

# Saldatura laser su acciaio inossidabile superaustenitico: analisi numerica e sperimentale

**I. Magnabosco, P. Ferro, A. Tiziani, A. Zambon**

*Questo lavoro si propone di analizzare mediante prove sperimentali e simulazioni numeriche la saldatura laser testa a testa di piastre in acciaio inox superaustenitico. Il cordone è stato realizzato mediante una tecnica laser a CO<sub>2</sub>. Nell'ottica della fruibilità della previsione numerica, si è adottato un approccio semplificato bidimensionale. Si è pertanto sviluppato un modello numerico, mediante la composizione di sorgenti termiche note, in grado di calcolare la distribuzione di temperatura durante il processo e di prevedere lo stato tensionale indotto. Ai fini della verifica della congruenza tra previsione e caso reale sono state effettuate indagini metallografiche, per determinare l'ampiezza della zona fusa, e valutazioni tensionali post saldatura. L'approccio bidimensionale sembra non penalizzare eccessivamente l'attendibilità dei dati previsionali.*

**Parole chiave: acciaio inox, saldatura, modellazione**

## INTRODUZIONE

Molte strutture metalliche in campo industriale sono costruite con l'ausilio di processi di saldatura. Negli ultimi anni la tecnica di saldatura laser ha reso possibile la realizzazione di giunzioni tra metalli unendo molteplici vantaggi operativi come la possibilità di ottenere cordoni molto piccoli e dotati di una zona termicamente alterata quasi assente, di implementare sistemi ad elevata automazione meccanica, e consentire quindi di abbassare il tempo di ciclo del prodotto pur garantendo uno standard qualitativo elevato e molti altri vantaggi oggi giorno oramai noti. D'altro canto i prodotti, ottenuti tramite sorgenti ad alta temperatura, come nei vari processi di saldatura, sono sottoposti a stress termici nella zona circostante la giunzione che possono compromettere le funzionalità attese in esercizio. Essi infatti subiscono cicli di riscaldamento, fusione e raffreddamento che introducono uno stato di tensione nel materiale ancora difficile da diagnosticare. Per questo sono stati introdotti nel tempo, oltre che molteplici analisi di tipo sperimentale, anche diversi metodi numerici finalizzati alla previsione del comportamento meccanico del materiale per effetto della saldatura, tra i quali si possono citare numerosi esempi di analisi agli elementi finiti (FEA) [1-9].

Nello studio in esame si è sviluppato un modello numerico finalizzato alla previsione delle tensioni residue su piastre piane di acciaio inox superaustenitico AISI 904L. Per semplificare il calcolo, non è stato condotto uno studio tridimensionale (che avrebbe richiesto un elevato numero di elementi in presenza di forti gradienti termici e tensionali), ma un'analisi bidimensionale, giustificata da altri lavori presenti in letteratura [10-12]. Al fine di poter stimare la componente longitudinale del campo di tensione, si è adottata l'ipotesi di deformazione piana generalizzata [13]. La sorgente termica è stata modellata con una funzione di distribuzione di potenza tridimensionale accoppiando sorgenti termiche

note in letteratura [14]. Le analisi termiche e tensionali si sono considerate disaccoppiate, trascurando con buona approssimazione il calore generato dalla deformazione plastica. Il modello numerico è stato ottenuto mediante il codice di calcolo Sysweld 2004®.

## GLI ACCIAI INOSSIDABILI SUPERAUSTENITICI

Gli acciai inossidabili superaustenitici derivano da un'evoluzione degli acciai austenitici ottenuta mediante il perfezionamento delle tecniche siderurgiche.

Una composizione standard di questi acciai si avvicina al 22% di cromo, 20% di nichel, 6-7% di molibdeno, 0.4% di azoto e al massimo 0.02% di carbonio con una piccola quantità di altri elementi minori. Questo tipo di acciaio possiede una grande resistenza ai principali tipi di corrosione ed eccellenti proprietà meccaniche unite ad una buona saldabilità; esso si inserisce fra i tradizionali acciai inossidabili austenitici di qualità e le costose leghe di nichel, divenendo un ottimo materiale intermedio idoneo in numerose applicazioni. Il miglioramento della tecnica siderurgica ha portato all'avvento dei forni elettrici che hanno permesso di ottenere industrialmente, su larga scala e a costi realmente economici, leghe di elevata purezza e di composizione complessa.

Parallelamente all'evoluzione degli acciai austenitici convenzionali, si è assistito ad un primo sviluppo di leghe austenitiche a base nichel e all'elaborazione di acciai inossidabili austenitici resistenti al calore.

Con il passare degli anni, gli ambienti di esercizio degli acciai inossidabili risultarono sempre più aggressivi provocando una rapida corrosione delle leghe tradizionali. La lega B6, meglio nota oggi come AISI 904L, ebbe un vasto impiego a partire dagli anni '70 nei settori dell'industria chimica e della produzione di carta e cellulosa. Le alte resistenze al pitting e alla stress corrosion di tali acciai ne hanno permesso l'impiego su larga scala nell'industria dell'off-shore e per la bianchita della carta in quegli stadi della lavorazione che richiedono l'uso di cloro e biossido di cloro. Gli acciai inossidabili superaustenitici si rendono utili nelle diverse applicazioni dove le condizioni di utilizzo siano gravose per i più convenzionali acciai inossidabili austenitici e dove non si giustifichi l'uso delle costose leghe a base nichel.

L'elevato contenuto di elementi in lega, in particolare Mo, N

**I. Magnabosco, P. Ferro, A. Tiziani**

DTG Università di Padova Str.lla S. Nicola, 3 I-36100 Vicenza

**A. Zambon**

DIMEG Università di Padova Via Marzolo 9, I-35100 Padova

Memoria presentata al 30° Convegno nazionale AIM, Vicenza 17-19 novembre 2004

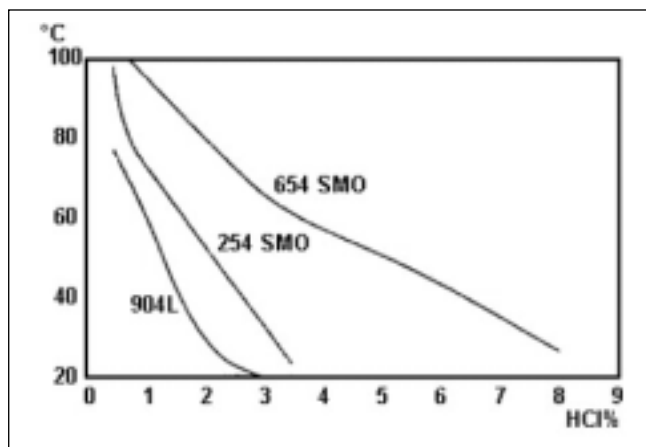


Fig. 1 - Curve di isocorrosione, 0.1 mm/anno, in soluzione acquosa di HCl [15].

Fig. 1 - Isocorrosion curves, 0.1 mm/year, in HCl aqueous solution [15].

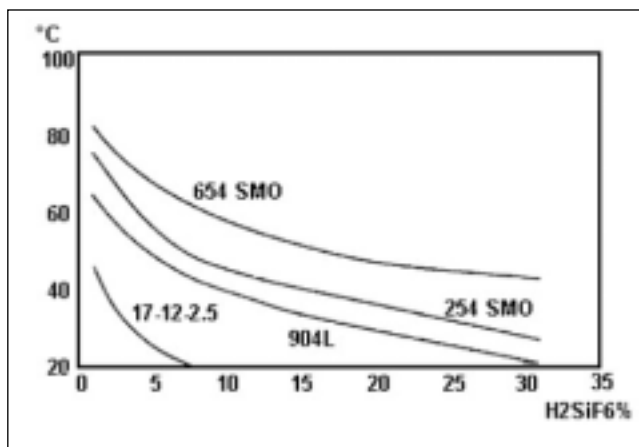


Fig. 3 - Curve di isocorrosione, 0.1 mm/anno, in soluzione acquosa di  $H_2SiF_6$  [15].

Fig. 3 - Isocorrosion curves, 0.1 mm/year, in  $H_2SiF_6$  aqueous solution [15].

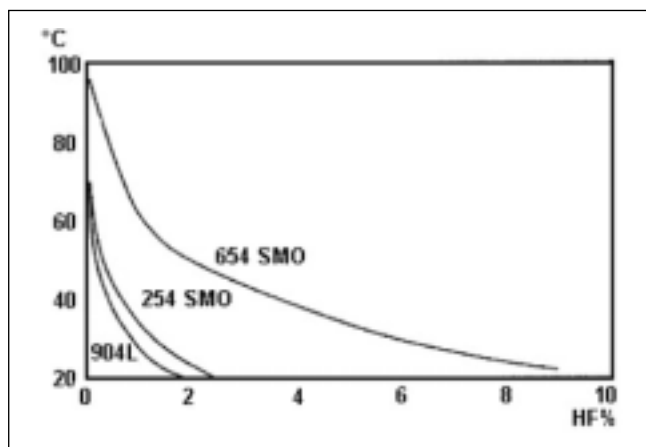


Fig. 2 - Curve di isocorrosione, 0.1 mm/anno, in soluzione acquosa di HF [15].

Fig. 2 - Isocorrosion curves, 0.1 mm/year, in HF aqueous solution [15].

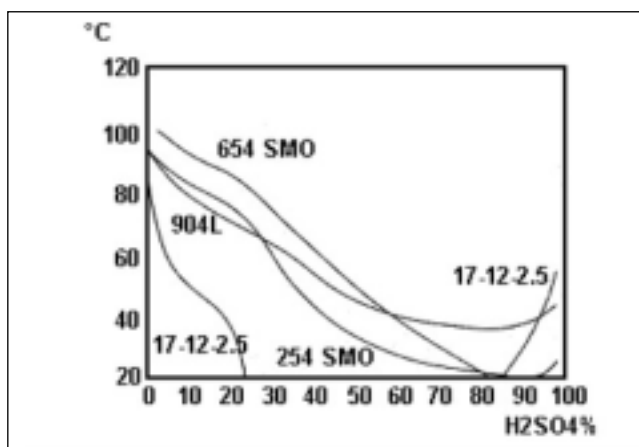


Fig. 4 - Curve di isocorrosione, 0.1 mm/anno, in soluzione acquosa di  $H_2SO_4$  [15].

Fig. 4 - Isocorrosion curves, 0.1 mm/year, in  $H_2SO_4$  aqueous solution [15].

e C, favorisce la precipitazione di fasi intermetalliche quali la fase  $\sigma$ , composto duro e fragile che si separa dalla matrice nell'intervallo di temperatura tra i 550 e gli 800 °C. L'azoto ha un effetto benefico nel rallentare la precipitazione di tali fasi e nel favorire precipitati di dimensioni maggiori. Aumentando la velocità di raffreddamento si limitano i fenomeni diffusivi, ma può venire esaltato il fenomeno della microsegregazione. La solidificazione inizia con la formazioni di dendriti di austenite a circa 1500 °C (temperatura di liquidus). L'aggiunta di azoto, oltre ad aumentare la resistenza alla corrosione, garantisce un incremento del 50-100% del carico di snervamento, nonché un incremento della stabilità strutturale.

Nelle figure 1-2-3-4 sono riportate le curve di isocorrosione per alcuni di questi acciai superaustenitici a confronto.

#### MATERIALE E PARAMETRI DI PROCESSO

Per le analisi oggetto di questo lavoro si sono avute a disposizione 2 piastrelle di acciaio inox superaustenitico AISI 904L le cui dimensioni sono rappresentate in Figura 5. La composizione dell'acciaio è riportata in tabella 1. Le tabelle 2 e 3 riassumono le principali caratteristiche termiche e meccaniche utilizzate per il modello numerico descritto nel seguito.

In una prima fase l'attività si è concentrata nella preparazione dei campioni preliminarmente alla realizzazione della saldatura. Le piastre sono state sottoposte ad un opportuno trattamento termico al fine di ottenere la distensione dalle eventuali tensioni residue preesistenti nel materiale provocate dalla storia meccanica precedente.

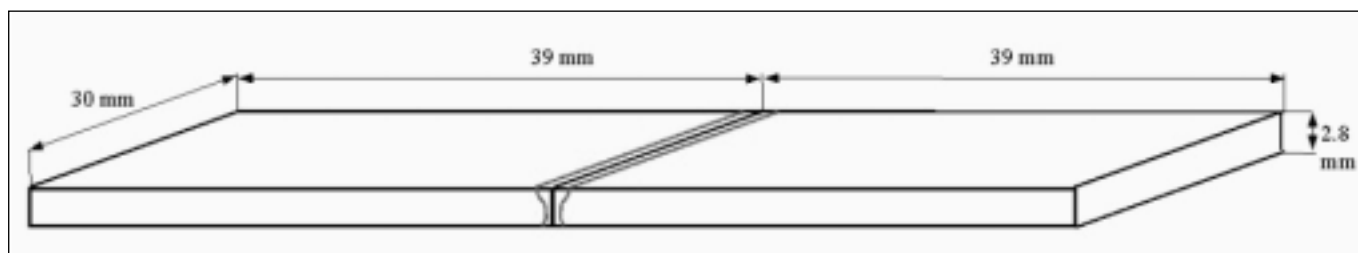


Fig. 5 - Dimensioni delle piastre di acciaio AISI 904L.

Fig. 5 - Configuration of the AISI 904L stainless steel plates.

		C	Mn	Si	P	S	Cr	Mo	Ni	Cu
AISI 904L	min.	-	-	-	-	-	19.0	4.0	23.0	1.0
	max.	0.020	2.00	1.00	0.045	0.035	23.0	5.0	28.0	2.0

Tabella 1 – Composizione dell'acciaio AISI 904L.

Table 1 – Composition of AISI 904L steel.

Temperatura [C°]	Calore specifico [J/KgK]	Conducibilità termica [W/mK]	Densità [Kg/ m3]	Emissività	Intervallo di fusione [°C]
20	414	10.1			
100	423	11.1			
200	444	13.4			
300	460	15.5			
400	476	17.5	8690	0,7	1425-1500*
500	485	19.5			
600	514	21.3			
700	600	23			

\*dati ricavati da WRC -1992

Tabella 2 – Proprietà termiche assunte per l'acciaio AISI 904L [16].

Table 2 – Thermal properties of AISI 904L adopted for numerical simulation [16] \* data from WRC-1992.

Temperatura [C°]	Modulo di Elasticità [Pa]	Temperatura [C°]	Tensione di snervamento [Pa]	Temperatura [C°]	Deformazione termica
20	206*10 <sup>9</sup>	20	310*10 <sup>6</sup>	20	0
93	203*10 <sup>9</sup>	100	205*10 <sup>6</sup>	250	0.00285
204	196*10 <sup>9</sup>	200	175*10 <sup>6</sup>	500	0.00667
316	190*10 <sup>9</sup>	300	145*10 <sup>6</sup>	1000	0.01588
427	183*10 <sup>9</sup>	400	125*10 <sup>6</sup>	1400	0.02694
538	177*10 <sup>9</sup>	500	115*10 <sup>6</sup>		
649	171*10 <sup>9</sup>	600	100*10 <sup>6</sup>		
760	163*10 <sup>9</sup>	700	90*10 <sup>6</sup>		
871	154*10 <sup>9</sup>	1350	5*10 <sup>6</sup>		
982	145*10 <sup>9</sup>				
1500	120*10 <sup>9</sup>				

Tabella 3 – Proprietà meccaniche assunte per l'acciaio AISI 904L [16].

Table 3 – Mechanical properties of AISI 904L adopted for numerical simulation [16]

La saldatura è stata realizzata a cura del laboratorio "SI-TEC" di Lecco (Politecnico di Milano), che ha ottimizzato i parametri sulla base di alcune prove di penetrazione eseguite su spessori confrontabili del medesimo acciaio. Infine la saldatura è stata condotta con una velocità di passata di 30 mm/s e con una copertura ad elio puro che ha consentito di minimizzare la presenza e le dimensioni di porosità sul cordone, notate in precedenza utilizzando la copertura con azoto. La potenza del fascio è stata regolata a 3.5 kW; per gli altri parametri di processo si faccia riferimento alla tabella 4. I provini sono stati ricoperti con nastro adesivo di alluminio, ad eccezione della zona in prossimità del cordone, per impedire a scintille di materiale fuso di aderire sulla superficie del campione. Durante l'esecuzione della saldatura le piastrelle sono state bloccate da elementi di clampaggio; al fine di evitare concentrazioni di sforzi superficiali si sono interposti tra essi e la superficie dei provini degli spessori di plexiglas.

L'indagine sperimentale è stata effettuata mediante osservazioni al microscopio ottico che ha consentito di valutare anche i valori della spaziatura interdendritica (Secondary Dendrite Arm Spacings) in zona fusa (ZF). La superficie del provino è stata preparata mediante attacco metallografico di tipo Beraha la cui composizione chimica e modalità di esecuzione sono di seguito riportate:

<b>Sorgente</b>	CO <sub>2</sub> a flusso trasverso	
<b>Potenza [kW]</b>	3.5	
<b>Velocità [mm/s]</b>	30	
<b>Fuoco [mm]</b>	0	
<b>Gas</b>	Tipo	Elio puro
	Pressione [bar]	2.5
	Portata [l/min]	26
	Ugello	Anteriore orizzontale

Tabella 4 – Parametri della saldatura Laser.

Table 4 – Laser welding parameters.

- 50 ml di HCl
- 40 ml H<sub>2</sub>O
- 4 ml HNO<sub>3</sub>
- tempo di esposizione 4 minuti.

Sul provino sono stati effettuati rilevamenti di tensione residua con il metodo delle rosette estensimetriche. I rilievi sono stati eseguiti in ZF, in zona termicamente alterata (ZTA) (a 2 mm di distanza dall'asse di simmetria del cordone) e sul materiale base (a 22 mm dall'asse del cordone), previa preparazione delle superfici.

Sono state impiegate rosette estensimetriche del tipo MM CEA-09-062UM-120 autocompensate per variazioni di tem-

peratura. Lo spessore del provino ha consentito l'applicazione del metodo del foro passante, eseguito mediante fresa speciale in carburo di tungsteno rivestita in nitruro di titanio, montata su turbina da 300.000 giri/minuto. Mediante scanner 6100 Vishay-Micro Measurements si sono comunque acquisite letture di valori di deformazione al procedere della profondità di foratura, quantunque i dati intermedi non siano utilizzabili ai fini di un computo quantitativo delle variazioni di tensione attraverso lo spessore. Ciò a causa della impossibilità del rispetto dei rapporti geometrici tra dimensioni delle rosette e spessore del provino ai fini dell'applicabilità del metodo "del foro cieco", che avrebbe consentito una stima dell'andamento delle tensioni lungo lo spessore.

ANALISI NUMERICA

E' stato sviluppato un modello bidimensionale capace di stimare sia la reale distribuzione del calore durante il processo di saldatura sia il campo di tensione in corrispondenza della regione che non risenta significativamente degli effetti di bordo. In particolare è stata definita una funzione, implementata nel codice numerico, che tiene conto della velocità della sorgente producendo un progressivo riscaldamento della zona in prossimità del cordone. Sebbene le temperature e i campi di tensione in un giunto saldato siano transienti e tridimensionali essi si possono considerare quasi stazionari ad eccezione dell'inizio e della fine del processo. Il calcolo tensionale è stato eseguito utilizzando uno stato di deformazione piana di tipo generalizzato. E' pratica comune nella simulazione numerica del processo di saldatura elaborare il calcolo termico e quello meccanico in due step successivi tra-

scurando con buona approssimazione il calore generato dalla deformazione plastica. Tale approccio ha permesso di sfruttare al meglio le risorse di calcolo e di velocizzare i tempi di simulazione.

Le analisi numeriche sono state condotte con il codice di calcolo Sysweld 2004®. La sorgente termica è stata modellata utilizzando l'accoppiamento tra note funzioni di distribuzione di potenza, di forma conica e sferica, idonee a rappresentare l'apporto termico di una saldatura laser. Si è utilizzata la stessa mesh sia per il calcolo termico che tensionale.

Modello geometrico

La geometria delle piastre, descritta in figura 5, è stata modellata sfruttando la simmetria rispetto all'asse del cordone di saldatura. E' stata considerata la sezione intermedia del provino rinunciando quindi a considerare gli effetti di bordo visibili solo in un modello 3D. La mesh della sezione su cui si è predisposta l'analisi è mostrata in figura 6 ove sono indicati il numero di nodi ed elementi utilizzati (isoparametrici a 4 nodi). Al fine di poter seguire gli elevati gradienti termici e tensionali si è resa più fitta la mesh in prossimità della ZF e della ZTA. Lo spigolo dell'elemento più piccolo è stato dell'ordine di 0.1 mm.

Modello analitico della sorgente di calore

Il carico termico è rappresentato dal flusso di energia termica nel materiale durante la saldatura ed è di fatto l'input della simulazione meccanica. L'ammontare di tale flusso termico dipende dai parametri di processo (potenza e velocità di passata della sorgente di calore), dalla tecnologia di saldatura usata e dal materiale.

Il flusso di calore interno al materiale è associato ad una sor-

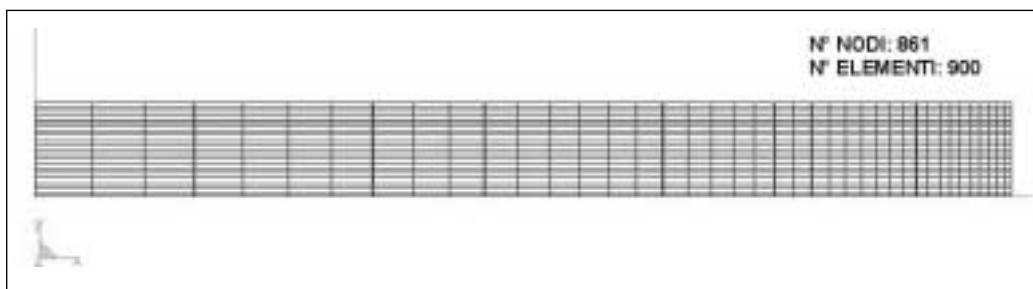


Fig. 6 - Mesh della geometria in esame.

Fig. 6 - Mesh grid adopted for numerical simulation.

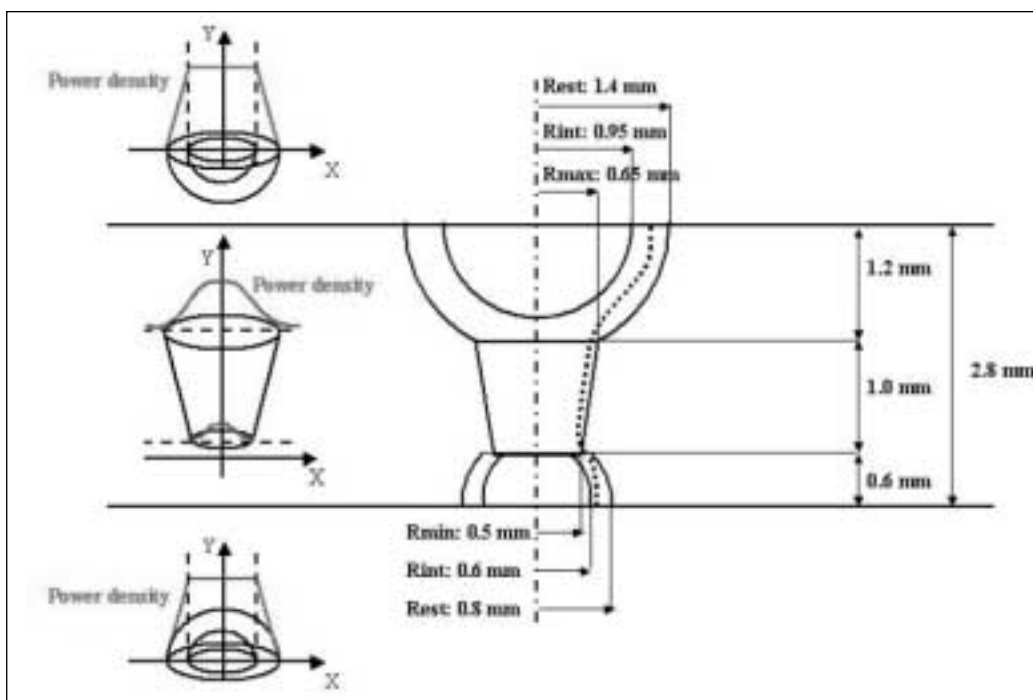


Fig. 7 - Composition dei modelli di sorgente per l'ottenimento del cordone il cui profilo reale è evidenziato con la linea a punti.

Fig. 7 - Composition of the heat sources suitable for reproducing the weld actual bead shape (dotted line).

gente che si muove di moto rettilineo è espresso mediante un modello analitico 3D costruito mediante la composizione di sorgenti a tronco di cono e a sfera [14].

Se si considera il movimento della sorgente termica attraverso una determinata sezione, questo modello analitico può essere utilizzato anche nel caso bidimensionale riducendo la complessità del calcolo ed il tempo di elaborazione. Il modello 2D può correttamente interpretare i vari momenti in cui la zona fusa passa attraverso tale sezione.

Le distribuzioni di densità di energia seguono l'andamento descritto in Figura 7 dove si può osservare la modalità con la quale si sono composti i diversi tipi di sorgente e i relativi parametri utilizzati per l'ottenimento della zona fusa (il cui profilo reale è evidenziato con la linea a punti).

**Analisi tensionale**

La distribuzione della temperatura ottenuta nell'analisi termica è stata utilizzata come condizione di carico per la determinazione delle tensioni residue. Una particolare funzione implementata nel codice ha permesso di simulare la presenza della zona fusa annullando le proprietà meccaniche in quei nodi la cui temperatura superava quella di fusione.

Si è considerata l'ipotesi di deformazione piana generalizzata al fine di ottenere una previsione, seppur approssimata, delle tensioni fuori dal piano della sezione considerata (tensione longitudinale).

Nel configurare i vincoli da imporre sulle piastre si sono considerati tre casi:

- estremi non vincolati (Figura 8a)
- estremi vincolati (Figura 8b)
- estremi bloccati durante l'esecuzione della saldatura e raffreddamento e successiva eliminazione dei vincoli (Figura 8c).

L'applicazione di diverse condizioni di vincolo ha permesso di differenziare i risultati del modello e di esaminare tre di-

versi approcci:

1. Il primo caso ben schematizza l'esecuzione della saldatura, che si configura con gli estremi liberi, quando sia preventivamente eseguita la puntatura del giunto.
2. Il secondo caso, configurato con estremi bloccati durante e dopo l'esecuzione della saldatura, può schematizzare una struttura iperstatica. Nel contesto in esame rappresenta solo una fase intermedia del processo.
3. Il terzo caso schematizza una saldatura eseguita con estremi clampati, lasciando libera la linea del giunto ai fini dell'esecuzione della saldatura, seguita da svincolamento a fine processo.

Il caso reale analizzato è descrivibile secondo lo schema 3. Nel primo caso il materiale viene caratterizzato mediante una legge elastica-perfettamente plastica mentre nel secondo e terzo caso si è ipotizzato un andamento secondo una legge elastoplastica ad incrudimento isotropo.

**RISULTATI E DISCUSSIONE**

**Analisi microstrutturale**

Come precedentemente accennato l'esame microstrutturale ha rilevato sul cordone di saldatura una struttura completamente dendritica i cui valori dello SDAS, indicati in figura 9, sono il risultato di una media sulla base di un congruo numero di misure ciascuno. Dall'analisi di tali dati è possibile osservare come la parte centrale del provino sia costituita da dendriti a morfologia più grossolana per effetto della minore velocità di raffreddamento subita e conseguente minore velocità di solidificazione.

L'analisi di figura 10 mostra il passaggio dalla ZF al materiale base evidenziando una zona termicamente alterata che si estende per uno spessore inferiore ai 10 µm. E' possibile inoltre osservare come l'asse principale delle dendriti sia

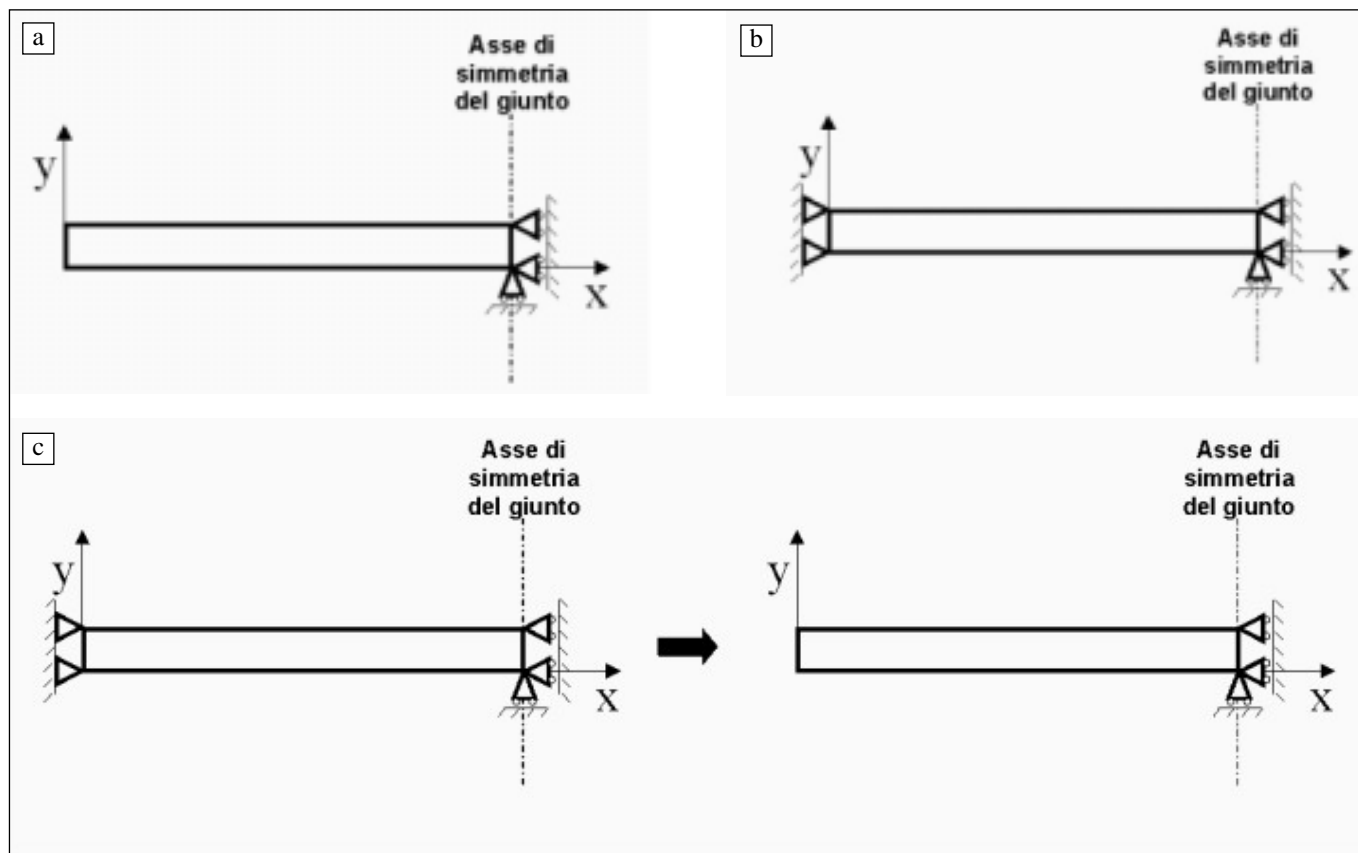
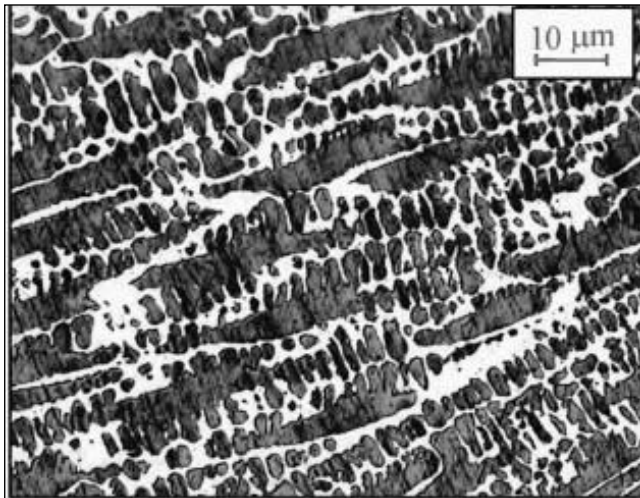


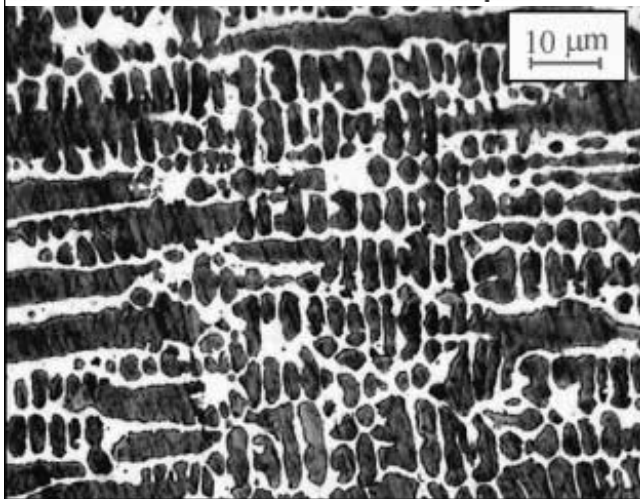
Fig. 8 – Schema dei vincoli imposti ai provini nelle tre diverse analisi: caso 1 a), caso 2 b), caso 3 c).

Fig. 8 – Scheme of the constraints operating on the samples in the three adopted configurations: a) case 1, b) case 2, c) case 3.



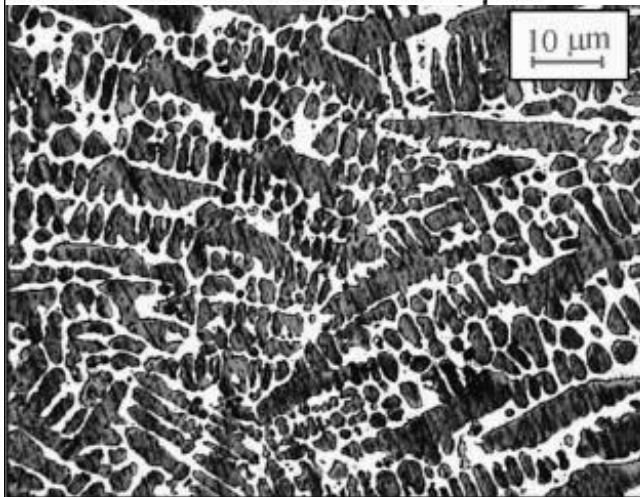
TESTA

SDAS medio rilevato = 2.38 µm



CENTRO

SDAS medio rilevato = 2.42 µm



FONDO

SDAS medio rilevato = 1.85 µm

Fig. 9 – Micrografie (500X) di tre diverse zone del cordone con indicazione degli SDAS; parte a) superiore del giunto (testa), b) centrale (centro), c) inferiore (fondo).

Fig. 9 – Micrographs (500X) of three different zones within the weld bead, with measured SDAS values: a) top of weld bead (TESTA), b) centre (CENTRO) and c) bottom (FONDO).

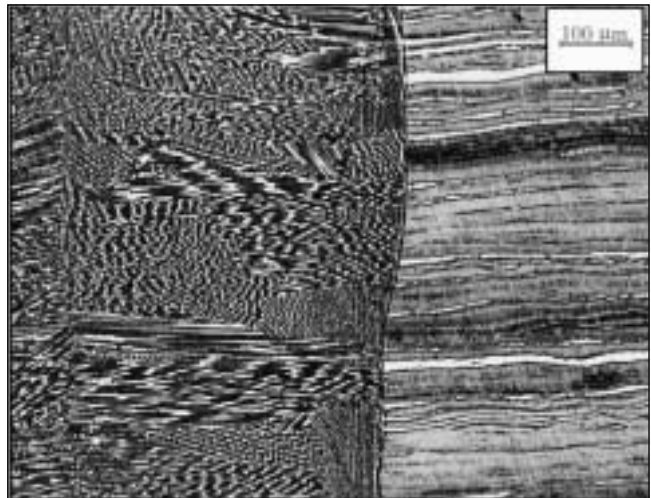


Fig. 10 – Micrografia (50X) della zona di passaggio tra la ZF e il materiale base.

Fig. 10 – Micrograph (50X) of the weld-base material transition zone.

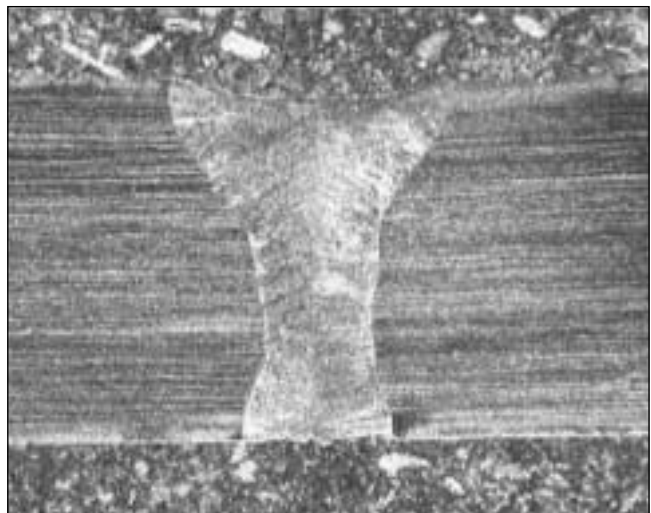


Fig. 11 – Macrografia della zona di giunzione.

Fig. 11 – Macrograph of the transverse section of the joint.

tendenzialmente orientato lungo la direzione di smaltimento del calore. La figura 11 mostra una macrografia della zona di giunzione del campione saldato.

#### Verifiche tensionali sperimentali

Le misure sperimentali di tensione residua hanno fornito, per la posizione a 22 mm dal cordone di saldatura, valori di circa -90 MPa nella direzione longitudinale (z) e -20 MPa nella direzione trasversale (x); i risultati ottenuti negli altri due punti hanno invece sortito valori tali da uscire dal comportamento lineare elastico del materiale per cui in questo caso i valori tensionali calcolati secondo il metodo delle rosette estensimetriche sono da considerarsi non attendibili. Dalla sequenza dei valori di deformazione acquisiti per i punti collocati nel cordone di saldatura ed in zona prossimale, si può ritenere che in tali zone la distribuzione di tensione non fosse uniforme lungo lo spessore.

#### Risultati numerici

La combinazione delle tre sorgenti sopra descritte ha dato una precisa corrispondenza tra la zona fusa calcolata numericamente e quella reale (Figura 12). Ciò ha permesso di ottenere un più preciso calcolo della distribuzione di tensione lungo lo spessore del giunto.

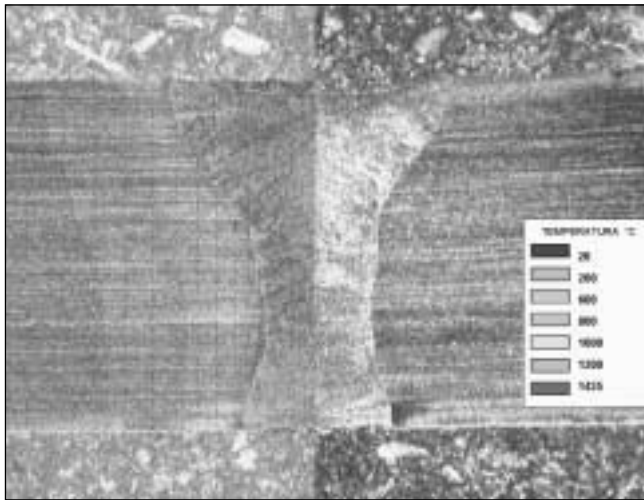


Fig. 12 – Confronto tra cordone di saldatura e superfici isoterme durante il transitorio termico come istantanea del momento di massima ampiezza della zona fusa.

Fig. 12 – Comparison of the weld bead shape and computed isotherms. The maximum extension of the computed isotherms is shown.

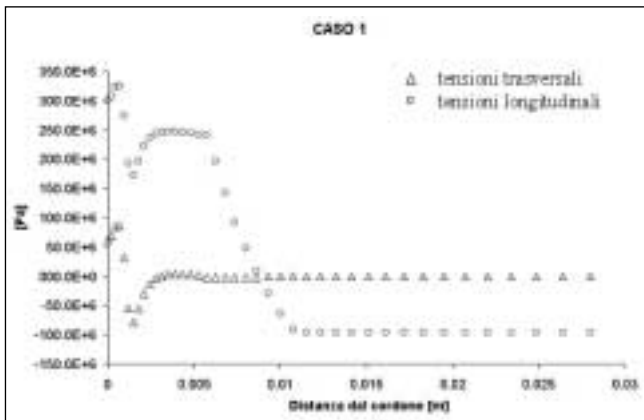


Fig. 13 – Valori numerici delle tensioni residue longitudinali e trasversali ottenute nel caso a di Fig. 8.

Fig. 13 – Computed longitudinal and transversal residual stresses, according to the configuration shown in figure 8 a).

Le velocità di raffreddamento hanno dato valori che sono risultati in accordo con l'andamento del parametro SDAS misurato lungo lo spessore della ZF. In particolare, con riferimento alle zone di figura 9, si sono ottenuti valori medi di 4000 °C/s, 3300 °C/s e 8000 °C/s in prossimità rispettivamente della testa, del centro e del fondo del cordone.

Gli andamenti delle tensioni residue lungo le direzioni longitudinale e trasversale rispetto al cordone di saldatura sono stati riportati nei grafici delle figure 13-15. Nella terza condizione di vincolo le tensioni longitudinali non hanno subito grosse variazioni mentre le tensioni trasversali ( $\sigma_y$ ), rimaste in campo elastico, si sono scaricate a seguito del rilascio dei vincoli (figura 15). In linea generale gli andamenti delle ten-

Fig. 16 – Distribuzione delle tensioni longitudinali ( $\sigma_x$ ) ottenute nel caso c di Fig. 8.

Fig. 16 – Distribution of computed longitudinal residual stresses ( $\sigma_x$ ), according to the configuration shown in figure 8 c).

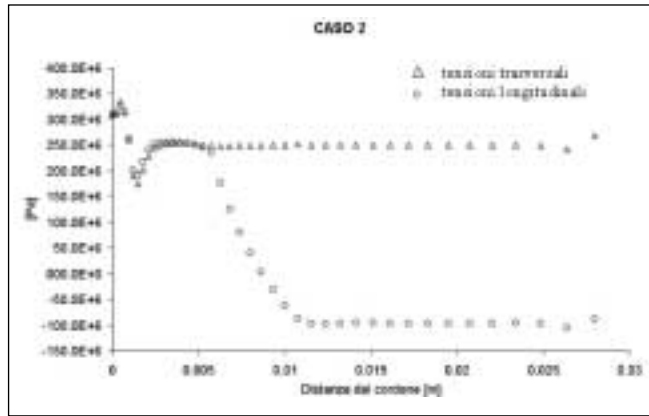
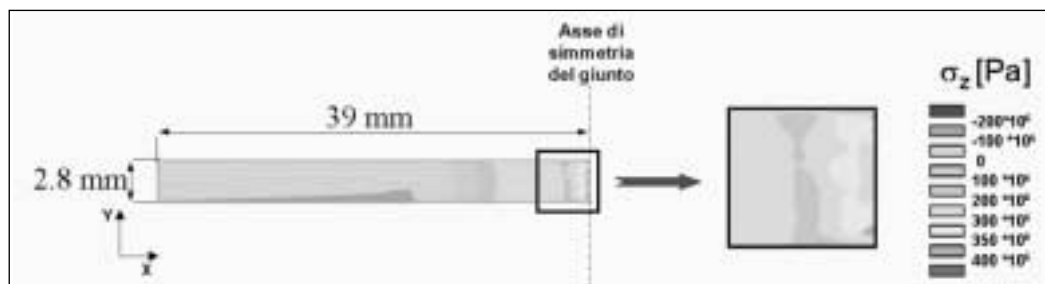


Fig. 14 – Valori numerici delle tensioni longitudinali e trasversali ottenute nel caso b di Fig. 8.

Fig. 14 – Computed longitudinal and transversal residual stresses, according to the configuration shown in figure 8 b).

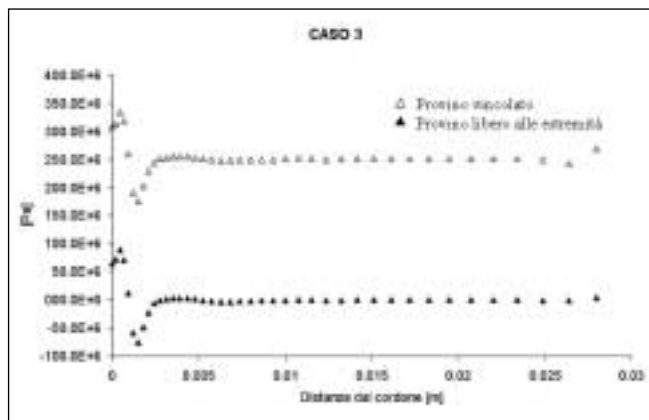


Fig. 15 – Valori numerici delle tensioni trasversali a confronto tra il caso b ( provino vincolato), e dopo lo svincolamento delle estremità.

Fig. 15 – Comparison of computed transversal residual stresses, according to the configuration with (p, case 2) and without (r, case 3) external constraints.

sioni residue longitudinali ( $\sigma_x$ ) sono risultati in accordo con quelli presenti in letteratura [1]; elevate tensioni di trazione in prossimità della ZF e ZTA sono bilanciate da tensioni di compressione nel materiale base (MB). L'andamento circa costante delle tensioni residue nel MB è da attribuirsi all'ipotesi di deformazione piana generalizzata. Precedenti lavori [14] hanno comunque evidenziato come tale andamento approssimi molto bene il comportamento sia reale che calcolato mediante modelli 3D e analitici. Ovviamente il modello bidimensionale non può dare alcuna informazione sugli effetti di bordo per i quali un'analisi 3D risulta insostituibile. Le tensioni trasversali sono risultate di gran lunga inferiori rispetto a quelle longitudinali come riportato anche in altri lavori di letteratura [17]. Nelle figure 13-15 si nota una certa discontinuità del campo di tensione all'interfaccia ZF-ZTA. Tale comportamento è da attribuirsi alla assai differen-

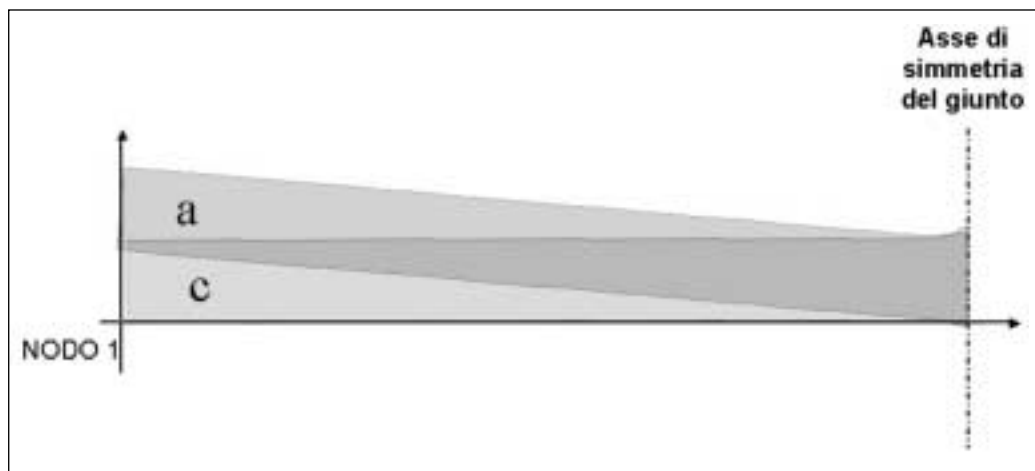


Fig. 17 – Confronto fra le deformate (x5) del giunto ottenute nei due casi di vincolo a e c di fig. 8.

Fig. 17 – Comparison of computed distortions (5x) according to the configurations shown in figure 8 a) and 8 c).

te storia termo-meccanica subita dalla zona fusa rispetto al resto del materiale. Infine si noti come la diversa legge costitutiva elasto-plastica del materiale utilizzata nei casi a e c (figura 8) non abbia influito significativamente sull'andamento delle tensioni calcolate [2].

La figura 16 fornisce una panoramica generale delle tensioni longitudinali rispetto al cordone mostrandone la distribuzione sulla superficie analizzata. Dato lo spessore ridotto del giunto non sono state riscontrate forti variazioni di tensioni in direzione y.

In Figura 17 sono state messe a confronto le due deformate previste dal modello numerico nel caso di saldatura con estremi non vincolati (caso a di figura 8) ed estremi vincolati (caso c di figura 8). Come noto sperimentalmente, l'applicazione di vincoli laterali riduce notevolmente la distorsione indotta dal processo. In particolare, considerando gli spostamenti del nodo 1 rappresentato in figura 17, si sono ottenuti i seguenti valori: caso a:  $U_x = -1.7 \cdot 10^{-5}$  m,  $U_y = 4.8 \cdot 10^{-4}$  m; caso c:  $U_x = 3.3 \cdot 10^{-5}$  m,  $U_y = 2.9 \cdot 10^{-6}$  m.

### CONCLUSIONI

La copertura con gas Elio ha permesso di ottenere un giunto privo di difetti significativi su acciaio inossidabile superautenitico AISI 904L saldato mediante laser. Le analisi metallografiche hanno mostrato una ZF a struttura completamente dendritica. L'elevata densità di potenza, tipica di questo processo, ha dato origine ad una ZTA di dimensioni trascurabili.

La modellizzazione mediante tre sorgenti, una superficiale superiore a configurazione sferica, che può schematizzare la trasmissione di energia da parte del plasma metallico che sovrasta il keyhole, una inferiore della medesima configurazione, che descrive la ri-emissione di energia dal plasma che sfugge alla radice del keyhole, ed una troncoconica, che descrive l'assorbimento sulle pareti del keyhole connettendo, lungo lo spessore della lamiera le precedenti, consentono di ottenere una ottima corrispondenza tra isoterme di solidus, valutate mediante modello numerico, e contorni della saldatura sulla sezione trasversale rilevate con analisi metallografica.

L'implementazione dei risultati della modellizzazione termica in un modello numerico che ha consentito l'analisi tensionale, porta ad una soddisfacente corrispondenza con i valori di tensione residua rilevati sperimentalmente nel materiale base, il che lascia supporre una attendibile previsione tensionale nella restante parte del giunto, anche laddove, a ridosso del cordone, i valori calcolati risultano elevati per poter attribuire validità a rilievi sperimentali che si appoggiano sull'ipotesi della deformazione in campo lineare elastico. Il modello numerico bidimensionale è risultato molto più ef-

ficiente in termini di tempo di calcolo rispetto ai corrispondenti modelli 3D e la modellizzazione di diverse condizioni di vincolo hanno dato origine a deformate che sono in accordo con il comportamento sperimentale usualmente riscontrato in questo tipo di giunzione.

### RINGRAZIAMENTI

Gli autori desiderano ringraziare la Prof.ssa B. Previtali e l'Ing. A. Santambrogio (Laboratorio SITEC di Lecco) per la realizzazione della saldatura laser.

### BIBLIOGRAFIA

- [1] J. CAÑAS, R. PICÒN, F. PARÍS, A. BLAZQUEZ and J. C. MARÍN, Computers & Structures, 58 (1) (1996) p.59.
- [2] X. K. ZHU and Y. J. CHAO, Computers & Structures, 80 (11) 2002 p.967.
- [3] HD HIBBITT, PV.MARCAL, Computers & Structures, 3 (1973) p.1145.
- [4] KARLSSON L. "Thermal stresses in welding." In: Hetnarski RB, editor. Thermal stresses I. Elsevier Science Publishers (1986) p.299.
- [5] MASUBUCHI K. Analysis of Welded Structures. Oxford, UK: Pergamon Press; 1980.
- [6] MICHALERIS P, DEBICCARI A., Weld J 76 (1997) p.172s.
- [7] TEKRIWAL P, MAZUMDER J., Weld J 67 (1988) p.150s.
- [8] TEKRIWAL P, MAZUMDER J., J Eng Mater Technol 113 (1991) p.336.
- [9] S. -K. CHO , Y. -S. YANG , K. -J. SON AND J. -Y. KIM, Finite Elements in Analysis and Design 40 (2004) p.1059.
- [10] D.H.B. MOK, R.J. PICK, International Journal of Fatigue 13 (1991) p.281.
- [11] S. SARKANI, V. TRITCHKOV, G. MICHAELOV, Finite Elements in Analysis and Design, 35 (2000) p.247.
- [12] TSO-LIANG TENG, CHIN-PING FUNG, PENG\_HSIANG CHANG, WEI\_CHUN YANG, Int. J. of Pressure and Piping 78 2001 p.523.
- [13] T.R KANE and R.D. MINDLIN, Journal of Applied Mechanics, 23 (1956) p.277.
- [14] P. FERRO, F. BONOLLO, A. TIZIANI, I. MAGNABOSCO, Proc. of 2nd International Conference & Exhibition on New Developments in Metallurgical Process Technology, Riva del Garda – Italy 19-21 September 2004.
- [15] DI CAPRIO G., "Gli acciai inossidabili", Hoepli, Mila-



no, 1997.  
 [16] Technical Data, BLUE SHEET, Allegheny Ludlum Corporation Pittsburgh, PA, Stainless Steel, Allegheny Ludlum, AL 904LTM Alloy (UNS Designation

N08904), B157/ED2/298/SW © Copyright, Allegheny Ludlum Corporation 1998 Printed in U.S.A.  
 [17] P. FERRO, Atti Convegno Nazionale XIV ADM – XXXIII AIAS, 31 Agosto - 2 Settembre 2004.

---

A B S T R A C T

---

**LASER WELDING OF A SUPERAUSTENITIC STAINLESS STEEL:  
 A NUMERICAL AND EXPERIMENTAL ANALYSIS**

**Keywords:**  
*stainless steel, welding, modelling*

*Many metallic components in industrial applications require to be welded.*

*In recent decades laser welding afforded to take advantage of several aspects, namely narrow weld beads, negligible heat affected zones, widespread process automation, therefore affording to shorten the lead time of the process, however keeping up a good qualitative standard, and several other well-known advantages over traditional welding technologies. On the other hand the high temperatures involved in fusion welding of engineering materials cause high thermal stresses in the material adjacent to the bead, which can jeopardize the performance and functionality of the joint. Indeed the joints undergo heating, fusion and cooling cycles, which induce a stress field in the material that may be difficult to diagnose.*

*For this reason, besides manifold experimental stress deter-*

*minations, also various numerical computations have been introduced to model and forecast the behaviour of the welded joint, among which a number of examples investigated by means of Finite Element Analysis (FEA) can be mentioned [1-9].*

*Aim of the present work is to analyze by means of experimental determinations and numerical simulations a butt welding by laser of superaustenitic stainless steel plates.*

*A CO<sub>2</sub> laser beam was adopted as the heat source.*

*To model the evolution of temperatures and stresses in the joint a simplified bi-dimensional approach was adopted, aiming at achieving a nimble albeit effective means to predict the thermo-mechanical evolution of the welding process. A numerical model was therefore developed, based on the superposition of three heat sources, which proved to be suitable for the accurate prediction of the weld bead shape, as observed by metallographic examinations. The evaluated stress pattern was compared with experimental determinations. The results of the numerical predictions satisfactorily agreed with the experimental observations and determinations.*