

INGEGNERIZZAZIONE DI UNA MACCHINA PROTOTIPALE PER PROCESSI DI SALDATURA LINEAR FRICTION WELDING

G. Buffa^a, M. Cammalleri^a, D. Campanella^a, L. Fratini^a, A. Pasta^a

^a Università di Palermo - Dipartimento di Ingegneria Chimica, Gestionale Informatica e Meccanica, Viale delle Scienze, 90128 Palermo, e-mail: gianluca.buffa@unipa.it; marco.camalleri@unipa.it; livan.fratini@unipa.it; antonino.pasta@unipa.it.

Sommario

Viene descritta la progettazione, realizzazione e successiva ingegnerizzazione di una macchina prototipale per processi di LFW. La macchina è in grado di fornire appropriati range per i parametri di processo più importanti: frequenza di oscillazione, ampiezza di oscillazione, carico specifico tra i provini e durata del processo. La preesistente versione della macchina è stata notevolmente migliorata introducendo un sistema desmodromico con camme multilobo per l'ottenimento dell'oscillazione alle frequenze ed ampiezze desiderate. Infine la macchina è stata fornita di sensori atti alla misura "in process" di variabili fondamentali per la completa comprensione del processo quali temperature nei provini, forze sui provini, accelerazioni e velocità che questi subiscono. I risultati ottenuti su giunti in acciaio sono promettenti in termini di qualità microstrutturali e di prestazioni micromeccaniche.

Parole chiave: Linear Friction Welding; solid bonding

1. Introduzione

È ben noto che lo strisciamento fra due superfici a contatto produce calore a causa del lavoro delle forze di attrito. Di solito l'attrito è considerato come un qualcosa di negativo per le lavorazioni meccaniche, e quindi da evitare, ma se controllato opportunamente il calore prodotto può essere utilizzato per la saldatura allo stato solido per attrito di due o più componenti [1, 2].

In questa famiglia è possibile distinguere alcuni processi specifici: l'Inertia Friction Welding (IFW), noto da diversi anni, consente di saldare elementi assialsimmetrici in maniera veloce e facilmente riproducibile ottenendo pezzi privi di inclusioni e caratterizzati da una microstruttura nella zona di saldatura dalle elevate caratteristiche meccaniche [3,4].

A partire dal 1991 il Friction Stir Welding (FSW) ha rappresentato una delle più importanti novità nel panorama dei processi di saldatura [5, 6]. In tale processo la giunzione solida si ottiene grazie all'attrito generato da un utensile rotante posto a contatto con le lamiere da saldare e fatto avanzare lungo la linea di saldatura [7]. In questi anni sono stati pubblicati diversi lavori allo scopo di evidenziare le caratteristiche meccaniche e metallurgiche di giunti in materiali prima considerati non saldabili o difficili da saldare [8].

Infine, il Linear Friction Welding (LFW), probabilmente il più semplice come principio di base e per questo il più antico, ha visto negli ultimi anni un notevole interesse da parte del mondo accademico e industriale per via di interessanti applicazioni che sono possibili nel campo dei trasporti e aerospaziale, quale la costruzione e riparazione di pale di turbine [1, 2, 9-13]. Come altri processi di saldatura allo stato solido, il LFW consente di ottenere giunti in assenza di fumi, inclusioni e difetti. Tuttavia, al momento in letteratura non sono disponibili molto dati sia sul processo che sull'ingegnerizzazione di singoli casi di studio che sullo sviluppo di modelli numerici.

I materiali metallici che possono essere utilizzati per il processo vanno dagli acciai [14], agli acciai inossidabili [10], alle leghe a base di nichel [15], alle leghe di titanio [15, 16], all'alluminio e rame [17,18] ecc.

Per quanto riguarda la meccanica del processo, è possibile individuare quattro fasi differenti (Figura 1).

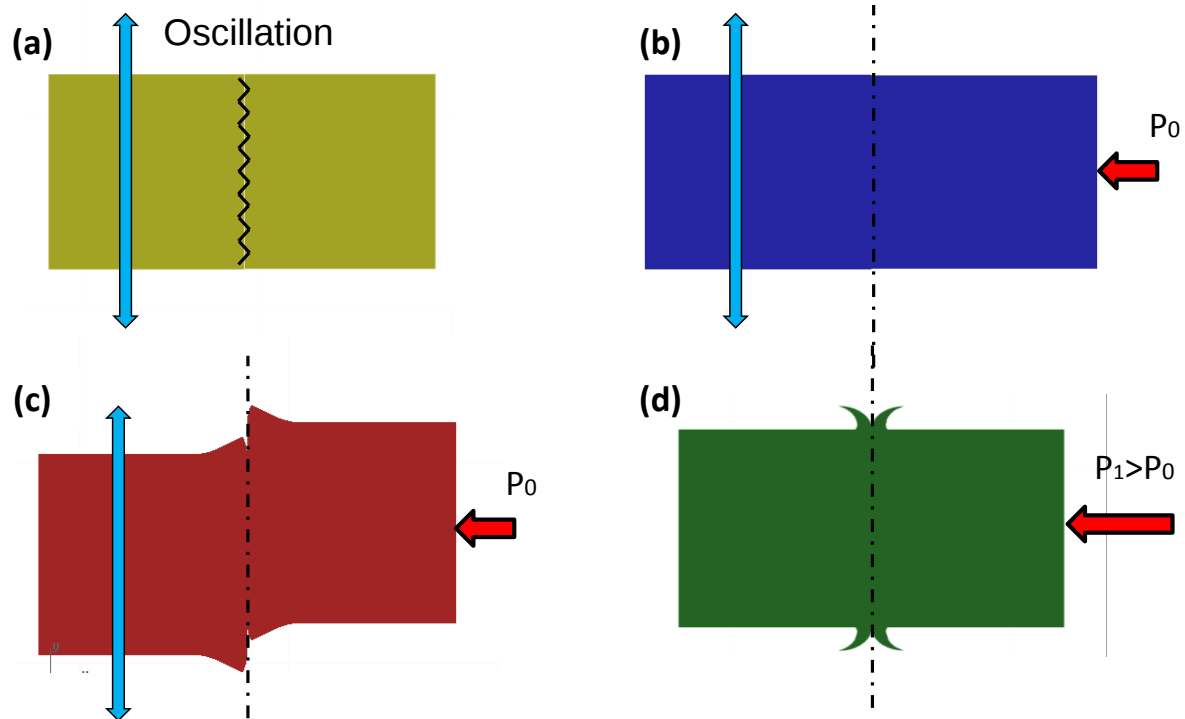


Figura 1: le quattro fasi del processo: (a) inizio, (b) transizione, (c) equilibrio e (d) decelerazione.

La prima fase è quella iniziale in cui i due provini sono tenuti a contatto sotto un certo carico e viene stabilito un moto relativo oscillatori: durante tale fase le parti sono a contatto tramite le asperità superficiali, quindi la superficie reale di contatto è ben inferiore a quella teorica. Se i valori di velocità relativa e pressione selezionati sono sufficienti, durante questa fase la superficie effettivamente a contatto cresce progressivamente; in caso contrario il processo non potrà andare avanti a raggiungere la seconda fase [1, 2]. All'aumento del calore prodotto i primi effetti del softening saranno visibili fino all'ottenimento di una superficie di contatto pari al 100% dell'area dei provini (seconda fase, transizione). Non appena il softening del materiale è tale da generare un effetto di estrusione laterale con formazione di flash e conseguente accorciamento assiale dei provini si entra nella terza fase, quella di equilibrio, durante la quale si possono verificare delle instabilità a causa di imperfezioni geometriche nei provini o di una non perfetta distribuzione delle temperature all'interfaccia. Alcuni autori [9, 10] riportano che l'accorciamento in tale fase segue un andamento circa lineare col tempo. Infine, non appena si raggiunge l'accorciamento prefissato, l'oscillazione viene bloccata repentinamente e, allo stesso tempo, viene aumentato il carico assiale per consolidare la saldatura (quarta e ultima fase, decelerazione) [11,12].

È da notare come diversi parametri influenzino le fasi descritte in termini di temperatura raggiunta e quindi di meccanica di saldatura: pressione fra i provini, frequenza ed ampiezza di oscillazione, tempo del processo. Tali parametri non sono indipendenti fra loro: ad esempio, aumentando la frequenza di oscillazione, per ottenere condizioni simili di flusso termico, è necessario diminuire l'ampiezza dell'oscillazione stessa.

Come già accennato, negli ultimi anni sono stati presentati alcuni lavori sul LFW. Un primo campo di ricerca è la progettazione della macchina da utilizzare per il processo che dovrà garantire i range opportuni di frequenza, ampiezza e pressione. Sono state quindi proposte alcune macchine caratterizzate da cinematica e dinamica differenti [14, 20-22]. Per quanto riguarda l'effetto dei parametri di processo sull'efficienza meccanica dei giunti interessanti risultati possono essere trovati

in [9, 11, 14, 19], mentre altri autori si sono maggiormente concentrati sulle evoluzioni microstrutturali che subisce il materiale base a seguito del processo [15, 16, 18]. Infine, per quanto riguarda la simulazione numerica del processo, solo pochi articoli sono noti agli autori [23-25]. Alcuni degli autori del presente lavoro hanno già presentato i primi risultati di un modello, sia 2D [26] che 3D [14], sviluppato con lo scopo di ottenere le distribuzioni delle principali variabili di campo, quali temperatura, deformazione e velocità di deformazione.

Nel presente lavoro sono mostrati i risultati di una campagna numerica e sperimentale su un acciaio ASTM A285. È stata progettata e realizzata una macchina dedicata ad operazioni di LFW ed il modello numerico 3D precedentemente sviluppato è stato adoperato per l'analisi della meccanica di processo allo scopo di studiare l'influenza dei parametri di processo.

2. Approccio sperimentale

2.1 Sviluppo della macchina per LFW

Partendo dai risultati ottenuti da una campagna sperimentale preliminare [14], è stata progettata e sviluppata una macchina per la saldatura LFW di giunti di dimensioni da laboratorio. In particolare, nello studio precedente era stata usata una cinematica basata sull'accoppiamento biella manovella che aveva evidenziato alcuni punti di debolezza dell'architettura a causa delle elevate pressioni e frequenze in gioco che risultavano in vibrazioni e deformazioni della struttura eccessive.

La macchina qui proposta (Figura 2) è basata su un sistema desmodromico atto a creare il moto di oscillazione lineare richiesto a partire dal moto rotatorio fornito da un motore elettrico da 20 kW. Sebbene più complessa da un punto di vista progettuale, tale soluzione permette di evitare problemi legati all'oscillazione delle valvole e a molle più rigide che si avrebbero nel caso di singolo albero a camme.

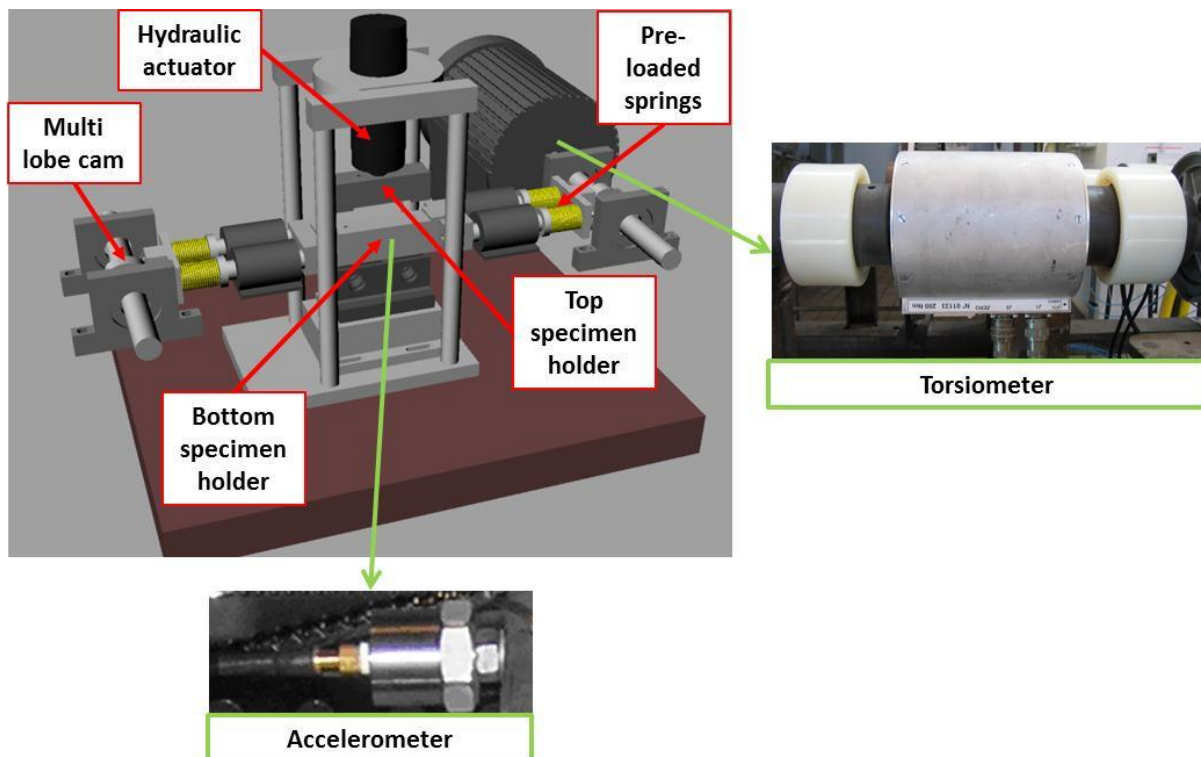


Figura 2: Schema della macchina assemblata e dei suoi componenti principali.

È stato quindi predisposto un albero a camme multilobo intercambiabili che agisce accoppiato ad un piattello opportunamente trattato termicamente e guidato da cuscinetti assiali (Figura 3).

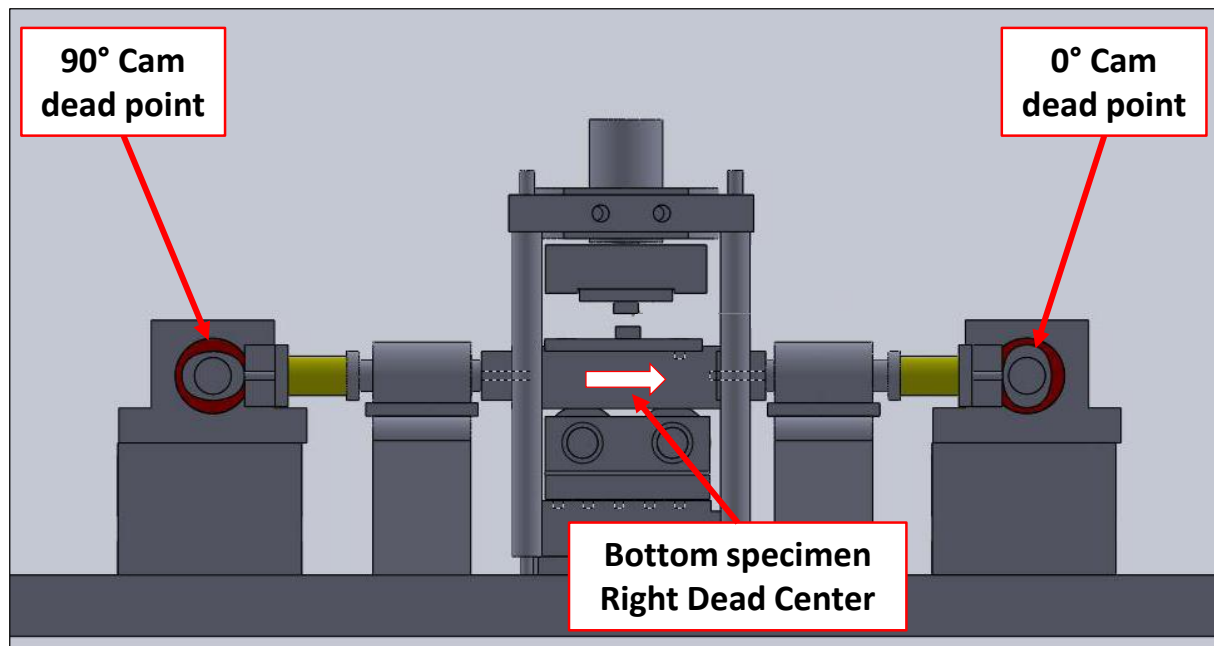


Figura 3: Il sistema a camme predisposto.

Una cinghia sincrona opportunamente dimensionata garantisce la sincronia con la seconda camma e dunque la corsa di ritorno del provino. Nel caso in cui vengano usate delle camme a due lobi (figura 3), i due alberi andranno sfasati di 90°. Allo scopo di garantire un range di frequenze di oscillazione più ampio possibile, estendendo quello disponibile per il cambio meccanico accoppiato al motore elettrico utilizzato, è stata predisposta anche una camma trilobo i cui punti morti sono sfasati di 120°. Due molle opportunamente precaricate sono state interposte fra i piattelli e la slitta porta provino inferiore in modo da scongiurare rotture improvvise in caso di impuntamento delle camme dovuto a una non corretta fasatura iniziale. Il provino superiore è stato fissato ad un attuatore idraulico, che garantisce carichi fino a 15000 kN, sostenuto da un opportuni telaio in acciaio. L'attuatore è stato infine collegato ad un circuito oleodinamico caratterizzato dalla presenza di un distributore a due vie con doppia valvola di massima pressione e carico massimo prodotto dalla pompa ad ingranaggi pari a 250 bar. Il circuito, schematizzato in Figura 4, è in grado di fornire un repentino aumento di pressione per la corretta realizzazione della quarta fase.

La macchina così predisposta ha permesso di effettuare prove al variare dei principali parametri di processo: in particolare, l'ampiezza di oscillazione può essere variata sostituendo le camme, la frequenza tramite l'uso congiunto del cambio meccanico e del numero dei lobi delle camme mentre la pressione è stata variata tra i differenti test e all'interno dei test stessi (diverse fasi del processo) tramite il circuito oleodinamico precedentemente descritto.

La macchina è stata attrezzata con un accelerometro, solidale alla slitta inferiore, per la misura del moto effettivo prodotto dalle camme e da un torsionometro, in asse all'albero a camme collegato al motore, per la misura della coppia assorbita (Figura 2). In questo modo è possibile anche avere una misura indiretta della forza orizzontale, e quindi del coefficiente d'attrito, che si ha all'interfaccia tra i provini. In particolare il sistema di misura ed acquisizione è costituito da un Torsio-tachimetro estensimetrico Tekkal TT-4000 (range di misura 0-200Nm 0-4000rpm), da un accelerometro piezoelettrico Bruel & Kjaer tipo 4370 (range di misura 0-6kHz, 0-2000g) e da un amplificatore di carica Bruel & Kjaer (2626). I dati sono stati acquisiti tramite scheda di acquisizione National Instruments DAQ Card 6062 12 bit 500 kSa/s. Infine, per la quarta fase del processo, quella di decelerazione, è stata posta una frizione pneumatica Comintec DSF/TF/AP 2.90 (30-125Nm) a monte della catena cinematica formata dai due alberi a camme.

La superficie di contatto fra i provini è stata scelta pari a 10x5 mm² in modo da ottenere una pressione massima all'interfaccia di 350 MPa.

Nella tabella 1 sono mostrati i range ottenibili per ognuno dei parametri sopra descritti.

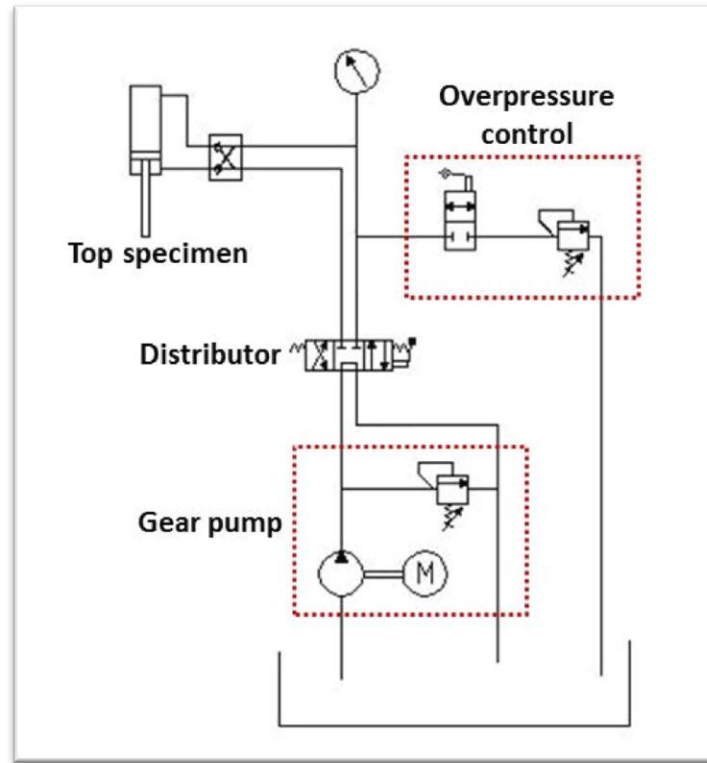


Figura 4: Schema del circuito oleodinamico utilizzato.

Tabella 1: range disponibili per i parametri di processo

Ampiezza oscillazione [mm]	Frequenza oscillazione [Hz]	Pressione all'interfaccia [Mpa]	Durata del processo [s]
0-6	0-75	0-250	1-∞

2.2 Modello FEM

Il modello numerico precedentemente sviluppato e presentato in [14] è stato utilizzato per studiare gli effetti della pressione all'interfaccia e della frequenza di oscillazione. Il modello 3D, lagrangiano, accoppiato termo-meccanicamente è stato sviluppato tramite il software commerciale DEFORM. In Figura 5 è mostrato uno sketch del modello utilizzato. È da notare che, date le caratteristiche del processo, è stato individuato un piano di simmetria parallelo alla direzione di oscillazione.

I due provini sono stati modellizzati come oggetti rigido-viscoplastici con una mesh caratterizzata da circa 8000 elementi tetraedrici ognuno. È stato utilizzato un algoritmo di remesh adattivo con mesh più fitta, di spigolo pari a 0.25 mm, in prossimità della superficie di contatto, in modo da avere circa 10 elementi lungo lo spessore. Analogamente a quanto predisposto negli esperimenti il provino inferiore è stato posto in oscillazione mentre la pressione esterna è stata applicata a quello superiore. Al fine di modellizzare la presenza dell'attrezzatura sperimentale sono state utilizzate opportune condizioni al contorno: il provino inferiore è stato vincolato contro la traslazione lungo l'asse z mentre quello superiore contro la traslazione negli assi x e y. I citati vincoli non sono stati assegnati entro una distanza di 10 mm dalla superficie di contatto in modo da consentire la formazione del flash che determina l'accorciamento assiale.

Per tutte le simulazioni è stata utilizzata una legge di flusso al variare di deformazione, velocità di deformazione e temperatura [27]:

$$\sigma = 192\varepsilon^{0.12}\dot{\varepsilon}^{0.016}e^{\frac{420.5}{T}} \quad (1)$$

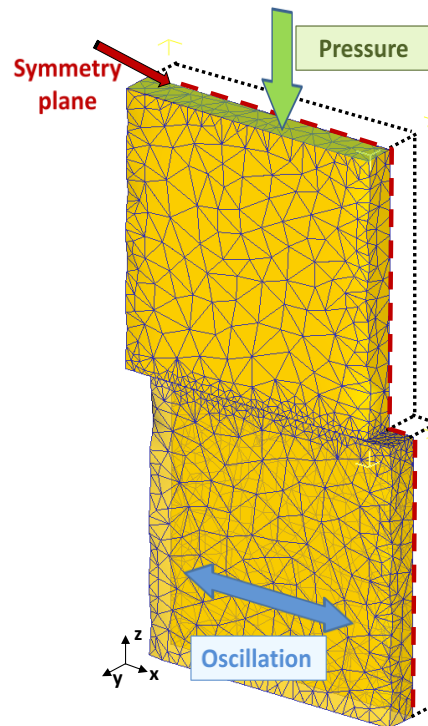


Figura 5: sketch del modello numerico.

Per quanto riguarda i parametri termici in base a dati di letteratura [26] sono stati utilizzati conduttività costante e pari a $24 \text{ N s}^{-1} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ e capacità termica variabile fra $0.34 \text{ kJ kg}^{-1} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ a temperatura ambiente e $0.92 \text{ kJ kg}^{-1} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ a 900°C .

Il contatto fra i provini è stato modellizzato tramite un attrito di tipo shear con coefficiente variabile che raggiunge il valore costante di 0.95 per temperature uguali o superiori a 800°C [14]. Il coefficiente di scambio termico è stato tenuto costante e pari a $11 \text{ N s}^{-1} \text{ mm}^{-1} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$.

La frequenza di oscillazione è stata scelta pari a 23, 33 e 43 Hz mentre i valori utilizzati per la pressione sono stati 150, 200 e 250 MPa . Tempo di processo e ampiezza di oscillazione sono stati mantenuti costanti per tutte le prove e pari a 4s e 3mm rispettivamente. In questo modo sono state effettuate 9 simulazioni differenti.

2.3 Prove sperimentali

Dal punto di vista sperimentale sono state analizzate tre differenti configurazioni corrispondenti al minimo apporto termico (150 MPa e 23 Hz), ad un apporto intermedio (200 MPa e 33 Hz) ed al massimo apporto termico (250 MPa e 43 Hz). Durante l'ultima fase del processo la pressione è stata incrementata del 25% sia per gli esperimenti che per le simulazioni numeriche. Ogni prova è stata ripetuta tre volte.

3. Risultati ottenuti

Il modello numerico è stato inizialmente utilizzato per individuare quelle condizioni di processo, da riprodurre tramite prove sperimentali, che potessero permettere di ottenere sia saldature prove di difetti che saldature caratterizzate da flusso insufficiente. In figura 6 viene mostrato il campo di temperature alla fine del processo per le condizioni esaminate sperimentalmente.

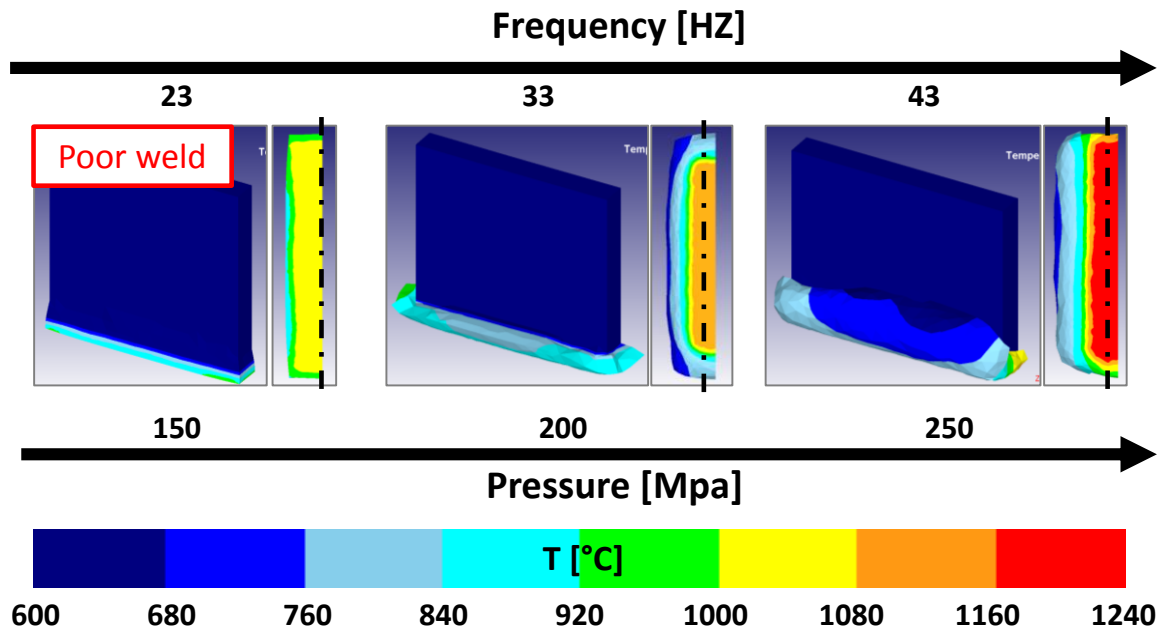


Figura 6: Distribuzioni di temperatura nella vista 3D e dal basso per le tre configurazioni testate sperimentalmente – tempo di processo 4s

Quando la frequenza dell'oscillazione è la minima tra quelle utilizzate in questo studio, il flusso termico è insufficiente e l'accorciamento assiale è quasi nullo. La terza fase del processo quindi, quella di equilibrio, non viene completata e non si osserva una vera saldatura ma solo un minimo "incollaggio" tra le superfici. I risultati numerici hanno permesso di evidenziare che risultati analoghi si ottengono per coppie di frequenza e pressione pari a 23-200 e 33-150 rispettivamente. L'incremento di temperatura che si ottiene all'aumentare sia della frequenza che della pressione è meglio visibile nella vista dal basso dei provini, passando dai circa 1000°C ai circa 1200°C in termini di temperatura massima.

L'accorciamento assiale è stato misurato quantitativamente per il caso di studio intermedio e la curva ottenuta è stata confrontata con quella calcolata dal modello numerico (Figura 7).

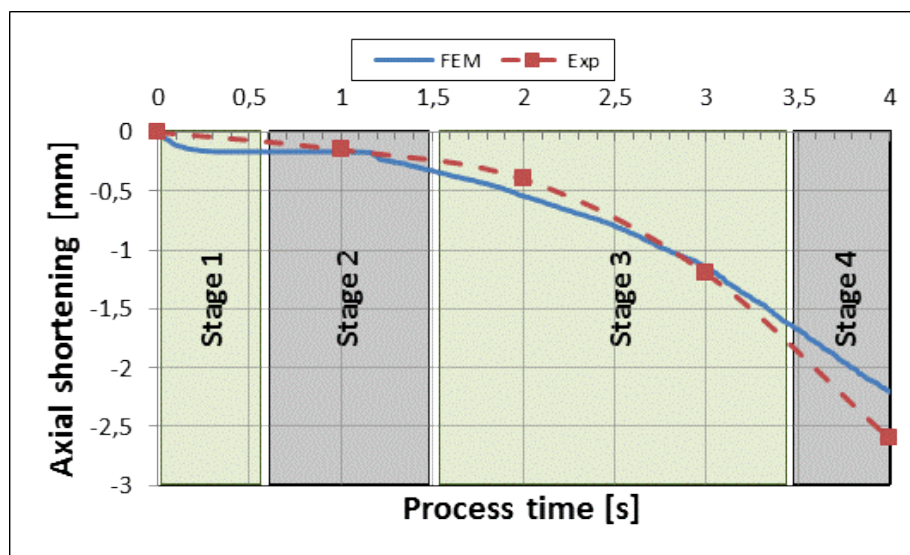


Figura 7: confronto numerico sperimentale per l'accorciamento assiale subito dal provino ad apporto termico intermedio

Come già accennato, durante le fasi iniziale e di transizione l'accorciamento osservato è minimo. La maggior parte dell'accorciamento si osserva durante la fase di equilibrio, e, in parte minore, durante

l'ultima fase di decelerazione quando il moto oscillatorio si ferma e il carico applicato aumenta. In questa fase il materiale è ancora in uno stato di softening e quindi l'incremento di pressione è sufficiente a garantire un ulteriore accorciamento e il consolidamento della saldatura trovato sia dal punto di vista sperimentale che numerico.

Per quanto riguarda i risultati sperimentali, come accennato, con l'apporto termico più basso si ottiene una saldatura insoddisfacente. La Figura 7a mostra il giunto, in apparenza saldato, con solo un minimo accorciamento assiale.

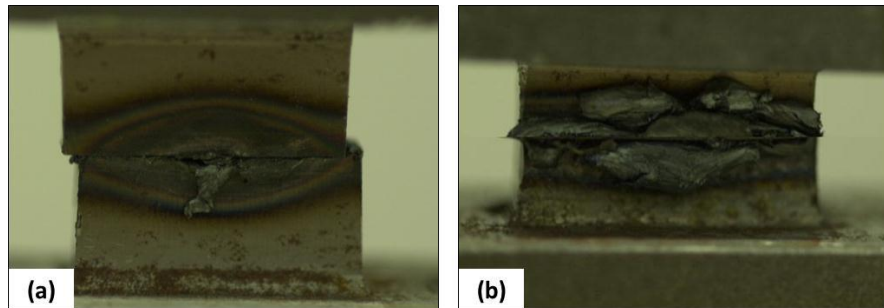


Figura 8: macro dei provini saldati con frequenza e pressione pari a 23 Hz e 150 MPa rispettivamente

Un indicatore molto rappresentativo dello scarso apporto termico è il quasi nullo flash che si osserva sulla superficie esterna del provino. Al crescere di frequenza e pressione si ottiene una saldatura soddisfacente, come evidenziato dalla Figura 8b e dalla macrografia del provino intermedio mostrata in Figura 9. La Figura 10 mostra le micrografie, con ingrandimento 250x, delle zone caratteristiche del giunto evidenziate in Figura 8.

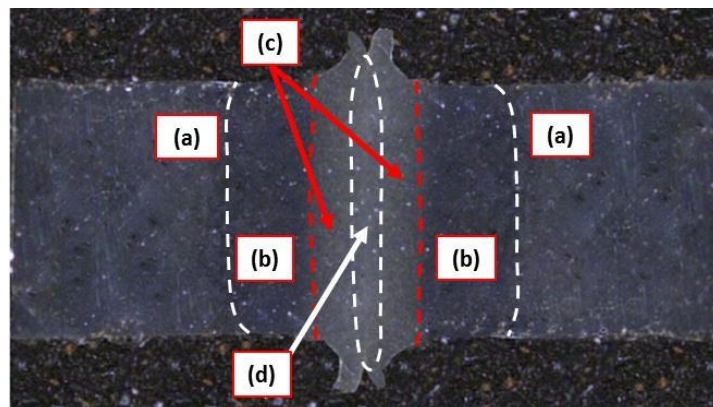


Figura 9: macrografia del giunto caratterizzato da apporto termico intermedio (frequenza 33 Hz, pressione 200 MPa)

Partendo dalla periferia del giunto si osserva, nella zona A, il materiale base: la struttura è composta da grani ferritici (aree chiare) e perlitici (aree scure). Avvicinandosi alla zona di saldatura si trova la zona termicamente alterata (B), caratterizzata dal principio di formazione della struttura bainitica. Successivamente si osserva la zona termo-meccanicamente alterata (C): in questa zona la dimensione media del grano è decisamente inferiore e la struttura è di tipo ferritico-bainitica a causa del ciclo di riscaldamento e raffreddamento che il materiale ha subito durante il processo. Infine, nelle vicinanze della linea di saldatura si ha il cosiddetto nugget (D) nel quale si ha la ricristallizzazione del materiale con microstruttura molto fine ed equiassica.

È da notare che i range dei parametri di processo identificati in questa ricerca, che conducono sia a saldature efficienti che a saldature insoddisfacenti sono relativi ad ogni singolo materiale in quanto ciò che determina le effettive condizioni di bonding sono la pressione e la temperatura che si registrano all'interfaccia. Questa è una delle maggiori carenze che si hanno in letteratura sul LFW. Un modello numerico opportunamente tarato può rappresentare un valido strumento per la taratura di un valido

criterio di bonding e la successiva individuazione dei parametri di processo che conducono a saldature efficienti.

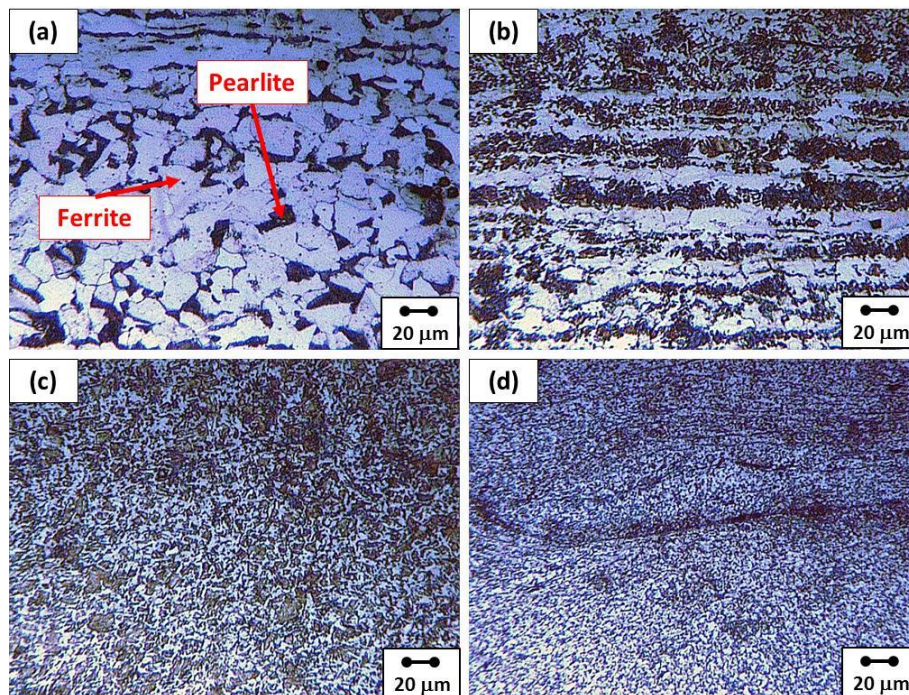


Figura 10: macrografia del giunto caratterizzato da apporto termico intermedio (frequenza 33 Hz, pressione 200 MPa)

4. Conclusioni

Nel presente lavoro sono stati riportati i principali risultati di una campagna numerico-sperimentale su giunti in acciaio ottenuti mediante LFW. In particolare, per la campagna sperimentale è stata progettata, messa a punto ed utilizzata una macchina prototipale che garantisse opportuni range per i parametri di processo. Una campagna numerica preliminare ha permesso di individuare tre coppie di valori di frequenza e pressione che risultassero sia in giunti difettosi che in saldature efficaci.

Dall'analisi dei risultati si può concludere che per ottenere saldature efficaci è necessario che all'interfaccia si raggiungano opportune condizioni di temperatura e pressione, tramite la messa a punto dei parametri di processo. Quando queste sono raggiunte, le caratteristiche micromeccaniche dei giunti nelle vicinanze della linea di saldatura sono anche superiori a quelle del materiale base. Il modello numerico è infine in grado di predire correttamente le principali variabili di campo e parametri molto indicativi della qualità della saldatura come l'accorciamento assiale.

Sviluppi futuri comprendono la messa a punto di un criterio di bonding da usare per prevedere numericamente l'efficacia dei giunti prodotti con un determinato set di parametri operativi.

Bibliografia

- [1] Vairis A, Frost M. High frequency linear friction welding of a titanium alloy. *Wear* 1998;217:117–31.
- [2] Varis A, Frost M. On extrusion stage of linear friction welding of Ti–6Al–4V. *Mater Sci Eng A* 1999;271:477–84.
- [3] Nicholas ED, Thomas WM. A review of friction processes for aerospace applications. *Int J Mater Product Technol* 1998;13(1–2):45–55.
- [4] Grant B, Preuss M, Withers PJ, Baxter G, Rowson M. Finite element process modeling of inertia friction welding advanced nickel-based superalloy. *Mater Sci Eng A* 2009;513–514(C):366–75.

- [5] Buffa G, Fratini L, Hua J, Shivpuri R. Friction stir welding of tailored blanks: investigation on process feasibility. *Ann CIRP* 2006;55(1):279–82.
- [6] Buffa G, Fratini L, Pasta S, Shivpuri R. On the thermo-mechanical loads and the resultant residual stresses in friction stir processing operations. *Ann CIRP* 2008;57(1):287–90.
- [7] Bariani PF, Bruschi S, Ghiotti A. Physical simulation of longitudinal welding in porthole-die extrusion. *Ann CIRP* 2006;55(1):287–90.
- [8] Fratini L, Micari F, Buffa G, Ruisi VF. A new fixture for FSW processes of titanium alloys. *Ann CIRP* 2010;59(1):271–4.
- [9] Li W-Y, Ma T-J, Yang S-Q, Xu Q-Z, Zhang Y, Li J-L, et al. Effect of friction time on flash shape and axial shortening of linear friction welded 45 steel. *Mater Lett* 2008;62:293–6.
- [10] Bhamji I, Preuss M, Threadgill P-L, Moat R-J, Addison AC, Peel M-J. Linear friction welding of AISI 316L stainless steel. *Mater Sci Eng* 2010;528(A):680–90.
- [11] Romero J, Attallah M-M, Preuss M, Karadge M, Bray S-E. Effect of the forging pressure on the microstructure and residual stress development in Ti–6Al–4V linear friction welds. *Acta Mater* 2009;57:5582–92.
- [12] Dalgaard E, Wanjara P, Gholipour J, Cao X, Jonas J-J. Linear friction welding of a near- β titanium alloy. *Acta Mater* 2012;60(2):770–80.
- [13] Karadge M, Preuss M, Lovellb C, Withers P-J, Bray S. Texture development In Ti–6Al–4V linear friction welds. *Mater Sci Eng* 2007;459(A):182–91.
- [14] Fratini L, Buffa G, La Spisa D. Effect of process parameters in linear friction welding processes of steels. In: *Proc 10th int conf tech plast (ICTP)*; 2011. pp. 746–51.
- [15] Ola OT, Ojo OA, Wanjara P, Chaturvedi MC. Analysis of microstructural changes induced by linear friction welding in a nickel-base superalloy. *Metall Mater Trans A: Phys Metall Mater Sci* 2011;42(12):3761–77.
- [16] Zhang C-C, Huang J-H, Zhang T-C, Ji Y-J. The analysis in linear friction welding joint interface behavior of dissimilar titanium alloy. *Cailiao Gongcheng/J Mater Eng* 2011;11:80–4.
- [17] Wanjara P, Dalgaard E, Trigo G, Mandache C, Comeau G, Jonas JJ. Linear friction welding of Al–Cu: Part 1 – Process evaluation. *Canadian Metall Quart* 2011;50(4):350–9.
- [18] Dalgaard E, Wanjara P, Trigo G, Jahazi M, Comeau G, Jonas JJ. Linear friction welding of Al–Cu Part 2 – Interfacial characteristics. *Canadian Metall Quart* 2011;50(4):360–70.
- [19] Zhang C-C, Huang J-H, Zhang T-C, Ji Y-J. Effects of amplitude on joint microstructure and the interfacial atomic concentration distribution of linear friction welding, *Cailiao Gongcheng/J Mater Eng* 2011;10:38–41+46.
- [20] Varis A, Frost M. Design and commissioning of a friction welding machine. *Mater Manuf Process* 2006;21(8):766–73.
- [21] Yin D, Du S, Yu L, Ma Y. Dynamical simulation on the pressure response of load system of linear friction welding machine. *Hanjie Xuebao/Trans China Welding Inst* 2009;30(7):49–52+56.
- [22] Bhamji I, Preuss M, Threadgill PL, Addison AC. Solid state joining of metals by linear friction welding: a literature review. *Mater Sci Technol* 2011;27(1):1–12.
- [23] Li W-Y, Ma T, Li J. Numerical simulation of linear friction welding of titanium alloy: effects of processing parameters. *Mater Des* 2009;31(3):1497–507.
- [24] Wu X. Finite element simulation of linear friction welding. *Adv Mater Res* 2012;411:126–9.
- [25] Jun T-S, Song X, Rotundo F, Ceschini L, Morri A, Threadgill P, et al. Numerical and experimental study of residual stresses in a linear friction welded Al–SiCp composite. *Adv Mater Res* 2010;89–91:268–74.
- [26] Ceretti E, Fratini L, Giardini C, La Spisa D. Numerical modeling of the linear friction welding process. *Int J Mater Form* 2010;3(Suppl. 1):1015–8.
- [27] L. Fratini, G. Buffa, D. Campanella, D. La Spisa, Investigations on the linear friction welding process through numerical simulations and experiments, *Materials and Design* 2012 40:285-291.