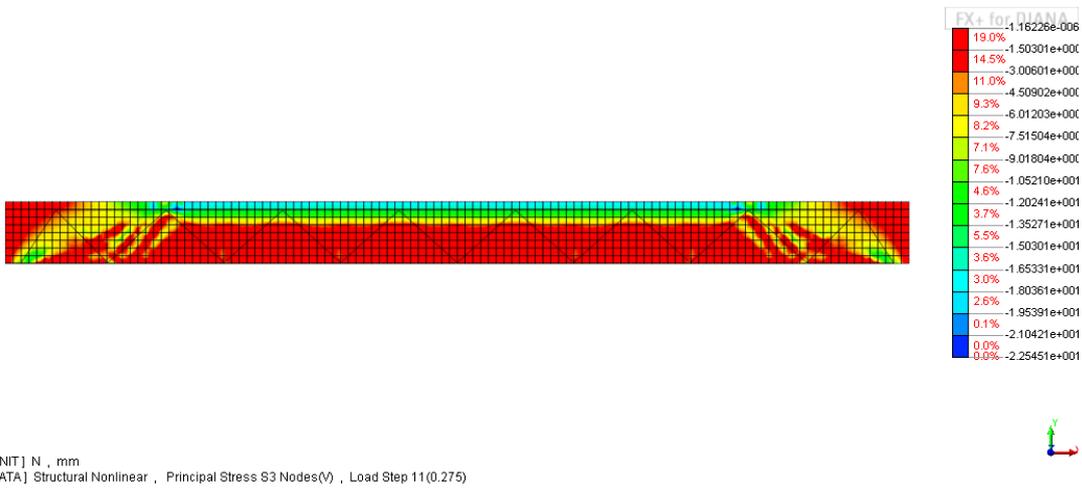


Figura 5.28: Stato deformativo calcestruzzo step 11

Step 13: prima della rottura

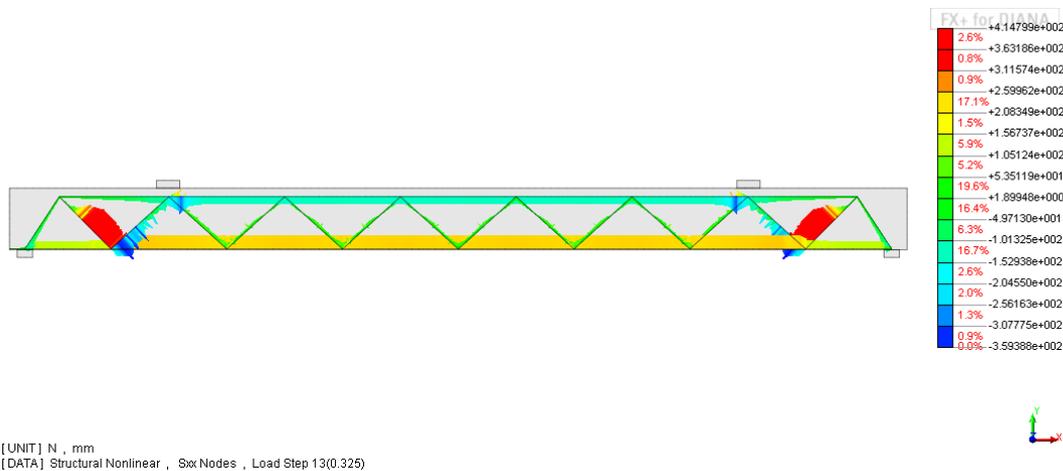


Figura 5.29: Stato tensionale primo diagonale teso in prossimità della rottura step 13

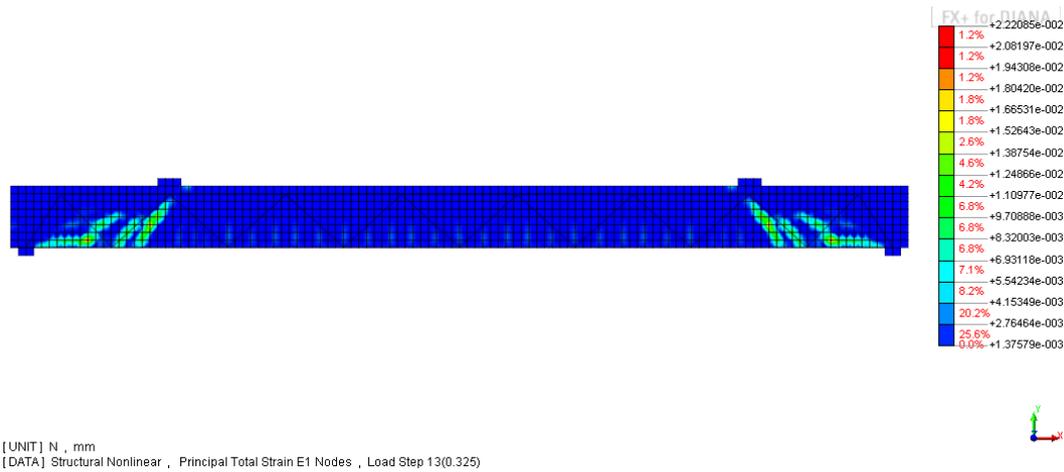


Figura 5.30: Stato deformativo calcestruzzo in prossimità della rottura step 13

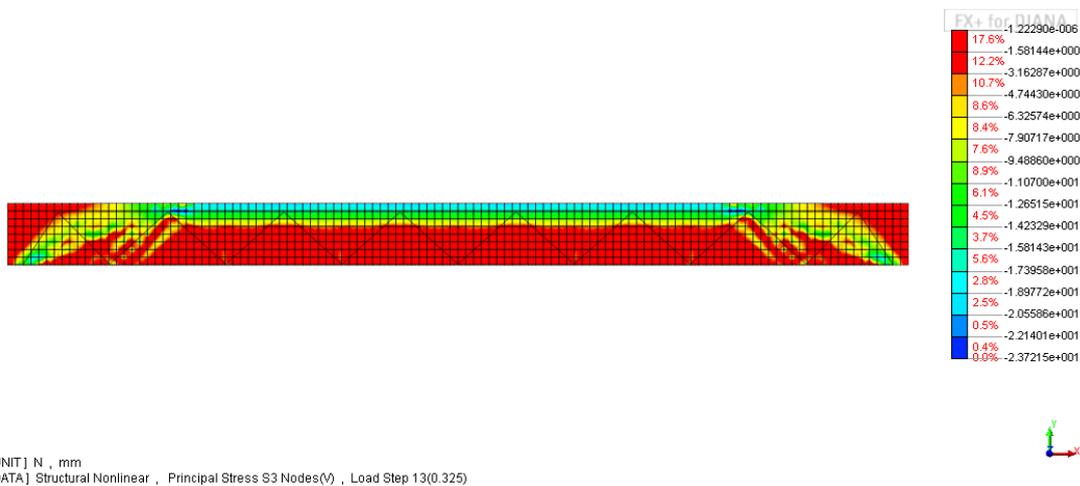


Figura 5.31: Stato tensionale calcestruzzo in prossimità della rottura step 13

La rottura prevista per la trave analizzata prevedeva inizialmente lo snervamento degli elementi diagonali tesi della reticolare metallica e la modellazione numerica ha evidenziato che questo effettivamente si verifica in corrispondenza dello step di carico numero 11. Analizzando il quadro fessurativo della matrice di calcestruzzo si osserva invece che, alle fessure verticali da flessione che si sviluppano nei primi step di carico in campata, seguono delle fessure più accentuate agli appoggi che tendono a seguire l'andamento della reticolare in acciaio; in particolare si nota una fessura che compie un primo tratto orizzontale (distacco del piatto di acciaio) che poi sale verso il secondo nodo superiore della reticolare

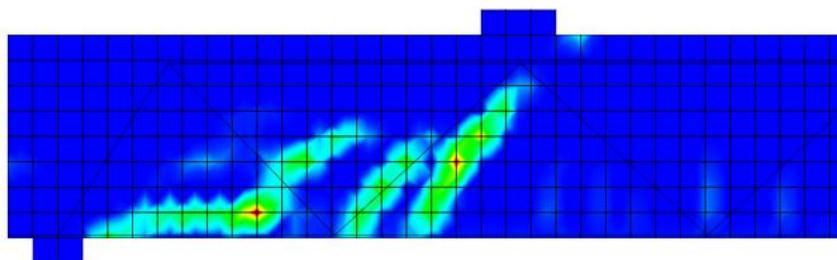


Figura 5.32: Dettaglio stato deformativo calcestruzzo allo step 11

Analizzando invece lo stato tensionale sulla matrice di calcestruzzo si nota la presenza di una evidente zona compressa che interessa soprattutto il primo passo della reticolare andando a formare una sorta di puntone che sembra interessare un più globale meccanismo ad arco.

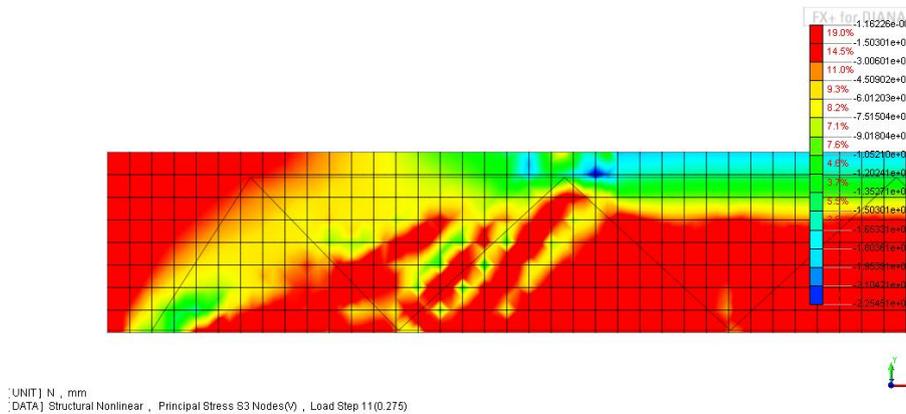


Figura 5.33: Dettaglio stato tensionale calcestruzzo allo step 11

Curva carico-spostamento:

Avendo a disposizione le curve sperimentali fornite dall'autore si è voluto ricavare l'andamento della curva carico – spostamento ottenuta dal modello FEM per operare gli opportuni confronti. Osservando la sovrapposizione dei grafici si può ritenere che il modello utilizzato (plane stress con elementi reinforcement) riesca a cogliere in modo significativo il carico di rottura (162 kN contro i 165 sperimentali) mentre sembra descrivere un comportamento diverso della trave dopo la rottura.

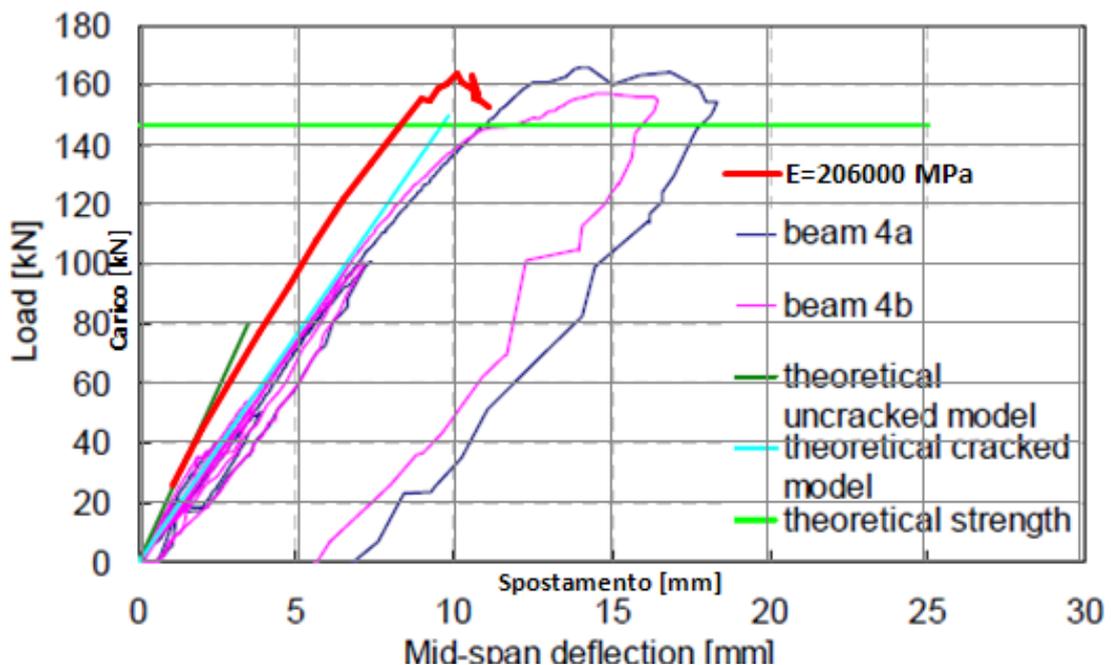


Figura 5.34: Confronto curva carico-spostamento sperimentale e numerica

Conclusioni:

Il test di laboratorio condotto sulla trave analizzata ha registrato un carico di rottura di 165 kN avvenuto per raggiungimento del limite di snervamento del primo elemento diagonale teso in acciaio, verificatosi parallelamente al distacco del piatto inferiore: si può ritenere che la modellazione non solo fornisca con ridotto margine d'errore il carico ultimo della trave ma che colga anche la modalità con cui questa avviene, ovvero per crisi lato acciaio, evidenziando comunque la formazione di un puntone di calcestruzzo compresso. Emerge invece come il modello proposto non riesca a riprodurre il comportamento della trave post rottura per il quale sarebbe probabilmente necessario un diverso approccio alla modellazione.

5.2.1.2 TRAVE REP®- TMQ

Trave analizzata (101):

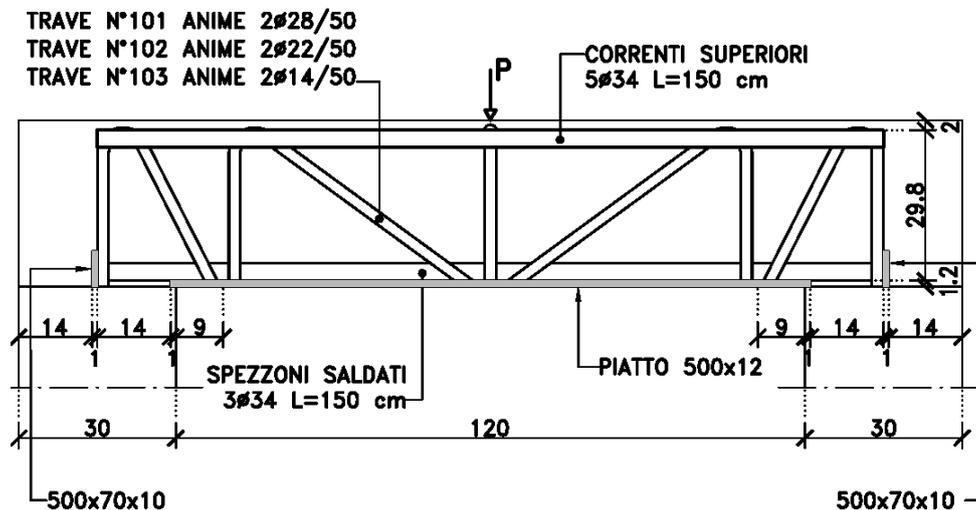


Figura 5.35: Caratteristiche geometriche Trave REP®-TMQ

Prova a tre punti di carico:

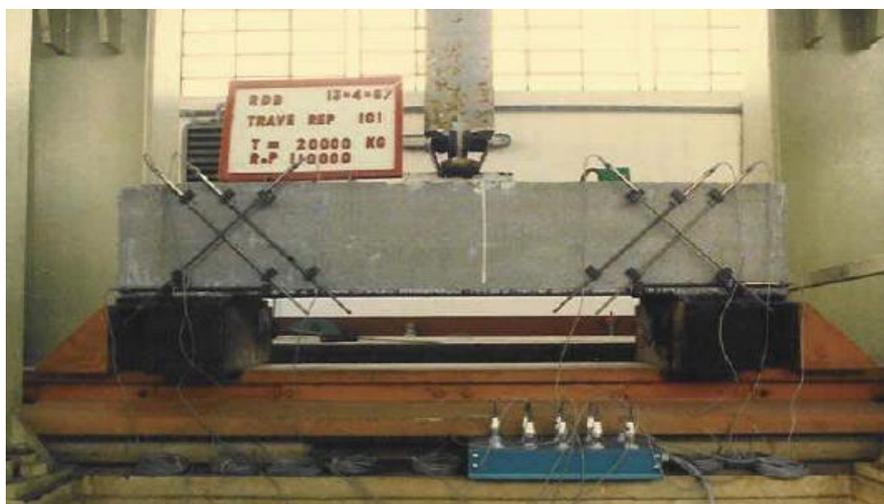


Figura 5.36: Foto test laboratorio Trave REP®-TMQ

Per interpretare i risultati sperimentali ottenuti dalle prove di laboratorio, gli autori hanno proposto una modellazione FEM molto avanzata e sofisticata: a fronte di risultati molti vicini a quelli reali e tuttavia molto onerosi da un punto di vista computazionale, si è deciso di proporre anche in questo caso un modello semplificato con l'obiettivo di ottenere comunque dei valori attendibili ma in modo più rapido.

Si procederà quindi analizzando le caratteristiche principali delle due diverse analisi FEM per passare poi al confronto dei risultati numerici ottenuti.

Modello prof. RIVA:

- Elementi tutti di tipo plate a 8 nodi sia per parte in calcestruzzo che per le armature in acciaio (no reinforcement)
- Interposizione di elementi interfaccia tra acciaio e calcestruzzo di tipo CL12I
- Realizzazione di una mesh continua di calcestruzzo con sovrapposizione di elementi di calcestruzzo alla mesh della reticolare in acciaio
- Utilizzo di cls elastico all'appoggio e sotto alla piastra di carico
- Letto di molle all'appoggio

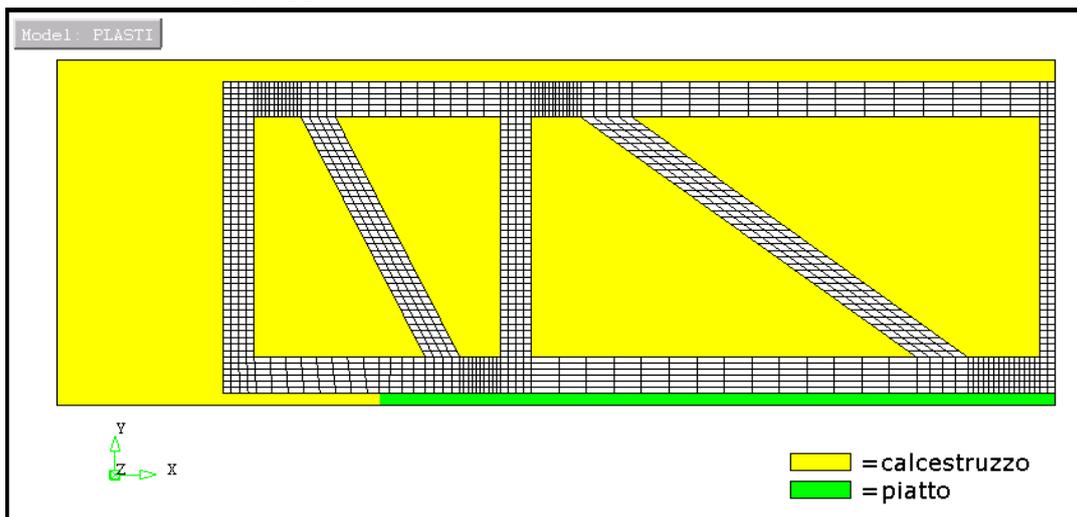


Figura 5.37: Modello FEM Trave REP®-TMQ: elementi calcestruzzo e piatto acciaio

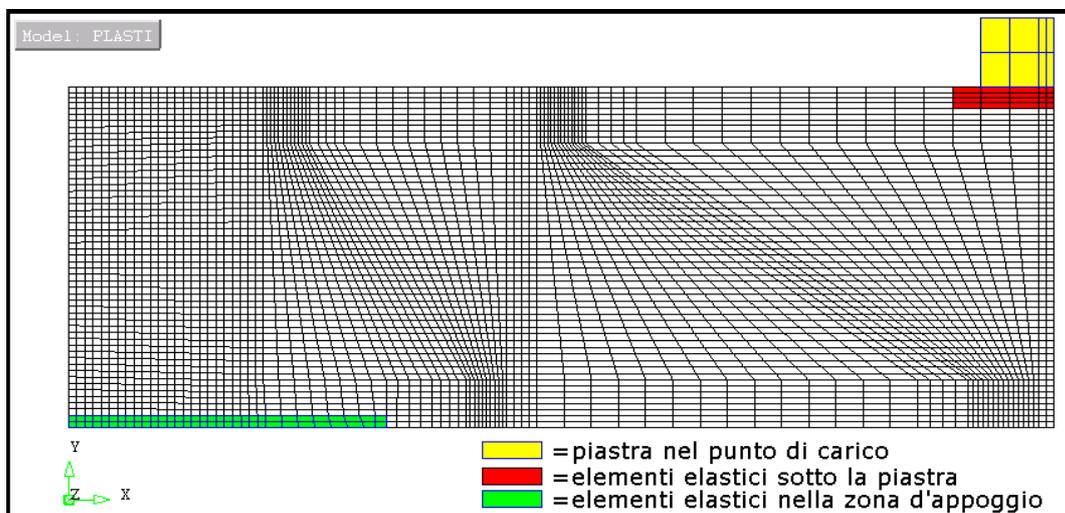


Figura 5.38: Modello FEM Trave REP®-TMQ: elementi elastici e piastra di carico

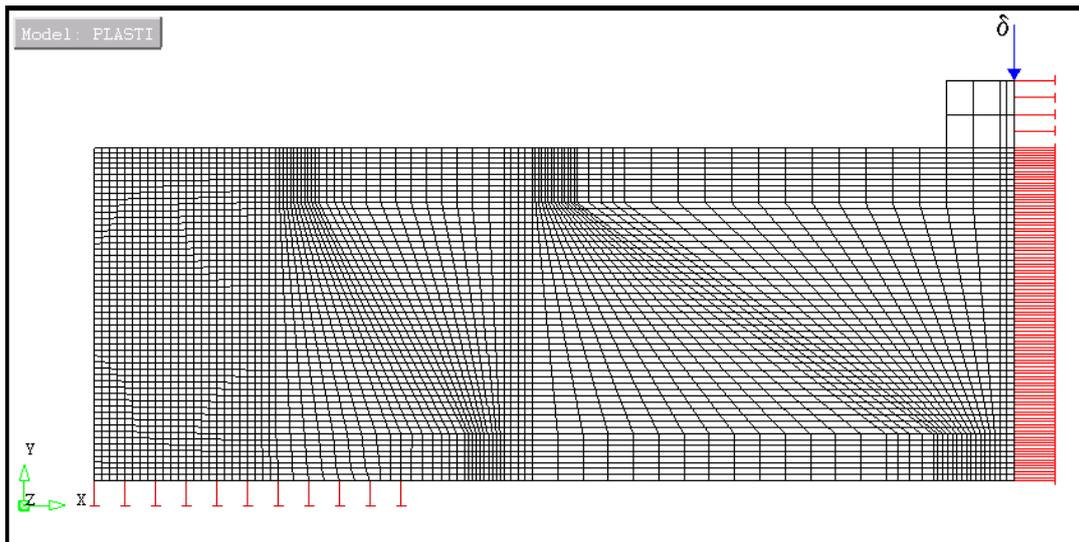


Figura 5.39: Modello FEM Trave REP®-TMQ: vincoli

Modello proposto

- Elementi tutti di tipo plate a 8 nodi per la matrice di cls e elementi reinforcement per la reticolare
- No elementi interfaccia
- Utilizzo di cls elastico all'appoggio e sotto alla piastra di carico
- Letto di molle all'appoggio
- *Riduzione della spalla di cls all'appoggio per problemi di rottura locale*

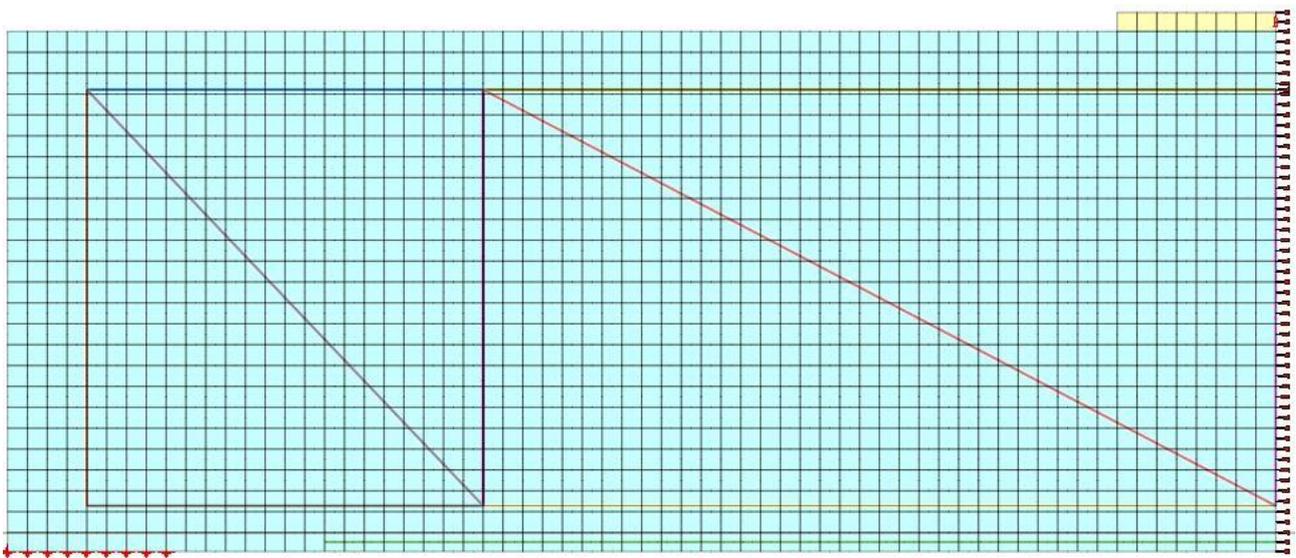


Figura 5.40: Modello semplificato FEM Trave REP®-TMQ

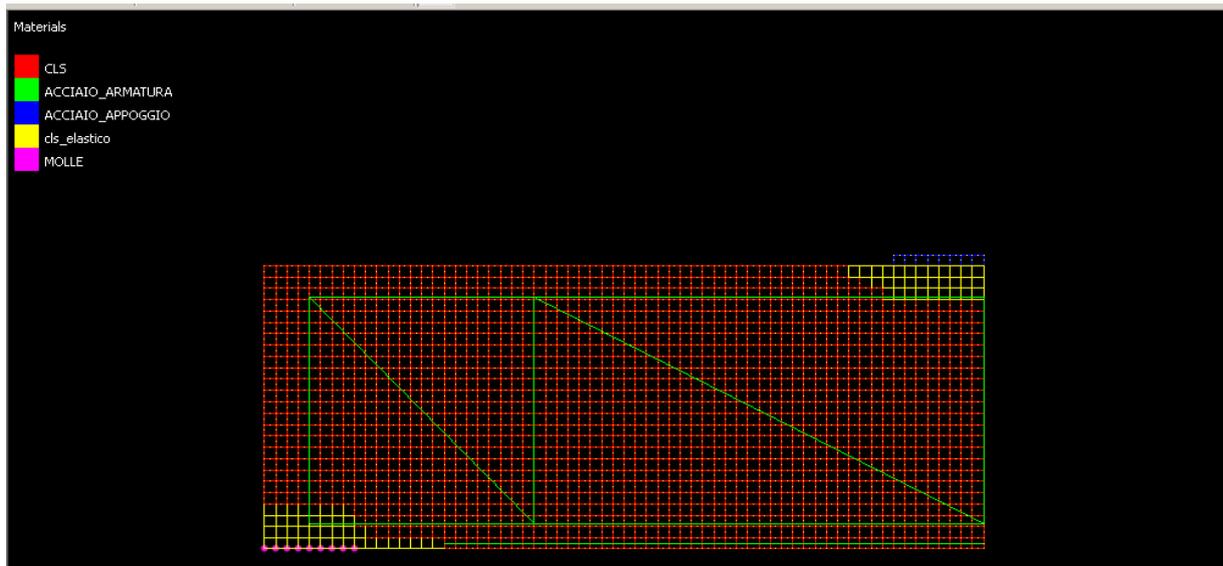


Figura 5.41: Modello semplificato FEM Trave REP®-TMQ Mesh Editor

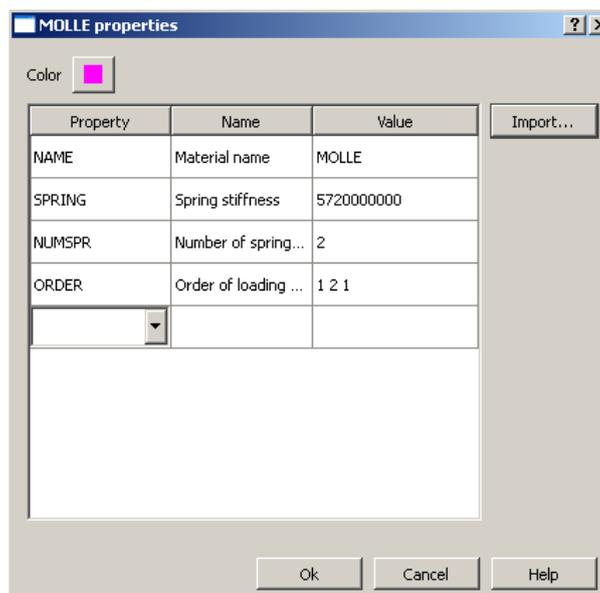
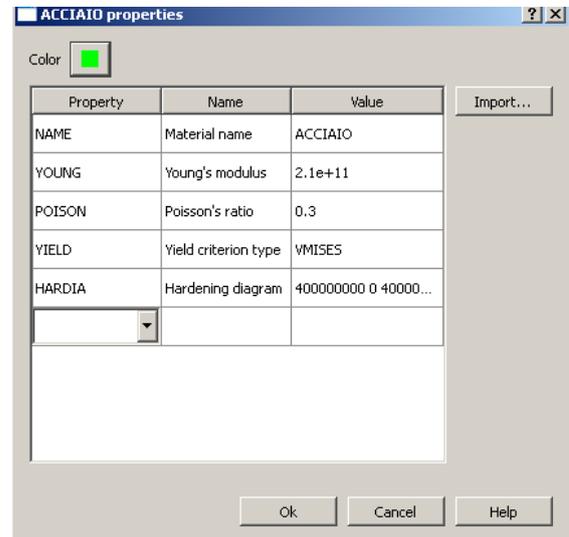
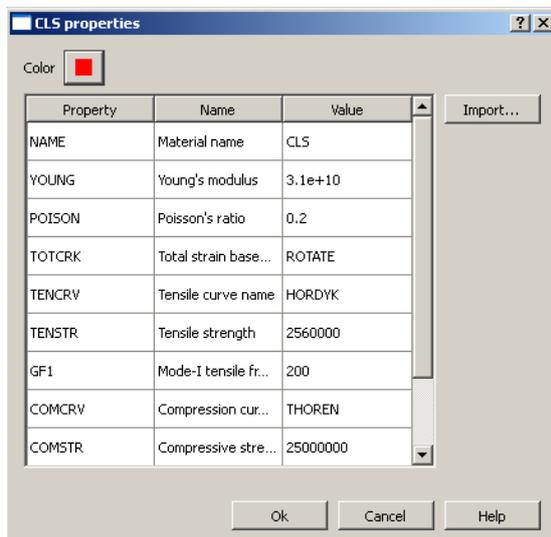


Figura 5.42: Caratteristiche materiali modello semplificato FEM Trave REP®-TMQ

Curva carico-spostamento modello prof Riva

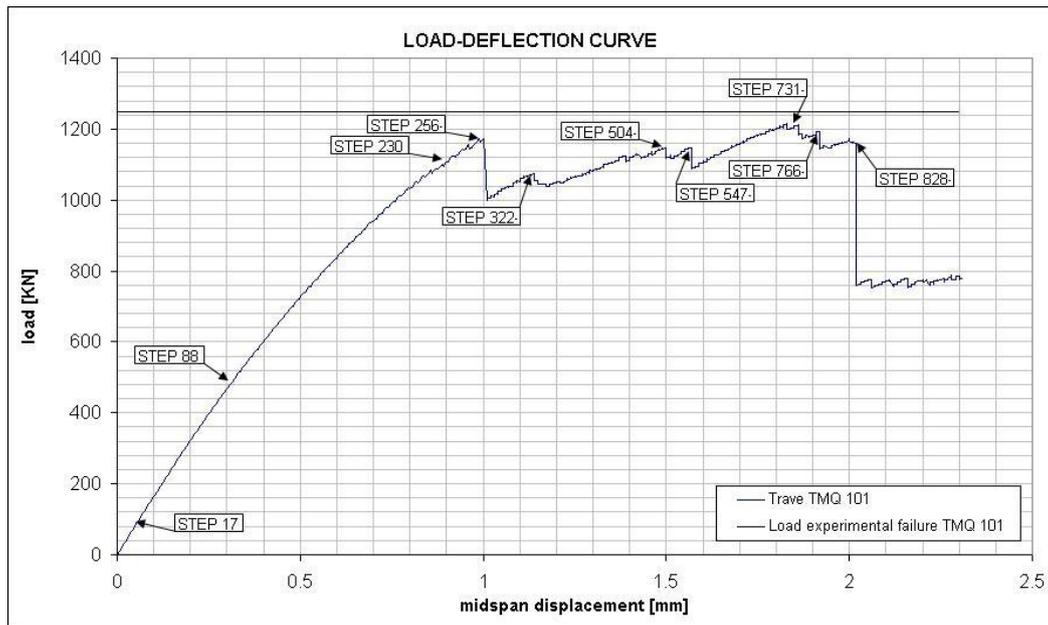


Figura 5.43 Curva carico – spostamento modello FEM originale Trave REP®-TMQ

Curva carico-spostamento modello reinforcement

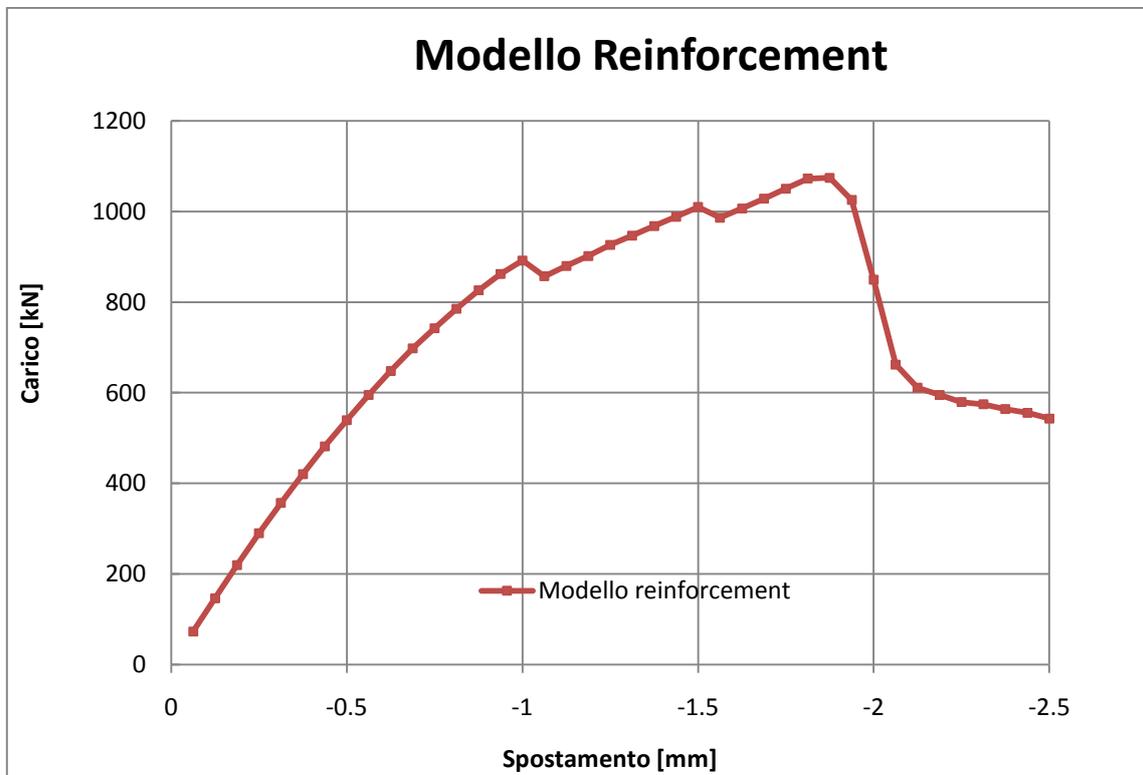


Figura 5.44 Curva carico – spostamento modello FEM semplificato Trave REP®-TMQ

Confronto curva-carico-spostamento modelli analizzati:

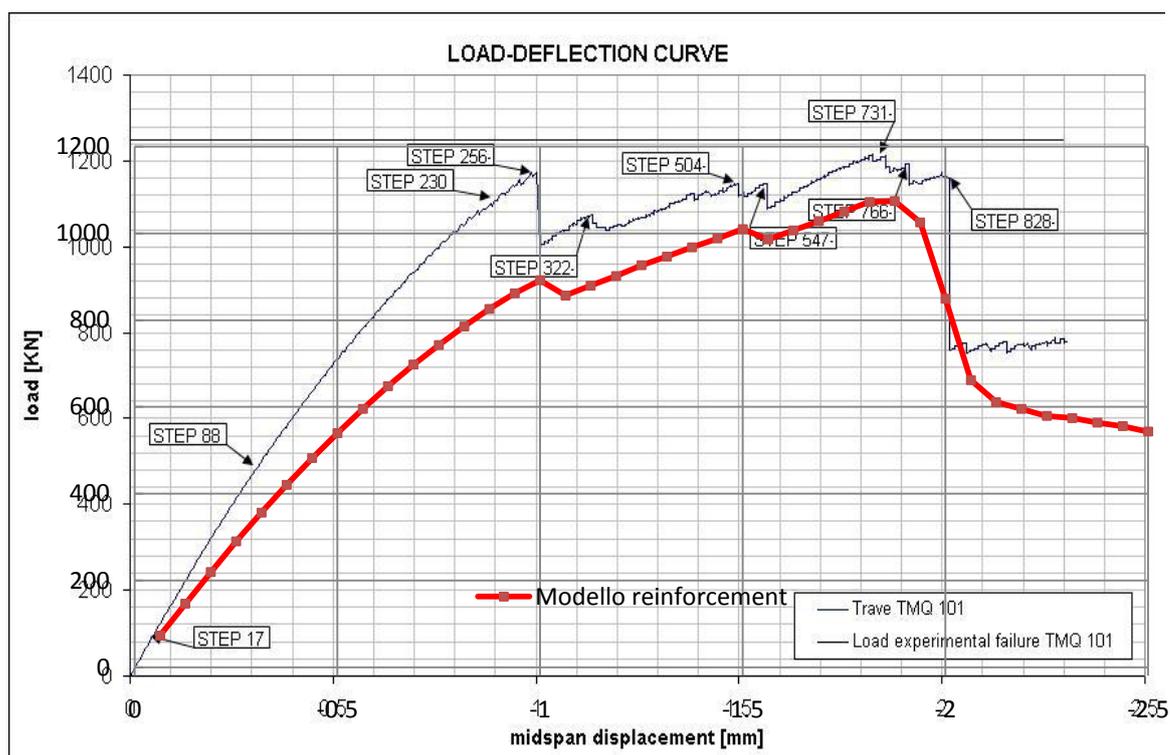


Figura 5.45 Confronto curva carico – spostamento modelli FEM semplificato e originale Trave REP®-TMQ

Conclusioni:

La prova sperimentale ha evidenziato un carico di rottura pari a 1250 kN, il modello semplificato con reinforcement di 1074 kN. Nel modello effettuato dal Professor Riva il carico di rottura risulta essere superiore a quello ottenuto dal modello semplificato con reinforcement e questo potrebbe essere imputabile a due fattori:

- Riva, avendo modellato l'armatura tramite elementi plate, ha caratterizzato geometricamente il nodo conferendogli una rigidità che, utilizzando elementi reinforcement che convergono in un punto, non è presente nel modello semplificato
- Nel modello del Professor Riva sono stati introdotti elementi di interfaccia che posticipano il distacco tra i due materiali e che non sono invece presenti nel modello semplificato proposto

Le curve carico spostamento ottenute dai due modelli presentano qualche differenza e tuttavia non si ha a disposizione quella ottenuta per via sperimentale con cui poter fare un eventuale confronto.

Si è deciso inoltre di valutare come la scelta del parametro h_{cr} "crack bandwidth" influisca sui risultati che si ottengono dal modello semplificato proposto

Avendo adottato per descrivere il comportamento a tensione e compressione del calcestruzzo un modello di tipo "Total Crack Strain" (con rispettivamente legame di Hordyk e Thorenfelt) ed elementi plate di ordine quadratico per la modellazione, Diana calcola di default il parametro h_{cr} "crack bandwidth" come la radice quadrata dell'area dell'elemento.

Gli elementi della mesh hanno area pari a 150mm^2 e quindi l' h_{cr} assunto di default dal programma è pari a 12.24mm ; si è deciso quindi di far variare tale parametro nel Mesh Editor imponendolo pari a 8.42mm (valore inferiore al precedente e corrispondente al valore usato nella modellazione del Professor Riva) e pari a 15mm (valore superiore a quello usato in automatico)

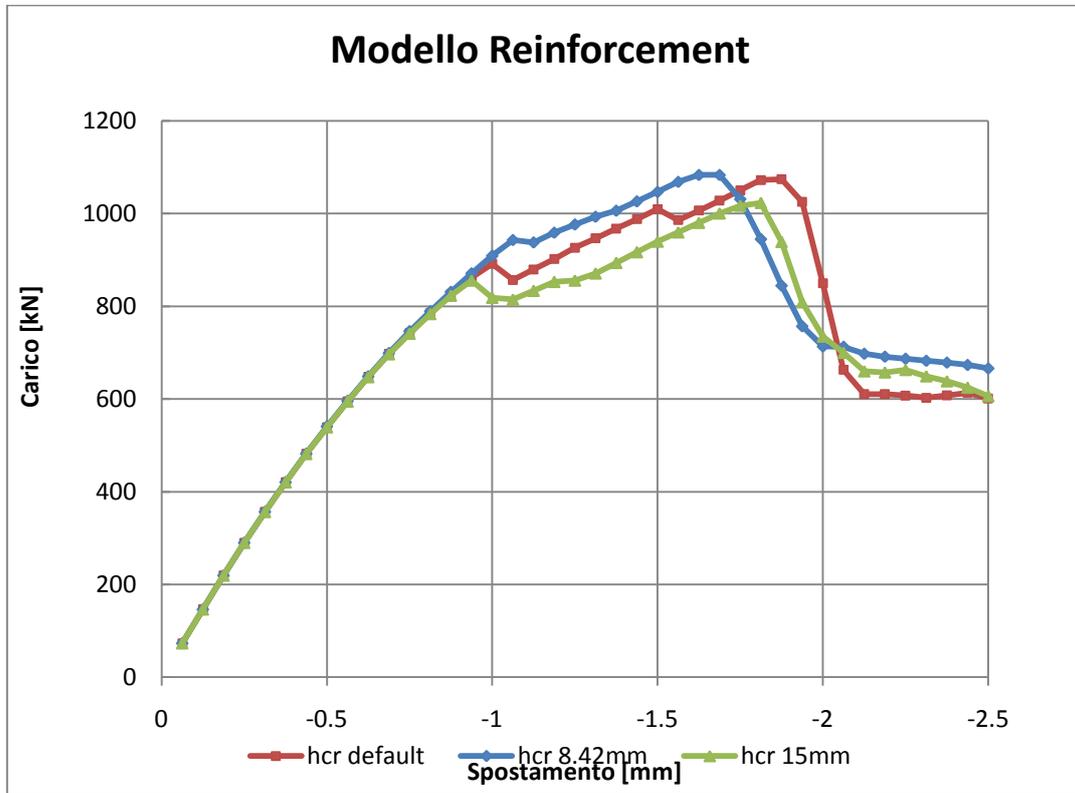


Figura 5.46: Confronto curva carico – spostamento in funzione di h_{cr}

Al variare di h_{cr} si riscontrano delle variazioni nella curva carico spostamento che rappresenta il comportamento della trave analizzata: tuttavia, essendo stata utilizzata fin dall'inizio una mesh particolarmente raffinata, il valore del crack bandwidth era molto prossimo a quello adottato anche dal Prof. Riva nella sua analisi.

5.2 MODELLAZIONE TRAVI PONTE

Prima di procedere con lo studio delle travi testate in laboratorio si sono eseguite delle indagini preliminari sia sulla progettazione che sull'analisi FEM di alcuni esempi di trave TRR Ponte. Nello specifico, ipotizzando di eseguire delle prove di rottura su quattro appoggi, sono state considerate quattro travi con caratteristiche geometriche diverse in termini di rapporto tra passo e altezza della greca e armatura longitudinale. Di ogni caso studiato sono state eseguite le relative analisi numeriche che presentano, in termini di modellazione e comportamento dei materiali, le stesse caratteristiche già analizzate nel paragrafo 5.1: si tratta dunque di modelli piani in cui la trave è rappresentata da elementi plate stress a 8 nodi e le armature delle reticolare da elementi reinforcement, mentre il comportamento del calcestruzzo viene rappresentato con un "Total Strain Rotate Model" che prevede a trazione e compressione rispettivamente le leggi costitutive di Hordijk e Thorenfeldt. Di ogni trave analizzata, oltre allo schema di carico e alle caratteristiche geometriche, si riportano gli stati tensionali e defomativi corrispondenti alla comparsa delle prime fessure, al carico di primo snervamento e a rottura mentre l'evoluzione del carico applicato sarà riassunto in un grafico in relazione all'abbassamento registrato in corrispondenza della mezzeria della trave.

Esempio Modello Fx+:



Figura 5.47: Modello FEM TRR Ponte

Esempio modello Mesh Editor:

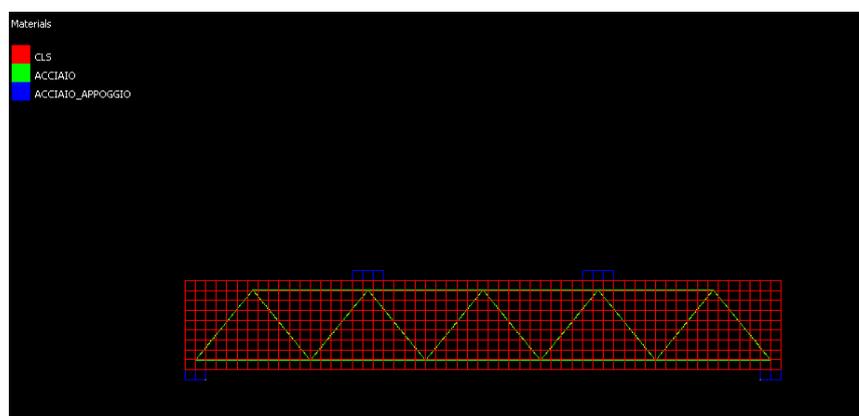


Figura 5.48: Modello FEM TRR Ponte Mesh Editor

TRAVE 1

Tabella 5.2: Caratteristiche geometriche TRR Ponte1

L [m]	B [cm]	H [cm]	Pg [cm]	Bg [cm]	Hg [cm]	α [°]	Θ [°]	A anime	P [t]
2.8	30	68	40	20	60	72	45	2 \varnothing 12	25

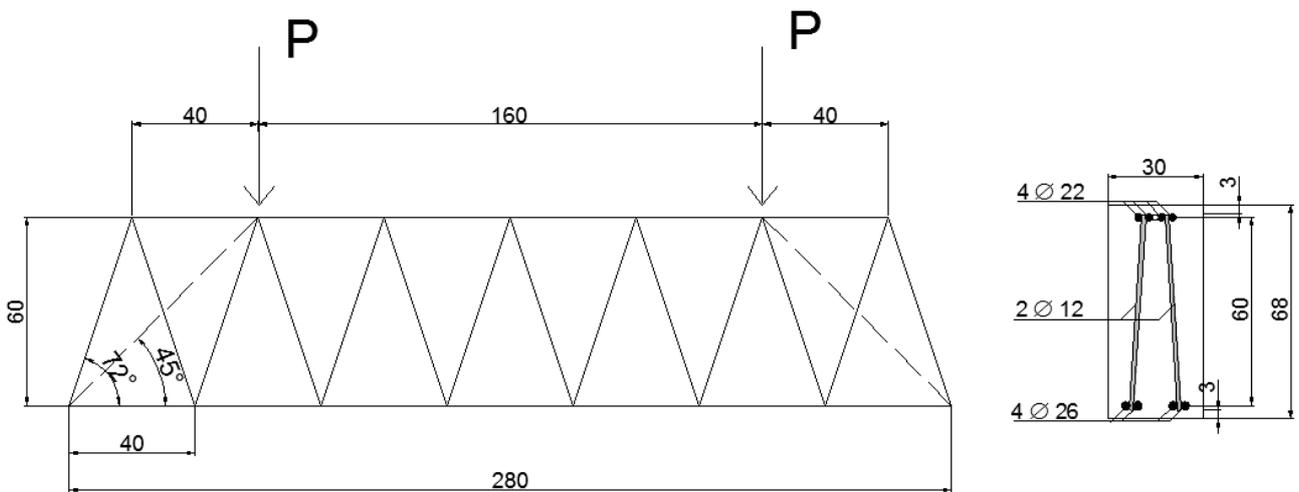


Figura 5.49: Schema di carico e geometria TRR Ponte1

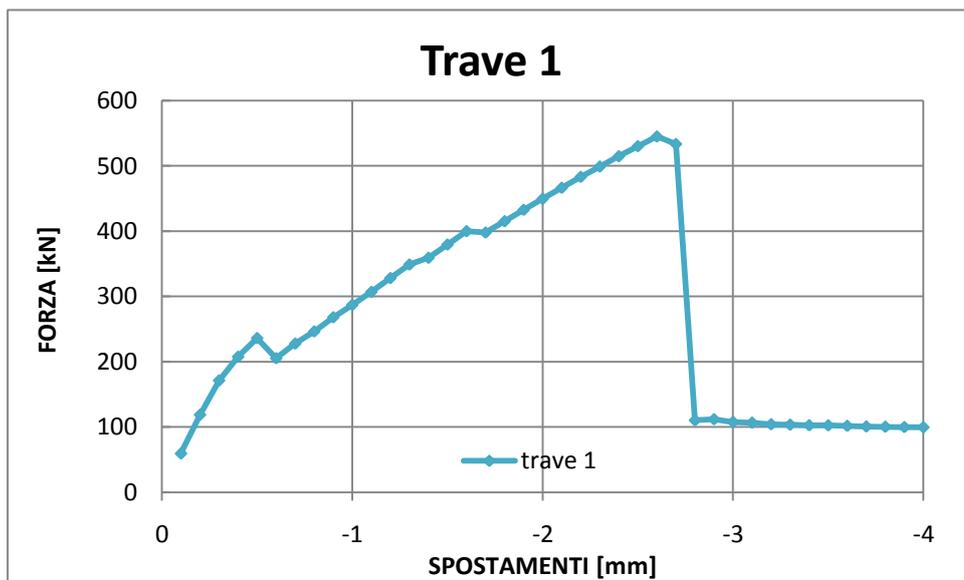


Figura 5.50: Curva carico - spostamento TRR Ponte1

STEP 6 (0.6mm, 205 kN): prime fessurazioni

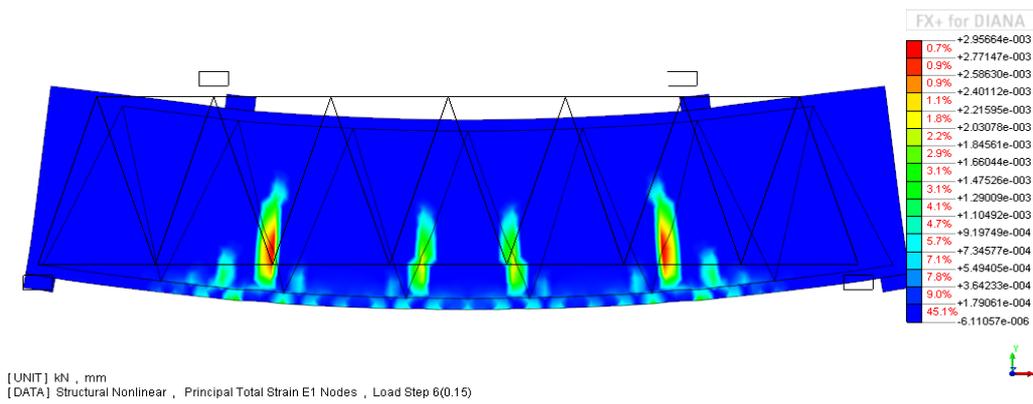


Figura 5.51: Stato deformativo calcestruzzo step 6

Il primo snervamento si verifica in corrispondenza del secondo tirante e per un carico di 359 kN

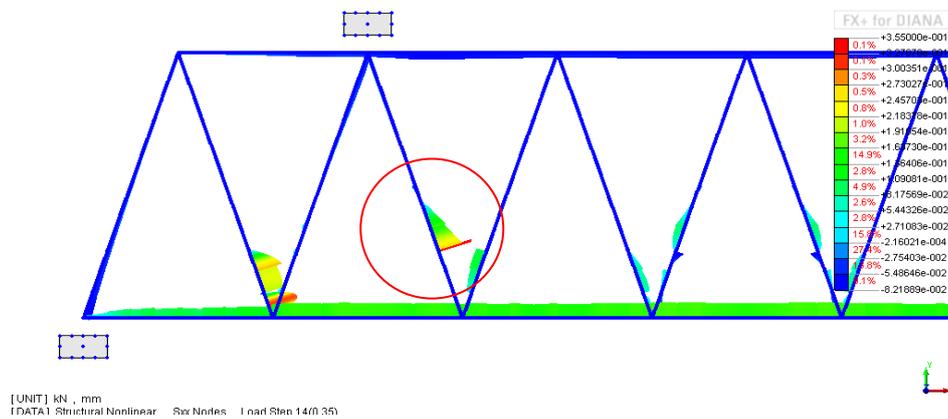


Figura 5.52: Reinforcement: snervamento secondo diagonale teso step 14

STEP 17 (-1.7 mm, 398 kN): snervamento primo tirante teso

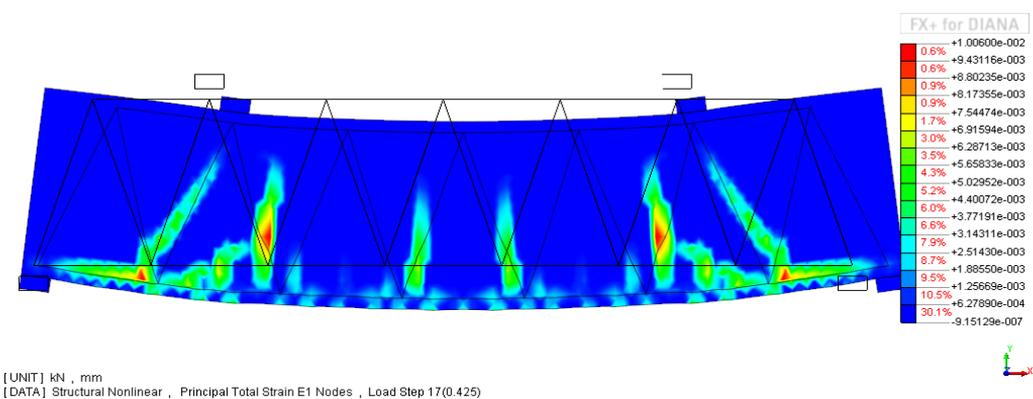


Figura 5.53: Stato deformativo calcestruzzo step 17

UN MODELLO STRUT AND TIE PER LO STUDIO DEL FENOMENO DEL COMPORTAMENTO A TAGLIO IN TRAVI
RETICOLARI MISTE ACCIAIO CALCESTRUZZO

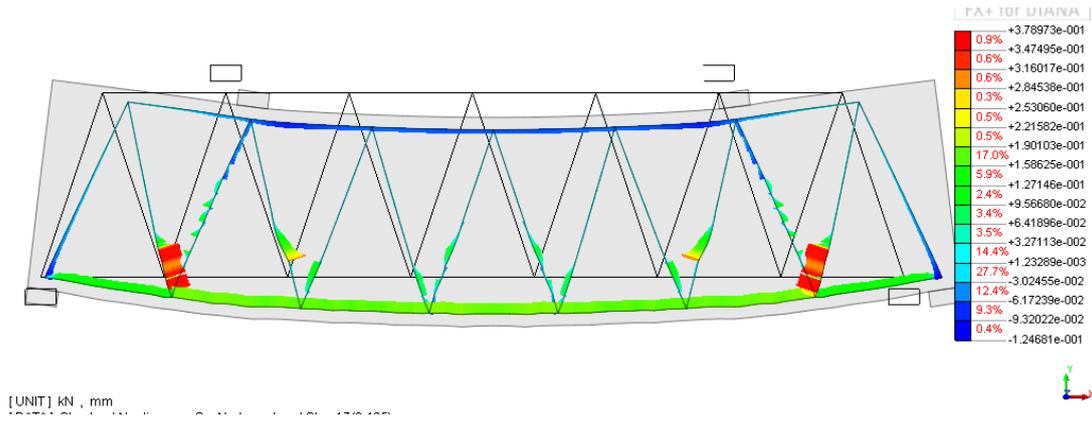


Figura 5.54: Reinforcement: snervamento primo tirante teso step 17

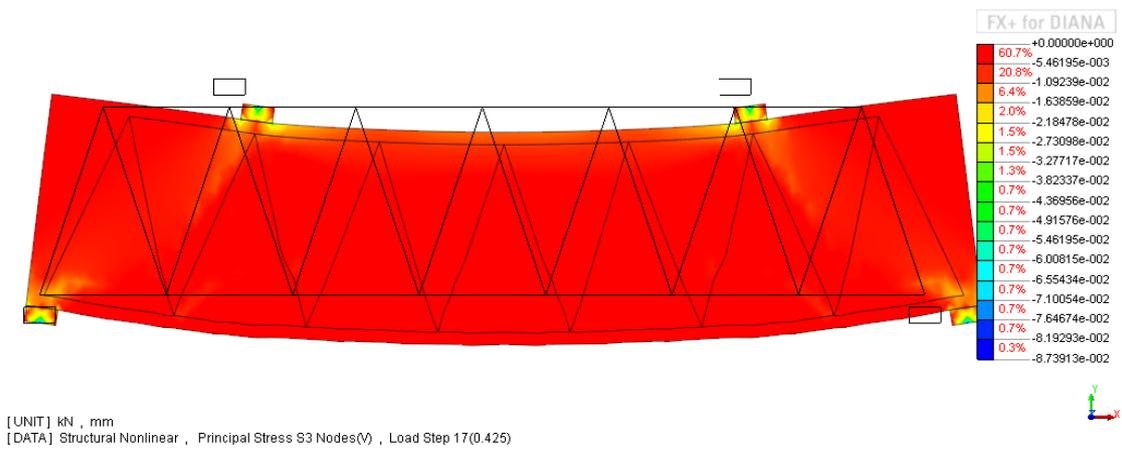


Figura 5.54: Stato tensionale calcestruzzo step 17

STEP 26 (-2.6 mm, 545 kN): prima della rottura

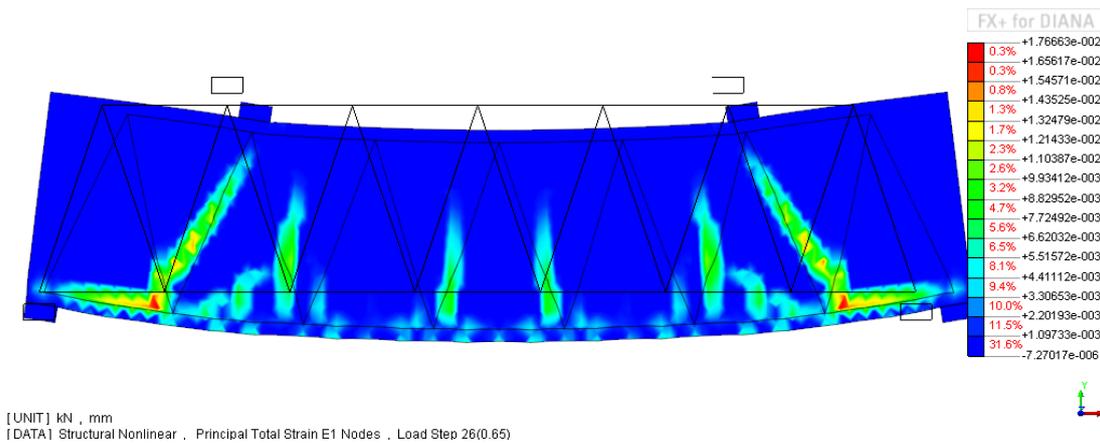


Figura 5.55: Stato deformativo calcestruzzo step 26

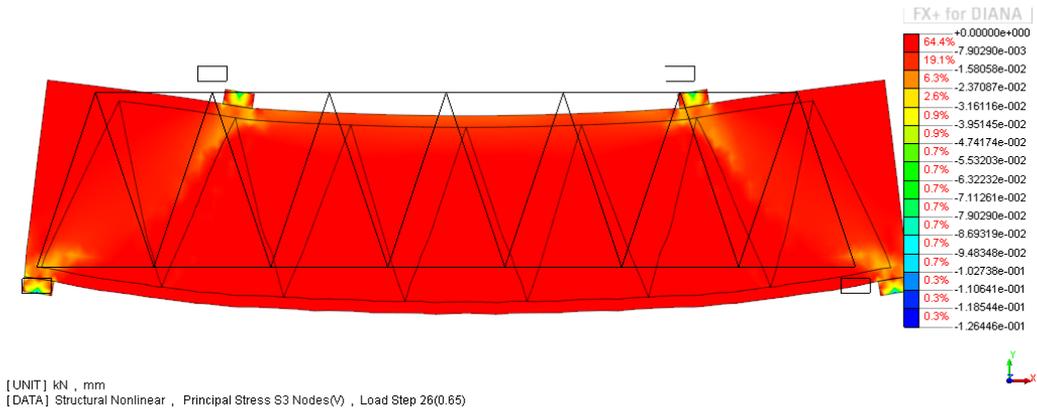


Figura 5.56: Stato tensionale calcestruzzo step 26

TRAVE 2

Tabella 5.3: Caratteristiche geometriche TRR Ponte2

L [m]	B [cm]	H [cm]	Pg [cm]	Bg [cm]	Hg [cm]	α [°]	Θ [°]	A anime	P [t]
2.8	30	30	40	20	24	50	22	2 \varnothing 12	25

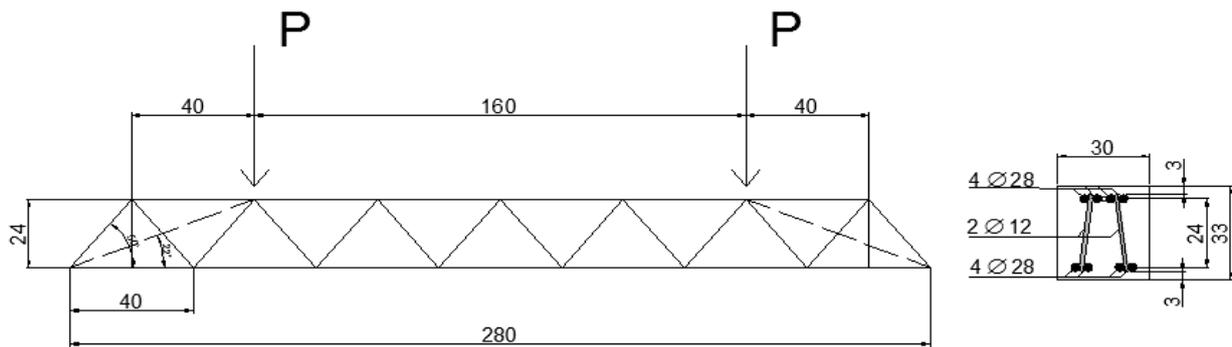


Figura 5.57: Schema di carico e geometria TRR Ponte2

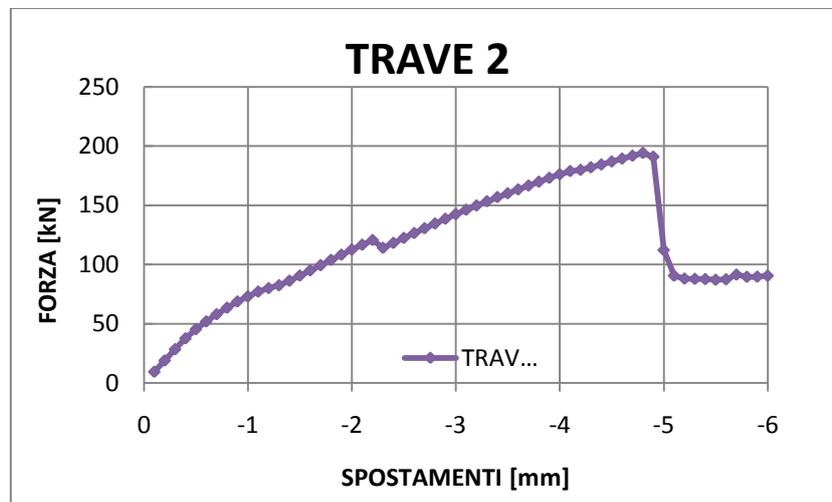


Figura 5.58: Curva carico - spostamento TRR Ponte2

STEP INIZIALI: prime fessurazioni

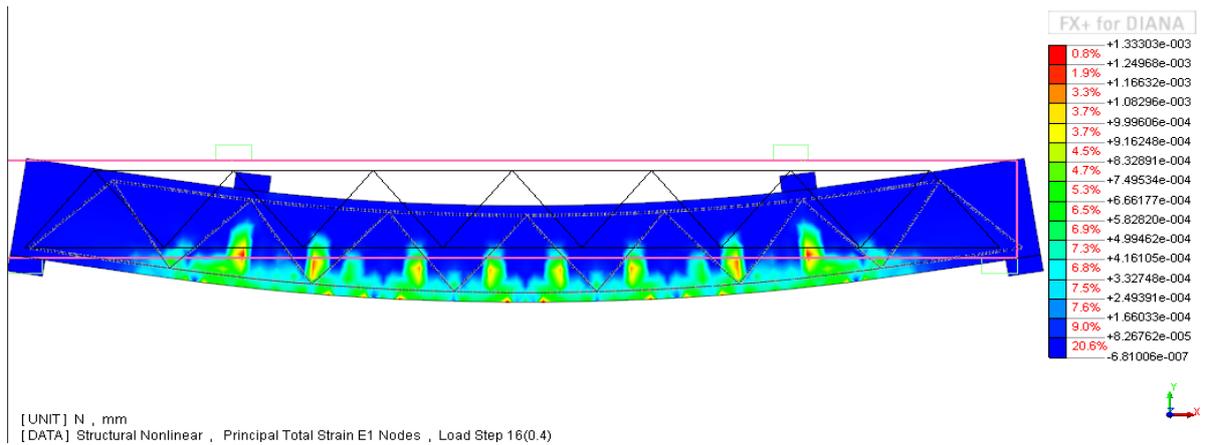


Figura 5.59: Stato deformativo calcestruzzo step 16

STEP 23 (-2.3 mm, 114 kN): snervamento primo tirante teso

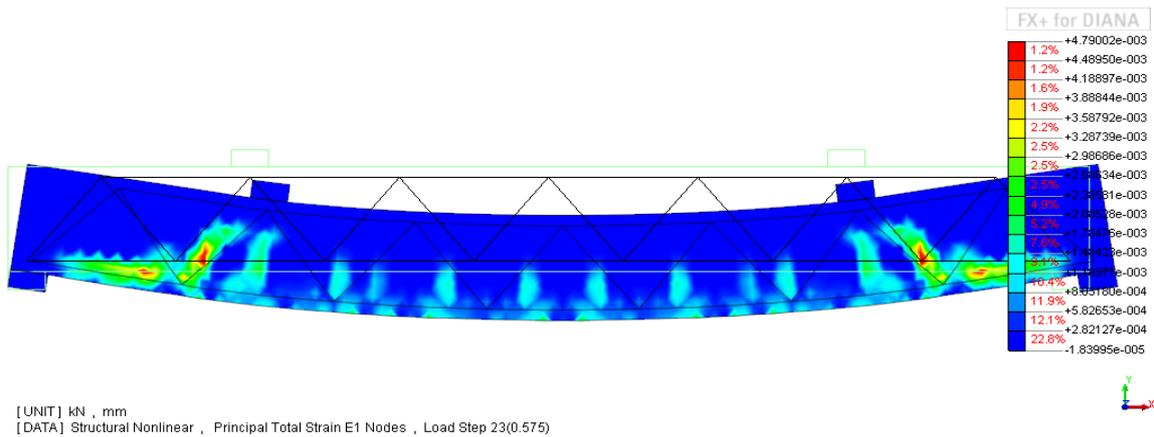


Figura 5.60: Stato deformativo calcestruzzo step 23

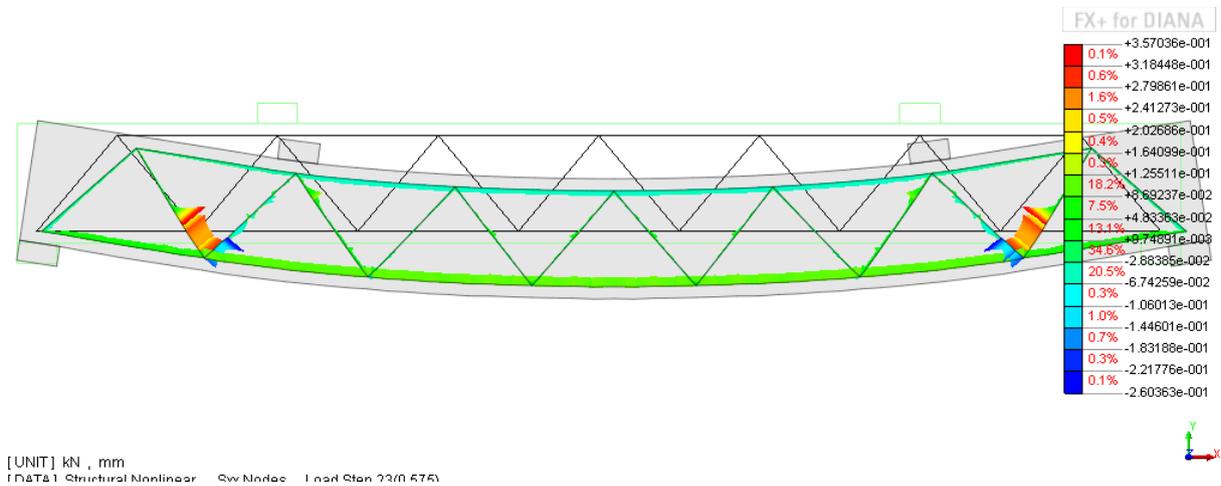


Figura 5.61: Reinforcement: snervamento primo tirante teso step 23

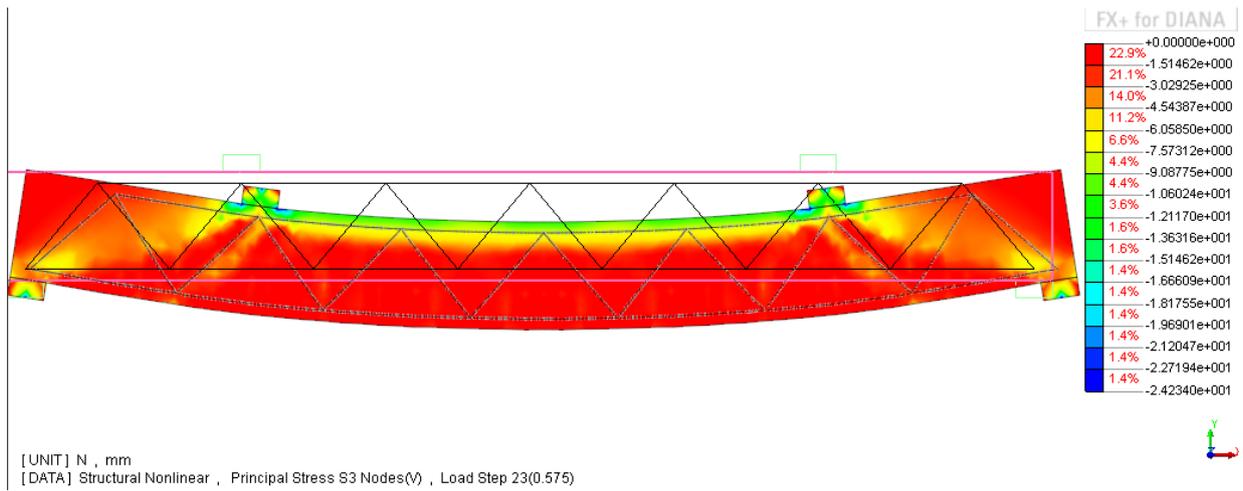


Figura 5.62 Stato tensionale calcestruzzo step 23

STEP 49 (-4.9 mm, 191 kN): prima della rottura

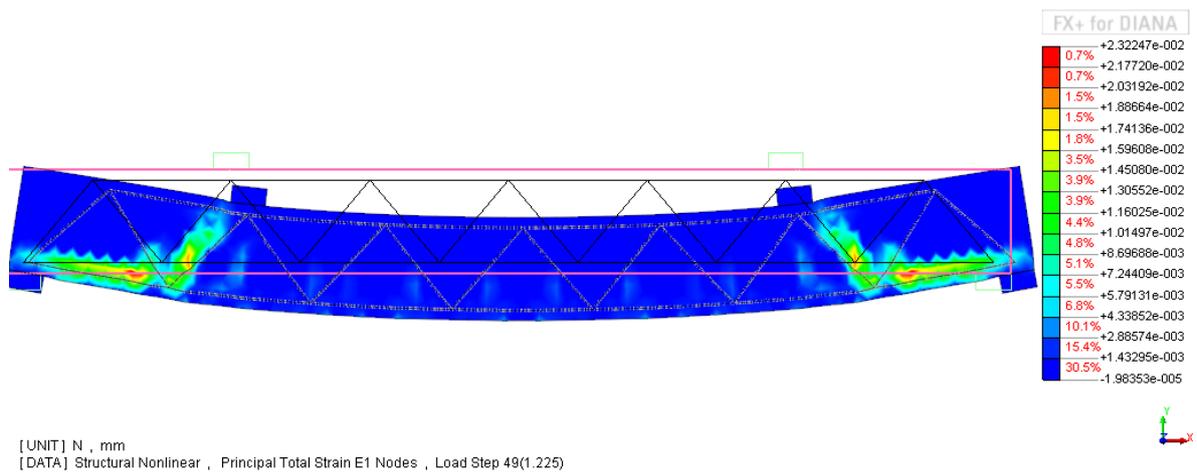


Figura 5.63: Stato deformativo calcestruzzo step 49

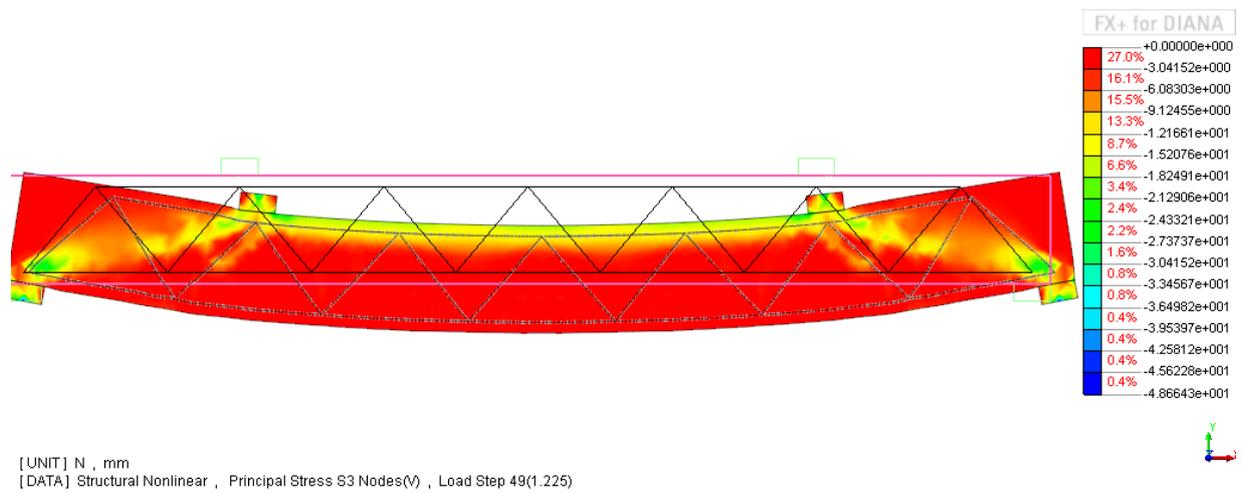


Figura 5.64: Stato tensionale calcestruzzo step 49

TRAVE 3

Tabella 5.4: Caratteristiche geometriche TRR Ponte3

L [m]	B [cm]	H [cm]	Pg [cm]	Bg [cm]	Hg [cm]	α [°]	Θ [°]	A anime	P [t]
2.3	30	40	23	20	34	71	45	2 \varnothing 12	25

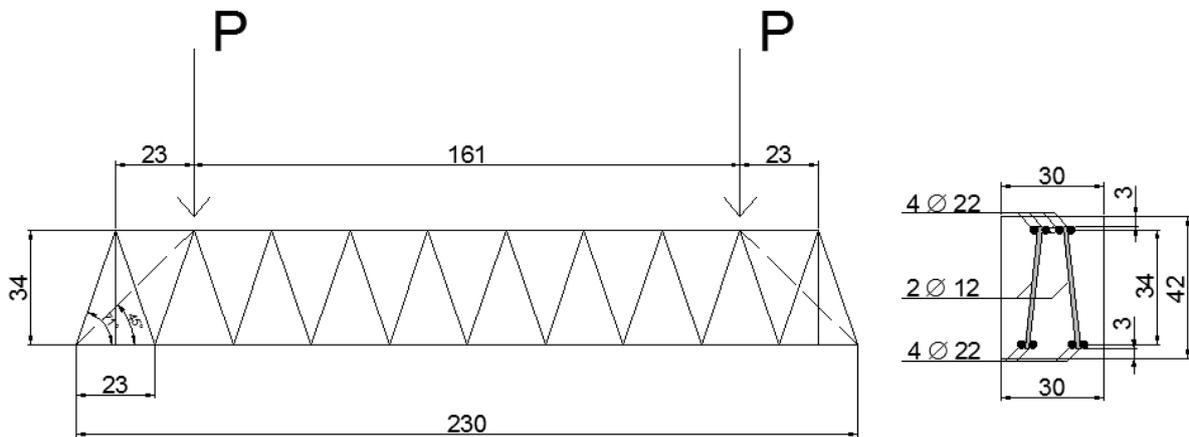


Figura 5.65: Schema di carico e geometria TRR Ponte3



Figura 5.66: Curva carico - spostamento TRR Ponte3

STEP 6 (0,6mm, 163 kN): prime fessurazioni

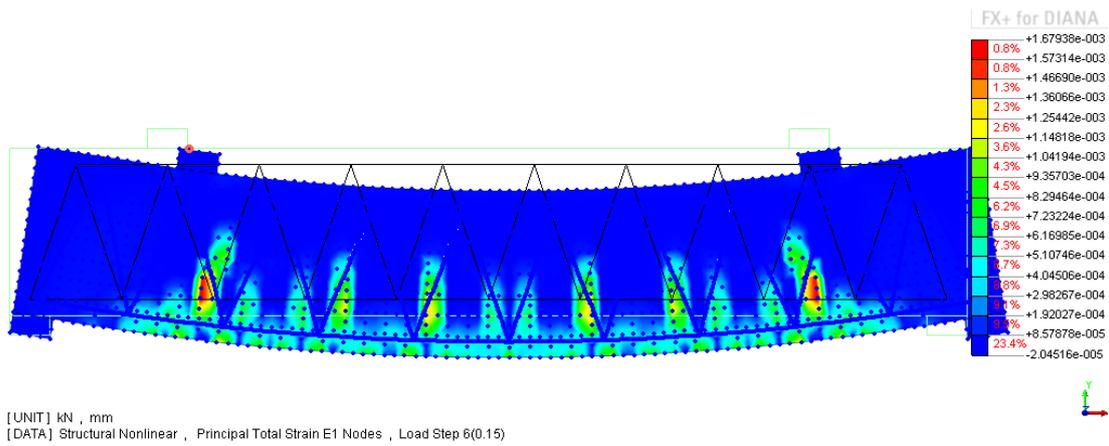


Figura 5.67: Stato deformativo calcestruzzo step 6

STEP 14 (-1.4 mm, 288 kN): snervamento primo tirante teso

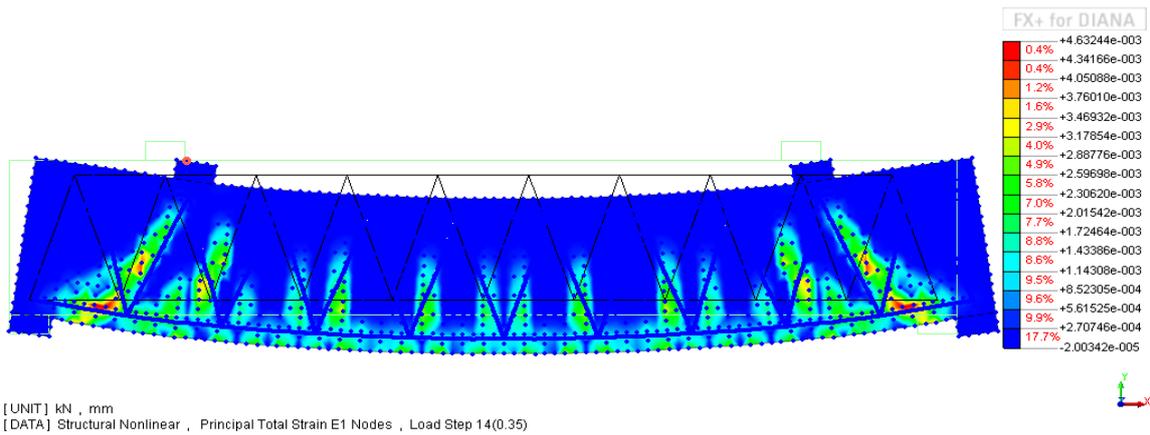


Figura 5.68: Stato deformativo calcestruzzo step 14

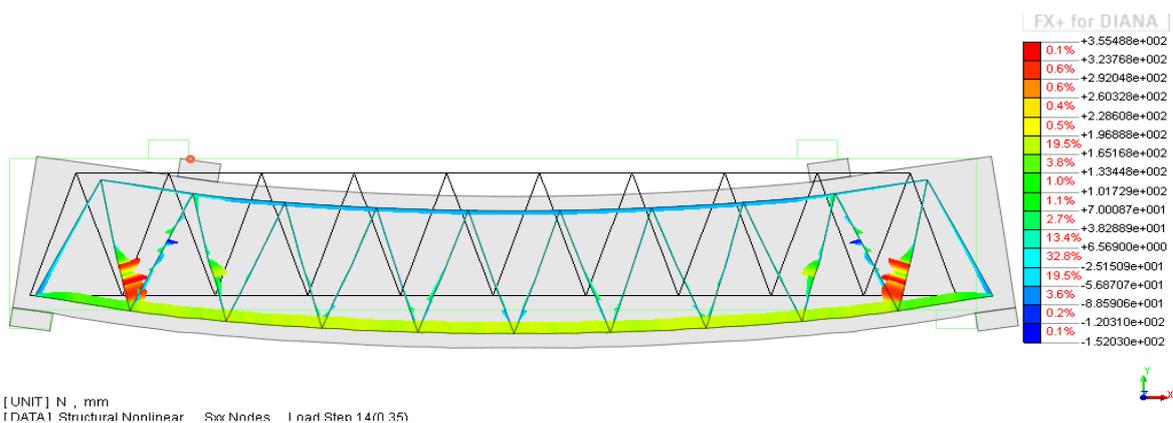


Figura 5.69: Reinforcement: snervamento primo tirante teso step 14

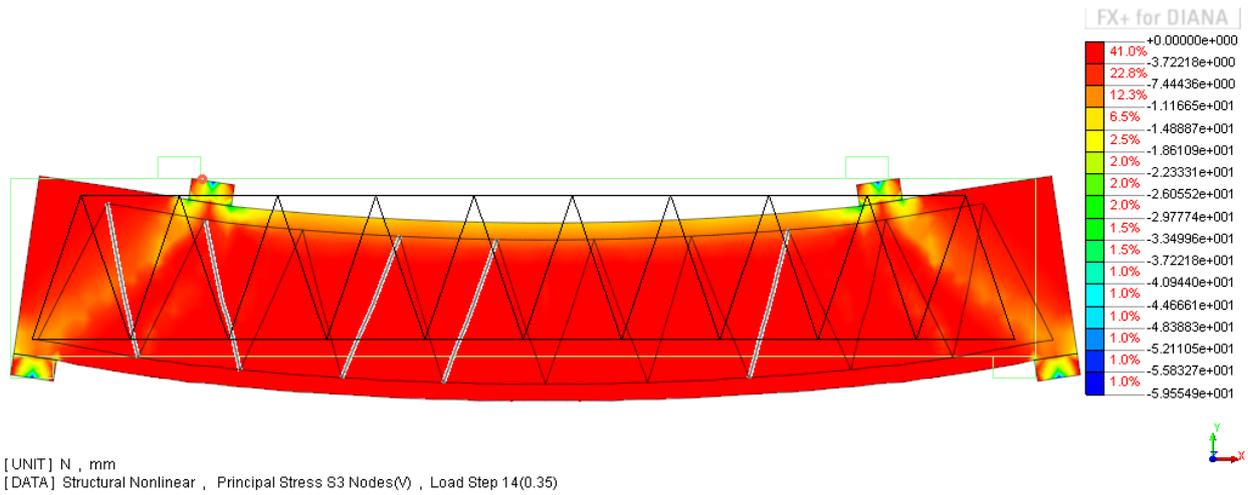


Figura 5.70: Stato tensionale calcestruzzo step 14

STEP 27 (-2.7 mm, 432 kN): prima della rottura

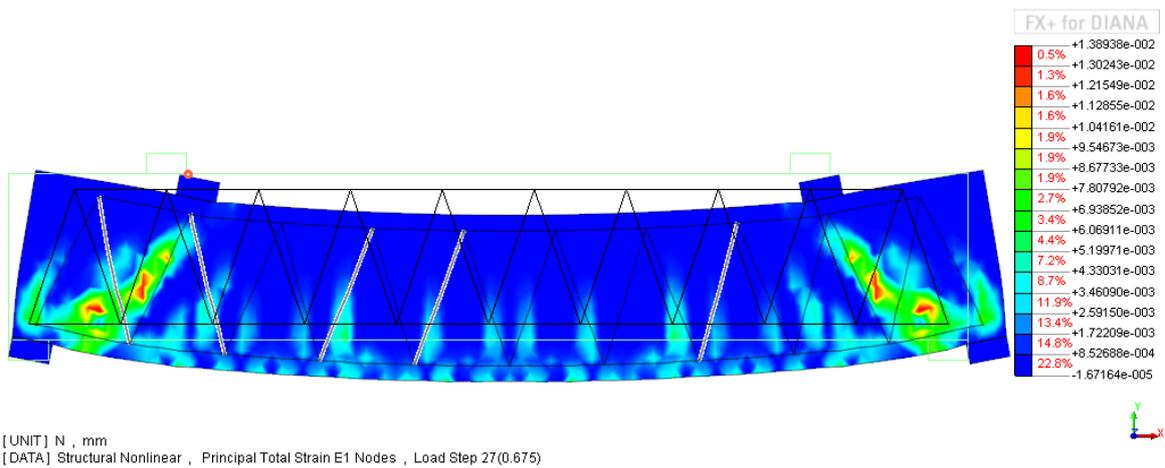


Figura 5.71: Stato deformativo calcestruzzo step 27

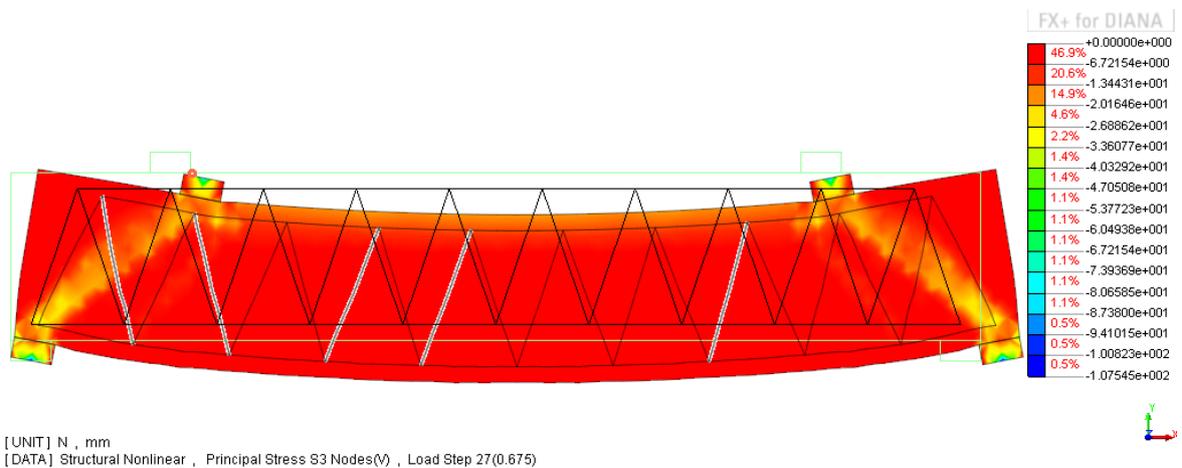


Figura 5.72: Stato tensionale calcestruzzo step 27

TRAVE 4

Tabella 5.5: Caratteristiche geometriche TRR Ponte4

L [m]	B [cm]	H [cm]	Pg [cm]	Bg [cm]	Hg [cm]	α [°]	Θ [°]	A anime	P [t]
2.75	30	43	55	20	34	50	22	2 \varnothing 12	25

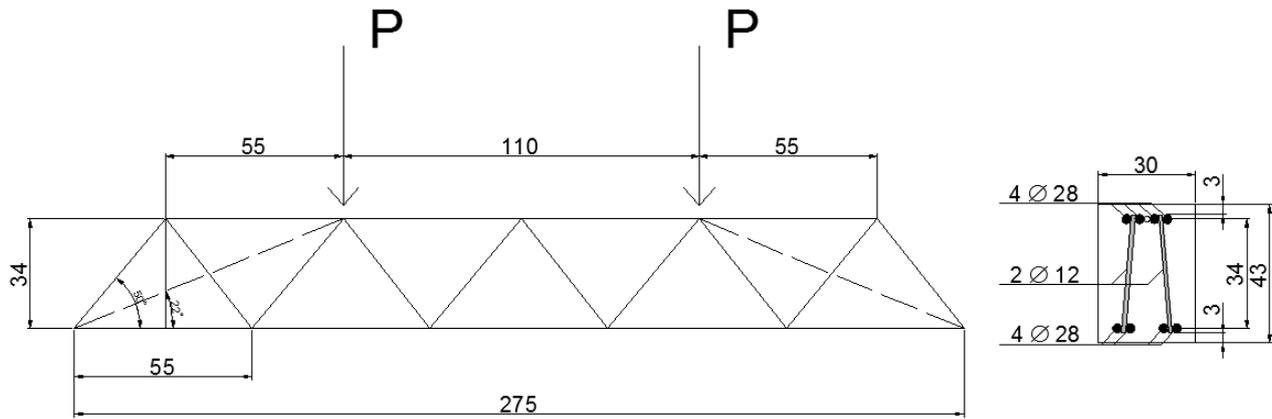


Figura 5.73 Schema di carico e geometria TRR Ponte4

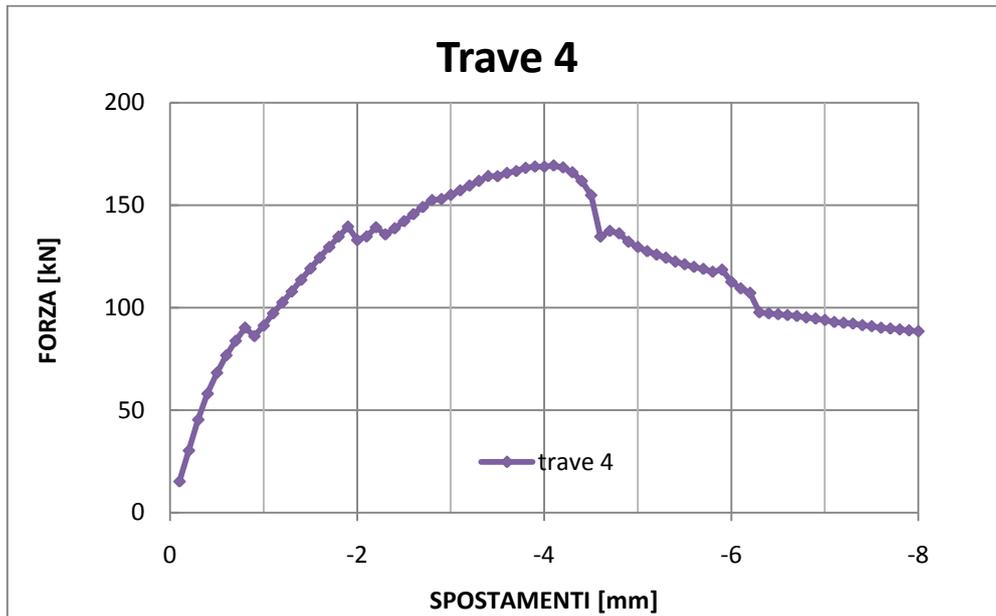


Figura 5.74: Curva carico - spostamento TRR Ponte4

STEP 9 (0,9mm, 86 kN) (prime fessurazioni)

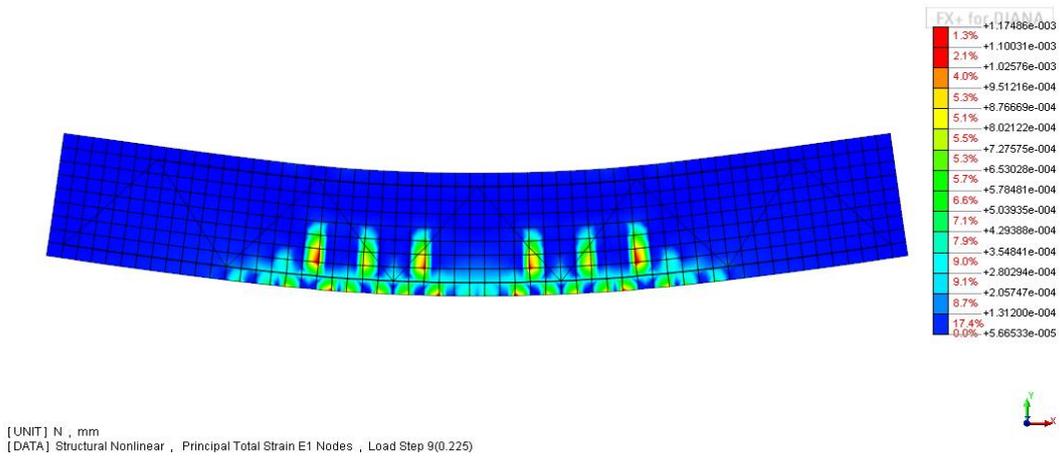


Figura 5.75: Stato deformativo calcestruzzo step 9

STEP 20 (-2 mm, 133 kN): Snervamento primo tirante teso

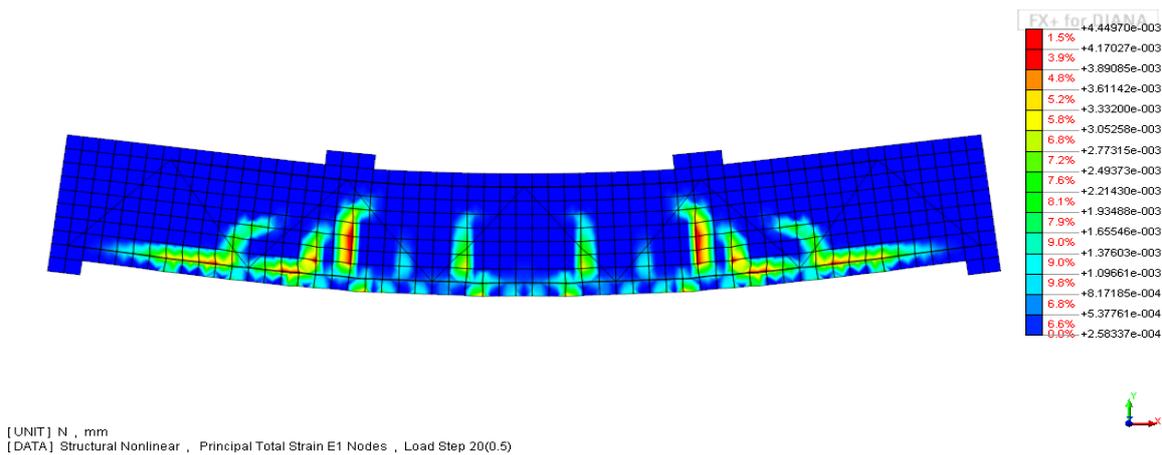


Figura 5.76: Stato deformativo calcestruzzo step 20

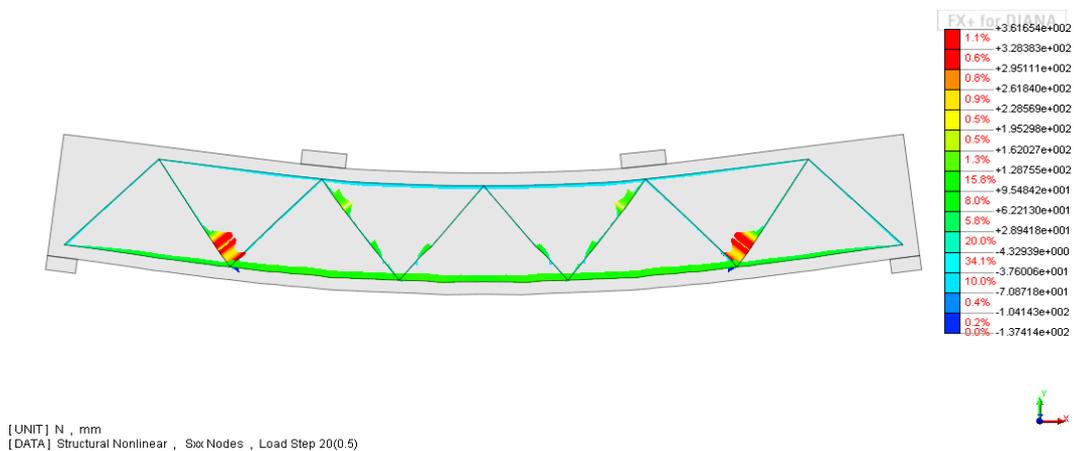


Figura 5.77: Reinforcement: snervamento primo tirante teso step 20

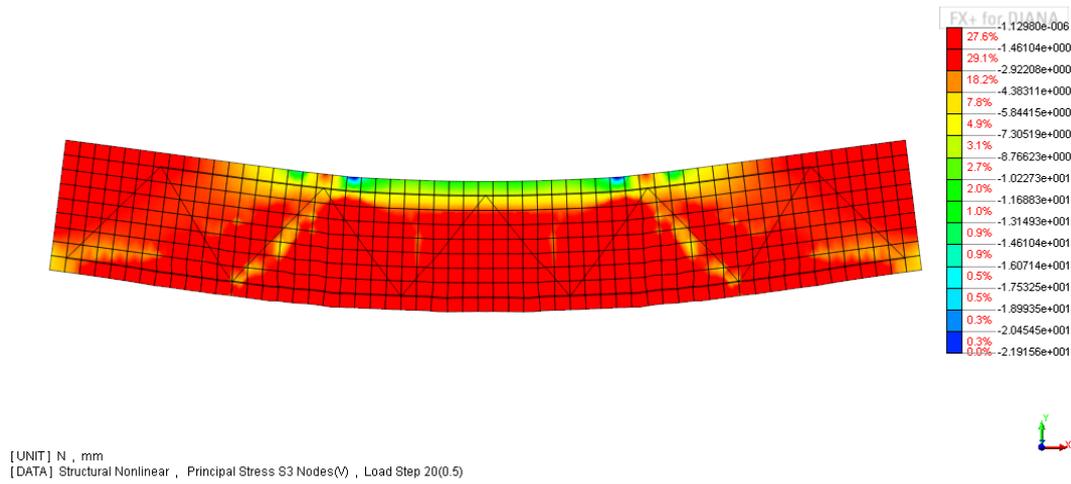


Figura 5.78: Stato tensionale calcestruzzo step 20

STEP 41 (-4.1 mm, 169 kN): prima della rottura

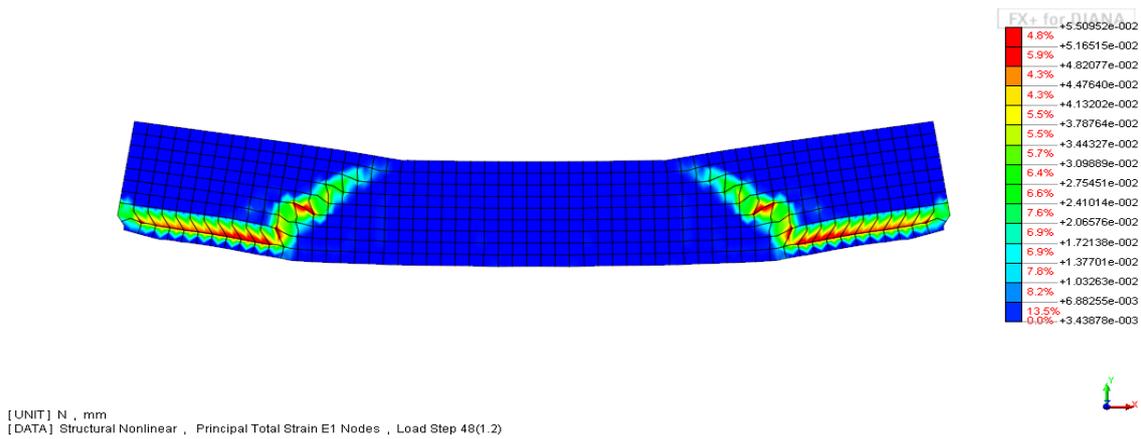


Figura 5.76: Stato deformativo calcestruzzo step 41

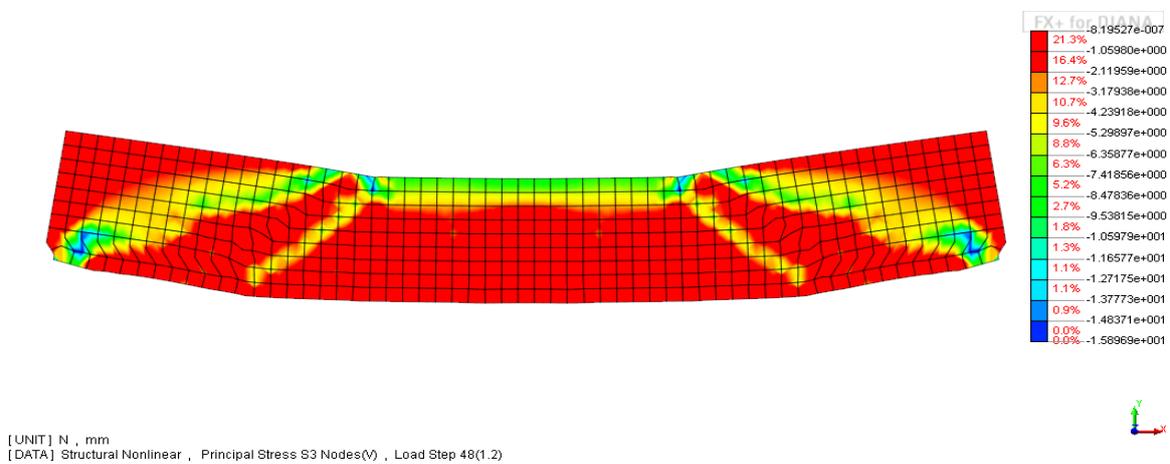


Figura 5.77: Stato tensionale calcestruzzo step 41

CONSIDERAZIONI

Caratteristiche materiali [N, m]:

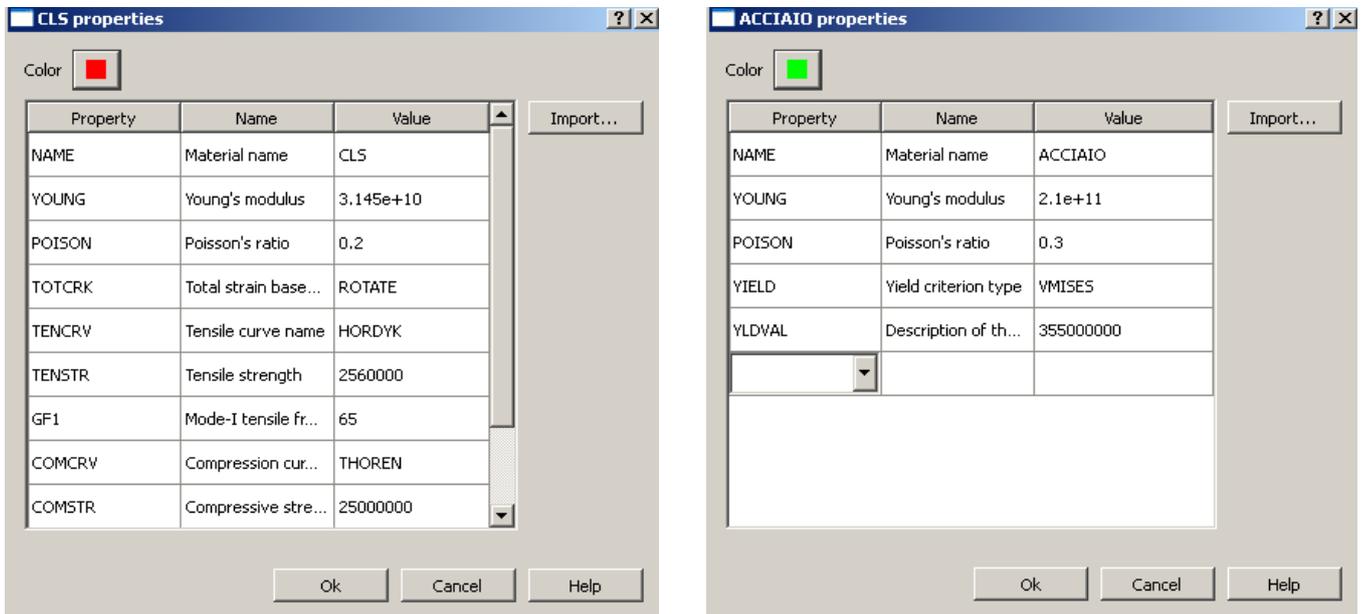


Figura 5.78: Caratteristiche materiali modelli FEM Travi Ponte

Comportamento reinforcement:

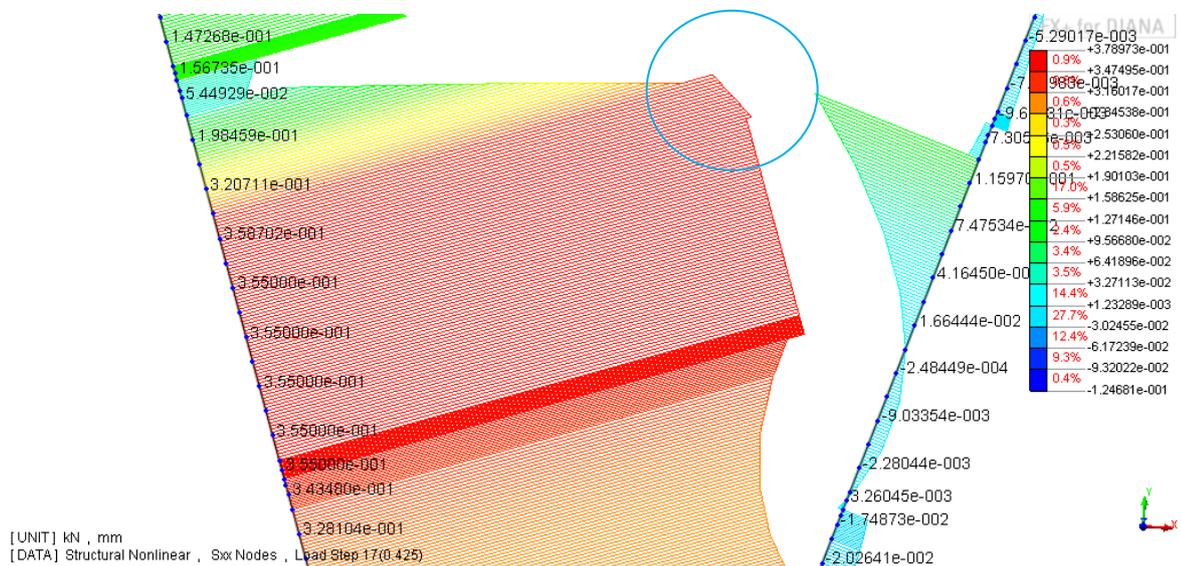


Figura 5.79: Particolare snervamento elementi reinforcement

Per poter seguire lo snervamento delle anime della reticolare gli elementi reinforcement sono stati opportunamente suddivisi ed è stato generato in ogni suddivisione un ulteriore nodo centrale; si può vedere come effettivamente tali elementi seguano il legame costitutivo elasto-perfettamente plastico adottato (Von Mises, 355 MPa) anche se prima dello snervamento possono presentare un picco di tensione ad un nodo estremo che supera la tensione di snervamento.

Carichi di snervamento e carichi di rottura:

Tabella 5.6: Carichi di primo snervamento e di rottura travi TRR ponte

TRAVE	CARICO SNERVAMENTO [kN]	CARICO ROTTURA [kN]
TRAVE 1	359	545
TRAVE 2	114	191
TRAVE 3	288	432
TRAVE 4	133	169

Osservazioni:

Per tutte le travi modellate era stato previsto un carico a rottura di 250 kN per cui si era ipotizzato lo snervamento degli elementi taglio-resistenti in acciaio (pareti della reticolare) e la formazione di un puntone compresso in calcestruzzo.

Le travi presentano inizialmente delle fessurazioni verticali flessionali e sviluppano poi un'ampia fessura inclinata in corrispondenza degli appoggi per un carico che porta anche allo snervamento del primo tirante in acciaio della reticolare: lo stato tensionale della matrice di calcestruzzo evidenzia in genere la formazione del puntone di calcestruzzo, spesso inserito in un meccanismo ad arco globale.

Analizzando l'andamento delle curva carico-spostamento si può notare come quello della trave 4 si discosti da quello delle travi 1 – 2 – 3 che presentano invece un comportamento simile. Per quest'ultima inoltre si è deciso di assumere un comportamento plastico incrudente dell'acciaio delle armature per poter valutare come questo possa influire sul comportamento a rottura della trave:

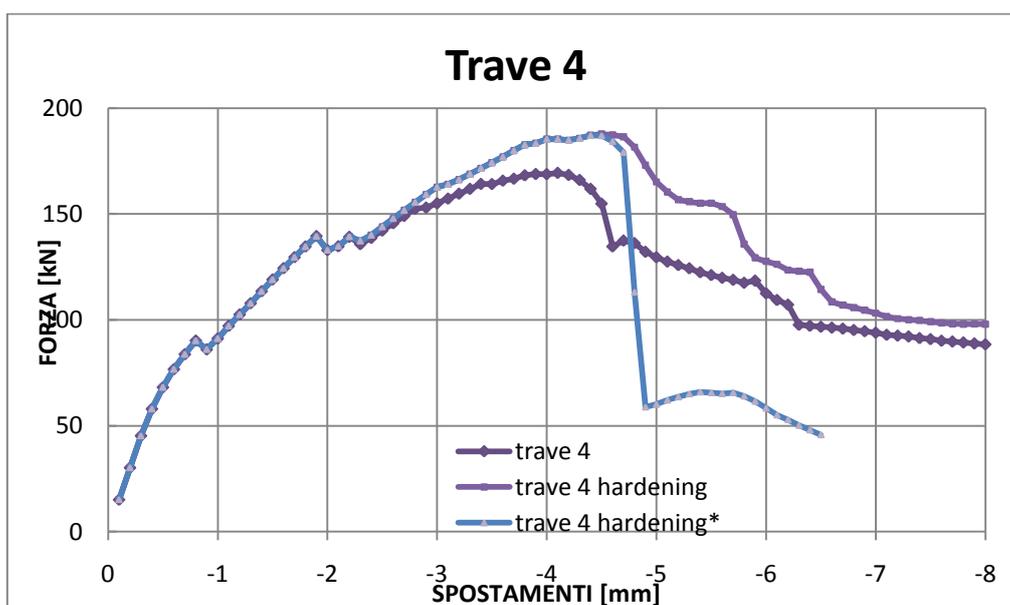


Figura 5.80: Confronto curve carico-spostamento con diversi legami costitutivi acciaio

CAPITOLO 6

CONCLUSIONI

6.1 CONSIDERAZIONI SUI RISULTATI OTTENUTI

Lo scopo di questo lavoro di ricerca è stato lo sviluppo tecnico e pratico di una nuova tipologia di trave mista denominata "TRR PONTE": dagli studi iniziali che hanno portato alla realizzazione del prodotto anche da un punto di vista pratico-produttivo, si è passati alla formulazione di un algoritmo semplificato di progettazione a taglio. In particolare, dato il quadro normativo fortemente penalizzante per questa tipologia di trave, si è proposto un modello analitico Strut-and-Tie che tenesse conto da un lato delle specifiche caratteristiche della tipologia di trave analizzata e dall'altro offrisse uno strumento pratico ed efficace per ottimizzare sezioni e materiali. Tale modello si basa sulla schematizzazione di un traliccio iperstatico composto ad aste incernierate ai nodi e costituito dal traliccio in acciaio e dalle bielle di calcestruzzo, di cui si sono ipotizzate geometria ed inclinazione: tramite equazioni di equilibrio ai nodi è stato possibile valutare le azioni interne che la sollecitazione tagliante induce nella reticolare composta andando parallelamente a porre delle condizioni ausiliarie che permettessero di controllare il meccanismo di collasso a taglio della trave stessa.

L'ipotesi dell'attivazione della biella di calcestruzzo all'interno della reticolare in acciaio è stata confermata sia dai test in laboratorio che dalle analisi numeriche: questo da un lato conferma l'attendibilità dell'assunzione fatta in merito alla formazione di un traliccio composto all'interno della trave e dall'altra sottolinea come non sia cautelativo trascurare la presenza del calcestruzzo che, oltre ad essere parte attiva nei meccanismi resistenti, può anche indurre modalità di collasso fragili a taglio e quindi estremamente pericolose se non valutate e controllate.

Al contrario, la progettazione delle travi TRR Ponte si è basata sul raggiungimento del collasso a taglio secondo una modalità duttile, ovvero con snervamento e rottura della prima asta tesa della reticolare in acciaio e preservando lo schiacciamento della biella in calcestruzzo: i test sperimentali hanno confermato le ipotesi fatte in quanto le travi TRR Ponte sono arrivate alla crisi per la rottura del primo elemento teso del traliccio ed è stato possibile individuare e misurare la biella di calcestruzzo formatasi nei primi passi del traliccio. Le caratteristiche geometriche rilevate in laboratorio sono state quindi confrontate con quelle assunte in fase di progettazione ed esse si sono dimostrate opportunamente cautelative. Nei modelli FEM, allo snervamento dei primi diagonali tesi della reticolare si è evidenziata la formazione di una zona compressa tra tra i punti di applicazione dei carichi e gli appoggi nella matrice di calcestruzzo e la crisi è arrivata per rottura lato acciaio, come osservato nelle prove sperimentali e progettato in fase di dimensionamento.

Per quanto riguarda invece i carichi di collasso, i dati di laboratorio hanno fornito dei valori superiori rispetto a quelli ipotizzati ma in linea invece con quelli forniti dall'analisi numerica: questo da un lato indica che gli algoritmi di calcolo proposti consentono un dimensionamento a favore di sicurezza della trave e dall'altro implica che il modello FEM adottato, seppur semplificato, rappresenta un pratico strumento per la conoscenza dei carichi di collasso, oltre che dei meccanismi di rottura a taglio, per la trave TRR Ponte.

6.2 CONCLUSIONI

Per lo studio del fenomeno del comportamento a taglio delle travi reticolari miste è stato proposto in questo lavoro un modello analitico che si basa sull'ipotesi della formazione all'interno della trave di un traliccio iperstatico composto da aste incernierate ai nodi e costituito dagli elementi in acciaio del traliccio e dalle bielle compresse di calcestruzzo. Quello proposto è un modello semplificato: per poter tenere conto dell'effettiva propagazione delle forze tra i materiali bisognerebbe conoscere la rigidezza delle connessioni e passare quindi da una ipotesi di aste semplicemente incernierate ($k=0$) ad un modello che simuli l'effettivo comportamento dei nodi attraverso l'inserimento di molle dotate di una certa rigidezza ($k \neq 0$).

$k=0$

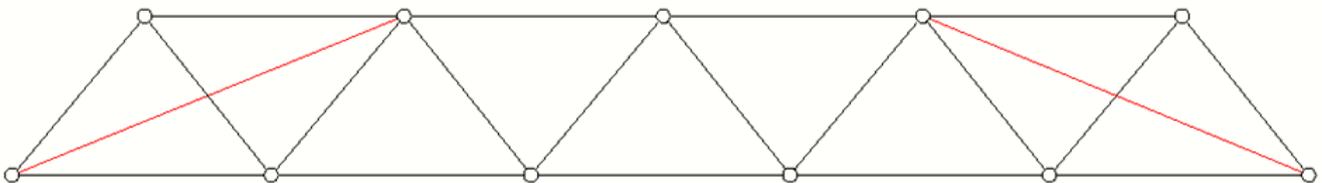


Figura 6.1: Traliccio iperstatico $k=0$

$k \neq 0$

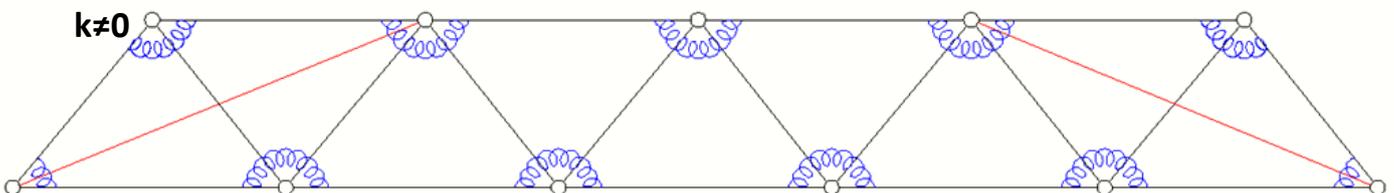


Figura 6.1: Traliccio iperstatico $k \neq 0$

Il modello di traliccio iperstatico composto ad aste incernierate ha permesso comunque di prevedere correttamente il meccanismo di collasso delle travi TRR Ponte: la presenza del fazzoletto nei nodi della reticolare sicuramente induce un certo grado di rigidezza nelle connessioni e, con un modello che ne colga gli effetti, probabilmente si arriverebbe a prevedere

con maggior precisione il carico di rottura della trave che dalle prove sperimentali è risultato essere superiore rispetto a quello ipotizzato.

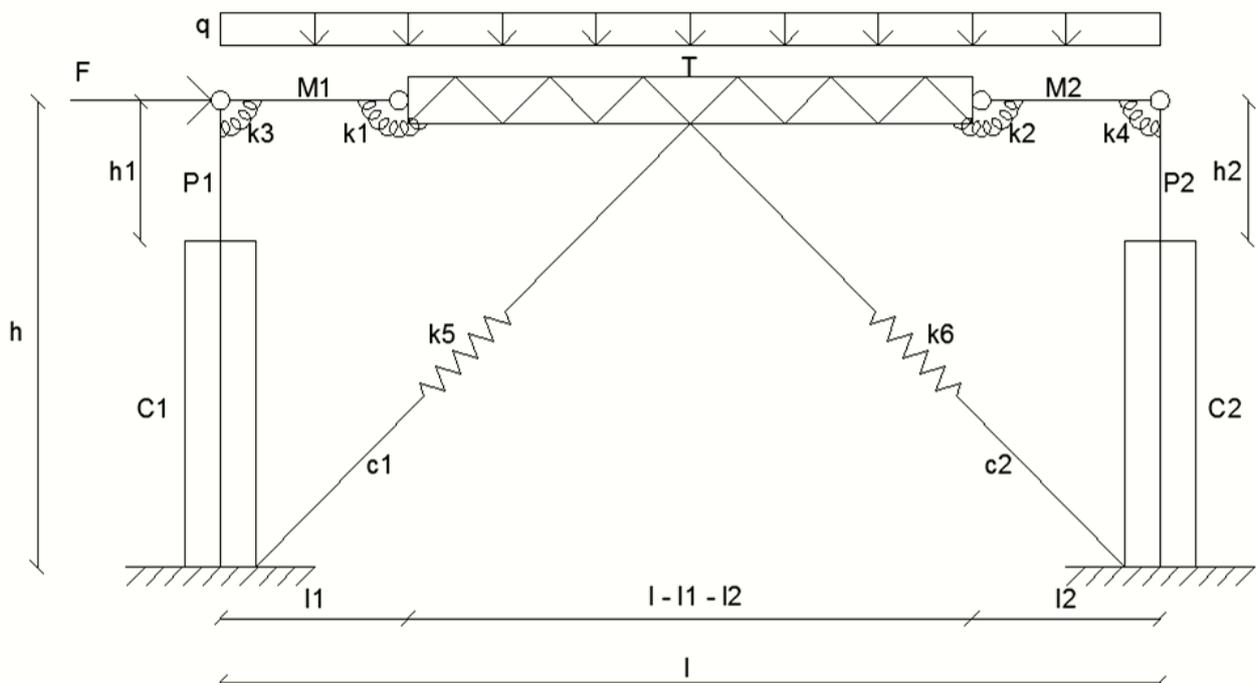
La rigidità della connessione, rappresentata dal parametro k nel modello ad aste incernierate con molle, dipende dalle caratteristiche dei nodi, in particolare dalla geometria degli elementi che lo costituiscono e dalle saldature. Per poter stimare k con precisione servirebbe uno studio ad hoc della connessione e questo approccio sarebbe utile soprattutto se si volesse analizzare il comportamento a fatica locale e globale della trave: è proprio nelle connessioni, infatti, che si concentra il danneggiamento nei cicli di carico scarico e ricavare da prove sperimentale un k limite a fatica che tenga conto anche del ruolo svolto dal calcestruzzo che avvolge il nodo permetterebbe di ottimizzare la fase di progettazione delle travi. (In appendice un esempio di studio parametrico della rigidità delle connessioni applicato ad un portale)

Lo studio del comportamento a fatica locale e globale soprattutto nelle travi TRR Ponte permetterebbe d'altro canto di valutare un nuovo ambito di utilizzo per questa tipologia di travi, ovvero non solo nel contesto civile-residenziale ma anche applicazioni in infrastrutture quali ponti e viadotti. La trave TRR Ponte potrebbe essere in particolar modo adatta per la realizzazione di ponti integrali nei quali l'impalcato è reso solidale alla sottostruttura escludendo quindi l'utilizzo di dispositivi di appoggio e di giunti di espansione: essi infatti rappresentano nel tempo dei punti deboli per l'intera struttura soprattutto per quanto concerne la durabilità e la manutenzione della stessa, rivelandosi quindi particolarmente onerosi sia in fase iniziale di posa in opera che nel medio-lungo periodo. Da un punto di vista strutturale poi l'adozione di uno schema iperstatico garantisce maggiori riserve di resistenza in presenza, ad esempio, di una azione sismica, oltre che indurre andamenti più uniformi delle sollecitazioni flessionali e taglianti con valori di picco più bassi.

APPENDICE

Si propone di seguito uno studio parametrico della rigidezza delle connessioni applicato ad una struttura a telaio: l'inserimento di molle dotate $k \neq 0$ permette di tenere conto di una rigidezza diversa dai due casi limiti di incastro ($k \rightarrow \infty$) e di cerniera ($k=0$).

Il lavoro, di cui qui si riporta l'impostazione iniziale del problema e il metodo risolutivo, è stato svolto con l'ausilio del software "Mathematica" e i risultati ottenuti sono stati poi confrontati con un modello ad elementi finiti.



CARATTERISTICHE GEOMETRICHE PORTALE

l	500 cm
l1	50 cm
l2	30 cm
h	300 cm
h1	30 cm
h2	40 cm

ELEMENTO STRUTTURALE

C1	colonna 1 omogeneizzata calcestruzzo 30x45 cm
C2	colonna 2 omogeneizzata calcestruzzo 30x50 cm
P1	profilato 1 HEA 140

CARATTERISTICHE MATERIALE

$E_c=3,5 \times 10^6$ N/cm ²	$\nu=0,2$
$E_c=3,5 \times 10^6$ N/cm ²	$\nu=0,2$
$E_a=2,1 \times 10^7$ N/cm ²	$\nu=0,3$

UN MODELLO STRUT AND TIE PER LO STUDIO DEL FENOMENO DEL COMPORTAMENTO A TAGLIO IN TRAVI
RETICOLARI MISTE ACCIAIO CALCESTRUZZO

P2	profilato 2 HEA 160	$E_a=2,1 \times 10^7 \text{ N/cm}^2$	$\nu=0,3$
M1	mensola 1 HEA 200	$E_a=2,1 \times 10^7 \text{ N/cm}^2$	$\nu=0,3$
M2	mensola 2 HEA 180	$E_a=2,1 \times 10^7 \text{ N/cm}^2$	$\nu=0,3$
T	trave omogeneizzata calcestruzzo 30x40 cm	$E_c=3,2 \times 10^6 \text{ N/cm}^2$	$\nu=0,3$
c1	controvento 1 $\varnothing 10$	$E_a=2,1 \times 10^7 \text{ N/cm}^2$	$\nu=0,3$
c2	controvento 2 $\varnothing 15$	$E_a=2,1 \times 10^7 \text{ N/cm}^2$	$\nu=0,3$

	TIPO DI CARICO	VALORE
q	distribuito	10 N
F	concentrato	10000 N

	RIGIDEZZA MOLLA
k1	$4 \times 10^7 \text{ Ncm/rad}$
k2	$2 \times 10^7 \text{ Ncm/rad}$
k3	$3 \times 10^7 \text{ Ncm/rad}$
k4	$5 \times 10^7 \text{ Ncm/rad}$
k5	$(EA)c_1/(l)c_1 \text{ N/cm}$
k6	$(EA)c_2/(l)c_2 \text{ N/cm}$

La risoluzione della struttura iperstatica proposta si basa sul teorema dei lavori virtuali e richiede la scelta di una struttura principale isostatica, ovvero equilibrata sotto l'azione dei carichi esterni: utilizzando il Principio di Sovrapposizione degli Effetti (PSE), la determinazione delle incognite iperstatiche (rappresentate, in senso generalizzato, da forze) avviene ripristinando la congruenza, ovvero si ricerca, attraverso la somma di soluzioni sicuramente equilibrate, l'unica soluzione che è anche congruente.

Si procede quindi associando al sistema reale di spostamenti n sistemi di forze fittizie costituite dall' i^{ma} iperstatica X_i , resa unitaria, e agente sul sistema principale. Le n equazioni così ottenute permettono di calcolare le n incognite iperstatiche X_j costituendo ancora un sistema lineare $n \times n$ nelle incognite X_j (equazioni di Müller-Breslau). Le equazioni di Müller-Breslau sono, di solito, scritte nella forma:

$$\eta_i = \eta_{i0} + \sum_{j=1}^n \eta_{ij} X_j, \quad i = 1, \dots, n \quad (\text{A.1})$$

dove i termini η_i rappresentano i lavori virtuali esterni determinati dal prodotto delle n forze concentrate per gli spostamenti negli n schemi parziali [i]; i termini η_{i0} rappresentano i lavori virtuali interni delle n caratteristiche di sollecitazione nello schema [0] per gli n spostamenti negli schemi parziali [i], e i termini $\eta_{ij} X_j$ rappresentano i termini di lavoro virtuale interni determinati dal prodotto delle caratteristiche di sollecitazione delle azioni unitarie di X_j per gli spostamenti negli schemi parziali [i].

BIBLIOGRAFIA

- [01] GIORDANO G., SPADEA G., *Stato Ultimo in flessione di travi in cemento armato con doppia armatura tipo REP: ricerca sperimentale* (Flexural ultimate state of reinforced concrete beams with double reinforcement REP type: experimental research). Report n. 65, Structural Department of University of Calabria, 1983.
- [02] GIORDANO G., OMBRES L., SPADEA G., *Modellazione teorica e controllo sperimentale del comportamento a rottura di travi inflesse di tipo REP* (Theoretical modelling and experimental verification of the collapse behaviour of REP type bended beams). L'Industria Italiana del Cemento 1987, 617.
- [03] TESSER L., VITALIANI R., *Composite steel truss and concrete beams and beam-column joints for seismic resistant frames modelling, numerical analysis and experimental verifications*, PhD thesis: University of Padua, Italy, 2009.
- [04] TESSER L., SCOTTA R., *Sperimentazione su travi tralicciate miste REP®- NOR*. VII Italian workshop on Composite Structure, Benevento, 2008
- [05] AA.VV. *Prove a flessione e taglio effettuate nell'ambito delle travi miste prefabbricate di tipo REP nel laboratorio della RDB a Pontenure*, 1987-1990
- [06] VINCENZI L., SAVOIA M., *Stabilità di tralicci PREM in prima fase - 18° Congresso CTE - Laser Copy Center Milano (ITA)* - n. volume 1 - pp. da 849 a 858 ISBN: 9788890364761 [Atto di Convegno (in Volume) - Relazione in Volume di Atti di Convegno], 2010
- [07] TULLINI N., REATO P., CAPPELLOZZA M., *Indagini sperimentali su travi miste acciaio-calcestruzzo con connessioni a traliccio*, 16° congresso CTE Parma, 2008
- [08] PUHALI R., SMOTLACK I., *Relazione sulle prove di push-out atte a determinare le leggi carico-scorrimento delle travi in un sistema composto tipo REP*, Laboratorio dell'Istituto di Scienza delle Costruzioni dell'Università di Trieste, 1980
- [09] AIELLO M. A., LA MENDOLA L., *Prove sperimentali di push-out su travi reticolari miste*, 25° Convegno Nazionale "Giornate AICAP 2009, Pisa, 2009
- [10] LA MENDOLA L., SCIBILIA N., COLAJANNI P., BADALAMENTI P., *Indagine sperimentale su nodi di tralicci in acciaio di travi reticolari miste*, Meccanica dei Materiali e delle Strutture Vol. 1 (2009), no.1, pp. 108-125
- [11] COLAJANNI P., LA MENDOLA L., MONACO A., *Modelli per l'interpretazione dei risultati di prove di push.out su travi reticolari miste*, Anidis, Bari, 2011

- [12] AMADIO C., MACORINI L., SORGON S., SURACI G., *Analisi di un sistema ibrido sismo-resistente costituito da elementi tralicciati inglobati nel calcestruzzo*, Estratto degli atti del 17° Congresso C.T.E. Roma, 2008
- [13] PERTROVICH F., CAMUS R., AMADIO C., *Un nuovo sistema strutturale per edifici multipiano in zone sismica realizzato mediante elementi tralicciati misti acciaio-calcestruzzo: analisi numerica e sperimentale*, Tesi di Dottorato: Università di Trieste, Italy, 2009
- [14] LEONE S., *Procedimenti di calcolo per travi REP®* - Associazione Produttori travi REP® - Milano, Marzo 1972.
- [15] VITALIANI R., SCOTTA R., SAETTA A., *Il calcolo agli stati limite delle strutture in calcestruzzo armato* - Edizioni Libreria Progetto, Padova, 2002.
- [16] VINCENZI L., MAZZOTTI C., SAVOIA M., *Stability in the first phase of the steel truss of composite steel truss and concrete beams* - XVII CTE Congress, Rome, 2008, 2: 741-750.
- [17] IZZO L., MINELLI F., PLIZZARI G., *Le travi reticolari miste nel cammino verso la normativa* - Atti del Congresso CTE 2006, Parma, Novembre 9-11
- [18] SORGON S., *Un nuovo sistema costruttivo in struttura composta acciaio-calcestruzzo per edifici multipiano in zona sismica* - Tesi di Laurea: Università degli studi di Trieste - 2004/2005
- [19] STIEVANIN E., *Studio sperimentale di tecniche per il ripristino e il rinforzo di strutture storiche in cemento armato* - Tesi di Laurea: Università degli studi di Trieste - 2004/2005
- [20] ASSOPREM AA.VV., *Progettare con le Travi Prefabbricate Reticolari Miste, PREM*, Tecniche Nuove, 2011
- [21] MINELLI F., RIVA P., *Comportamento a taglio di travi prefabbricate miste*, Ricerca Assoprem 2007-2009: Rapporto Finale di Ricerca
- [22] DM LL PP 14 Gennaio 2008, *Norme Tecniche per le Costruzioni* (Construction Technical Codes). Gazzetta Ufficiale 04 Febbraio 2008.
- [23] CEN. Eurocode 2: *Design of concrete structures Part 1-1: General rules and rules for buildings*. Comité Européen de Normalisation: Bruxelles, 2003.
- [24] CEN. Eurocode 4: *Design of composite steel and concrete structures Part 1-1: General rules and rules for buildings*. Comité Européen de Normalisation: Bruxelles, 2004.
- [25] Consiglio Superiori di Lavori Pubblici, *Linee guida per l'utilizzo di travi tralicciate in acciaio conglobate nel getto di calcestruzzo collaborante e procedura per il rilascio dell'impiego* - Settembre 2009
- [26] CEB-FIP, *CEB-FIP Model Code for concrete structures* - CEB Bulletin d'Information 1978, 124.
- [27] USER'S MANUAL, *DIANA Finite Element Analysis release 9.4.4*

RINGRAZIAMENTI

Ringrazio il Prof. Claudio Modena e l'azienda Reato Strutture di San Martino di Venezze presso cui ho svolto questa attività di ricerca in Apprendistato in Alta Formazione per la possibilità che mi è stata data.

Ringrazio la mia famiglia e soprattutto Simone per il supporto costante, per l'incoraggiamento nei momenti di sconforto, per la pazienza infinita.

Ringrazio i miei colleghi di lavoro, compagni di ventura e di sventura, che mi hanno accolta a braccia aperte e sempre accompagnata con un sorriso, in ogni circostanza: ringrazio soprattutto Cristiano per l'amicizia, per i pranzi assieme, per i momenti spensierati in ufficio.

Ringrazio infine Simone G per la fiducia che ha sempre dimostrato nelle mie capacità, per tutto quello che mi ha insegnato e trasmesso, per la tenacità con cui mi ha accompagnato in questo percorso, dall'inizio alla fine, e per averci creduto a volte forse più di me.

Anche grazie a voi questa esperienza mi ha insegnato che per *correre* non bastano le gambe e il fiato..... serve la testa, serve il cuore.