

Modellazione analitica per la simulazione dei campi termici nella saldatura al fascio laser

F. Giudice, S. Missori, A. Sili

Nel presente lavoro viene proposto un metodo analitico per la valutazione dei campi termici generati durante il passaggio di un fascio laser su lamiere spesse, con l'intento di sviluppare un approccio meno complesso dal punto di vista del calcolo rispetto ai numerosi modelli numerici sviluppati negli ultimi anni. La saldatura a piena penetrazione tipo "keyhole", caratteristica del laser ad alta potenza, è stata simulata, considerando le leggi fenomenologiche della conduzione, mediante una sorgente termica lineare che interessa l'intero spessore e due sorgenti puntiformi poste rispettivamente sulla superficie e, all'interno del giunto, in corrispondenza della posizione del fuoco del fascio. Il modello è stato calibrato sulla base del profilo della zona fusa rilevata sperimentalmente. La saldatura è stata effettuata mediante singola passata di un fascio laser a CO₂ lungo due lamiere di AISI 304L dai bordi squadrati, posizionate di testa. Il modello è stato quindi applicato per valutare i campi termici, la composizione della zona fusa e le modalità di solidificazione.

PAROLE CHIAVE: SALDATURA AL FASCIO LASER, KEYHOLE, MODELLAZIONE ANALITICA, ZONA FUSA, CAMPI TERMICI

INTRODUZIONE

La microstruttura e le proprietà meccaniche dei giunti saldati sono fortemente influenzate dai campi termici generati durante il processo di saldatura, che hanno importanti effetti sulle temperature massime raggiunte e sulle velocità di raffreddamento. A questo proposito negli ultimi anni sono stati sviluppati numerosi studi utilizzando modelli agli elementi finiti (FEM) per tracciare i profili termici generati durante la saldatura, al fine di disporre di un valido mezzo per simulare opportunamente, già in fase di progettazione, gli effetti del processo considerato in termini di tensioni residue e distorsioni (per una review sui metodi agli elementi finiti si rinvia a lavori di Anca et al. [1], Rong et al. [2] e Marques et al. [3]). Tuttavia le simulazioni numeriche richiedono capacità e tempi di calcolo crescenti in relazione al grado di accuratezza della mesh in cui viene suddiviso il giunto [4]. Inoltre tali simulazioni necessitano di essere validate volta per volta e ciò viene solitamente effettuato grazie ai risultati di misure sperimentali che, per loro natura, sono da ritenersi specifici delle particolari condizioni di saldatura adottate [5]; perciò può essere utile il confronto con i profili termici ottenuti con metodi analitici [1]. Un approccio meno complesso dal punto di vista del calcolo è quello di considerare

Fabio Giudice

Dipartimento di Ingegneria Civile e Architettura,
Università di Catania, Italy

Severino Missori

Dipartimento di Ingegneria Industriale,
Università di Roma - Tor Vergata, Italy

Andrea Sili

Dipartimento di Ingegneria,
Università di Messina, Italy

direttamente le leggi fenomenologiche della conduzione del calore, basate sull'integrazione della seconda legge di Fick, attraverso soluzioni analitiche sviluppate a partire dalla ben nota equazione proposta da Rosenthal [6], che fornisce la temperatura $T(x,y,z)$ in un generico punto del solido, ipotizzando una sorgente mobile puntiforme Q_p (W), che si sposta linearmente con velocità v (m/s):

$$1) \quad T(x, y, z) = T_o + \frac{Q_p}{c \pi k r_p} e^{-\frac{v}{2\alpha}(r_p+x)}$$

dove T_o è la temperatura ambiente, c un coefficiente numerico, k la conduttività termica (W/mK), α la diffusività termica (m^2/s), r_p la distanza radiale dalla sorgente puntiforme:

$$2) \quad r_p = \sqrt{x^2 + y^2 + (z - z_p)^2}$$

dove z_p è la quota della sorgente mobile rispetto all'origine degli assi, posta sulla superficie del mezzo. Il coefficiente numerico a denominatore nell'equazione [1] assume il valore $c=2$ per $z_p=0$ (sorgente puntiforme posta sulla superficie del solido) e $c=4$ per $z_p>0$ (sorgente puntiforme posta all'interno). Nel caso di una sorgente mobile distribuita in linea lungo lo spessore del mezzo (asse z), Rosenthal fornisce la seguente equazione per il campo di temperature nel piano xy :

$$3) \quad T(x, y) = T_o + \frac{Q_L}{2 \pi k} e^{-\frac{v}{2\alpha}x} K_0\left(\frac{v r_L}{2\alpha}\right)$$

dove Q_L rappresenta la potenza per unità di lunghezza della sorgente (W/m), K_0 la funzione di Bessel modificata del secondo tipo di ordine zero, r_L la distanza radiale dalla sorgente nel piano xy :

$$4) \quad r_L = \sqrt{x^2 + y^2}$$

Come esposto in una recente rassegna [7], successivi lavori, a partire da quelli di Carslaw e Jaeger [8] e di Ashby e Easterling [9], hanno offerto ulteriori simulazioni dei campi di temperatura generati dall'avanzamento di sorgenti mobili di varie geometrie aventi distribuzioni superficiali di energia. Tuttavia, nel caso di saldatura a fascio laser ad alta potenza, una modellazione basata soltanto sulla conduzione del calore non terrebbe conto dei complessi fenomeni fluidodinamici all'interno del "keyhole" che generano distribuzioni termiche molto difficili da simulare analiticamente. Per compensare la semplificazione insita in una modellazione effettuata secondo le leggi della conduzione del calore, in questo lavoro viene applicata la parametrizzazione al si-

stema linea-multipunto delle sorgenti termiche, proposta dagli autori in un precedente lavoro [10]. L'apporto termico effettivo generato dal "keyhole" ed i suoi effetti sul bagno di fusione e sulle sezioni trasversali del giunto sono considerati, in questo modello, attraverso l'adozione di parametri che definiscono il layout e la distribuzione della potenza tra le sorgenti (una sorgente linea lungo l'intero spessore e due puntiformi situate rispettivamente sulla superficie e all'interno del giunto). Il modello è stato applicato ad una saldatura al fascio laser, con passata unica, di lamiera di acciaio inossidabile austenitico, accostate di testa con l'interposizione del materiale d'apporto sotto forma di lamine sottili. I calcoli sono stati effettuati in modo da ottenere la migliore corrispondenza tra il profilo analitico della zona fusa (ZF) ed il rispettivo rilievo sperimentale. Infine è stata discussa una possibile applicazione del modello analitico alla valutazione, per diverse velocità di saldatura, dei campi termici, della composizione della zona fusa e delle modalità di solidificazione.

MATERIALI E METODO

Processo di saldatura e materiali utilizzati

Per la saldatura delle lamiera, posizionate in piano e accostate di testa (Fig. 1a) è stata utilizzata una apparecchiatura laser a gas CO_2 , operante in modo robotizzato. Il dispositivo ottico impiegato è costituito da uno specchio parabolico con distanza focale di 682 mm. Mediante un sistema di diagnosi sono stati controllati, prima dell'utilizzo, i parametri caratteristici del fascio laser valutandone la qualità, legata al grado di focalizzazione, al diametro e alla posizione del fuoco, situato all'interno delle lamiera ad una distanza Δz dalla superficie (Tab. 1). Ai livelli di potenza sperimentati, l'energia incidente del fascio è così elevata che la porzione di materiale irraggiata fonde e vaporizza, formando una cavità capillare o foro di penetrazione (keyhole), circondato da metallo fuso. Per le alte temperature, una parte di vapore si ionizza e forma il plasma, la cui presenza è dannosa perché assorbe energia attenuando l'effetto del fascio laser. Il controllo del plasma è stato ottenuto con un getto trasversale di elio, attraverso un ugello dal diametro interno di 4 mm, diretto sopra la zona di interazione del fascio con il bagno fuso. L'impiego dell'elio, tecnicamente preferibile all'argon, benché più costoso, è giustificato dalla maggiore resistenza offerta alla ionizzazione. La saldatura è stata effettuata mediante passata singola su lamiera (dimensioni 1000x1000 mm², spessore di 10 mm) in acciaio austenitico AISI 304 L (MB), selezionato per la buona saldabilità dovuta

al ridotto tenore di carbonio. Le lamiere sono state preparate con lembi squadrati, interponendo il materiale di apporto (MA) sotto forma di quattro inserti consumabili in lega e bloccando gli estremi con punti di saldatura mediante elettrodo di tungsteno. Le composizioni dei materiali impiegati sono riportate in Tab. 2. Invece che in AWS 308 L (indicato per la saldatura dell'AISI 304 L), sono stati utilizzati inserti in AWS 309 L in modo da diversificare la composizione della ZF da quella del MB, allo scopo di confrontare i tenori di Ni e Cr rilevati sperimentalmente nel giunto con quelli ricavati

applicando il modello analitico. Il giunto saldato è stato sottoposto ad ispezioni visive per una verifica della qualità e ad osservazioni macrografiche su alcune sezioni trasversali tagliate ad intervalli regolari lungo il cordone di saldatura e comunque distanti dagli estremi. Infine, sono state effettuate misure di composizione, mediante EDS, per rilevare i tenori di Ni e Cr nella ZF.

Tab.1 - Parametri di saldatura / Welding parameters

Potenza fascio laser P (kW)	Velocità di saldatura v (m/min)	Diametro Focale (mm)	Posizione del fuoco Δz (mm)	Portata elio (l/min)	Spessore degli inserti (mm)
14	1.2	0.5	5.5	20	1.6 (N.4 inserti da 0.4 mm ciascuno)

Tab.2 - Composizione del metallo base e del metallo d'apporto (% in peso)
Composition of the base metal and the filler (% by weight).

	C	Mn	Si	P	S	Ni	Cr	Mo	Fe
AISI 304 L	0.018	1.15	0.41	0.025	0.001	10.1	18.4		Bal.
AWS 309 L (*)	0.01	1.65	0.33	0.02	0.01	12.4	24.5	0.47	Bal.
AWS 308 L (**)	0.025	1.4	0.30	0.03	0.03	10.0	20.0		Bal.

*) MA utilizzato per la prove di saldatura: **) MA considerato per le simulazioni alle diverse velocità.

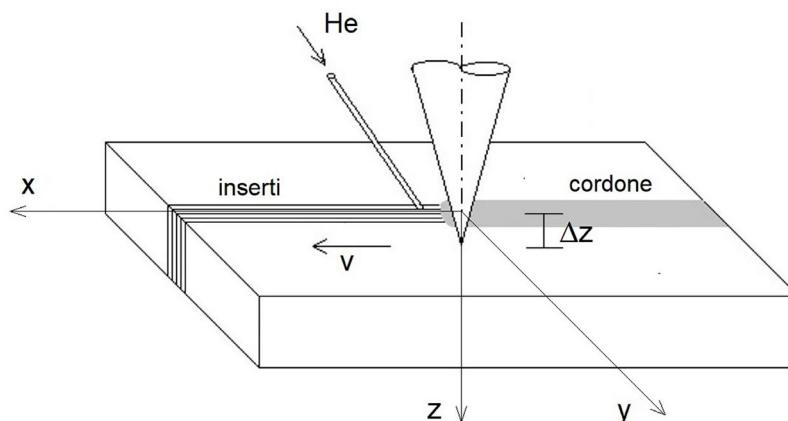


Fig.1 - Schema del processo di saldatura / Scheme of the welding process

La specifica modalità di saldatura considerata, già sperimentata dagli autori [11], è stata scelta in quanto, oltre ad essere di semplice impiego, assicura una maggiore tolleranza rispetto ad eventuali imperfezioni geometriche nella preparazione dei lembi e/o errori nell'allineamento del fascio e, soprattutto, con un corretto numero di inserti,

consente di evitare il rischio di incompleta fusione più facilmente rispetto all'uso del filo di apporto. In questo modo è anche possibile ottenere giunti con una limitata presenza di difetti ed un agevole controllo del grado di diluizione [12].

Analisi termica

L'analisi termica è stata effettuata mediante un modello analitico basato sulla sovrapposizione di due sorgenti puntiformi (equazione [1]) e una sorgente lineare (equazione [3]):

$$5) \quad T(x, y, z) = T_o + \sum_{i=1}^2 \frac{Q_{P_i}}{c_i \pi k r_{P_i}} e^{-\frac{v}{2\alpha}(r_{P_i}+x)} + \frac{Q_L}{2 \pi k} e^{-\frac{v}{2\alpha}x} K_0\left(\frac{v r_L}{2\alpha}\right)$$

Per simulare la saldatura a piena penetrazione e l'effetto del keyhole, riproducendo al meglio il profilo sperimentale della zona fusa, le sorgenti termiche sono state dislocate come segue:

- prima sorgente puntiforme sulla superficie esterna ($z_{P1}=0$ mm);
- seconda sorgente puntiforme all'interno del cordone in corrispondenza del fuoco del fascio laser ($z_{P2}=5.5$ mm);
- sorgente lineare lungo l'intero spessore del giunto ($z_L=10$ mm).

Questa scelta è stata effettuata in relazione alla morfologia del profilo della sezione saldata: la sorgente lineare contribuisce alla formazione di una ZF regolare lungo tutto lo spessore, mentre le sorgenti puntiforme danno luogo alle convessità che caratterizzano il profilo sperimentale, rispettivamente in

prossimità della superficie esposta al fascio laser e nella zona di focalizzazione all'interno del giunto. Definito il layout del modello, sono stati introdotti i parametri γ_L e γ_{P_i} in modo da poter distribuire, tra la sorgente lineare e le due puntiformi, la potenza complessiva del fascio laser. Naturalmente deve risultare che la somma di tali parametri sia uguale a 1 ($\gamma_L + \gamma_{P1} + \gamma_{P2} = 1$). Il modello è stato ulteriormente implementato in [13] per ricavare, in un generico punto, l'andamento della velocità di raffreddamento in funzione del tempo. Indicando con $P=14$ kW la potenza netta del fascio laser, la frazione assorbita dalle lamiere viene espressa introducendo il coefficiente $\eta < 1$, in modo da escludere la frazione assorbita dal plasma e dispersa nell'ambiente. Pertanto vengono definite le seguenti espressioni della potenza erogata da ciascuna sorgente:

$$6) \quad Q_L = \gamma_L \eta P / z_L \quad Q_{P_i} = \gamma_{P_i} \eta P \quad \text{con il vincolo espresso da:} \quad \eta P = Q_L z_L + \sum_i^2 Q_{P_i}$$

Il coefficiente di assorbimento η , che compare nelle equazioni [6], fa parte, insieme ai parametri di distribuzione γ_L e γ_{P_i} , dell'insieme di variabile da determinare nel corso del fitting del profilo analitico della zona fusa su quello sperimentale. La costruzione di un modello 3D della zona fusa è stata effettuato ricavando, mediante l'equazione [5], le curve isoterme alla temperatura di solidus ($T_s=1673$ K) su

piani orizzontali al variare della profondità z . Per i parametri termofisici dell'acciaio AISI 304 L, sono stati considerati valori costanti (corrispondenti alla temperatura di 700°C [14]): densità $\rho=782$ kg/m³, conducibilità termica $k=25$ W/(mK), diffusività $\alpha=5.42 \cdot 10^{-6}$ m²/s.

RISULTATI

Ispezioni del giunto saldato

Il giunto saldato è risultato esente da cricche ed altri difetti macroscopici, con piena penetrazione della ZF lungo tutto lo spessore delle lamiere. Le osservazioni macrografiche, effettuate sulle sezioni saldate prelevate in 5 punti distribuiti lungo l'intero cordone, hanno mostrato zone fuse molto simili dal punto di vista della morfologia e dei contorni. Ciò è da attribuirsi all'alto grado di automazione del processo, con condizioni di saldatura molto stabili lungo tutto il cordone. Le zone fuse rilevate hanno dunque forma regolare, con una larghezza intorno ai 2 mm, che diventa leggermente più ampia nei pressi della superficie esterna

che guarda verso il laser, e con allargamento nei pressi del fuoco del fascio. Dal punto di vista metallografico, la zona fusa ha una struttura dendritica omogenea, con la presenza di ferrite in una matrice austenitica. Data la composizione del metallo di apporto, la ZF risulta maggiormente legata del metallo base: infatti, dall'analisi al microscopio elettronico a scansione è risultato un contenuto di Cr del 22.7% e di Ni del 12.0% [11].

Modellazione della zona fusa

In Fig. 2a viene riportata la modellazione 3D del bagno di fusione insieme al confronto tra il profilo della zona fusa calcolato, e quello rilevato sperimentalmente nel piano di sezione trasversale. Il profilo calcolato è stato ottenuto proiettando il contorno del modello 3D del bagno di fusione sul piano yz. In questo modo è stata ottenuta l'impronta della massima ampiezza raggiunta dal bagno di fusione sulla sezione trasversale del giunto. Il fitting con il profilo sperimentale è stato ottimizzato minimizzando la somma del quadrato delle distanze lungo l'asse y. Il processo iterativo, svolto in Excel, ha portato ad una convergenza uniforme verso una soluzione stabile che ben approssima il profilo sperimentale (Fig. 2b).

Come risultato dell'ottimizzazione, sono stati definiti i valori dei parametri di distribuzione della potenza del fascio (γ_L , γ_{P1} , γ_{P2}) e del coefficiente di assorbimento (η). In particolare quest'ultimo parametro è risultato pari a 0.51, valore che ricade all'interno del range $\eta=0.50-0.80$, definito in base a valori minimi e massimi disponibili in letteratura per la saldatura al fascio laser di acciai secondo la modalità "keyhole" [15,16]. Come risultato di un ulteriore studio riportato in letteratura [17], viene stimato $\eta=0.55$; tuttavia se si considera la porzione di energia che entra effettivamente nel keyhole e che inoltre le ali della distribuzione della radiazione incidente non sono così intense da portare

a fusione il materiale, nel caso degli acciai [15] si può ipotizzare un ulteriore 6-10% di riduzione della potenza del laser, ottenendo un range di valori compreso tra 0,49-0,52. Questa considerazione rende ulteriormente valido il fitting del profilo calcolato con quello sperimentale. Nelle simulazioni, al fine di valutare gli effetti della velocità di saldatura, sono stati considerati due diversi valori (0.9 m/min e 1.5 m/min), oltre a quello sperimentale (1.2 m/min). In Fig. 3a si riportano, a confronto, i profili calcolati della zona fusa nel piano trasversale zy. Indicando con il rettangolo grigio l'area occupata dai quattro inserti, si osserva che, alla velocità maggiore ($v=1.5$ m/min), il profilo della zona fusa, in molti tratti, è appena tangente. Le isoterme e gli andamenti della temperatura in funzione del tempo (Fig. 3b-c) sono stati calcolati al centro della lamiera ($z=5$ mm), per la velocità 0.9 m/min alla quale corrisponde il maggiore apporto termico.

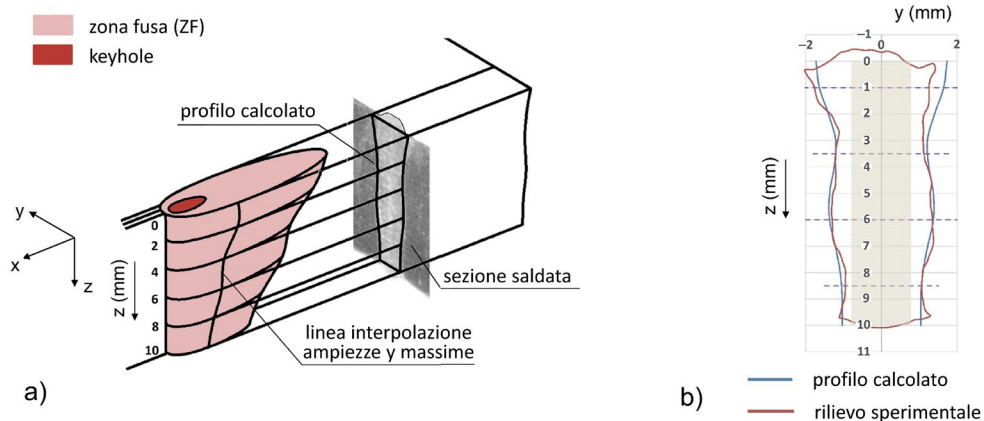


Fig.2 - Modellazione della ZF [13]: a) modello 3D del bagno di fusione e proiezione del profilo sulla sezione trasversale; b) confronto tra profilo calcolato e profilo rilevato / FZ modeling [13]: a) 3D model of the melt pool and projection on the cross section; b) comparison between calculated and detected profile

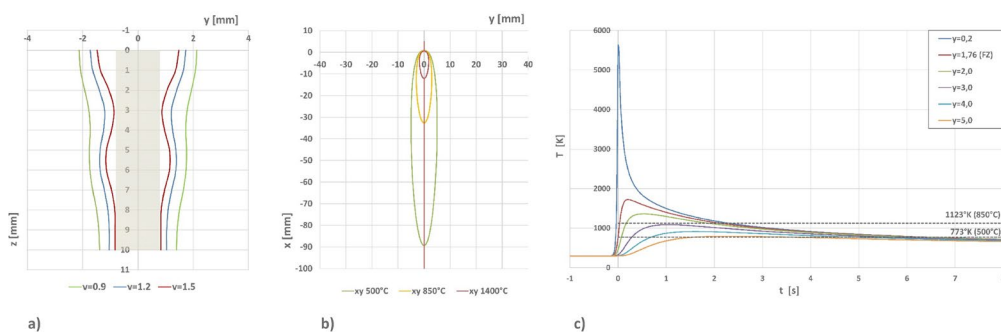


Fig.3 - Risultati delle simulazioni: a) profili della ZF al variare di v; b) isoterme nel piano xy (z=5mm); c) andamenti temperatura-tempo per i valori indicati di y / Simulation results: a) profiles of the FZ as v varies; b) isotherms in the xy plane (z=5 mm); c) temperature-time trends for the indicated values of y

DISCUSSIONE

Il modello analitico è utile per valutare i tempi di permanenza nell'intervallo di sensibilizzazione tra 500 e 850°C. Nel caso in esame, è possibile stabilire che, a causa del breve tempo di esposizione (circa 6 s per $v=0.9$ m/min), questo genere di deterioramento può essere escluso [18]. Inoltre, i risultati della simulazione hanno mostrato come l'apporto termico per la velocità sperimentale ($v=1.2$ m/min), e a maggior ragione per quella minore ipotizzata ($v=0.9$ m/min), sia idoneo a fondere gli inserti e il materiale base limitrofo. Invece, aumentando la velocità ($v=1.5$ m/min), esso è appena sufficiente, con il rischio che possano insorgere difetti dovuti

a mancata fusione. La composizione del materiale di apporto e il grado di diluizione sono determinanti per le proprietà del giunto. Considerando l'area interessata dal metallo d'apporto ($A_{MA}=16\text{mm}^2$) e l'area calcolata della ZF (A_{ZF}), la composizione del cordone può essere ricavata effettuando una media delle composizioni del metallo base e dell'apporto, utilizzando come pesi rispettivamente $1-A_{MA}/A_{ZF}$ e A_{MA}/A_{ZF} . I risultati sono riportati in Tab. 3, insieme alle composizioni equivalenti calcolate in accordo con il diagramma WRC-1992 [19]: $Ni_{eq} = \%Ni+35(\%C)$ e $Cr_{eq} = \%Cr + \%Mo$.

Tab.3 - Composizioni della ZF (% in peso) / FZ compositions (% by weight)

			Composizioni calcolate						Misure EDS	
v (m/min)	AZF (mm ²)	AMA/AZF	C	Ni	Cr	Mo	Ni _{eg}	Cr _{eg}	Ni	Cr
Inserti utilizzati (AWS 309 L)										
1.2	25.9	0.62	0.013	11.5	22.2	0.29	12.0	22.5	12.0	22.7
Inserti ipotizzati (AWS 308 L)										
0.9	34.7	0.46	0.021	10.1	19.1		10.8	19.1		
1.2	25.9	0.62	0.022	10.0	19.4		10.8	19.4		
1.5	20.6	0.78	0.023	10.0	19.6		10.8	19.6		

Innanzitutto si osserva che i tenori calcolati di Ni e di Cr concordano con i valori misurati nel giunto saldato. Per quanto riguarda la microstruttura della ZF, è ben noto l'effetto benefico, all'interno della matrice austenitica, di piccole percentuali di ferrite in grado di sciogliere S e P, prevenendo la formazione di cricche a caldo, mentre tenori di ferrite residua superiori all'8% possono portare, dopo permanenza nel range 400-800°C, alla formazione della fase σ , dura e fragile, ed inoltre un eccessivo contenuto di ferrite residua può rendere il materiale suscettibile ad attacchi corrosivi localizzati [18]. La solidificazione della microstruttura austenitica può contenere anche piccole quantità di ferrite

lungo i bordi dei grani e dei sub-grani (modo AF). Un maggior contenuto di Cr favorisce la solidificazione della ferrite δ che, al raffreddamento, si trasforma in austenite lasciando una parte di ferrite residua (modo FA), in grado di ridurre al minimo la possibilità di formazione di cricche a caldo. Secondo il diagramma WRC-1992 [19], il tenore di ferrite per $v=0.9$ m/min risulta intorno al 9% e cresce leggermente per le altre due velocità; nei tre casi, la solidificazione avviene secondo il modo FA.

CONCLUSIONI

Il modello analitico, basato sulla sovrapposizione di due sorgenti puntiformi e di una sorgente lineare, è stato applicato al caso di una saldatura laser, a piena penetrazione, di lamiere di AISI 304 L posizionate di testa. La simulazione del profilo della ZF, effettuata in modo da ottenere la sovrapposizione con quello sperimentale, ha consentito di ricavare un valore del coefficiente di assorbimento $\eta=0.51$ in accordo con i dati in letteratura. Le composizioni di Ni e Cr, calcolate nella ZF, concordano con i valori misurati sperimentalmente. Il modello è stato quindi utilizzato per quantificare gli effetti della velocità di saldatura, ricavando l'ampiezza della ZF e la sua composizione in base al grado di diluizione. Simulando l'impiego di AWS 308 L come materiale d'apporto ed ipotizzando una velocità di saldatura più bassa di quella sperimentale, si ottengono le migliori condizioni di solidificazione (modo FA e tenori di ferrite residua vicini all'8%), che prevengono il rischio di cricche a caldo.

RICONOSCIMENTI

Il lavoro svolto è stato parzialmente finanziato dall'Università degli Studi di Catania mediante il "PIAno di inCEntivi per la Ricerca di Ateneo 2020/2022", linea d'intervento 3 "Starting Grant", progetto "MESOTERMM – Modellazione degli Effetti di SOrgenti TERmiche mobili a elevata potenza sulle proprietà dei Materiali Metallici".

BIBLIOGRAFIA

- [1] Anca A, Cardona A, Risso J, Fachinotti VD. Finite element modeling of welding processes. *Appl Math Model.* 2011; 35: 688–707.
- [2] Rong Y, Xu J, Huang Y, Zhang G. Review on finite element analysis of welding deformation and residual stress. *Sci Technol Weld Joi.* 2018; 23, 3.
- [3] Marques ESV, Silva FJG, Pereira AB. Comparison of finite element methods in fusion welding processes - A review. *Metals.* 2020; 10, 75.
- [4] Nezamdost MR, Nekouie Esfahani MR, Hashemi SH, Mirbozorgi SA. Investigation of temperature and residual stresses field of submerged arc welding by finite element method and experiments. *Int. J. Adv. Manuf. Tech.* 2016; 87: 615–624.
- [5] Lankalapalli KN, Tu JF, Leong KH, Gartner M. Laser weld penetration estimation using temperature measurements. *J Manuf Sci E - T ASME.* 1999; 121: 179-188.
- [6] Rosenthal D. The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments. *T ASME.* 1946; 43: 849-866.
- [7] Mackwood AP, Crafer RC. Thermal modelling of laser welding and related processes: a literature review, *Opt Laser Technol.* 2005; 37: 99-115.
- [8] Carslaw HS, Jaeger JC. *Conduction of Heat in Solids.* London: Oxford University Press; 1959.
- [9] Ashby MF, Easterling KE. The transformation hardening of steel surfaces by laser beam. *Acta Metall.* 1984; 32: 1935-1948.
- [10] Giudice F, Missori S, Sili A. Parameterized multipoint-line analytical modeling of a mobile heat source for thermal fields prediction in laser beam welding (submitted to *Int. J. Adv. Manuf. Tech.*).
- [11] Missori S, Sili A. Laser beam welding of steel plates using consumable inserts. *Weld Int.* 2005; 19, 6: 463-469.
- [12] Missori S, Sili A. Prediction of weld metal microstructure in laser beam weld metal clad steel. *Metallurgist.* 2018; 62: 84-92.
- [13] Giudice F., Sili A. Weld metal microstructure prediction in laser beam welding of austenitic stainless steel, *Applied Science.* 2021; 11, 1463.
- [14] Mills KC. *Recommended Values of Thermophysical Properties for Selected Commercial Alloys.* Cambridge, UK: Woodhead Publishing; 2002.
- [15] Hoffman J, Szymanski Z. Absorption of the laser beam during welding with CO2 laser. *Opt Appl.* 2002; 32: 129-145.
- [16] Ricciardi G, Cantello M. Laser material interaction: absorption coefficient in welding and surface treatment. *CIRP Ann.* 1994; 43: 171-175.
- [17] Rai R, Elmer JW, Palmer TA, DebRoy T. Heat transfer and fluid flow during keyhole mode laser welding of tantalum, Ti-6Al-4V, 304L stainless steel and vanadium. *J Phys D Appl Phys.* 2007; 40: 5753-5766.
- [18] Weman, K. *Welding Processes Handbook*, 2nd ed. Cambridge, UK: Woodhead Publishing; 2012.
- [19] Kotecki D J, Siewert A. WRC-1992 constitution diagram for stainless steel weld metals: a modification of the WRC-1988 diagram. *Weld J.* 1992: 171s-178s.

Analytical modelling for thermal field simulation in laser beam welding

In the present work an analytical method is proposed in order to evaluate the thermal fields generated during a laser beam travel on thick plate, with the aim of developing a less complex approach from the point of view of calculation if compared to the various numerical models developed in recent years. The "keyhole" full penetration welding mode, characteristic of the high power laser, was simulated, considering the phenomenological laws of conduction, by means of a line thermal source along the whole thickness and two point sources located respectively on the surface and at the position of the beam focus inside the joint. This model was fitted on the basis of the fusion zone profile, which was experimentally detected. Welding was carried out by means of a CO₂ laser beam single pass on two squared edged AISI 304L plates, which were butt-positioned. Then the model was applied to evaluate the thermal fields, the fusion zone composition and the solidification mode.

KEYWORDS: LASER BEAM WELDING, KEYHOLE, ANALYTICAL MODELLING, FUSION ZONE, THERMAL FIELDS