



INDAGINE SPERIMENTALE SU NODI DI TRALICCI IN ACCIAIO DI TRAVI RETICOLARI MISTE

Lidia La Mendola^{*}, Nunzio Scibilia^{*}, Piero Colajanni[†] e Valeria Badalamenti^{*}

^{*} Dipartimento di Ingegneria Strutturale, Aerospaziale e Geotecnica (DISAG)

Università di Palermo

Viale delle Scienze, 90128 Palermo, Italy

e-mail: lidia.lamendola@unipa.it - scibilia@unipa.it - badalamenti.valeria@unipa.it

[†] Dipartimento di Ingegneria Civile

Università di Messina

Contrada di Dio, Villaggio S.Agata, 98166 Messina Italy

e-mail: pieroc@ingegneria.unime.it

(Ricevuto il 22 Luglio 2009, Revisionato il 27 Luglio 2009, Accettato il 30 Luglio)

Key words: Experimental Investigation, Composite Trussed Beams, Welded Joints, Digital Scanner, Analytical Modeling.

Parole chiave: Indagine Sperimentale, Travi Reticolari Miste, Giunti Saldati, Scansione Digitale, Modellazione Analitica.

Abstract. *Results of experimental tests on welded joints of steel truss of encased composite steel-concrete beams are presented. The welding of the inclined web bars to top bars, both of steel type B450C, and to bottom steel plate, the latter made of S355 steel type, are tested. Two analytical expressions for prediction of welding strength are derived: the one based on a resistance criterion and the other based on a limit domain of the welding section. Guidelines for choosing the effective dimensions of the fillet weld, necessary to determine the strength, are provided. A high precision digital scanner is used to validate the suggested guidelines to determine the geometrical characteristics of the fillet weld.*

Sommario. *Si presentano i risultati di una indagine sperimentale finalizzata alla verifica delle connessioni saldate del traliccio metallico di travi prefabbricate reticolari miste. Le prove sono condotte su saldature di collegamento fra barre di acciaio di tipo B450C del traliccio d'anima diagonale con il corrente superiore realizzato con barre del medesimo acciaio, e con il piatto metallico inferiore, realizzato con acciaio da carpenteria S355. Vengono fornite due espressioni analitiche, una basata su un criterio di resistenza locale e una basata sulla individuazione di una superficie limite del dominio di rottura della sezione di gola, e vengono individuate le dimensioni geometriche del cordone di saldatura necessarie per la previsione della resistenza del giunto. Un'indagine attraverso un sistema di scansione digitale consente di verificare i criteri proposti per l'individuazione delle dimensioni geometriche delle grandezze caratteristiche delle saldature.*



1 INTRODUZIONE

Le travi reticolari miste hanno da tempo trovato in Italia larga applicazione in quanto consentono di industrializzare il processo edilizio, senza alterare sostanzialmente i processi costruttivi e i protocolli organizzativi delle imprese esecutrici. Negli ultimi anni i produttori di tralicci in acciaio hanno costituito diversi consorzi e caratterizzato le diverse tipologie di tralicci con sigle commerciali (REP, SER, PREM, etc.); inoltre, hanno avvertito l'esigenza di dotarsi di specifiche norme tecniche di progettazione e realizzazione, promuovendo attività di ricerca teorica e sperimentale sui loro prodotti. In particolare nel 2006 si è costituita l'ASSOPREM, Associazione di Produttori di Travi Reticolari Miste a cui afferiscono diverse aziende dislocate su tutto il territorio nazionale, che ha stipulato con il CIS-E (Consorzio per le Costruzioni dell'Ingegneria Strutturale in Europa) di Milano una convenzione per la realizzazione di indicazioni per la progettazione delle travi prefabbricate reticolari miste che recepissero i più attuali principi di progettazione delle costruzioni. La convenzione ha coinvolto varie unità di ricerca facenti prevalentemente riferimento a Dipartimenti di Università Italiane, tra cui quella facente capo a docenti dell'Università di Palermo e di Messina, autori del presente articolo. Al fine di fornire adeguata risposta al mandato ricevuto il CIS-E, dopo l'esecuzione di indagini sperimentali e di analisi teoriche, ha predisposto documenti riguardanti la progettazione, la realizzazione, il montaggio e il collaudo di travi reticolari miste, che sostanzialmente inquadrano la tipologia strutturale in esame fra le strutture composte.

In tale contesto va rilevato che le nuove norme tecniche sulle costruzioni¹ (D.M. 14/01/2008) al capitolo 4.3 trattano delle costruzioni composte acciaio-calcestruzzo nelle quali i due materiali interagiscono per fornire le resistenze e le rigidità richieste. La norma fa riferimento espressamente alle travi composte costituite da sezioni in acciaio ad I o ad H, con ali generalmente dissimmetriche, e da una soletta in calcestruzzo resa solidale alla trave per mezzo di connettori. Tale tipologia adottata con successo in vari paesi, ha trovato ampia diffusione nelle costruzioni di edifici e di ponti. Pertanto, in letteratura sono disponibili dettagliate indicazioni normative e un'ampia e consolidata bibliografia, riferite soprattutto alle travi con connessioni con pioli muniti di testa, che ne descrivono i principi di funzionamento e regolano le metodologie e le procedure di calcolo.

La tipologia in esame, che non si inquadra nell'ambito delle travi composte acciaio-calcestruzzo tradizionalmente intese e sopra specificate, è invece caratterizzata da specifiche peculiarità in quanto si avvale dei vantaggi della parziale prefabbricazione. Le travi infatti sono costituite da un traliccio preparato in stabilimento che viene successivamente posto in opera e inglobato in un getto di calcestruzzo; il traliccio è costituito da un corrente superiore in genere realizzato con barre abbinato, da un corrente inferiore realizzato con un piatto metallico o con un fondello in calcestruzzo armato, e da barre d'anima inclinate. Queste ultime e il corrente superiore possono essere costituite da barre in acciaio da carpenteria o da barre di acciaio da cemento armato.

In Figura 1 sono riportati alcuni esempi di tralicci, a spessore di solaio ed emergenti, con fondello in acciaio o in calcestruzzo, relativi a diverse tipologie di trave tra le più diffuse.

I problemi principali connessi al funzionamento della trave reticolare mista consistono nell'accoppiamento di acciai da carpenteria con acciai da cemento armato e nell'assenza di specifici connettori. Lo scorrimento tra i due materiali è contrastato dalla reazione del



traliccio in acciaio annegato nel calcestruzzo. Tali peculiarità fanno sì che le travi reticolari miste sono state inquadrare nel punto 4.6 delle norme tecniche, relativo ai materiali non tradizionali o non trattati dalle norme, il che comporterebbe per il loro impiego la preventiva autorizzazione del Servizio Tecnico Centrale, su parere del Consiglio Superiore dei Lavori

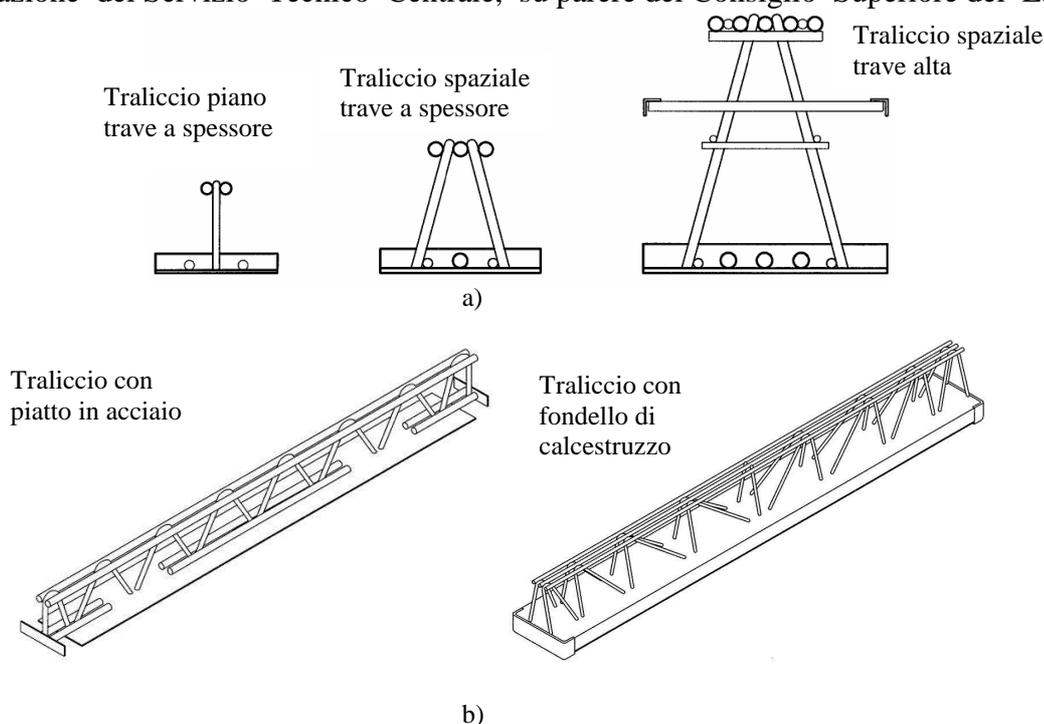


Figura 1. Tipologie di traliccio metallico di travi prefabbricate reticolari miste:
a) sezioni trasversali; b) viste assometriche.

Pubblici. Tale situazione determina una condizione di notevole ostacolo ad un'ulteriore diffusione di queste tipologie costruttive, con gravi ripercussioni economiche per i produttori, alla quale hanno cercato di porre rimedio supportando una campagna di indagini sperimentali, volta a chiarire i principali aspetti del comportamento strutturale delle travi reticolari miste.

La presente nota è relativa alla sperimentazione condotta su una particolare tipologia di trave, prodotta dalla ditta Sicilferro Torrenovese, sita nel territorio della Sicilia orientale, la quale ha realizzato i campioni sottoposti alle indagini sperimentali. Tra le indagini svolte quelle relative al comportamento dei giunti saldati del traliccio, nella fase che precede il getto (fase I), sono descritte di seguito, insieme ai risultati e alla loro interpretazione.

Nel sistema analizzato il traliccio è costituito da un corrente inferiore formato da un piatto in acciaio, da una o più barre longitudinali (corrente superiore) e da aste di parete variamente disposte. Il traliccio si configura come una struttura reticolare chiamata a resistere alle azioni indotte nella fase di getto del calcestruzzo, eventualmente con l'ausilio di puntelli. I giunti tra i componenti del traliccio sono realizzati con saldatura, eseguita in stabilimento con procedimenti semiautomatici (MIG, MAG, TIG), e da essi deriva l'affidabilità dell'elemento strutturale.

Successivamente all'indurimento del calcestruzzo ha inizio la seconda fase di vita dell'elemento strutturale (fase II), nella quale il compito di resistere alle sollecitazioni è



demandato all'intera sezione composta di acciaio e calcestruzzo. In essa l'armatura è costituita dal traliccio metallico, affiancato alle estremità della trave dalle tradizionali armature da cemento armato. In questa fase la trasmissione degli sforzi tra acciaio e calcestruzzo è demandata all'interazione di quest'ultimo con le barre d'anima collegate ai correnti inferiore e superiore dalle saldature.

Per verificare l'efficacia delle soluzioni tecnologiche e costruttive impiegate nella realizzazione del traliccio e dei giunti si è ritenuto opportuno predisporre alcune semplici prove di trazione diretta, eseguibili in laboratorio utilizzando una macchina di prova universale. A tal fine sono stati realizzati campioni con barre di diversa sezione e piatti di diverso spessore, e se ne è analizzato il comportamento meccanico e le modalità di rottura.

Queste prove si inseriscono in un ambito più generale riguardante un'indagine teorico-sperimentale finalizzata sia alla valutazione dei meccanismi locali di trasmissione degli sforzi tra acciaio e calcestruzzo,²⁻⁴ che alla comprensione del comportamento di tali tipologie di travi inserite in telai sismo-resistenti in presenza di azioni sismiche⁵⁻⁶.

2 TIPOLOGIA OGGETTO DELLE INDAGINI SPERIMENTALI

La sperimentazione presentata di seguito è rivolta ad indagare sul comportamento in fase I precedente al getto di calcestruzzo ed è effettuata su campioni, aventi altezza a spessore di solaio (250 mm) e traliccio spaziale costituito dal piatto inferiore in acciaio da carpenteria di tipo S355 e dal corrente superiore realizzato con barre abbinato di acciaio da cemento armato di tipo B450C. L'armatura d'anima è costituita da barre inclinate a V rovescia (cavallotti), anch'esse realizzate con tondi di acciaio da cemento armato di tipo B450C, continue ed opportunamente piegate all'estremità superiore ed interrotte all'estremità inferiore. I cavallotti sono collegati ai correnti superiori con saldature a cordone d'angolo e al piatto inferiore con saldature di testa.

La tipologia del traliccio dei campioni sottoposti a prova è rappresentata in Figura 2, dove sono evidenziati i giunti analizzati. Sono state effettuate prove su campioni con i seguenti abbinamenti tra barre e piatto metallico: per il corrente superiore barre con diametro 16, 22 e 26 mm; per l'armatura d'anima barre di diametro 12, 16, 20 e 22 mm; per il piatto metallico spessori di 5 e 8 mm.



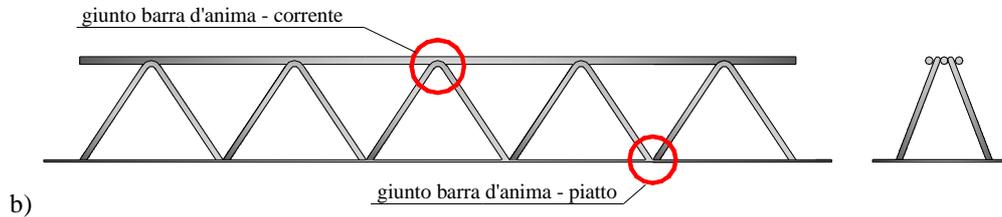


Figura 2. Traliccio reticolare di riferimento nella sperimentazione : a) foto; b) sezioni.

3 PROVE SUI GIUNTI SALDATI

Per la determinazione della capacità delle saldature del giunto barra d'anima-piatto e del giunto barra d'anima-corrente superiore sono state effettuate prove di trazione, a controllo di spostamento.

Inoltre su un provino per tipologia di giunto si è eseguito un controllo dimensionale con un sistema di scansione che ha permesso un'acquisizione tridimensionale delle dimensioni geometriche degli elementi costituenti e dei cordoni di saldatura.

Preliminarmente, con la finalità di conoscere i legami costitutivi dei singoli materiali che costituiscono le travi reticolari, sono state eseguite prove di trazione uniassiale su barre di acciaio di diametro 12 e 16 mm e su provini di lamiera, seguendo le modalità descritte nella norma "UNI EN 10002-1:2004: Materiali metallici-Prova di trazione"⁷. Nella Tabella 1 sono riportati i valori medi dei risultati sperimentali in termini di tensione e corrispondente deformazione allo snervamento (f_y , ϵ_y) e al picco (f_p , ϵ_p).

Caratteristiche acciaio	Valori medi B450C barra $d_a = 12$ mm	Valori medi B450C barra $d_a = 16$ mm	Valori medi S355 piatto $s=5$ mm
f_y [MPa]	555.64	518.20	367.02
ϵ_y [%]	0.27	0.26	0.18
f_p [MPa]	632.60	635.15	519.30
ϵ_p [%]	11.67	9.12	15.00

Tabella 1: Risultati di prove di trazione sugli acciai (tensioni e deformazioni).

3.1 Giunto barra d'anima-piatto

Il campione rappresentativo del giunto barra d'anima-piatto, riportato in Figura 3 e indicato nel seguito come giunto di tipo A, è costituito da spezzoni di tondo saldati a completa penetrazione di testa ad un piatto, utilizzando materiale d'apporto avente tensione di rottura non inferiore a 510 MPa (S355). Il prototipo progettato, di semplice esecuzione, riproduce il sistema costruttivo adottato per le travi reticolari in esame, a meno della presenza della seconda barra saldata necessaria per l'applicazione dello sforzo di trazione.

Sono stati realizzati 17 campioni accoppiando barre d'anima di diverso diametro con piatti aventi due differenti spessori, così come indicato in Tabella 2.

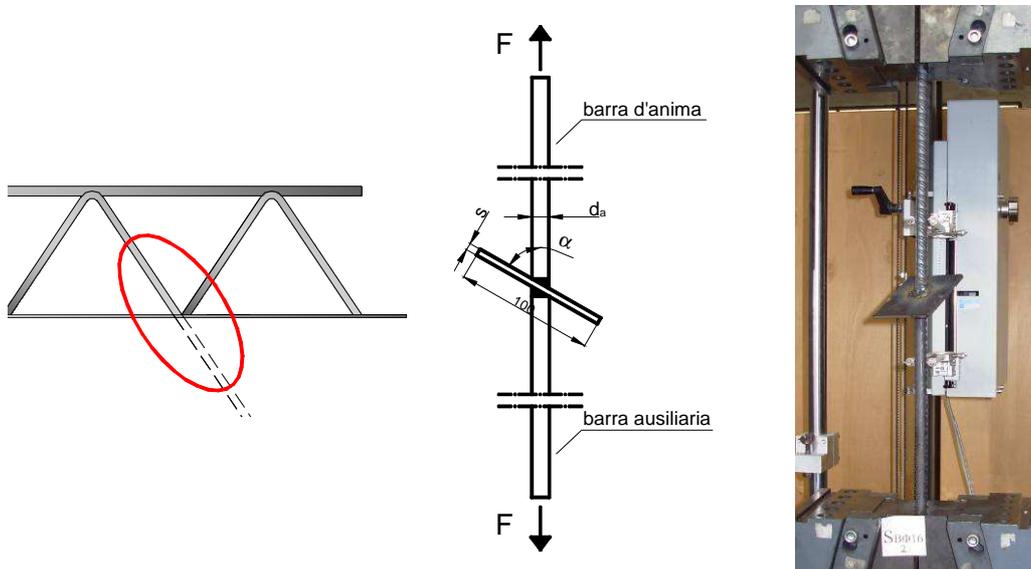


Figura 3. Schema del giunto saldato tipo A armatura d'anima-piatto (dimensioni in mm).

Nel grafico di Figura 4 vengono presentati i risultati delle prove riportando il valore del carico di rottura sperimentale F_{spe} , normalizzato rispetto al carico che produce lo snervamento della barra ($A_b f_y$). I valori utilizzati per la tensione di snervamento sono quelli rilevati sperimentalmente per i diametri di 12 e 16 mm e riportati in Tabella 1; per i diametri di 20 e 22 mm si è assunta la tensione di snervamento rilevata per il diametro di 16 mm.

Le modalità di rottura dei giunti sono riportate nella Tabella 4 presentata nel successivo paragrafo.

Nel grafico di Figura 4 sono inoltre riportati i valori medi x_m e i coefficienti di variazione CV per ogni tipologia. I risultati mostrano che i giunti relativi ai provini con barre d'anima di diametro 12 mm, nei quali peraltro si presenta la rottura della barra per la metà dei campioni, consentono di effettuare saldature a completo ripristino di resistenza; tale caratteristica diventa più difficile da realizzare per diametri maggiori. Valori della resistenza normalizzata superiori a 0.85, congiuntamente a valori del coefficiente di variazione inferiore al 10% per tutti i campioni attestano comunque l'efficacia del procedimento di saldatura.

N.ro provini A	Barra d'anima d_a [mm]	Spessore piatto s [mm]
6	12	5
3	16	5
2	20	5
3	20	8
3	22	8

Tabella 2: Accoppiamenti barra d'anima-piatto nei giunti di tipo A.

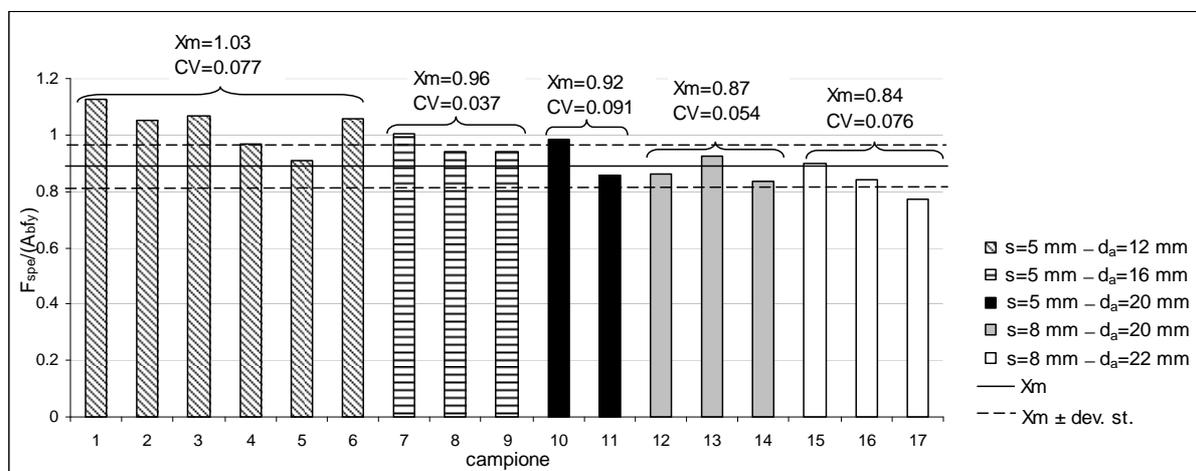


Figura 4. Grafico $F_{spe}/(A_b f_y)$ per i campioni del giunto tipo A.

3.2 Giunto barra d'anima-corrente superiore

Il campione realizzato con l'obiettivo di riprodurre il comportamento del giunto barra d'anima-corrente superiore, riportato in Figura 5, è costituito da una barra a V rovescia, che rappresenta la barra d'anima saldata con cordone d'angolo a due barre che rappresentano il corrente superiore. Inoltre per permettere la realizzazione della prova di trazione il campione è completato da due piatte e una barra ausiliaria collegati tra di loro con saldature sovraresistenti.

I campioni sono stati realizzati utilizzando due differenti processi di saldatura impiegando materiali d'apporto aventi rispettivamente tensione di rottura non inferiore a 430 MPa (S275) e 510 MPa (S355). La prima tipologia è indicata di seguito con la sigla B1, la seconda con sigla B2. Sono stati realizzati 18 campioni con la prima tipologia di saldatura (giunti di tipo B1) e 15 campioni con la seconda tipologia di saldatura (giunti di tipo B2); tali campioni prevedono accoppiamenti tra barre d'anima di diametro di 12, 16 20 e 22 mm con correnti di 16, 22 e 26 mm nella maniera riportata in Tabella 3.

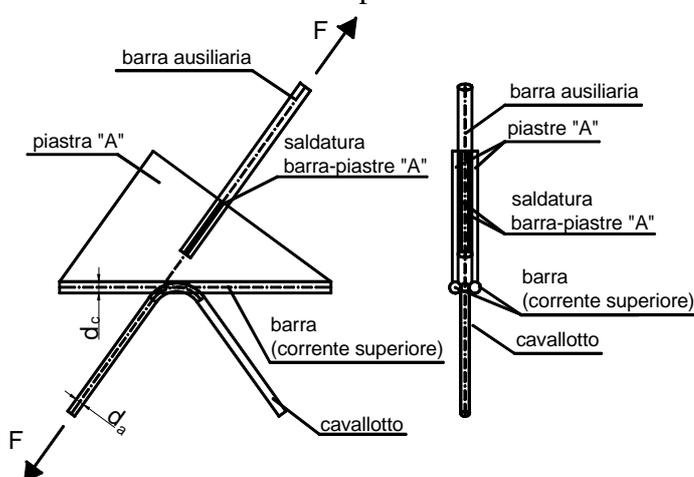


Figura 5. Schema del giunto saldato armatura d'anima-corrente superiore (dimensioni in mm).



N.ro provini B1	N.ro provini B2	Barra d'anima d_a [mm]	Barra corrente d_c [mm]
6	3	12	16
3	3	16	22
3	3	16	26
3	3	20	22
3	3	22	26

Tabella 3: Accoppiamenti delle barre d'anima e correnti nei giunti tipo B.

Analogamente a quanto fatto per i giunti di tipo A, i grafici delle Figure 6 e 7 contengono i risultati sperimentali delle prove espressi attraverso il rapporto tra il valore del carico di rottura rilevato sperimentalmente F_{spe} e il carico che produce lo snervamento della barra d'anima ($A_b f_y$), unitamente al valore medio e al coefficiente di variazione per ogni tipologia, rispettivamente per i giunti di tipo B1 e per i giunti di tipo B2.

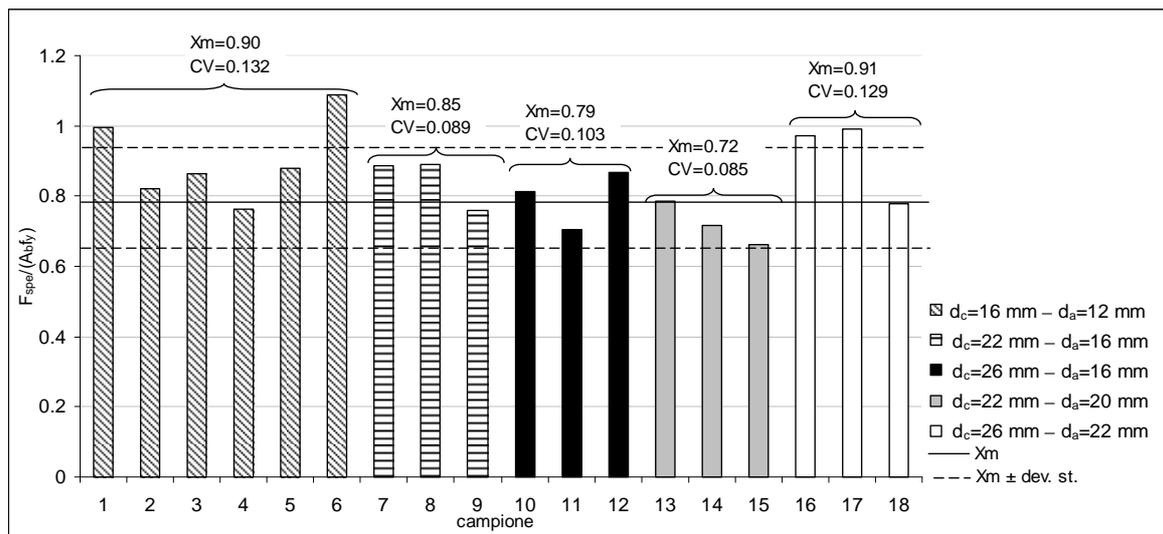


Figura 6. Grafico $F_{spe}/(A_b f_y)$ per i campioni del giunto di tipo B1.

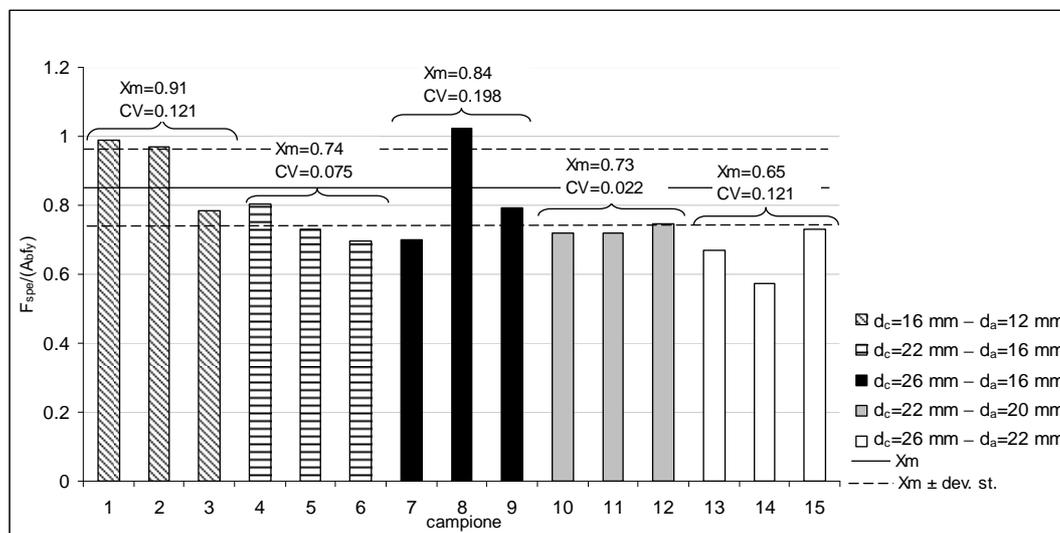


Figura 7. Grafico $F_{spe}/(A_b f_y)$ per i campioni del giunto di tipo B2.

Anche per questi campioni la modalità di rottura è riportata nelle successive Tabelle 5 e 6.

Il processo di saldatura impiegato nella tipologia di giunto B2, più veloce, dà luogo a resistenze minori nonostante la maggiore resistenza dell'acciaio impiegato. Tale circostanza è connessa ad una minore altezza della sezione di gola derivante dalla minore quantità di materiale costituente il cordone di saldatura depositato.

3.3 Controlli dimensionali sui giunti

Al fine di condurre un rilievo accurato sulle dimensioni dei giunti saldati, sono stati effettuati rilievi geometrici su due campioni rappresentativi di un giunto di tipo A e di un giunto di tipo B2 attraverso un sistema di scansione digitale. Le prove sono state condotte presso il Laboratorio CE.RI.SA (CENTRO RICERCHE e servizi in SALdatura), Laboratorio appartenente al Sistema di Laboratori di Ateneo dell'Università di Palermo.

Il sistema di scansione utilizzato è il COMET 5, costituito da un sofisticato dispositivo di proiezione e da una telecamera digitale, e consente di rilevare la superficie dell'oggetto vista dalla telecamera e tradurla in una densa ed accurata nuvola di punti disposti ordinatamente in uno spazio 3D. Viene utilizzata una tecnica non a contatto basata su un fascio di luce abbinando le frange di Moirè con luce strutturata. Il ridotto tempo di scansione, unitamente alla tecnologia a 64 bit (hardware) ed il calcolo parallelo (software), assicurano un'elevata velocità anche nelle fasi di post-processing dei dati.

Per il rilievo dei campioni è stata utilizzata un'ottica in grado di coprire un campo di misura 400x400 mm e la geometria è stata restituita nei formati IGES e CAD.

In Figura 8 è mostrata la restituzione 3D in formato IGES per entrambe le tipologie di giunto. In particolare per il giunto di tipo A la barra d'anima ha diametro pari a 20 mm ed il piatto ha spessore pari a 8 mm; per il giunto di tipo B2 il cavallotto ha diametro pari a 20 mm e il corrente superiore diametro pari a 22 mm.

L'indagine sul giunto con saldatura di testa, che non presenta incertezze per il calcolo della resistenza, ha consentito di rilevare l'assenza di anomalie geometriche nella saldatura; mentre



per i giunti con cordone d'angolo, per i quali è necessario valutare le grandezze geometriche di difficile determinazione al fine di prevedere il carico massimo, si è proceduto alla restituzione in formato CAD. Le immagini del campione rappresentativo del giunto di tipo B2

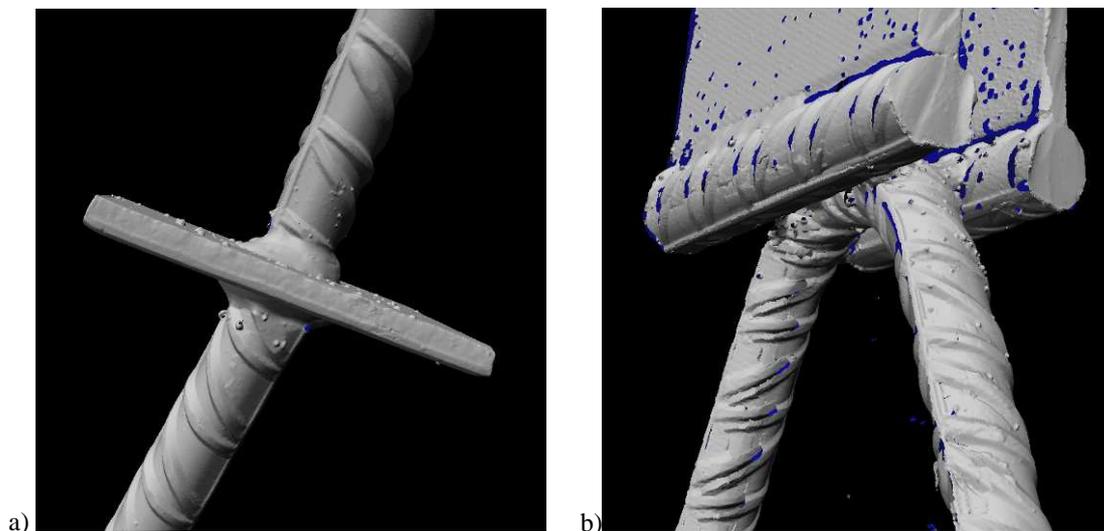


Figura 8. Restituzione in formato IGES del giunto: a) di tipo A; b) di tipo B2.

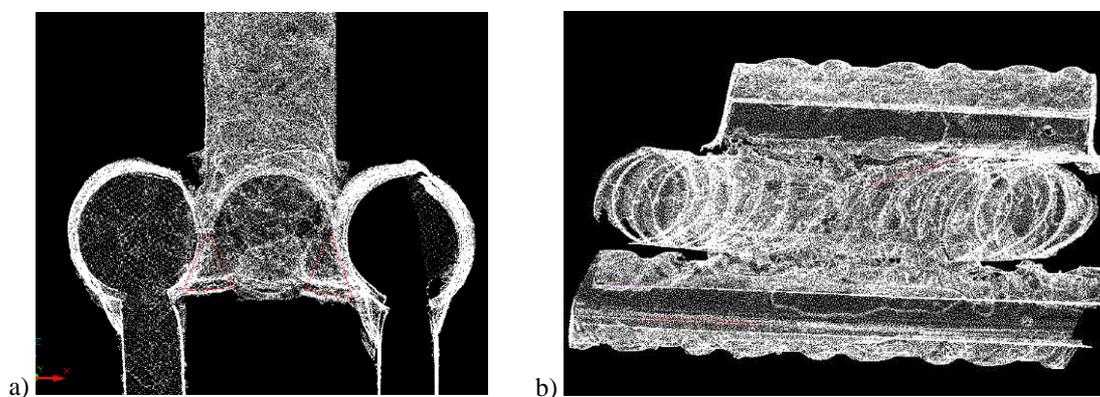


Figura 9. Restituzione in formato CAD del giunto B2: a) sezione trasversale; b) sezione longitudinale.

sono mostrate in Figura 9. Da questa è stato possibile rilevare le dimensioni dei cordoni di saldatura aventi altezza media a della sezione di gola pari a 8.08 mm, lunghezza l pari a 62.60 mm. Inoltre è stato possibile stimare l'eccentricità dell'asse della barra d'anima rispetto all'asse di simmetria del cavallotto pari a 21 mm, e l'angolo di inclinazione α della barra d'anima pari a 66° .

4 INTERPETRAZIONE DEI RISULTATI

Per la verifica di resistenza delle saldature sono state utilizzate le procedure di calcolo



descritte nella norma italiana CNR 10011-97⁸.

La resistenza della saldatura a completa penetrazione viene di seguito calcolata assumendo le caratteristiche geometriche della sezione come se fosse monolitica. La tensione ideale σ_{id} , pari alla tensione normale valutata considerando l'area delle barre collegate A_b , deve essere confrontata con la tensione di snervamento f_y del materiale d'apporto della saldatura:

$$\sigma_{id} = \frac{F}{A_b}; \quad F_y = f_y A_b \quad (1)$$

Nella Tabella 4 sono riportati i valori sperimentali F_{spe} confrontati con la resistenza $F_p = f_p A_b$, valutata assumendo $f_p = 510$ MPa, in quanto le saldature sono state realizzate utilizzando elettrodi costituiti da acciaio tipo S355.

Le resistenze riscontrate nelle prove, ad eccezione del provino 17, risultano superiori all'85% (II classe) di F_p . I valori di $0.85 F_p$ sono pari a: 49 kN per il giunto con armatura d'anima di diametro $d_a = 12$ mm; 87 kN per $d_a = 16$ mm; 136 kN per $d_a = 20$ mm e 165 kN per $d_a = 22$ mm.

Provini		F_{spe} [kN]	F_{spe}/F_p	Rottura	Provini		F_{spe} [kN]	F_{spe}/F_p	Rottura
1	$d_a=12$ $s=5$	70.81	1.44	B	10	$d_a=20$	160.50	1.18	S
2		66.27	1.35	B	11	$s=5$	139.66	1.03	S
3		66.95	1.37	B	12	$d_a=20$ $s=8$	140.27	1.03	S
4		60.71	1.24	S	13		151.01	1.11	S
5		57.04	1.16	S	14		135.96	1.00	S
6		66.60	1.36	S	15	$d_a=22$ $s=8$	177.07	1.07	S
7	104.58	1.20	S	16	166.08		1.01	S	
8	98.23	1.13	S	17	152.03		0.92	S	
9	$d_a=16$ $s=5$	98.13	1.13	S	B: barra; S: saldatura				

Tabella 4: Confronto tra risultati sperimentali e calcolati per il giunto saldato tipo A.

Per la valutazione della resistenza del giunto di tipo B, saldato con cordoni d'angolo, si fa riferimento al criterio derivato da prove sperimentali condotte in Olanda negli anni '50⁹ che portarono alla formulazione della seguente relazione:

$$\sqrt{A_1 \tau_{//}^2 + A_2 \tau_{\perp}^2 + A_3 \sigma_n^2} \leq f_y \quad (2)$$

in cui σ_n , $\tau_{//}$ e τ_{\perp} sono la tensione normale e le tensioni tangenziali agenti sulla sezione di gola, queste ultime rispettivamente in direzione parallela e normale alla direzione di deposizione del cordone. I valori dei coefficienti A_1 , A_2 e A_3 di maggiore aderenza sperimentale sono pari a 2, 3 e 1 rispettivamente. Le formule proposte dalle norme hanno semplificato il suddetto criterio sia rendendo uguali i coefficienti A_1 e A_2 (superficie limite ellissoidica - CNR 10011-67)), sia adottando un unico valore per i tre suddetti coefficienti (superficie limite sferica - CNR10011-97⁸) che introducendo ulteriori limitazioni sui valori massimi delle tensioni (sfera mozzata). Tale ultima proposta



normativa risulta di agevole utilizzazione per la verifica nei confronti delle tensioni riferite alle sezioni di gola ribaltate. Dal momento che nel caso in esame le tensioni sulla sezione di gola sono immediatamente determinabili, come si evince dalla Figura 10, si è preferito operare con la formula di più diretta aderenza sperimentale ($A_1=2$; $A_2=3$; $A_3=1$); inoltre, se si assume $\sigma_n = 0$, la relazione si semplifica come segue:

$$\sqrt{2\tau_{//}^2 + 3\tau_{\perp}^2} \leq f_y \quad (3)$$

Con riferimento alla Figura 10a) la forza di trazione F applicata dalla macchina di prova induce sulla sezione di gola avente lunghezza l e altezza a le seguenti caratteristiche di sollecitazione: taglio in direzione longitudinale ($V_{//}=F \cos\alpha$), taglio in direzione trasversale ($V_{\perp}=F \sin\alpha$) e momento torcente dovuto all'eccentricità e ($T=F \sin\alpha e$).

Adottando un criterio di rottura legato al valore dello stato di tensione nel punto (Criterio di Resistenza Locale CRL), e con riferimento al criterio di crisi sopra indicato, è possibile valutare la distribuzione delle tensioni in via semplificata trascurando l'interazione tra taglio e torsione. Si adotta così una distribuzione uniforme per le tensioni tangenziali indotte dai tagli e l'analogia di Prandtl in regime plastico per le tensioni tangenziali dovute alla torsione la cui distribuzione è indicata in Figura 10c).

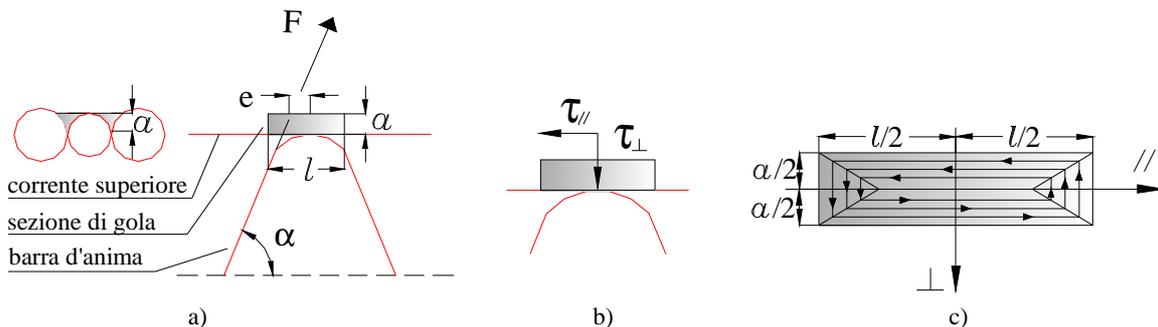


Figura 10. Sezione di gola : a) geometria e forza agente ; b) tensioni tangenziali; c) distribuzione di tensioni tangenziali dovute alla torsione.

Secondo tale analogia il momento torcente ultimo, denotato con T^u , per sezione rettangolare è dato dalla seguente espressione¹⁰:

$$T^u = \tau a^2 \left(\frac{l}{2} - \frac{a}{6} \right) \quad (4)$$

Trattandosi di una sezione rettangolare allungata ($l \gg a$), nella valutazione della tensione tangenziale τ dedotta dall'Eq. (4) e introdotta nelle espressioni riportate di seguito, si è trascurato il secondo termine dentro parentesi. Introducendo in Eq. (3) le espressioni delle tensioni, in cui il contributo τ dovuto al momento torcente è sommato alle $\tau_{//}$ o alle τ_{\perp} , in relazione al punto della sezione di gola dove si verifica la crisi del materiale, si ottiene:

$$\sqrt{2 \left(\frac{F \cos \alpha}{al} + \frac{2F \sin \alpha e}{a^2 l} \right)^2 + 3 \left(\frac{F \sin \alpha}{al} \right)^2} \leq f_y \quad (5a,b)$$



$$\sqrt{2\left(\frac{F \cos \alpha}{al}\right)^2 + 3\left(\frac{F \sin \alpha}{al} + \frac{2F \sin \alpha e}{a^2 l}\right)^2} \leq f_y$$

Ponendo nelle espressioni di Eq. (5) l'uguaglianza tra i due membri ed $f_y=f_p$ si ricava la forza F_p trasmessa dalla barra d'anima che provoca la crisi della saldatura. Una stima conservativa della resistenza della saldatura viene espressa dal minimo valore fornito dalle due espressioni, moltiplicato per il numero di cordoni di saldatura che nel caso specifico è pari a 2.

Un secondo criterio (Criterio di Resistenza Globale CRG) per la stima della resistenza ultima può essere dedotto, sempre sulla base di Eq. (3), assumendo in via cautelativa un dominio di resistenza plastico rappresentato da un cono, la cui base è disposta nel piano dei tagli in direzione parallela $V_{//}$ e ortogonale V_{\perp} al piano di deposizione del cordone di saldatura, e l'altezza è rappresentata dal momento torcente T . Il cono, rappresentato in Figura 11, ha pianta ellittica con semiassi $V_{//}^u = f_p al / \sqrt{2}$ e $V_{\perp}^u = f_p al / \sqrt{3}$ ed altezza pari a $T^u = f_p a^2 l / (2\sqrt{3})$.

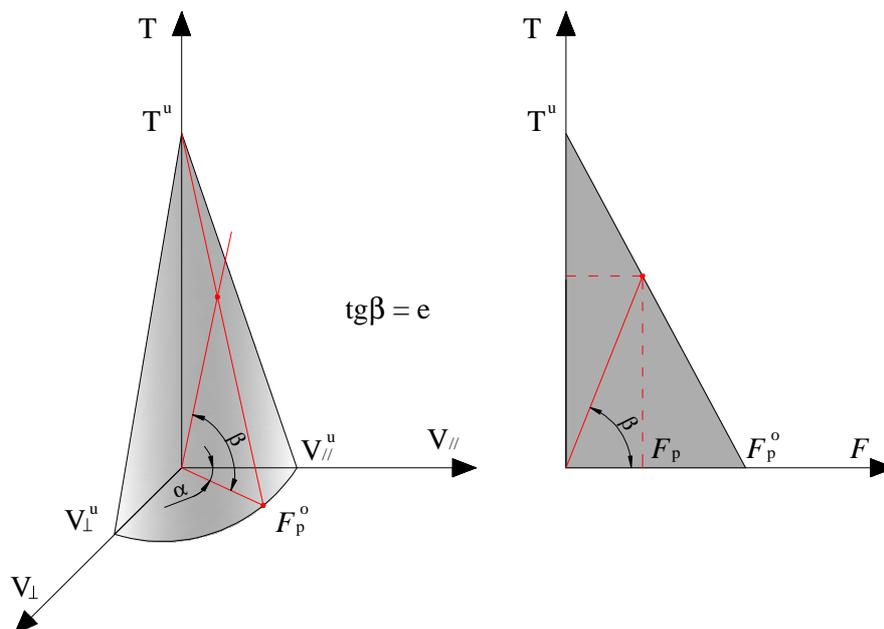


Figura 11. Dominio di resistenza plastico della saldatura dei giunti tipo B.

La forza F trasmessa dalla barra d'anima che provoca la crisi della saldatura può essere facilmente calcolata tenendo presente che il rapporto fra il taglio in direzione perpendicolare e quello in direzione parallela alla saldatura è pari a $\tan \alpha$, mentre il momento torcente è $T=Fe$. Pertanto, con riferimento alla Figura 11, il valore corrispondente alla crisi della saldatura in assenza di momento torcente è pari $F_p^0 = f_p la / \sqrt{2 \cos^2 \alpha + 3 \sin^2 \alpha}$, e il valore F_p trasmesso dalla barra d'anima che provoca la crisi della saldatura è fornito



dall'intersezione, sul piano di longitudine $tg\alpha$, della generatrice del cono di equazione $T = T^u (1 - F / F_p^0)$ con la retta di equazione $T = F e$, e pertanto vale

$$F_p = \frac{T^u}{(e + T^u / F_p^0)} = \frac{f_p l a^2}{2e\sqrt{3} + a\sqrt{2\cos^2\alpha + 3\sin^2\alpha}} \quad (6)$$

Anche in questo caso il valore ottenuto dovrà essere raddoppiato per tenere conto della presenza di due cordoni di saldatura. Per entrambi i criteri utilizzati, CRL e CRG, la valutazione delle grandezze geometriche l , a ed e presenta alcune incertezze dipendenti anche dalle diverse modalità operative con cui viene effettuata la saldatura. Evidenze sperimentali suggeriscono che è possibile assumere la lunghezza del cordone l pari a $3d_a$, coerentemente con quanto rilevato attraverso la scansione digitale effettuata per il campione di tipo B2 avente $d_a=20$ mm, per il quale si è rilevato $l=62.6$ mm ($62.6=3.13 \times 20$). La stima dell'eccentricità e da utilizzare per le verifiche di resistenza risulta più difficile da effettuare sulla base dei risultati sperimentali, ed è stata convenzionalmente assunta pari a $0.3 d_a$. L'altezza a della sezione di gola, per la quale le norme UNI EN ISO 17660:2007¹¹ prescrivono un valore pari a $0.3d_a$, è invece variabile in relazione al diametro minimo delle barre da saldare e alle modalità operative del processo di saldatura. Al fine di determinare tale grandezza sulla base dei risultati sperimentali, si è assunta la seguente espressione $a=C_1 (d_a)^{C_2}$.

I coefficienti C_1 e C_2 sono stati determinati attraverso regressione numerica dei risultati sperimentali già rappresentati nei grafici in Figura 6 e 7 e riportati nelle successive Tabelle 5 e 6, impiegando le due espressioni della forza F_p ricavate dal criterio locale (derivato da Eq. 5b) e dal criterio globale (Eq. 6). Più precisamente, i valori dei coefficienti C_1 e C_2 sono stati ricavati imponendo, per i rapporti tra le resistenze sperimentali e quelle valutate per via analitica relativi a tutti i campioni realizzati con saldature con lo stesso materiale d'apporto, un valore medio unitario e rendendo minimo il coefficiente di variazione CV.

Per le saldature realizzate con materiale d'apporto S275 si sono ottenuti i valori di $C_1=0.762$ e $C_2=0.842$ con un CV di 0.136 impiegando il criterio di resistenza locale CRL derivato da Eq. (5b), mentre impiegando il criterio di resistenza globale CRG, espresso da Eq. (6), si è ottenuto $C_1=0.787$ e $C_2=0.843$ con il medesimo CV=0.136. I corrispondenti valori ottenuti per le saldature realizzate con materiale S355 sono $C_1=1.036$ e $C_2=0.672$ con CV=0.114 per il criterio di resistenza locale CRL, e $C_1=1.079$ e $C_2=0.670$ ancora con il medesimo CV=0.114 impiegando il criterio di resistenza globale CRG.

I valori dell'altezza di gola forniti dalle quattro curve ottenute impiegando i sopracitati coefficienti sono rappresentati in Figura 12, e confrontati con i valori estremi derivati per ogni diametro della barra imponendo l'eguaglianza dei valori forniti dal CRL e dal CRG con i valori delle resistenze sperimentali.

Le curve in figura, unitamente ai piccoli valori del CV ottenuti tramite la regressione mostrano che la legge esponenziale è in grado di riprodurre con buona approssimazione i valori ricavati sulla base dei risultati sperimentali. Inoltre l'estrema vicinanza fra le curve pertinenti ai due differenti criteri di resistenza ne attesta la sostanziale equivalenza.

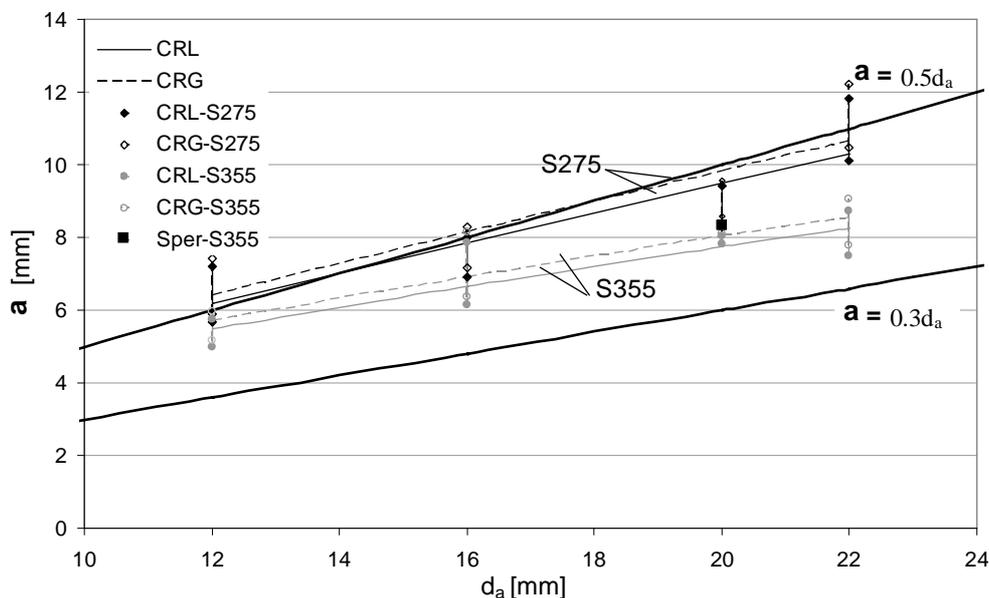


Figura 12. Giunto tipo B: altezza di gola del cordone di saldatura al variare del diametro della barra.

Appare rilevante notare, come già evidenziato al paragrafo precedente, che utilizzando il materiale d'apporto S355 e il corrispondente processo di saldatura, l'altezza del cordone di gola sia sensibilmente inferiore a quella riscontrata con il materiale d'apporto S275. La difficoltà con il materiale d'apporto più resistente ad ottenere altezze di gola prossime a $0.5 d_a$ è più evidente per barre con diametri maggiori.

I valori dell'altezza di gola sono comunque superiori al valore di $0.3 d_a$ suggerito dalla normativa per una stima cautelativa della resistenza della saldatura.

Per il caso oggetto della scansione digitale, in cui $d_a=20$ mm e il materiale d'apporto utilizzato è di tipo S355, si è riscontrata un'altezza della sezione di gola $a=8.08$ mm valore prossimo a quello fornito dalle relazioni proposte.

Nelle Tabelle 5 e 6 sono inoltre riportati i valori sperimentali e i rapporti fra la resistenza sperimentale F_{spe} e quella ottenuta per via analitica F_p impiegando il CRL e le corrispondenti relazioni per la stima dell'altezza di gola proposte. La rappresentazione grafica delle resistenze sperimentali e di quelle analitiche per i due criteri CRL e CRG, mostrata in Figura 13a), consente di riconoscere l'efficacia e l'equivalenza dei due criteri di resistenza derivati. Infine in Figura 13b) i valori sperimentali sono confrontati con quelli ottenuti assumendo per l'altezza del cordone di gola il valore cautelativo $0.3 d_a$ proposto dalle indicazioni normative⁷.

Il confronto mostra che le espressioni fornite consentono di riprodurre l'andamento della resistenza rilevato per via sperimentale con adeguato margine di sicurezza. Si rileva comunque che assumendo un'altezza di gola indipendente dalle modalità di esecuzione del processo di saldatura, ne deriva inevitabilmente una maggiore resistenza stimata per le saldature realizzate con materiale d'apporto S355, in contrasto con l'evidenza sperimentale.



Provini		F_{spe} [kN]	F_{spe}/F_p	Rottura	Provini		F_{spe} [kN]	F_{spe}/F_p	Rottura
1	$d_b=12$ $d_c=16$	62.63	0.92	S	10	$d_b=16$ $d_c=26$	84.72	0.94	S
2		51.52	0.95	S	11		73.51	0.82	S
3		54.27	1.00	D	12	90.29	1.00	S	
4		47.90	0.88	S	13	$d_b=20$ $d_c=22$	128.02	0.96	S
5		55.14	1.02	D	14		116.85	0.88	S
6		68.28	1.26	B	15	108.01	0.81	S	
7	$d_b=16$ $d_c=22$	92.47	1.03	S	16	$d_b=22$ $d_c=26$	191.05	1.21	S
8		92.65	1.03	S	17		195.11	1.24	S
9		79.07	0.88	S	18	153.01	0.974	S	

B: barra; D: delaminazione della barra d'anima, S: saldatura

Tabella 5: Confronto tra risultati sperimentali e calcolati per il giunto saldato tipo B1.

Provini		F_{spe} [kN]	F_{spe}/F_p	Rottura	Provini		F_{spe} [kN]	F_{spe}/F_p	Rottura
1	$d_b=12$ $d_c=16$	57.83	1.07	S	10	$d_b=20$ $d_c=22$	116.89	1.02	S
2		56.71	1.05	S	11		117.257	1.022	S
3	$d_b=16$ $d_c=22$	46.09	0.86	S	12	$d_b=22$ $d_c=26$	121.51	1.06	S
4		83.94	1.02	S	13		131.821	1.00	S
5		76.04	0.92	S	14	113.03	0.85	S	
6	72.50	0.88	S	15	144.13	1.09	S		
7	$d_b=16$ $d_c=26$	73.10	0.88	S	S: saldatura				
8		106.62	1.29	S					
9		82.36	1.00	S					

Tabella 6: Confronto tra risultati sperimentali e calcolati per il giunto saldato tipo B2.

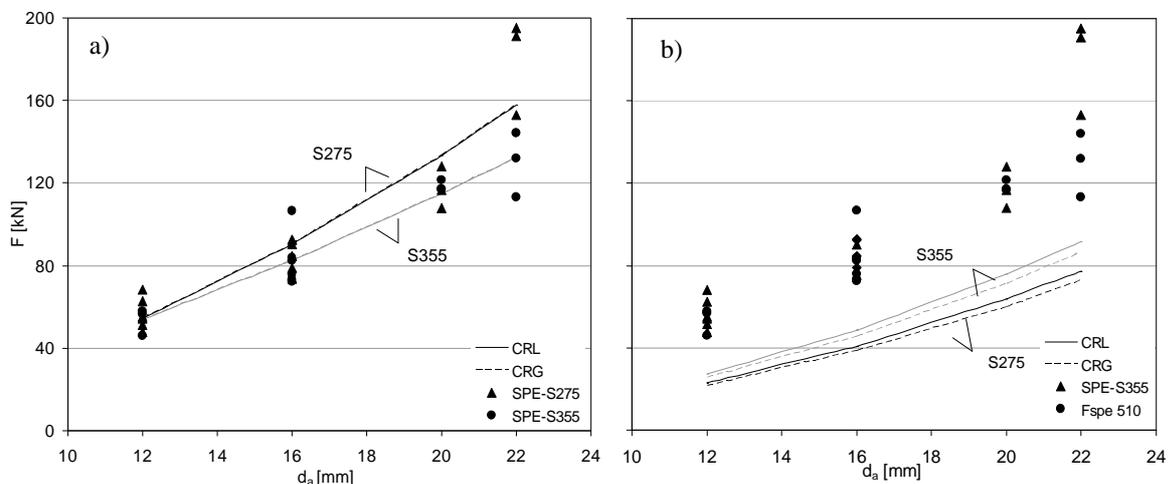




Figura 13. Confronto fra risultati analitici e sperimentali per le saldature per il giunto tipo B :

a) altezza di gola $a=C_1 (d_a)^{C_2}$; b) $a=0.3d_a$.

5 CONCLUSIONI

La memoria presenta i risultati di un'ampia sperimentazione riguardante nodi saldati di travi reticolari miste. Le indagini sperimentali condotte riguardano due tipologie di giunto rappresentative dei collegamenti delle barre d'anime al piatto metallico inferiore ed alle barre del corrente superiore, realizzate rispettivamente con saldatura di testa e con cordoni d'angolo. In entrambi i casi i campioni sono stati realizzati in modo da potere utilizzare per le prove una macchina universale.

I risultati delle prove, che attestano una adeguata resistenza dei giunti, presentano una bassa dispersione mostrando l'affidabilità delle tecniche di realizzazione dei giunti saldati. Le prove hanno tuttavia evidenziato che non sempre l'impiego di materiale d'apporto più resistente è in grado di garantire resistenze della saldatura superiori, in quanto un ruolo decisivo è giocato dalle modalità di esecuzione della saldatura che può tradursi in una differente altezza della sezione di gola.

L'interpretazione dei risultati relativi ai giunti con saldatura di testa non presenta incertezze, mentre per le saldature con cordone d'angolo è stato necessario definire un modello meccanico semplificato facendo riferimento ad un criterio di resistenza di derivazione sperimentale. I risultati ottenuti analiticamente sono sensibili alla variazione di alcune grandezze geometriche di difficile valutazione diretta. Si è proceduto pertanto ad effettuare controlli geometrici attraverso una tecnica di scansione non a contatto con luce strutturata limitatamente a due campioni. Un maggiore numero di indagini relative ai controlli geometrici che consentano un approfondimento del ruolo giocato dai singoli parametri nella valutazione della resistenza della saldatura potrà consentire la formulazione di semplici indicazioni per la verifica di quest'ultima.

RINGRAZIAMENTI: La ricerca è stata finanziata dall'associazione ASSOPREM, presieduta dall'Ing. Livio Izzo, nell'ambito di un progetto che coinvolge diverse Università Italiane ed è finalizzata all'approfondimento delle conoscenze sulle travi reticolari miste. Un ringraziamento particolare è rivolto al Prof. Attilio Masnata, responsabile scientifico del Laboratorio CE.RI.SA. dell'Università di Palermo e all'Ing. Nicolò Cancelliere, direttore tecnico della Sicilferro Torrenovese.

BIBLIOGRAFIA

- [1] DM 14-01-2008. Norme tecniche per le costruzioni. Gazzetta Ufficiale del 04-02-2008.
- [2] V. Badalamenti, P. Colajanni, L. La Mendola, R. Pucinotti, N. Scibilia, "Indagine sperimentale su tralicci in acciaio di travi reticolari miste", Atti del XVII, Congresso CTE, Roma, 6-8 novembre, 193-202, (2008).
- [3] V. Badalamenti, P. Colajanni, L. La Mendola, R. Pucinotti, N. Scibilia, " Prove di push-out su travi reticolari miste ", Atti del XVII, Congresso CTE, Roma, 6-8 novembre, 193-



- 202, (2008).
- [4] V. Badalamenti, P. Colajanni, L. La Mendola, N. Scibilia, “ Travi reticolari miste – Problemi locali nella trasmissione degli sforzi”, Atti del VII Workshop Italiano sulle Strutture Composte, Benevento , 23-24 Ottobre, (2009).
 - [5] V. Badalamenti, P. Colajanni, L. La Mendola, N. Scibilia, “Indagine sperimentale sul comportamento di travi reticolari miste”. Atti del XXV Convegno Nazionale AICAP, Pisa, 14-16 Maggio, 75-82, (2009).
 - [6] V. Badalamenti, P. Colajanni, L. La Mendola, “Analisi teorico-sperimentale del comportamento ciclico di sezioni di estremità di travi prefabbricate reticolari miste”. Atti del XIII Convegno ANIDIS-L’ingegneria sismica in Italia, Bologna, 28 Giugno-2 Luglio, CD-ROM, S 5.1, n° 121, (2009).
 - [7] UNI EN 10002-1:2004 : "Materiali metallici - Prova di trazione".
 - [8] CNR 10011-1997: "Costruzioni di acciaio. Istruzioni per il calcolo, l'esecuzione, il collaudo e la manutenzione".
 - [9] G. F. Costa, I. Daddi, F. M. Mazzolani, *Collegamenti saldati*, Milano, CISIA, (1977).
 - [10] J. Chakrabarty, *Theory of Plasticity*, Butterworth-Heinemann, Vol I, third edition, (2006).
 - [11] UNI EN ISO 17660-1:2007: "Saldatura degli acciai d’armatura: Giunti saldati destinati alla trasmissione del carico".