

ANALISI DEL COMPORTAMENTO A FATICA DI GIUNTI SALDATI A PARZIALE PENETRAZIONE IN FeS690

A. Bernasconi ^a, M. Carboni ^b

^a *Dipartimento di Meccanica, Politecnico di Milano, via La Masa 34 – 20156 Milano, e-mail: andrea.bernasconi@polimi.it*

^b *Dipartimento di Meccanica, Politecnico di Milano, via La Masa 34 – 20156 Milano, e-mail: michele.carboni@polimi.it.*

SOMMARIO

Giunti saldati realizzati in FeS690 sono stati sollecitati mediante cicli di fatica ad ampiezza costante. La stessa geometria di giunto è stata realizzata con due processi differenti caratterizzati dalla presenza di difetti di saldatura di entità differente in termini di mancata penetrazione. I risultati sperimentali sono stati confrontati con le previsioni ottenute applicando il metodo agli sforzi locali di Lawrence e i concetti della meccanica della frattura. L'approccio locale ha consentito di prevedere la resistenza a 210^6 cicli dei giunti contenenti difetti piccoli. E' stata tuttavia evidenziata, ottenendo previsioni non conservative per il tratto a termine, la criticità del metodo qualora si associ al giunto una curva di Woehler caratterizzata dall'inverso della pendenza $k = 3$ come suggerito dalle normative vigenti. La meccanica della frattura ha permesso invece di descrivere accuratamente il comportamento a termine dei giunti contenenti difetti piccoli e in tutto il campo di durate esplorate nel caso di giunti con incompleta penetrazione di grande entità.

ABSTRACT

Fatigue tests were performed on two types of welded joints made of high strength low alloy steel (S690). Different qualities of the welding process were analyzed, resulting into welds containing different defects, essentially consisting of lack of penetration. Tests consisted of constant amplitude fatigue loading. The experimental results were compared with predictions obtained by applying a local stress approach and the concepts of fracture mechanics. The local stress approach allowed predicting the fatigue strength of the joints with small defects for fatigue lives corresponding to the endurance limit (cycles to failure above 210^6), but the assumption of a joint fatigue class corresponding to a S-N curve with slope factor $k = 3$ may lead to non-conservative predictions for finite lives. Conversely, the fracture mechanics approach proved to be more efficient in the finite life regime, particularly in the case of defects of large depth.

1. INTRODUZIONE

Gli acciai strutturali basso legati ad alto snervamento, quali l'FeS690 oggetto di questo studio, sono caratterizzati da valori di snervamento e di resistenza a trazione molto superiori a quelli degli acciai strutturali comuni, presentando però valori della resistenza a fatica ad alto numero di cicli confrontabili con quelli di questi ultimi [1]. Essendo, inoltre, la resistenza a fatica delle giunzioni saldate essenzialmente legata alla fase di propagazione ed essendo la velocità di propagazione la stessa [1], a pari fattore di intensificazione degli sforzi e per tutti gli acciai indipendentemente dalle loro caratteristiche a trazione, si osservano le stesse durate per gli stessi valori di sforzo applicato. Tuttavia, alla maggiore resistenza statica corrisponde la capacità di resistere a sollecitazioni di fatica particolarmente elevate, almeno per durate comprese nell'intervallo tra 10^3 e 10^4 cicli, dove si apprezza la superiorità rispetto agli acciai strutturali comuni. Questa caratteristica viene sfruttata per la

realizzazione di strutture soggette a spettri di carico con limitate occorrenze dei carichi più elevati, per esempio gli apparecchi di sollevamento o i bracci per la distribuzione del calcestruzzo.

La progettazione di componenti realizzati con questa classe di acciai richiede pertanto un'estensione delle indicazioni riportate nelle normative e nelle linee guida (es. [2]), le quali attualmente si riferiscono principalmente alla classe degli acciai strutturali comuni. E' poi importante aggiungere che pochi dati sono reperibili in letteratura riguardo alla resistenza a fatica degli acciai ad alto snervamento saldati. Questo studio si inserisce, quindi, nell'ambito dell'analisi meccanica dei materiali strutturali ad alta resistenza e prende in considerazione l'influenza dei difetti di saldatura sulla resistenza a fatica di un giunto realizzato in FeS690. L'analisi dei risultati è volta a confrontare le capacità predittive di due tra i metodi di verifica locale [3] più diffusi: un metodo basato sull'approccio agli sforzi locali e l'applicazione della meccanica della frattura.

Il metodo basato sugli sforzi locali utilizzato in questo studio è quello proposto da Lawrence [4]. Esso si basa sull'interpretazione dell'effetto d'intaglio basata sul concetto di distanza critica, che lega l'effetto d'intaglio K_f al coefficiente di sovra-sollecitazione elastico K_t attraverso la nota formula di Peterson:

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \frac{a^*}{\rho}} \quad (1)$$

dove ρ è il raggio di raccordo alla radice dell'intaglio e a^* è la distanza critica legata alla microstruttura del materiale, correlata alla resistenza a trazione R_m attraverso la relazione:

$$a^* = 0.025 \left(\frac{2070 \text{ MPa}}{R_m} \right)^{1.8} \quad (2)$$

Poiché nel caso delle saldature ρ presenta un'elevata variabilità legata al processo tecnologico, l'approccio di Lawrence prevede di prendere in considerazione il caso peggiore, rappresentato dall'assumere quel valore del raggio di raccordo che massimizza il K_f . Infatti, mentre al diminuire di ρ i valori di K_f tendono all'infinito, per la (1), il K_f assume un valore massimo, in corrispondenza di un determinato valore di ρ . Nel caso di giunzioni di testa a completa penetrazione, Lawrence ha mostrato che il valore di ρ che massimizza K_f è prossimo ad a . La classe di resistenza di un giunto saldato può quindi essere prevista mediante modelli strutturali (elementi finiti o di contorno) che permettano di ricavare $K_{f,max}$, valore massimo al variare di ρ del coefficiente d'intaglio a fatica.

In alternativa, è possibile applicare i concetti della meccanica della frattura [5],[6]. Il metodo è basato sulla determinazione del fattore di intensificazione degli sforzi K_I all'apice della cricca e sul suo utilizzo per il calcolo della velocità di propagazione secondo relazioni empiriche. Nel presente lavoro, è stata in particolare considerata la cosiddetta "NASGRO equation" [7]:

$$\frac{da}{dN} = C \left[\left(\frac{1-f}{1-R} \right) \Delta K \right]^n \left[\frac{\left(\frac{1 - \Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^p}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_c} \right)^q} \right] \quad (3)$$

dove R è il rapporto di ciclo e f è il parametro utilizzato per tenere conto del fenomeno della "closure" della cricca dovuta alla plasticizzazione ciclica presente all'apice [8]. Tutti gli altri parametri sono empirici e vanno determinati interpolando opportunamente le curve sperimentali di propagazione del materiale. Considerando l'applicazione del metodo alle saldature, è inoltre indispensabile determinare la dimensione iniziale della cricca (solitamente derivante da mancate penetrazioni alla radice del cordone) e, mediante elementi finiti o di contorno, la funzione di forma del giunto, vista la penuria di soluzioni utili in letteratura.

2. PROVE SPERIMENTALI

2.1 Caratterizzazione meccanica del materiale base

Come anticipato precedentemente, il materiale oggetto del presente studio è l'acciaio strutturale ad alta resistenza FeS690. La caratterizzazione meccanica completa del materiale base è stata affrontata altrove [9] e quindi ci si limiterà in questa sede al solo riassunto dei risultati fondamentali. E' stato

innanzitutto possibile acquisire dalla letteratura [10] un'indicazione di massima riguardo al valore del limite di fatica (incluso nell'intervallo $\Delta\sigma_w=280-330$ MPa a $R=0$, l'inverso della pendenza del tratto a termine è stato dato pari a $k=5$). Prove di trazione hanno invece evidenziato un valore di carico di rottura $R_m=730$ MPa e un valore di snervamento monotono $\sigma_{y,monotonico}=578$ MPa, mentre prove per determinare il comportamento oligo-ciclico hanno prodotto un valore di snervamento ciclico $\sigma_{y,ciclico}=493$ MPa. Sono state, infine, eseguite due prove di propagazione (a $R=0$ e $R=0.75$) su provini M(T) caratterizzati da altezza 430 mm, larghezza 80 mm e spessore 5.5 mm. La dimensione dell'intaglio iniziale, ottenuto per elettro-erosione, era pari a $2a=12$ mm. Le curve di propagazione ottenute sono riportate in Fig. 1, dove vengono anche evidenziati i valori ottenuti, applicando il metodo ASTM [11], per le soglie di propagazione ($\Delta K_{th,R=0}=3.3$ MPa \sqrt{m} e $\Delta K_{th,R=0.75}=2.4$ MPa \sqrt{m}).

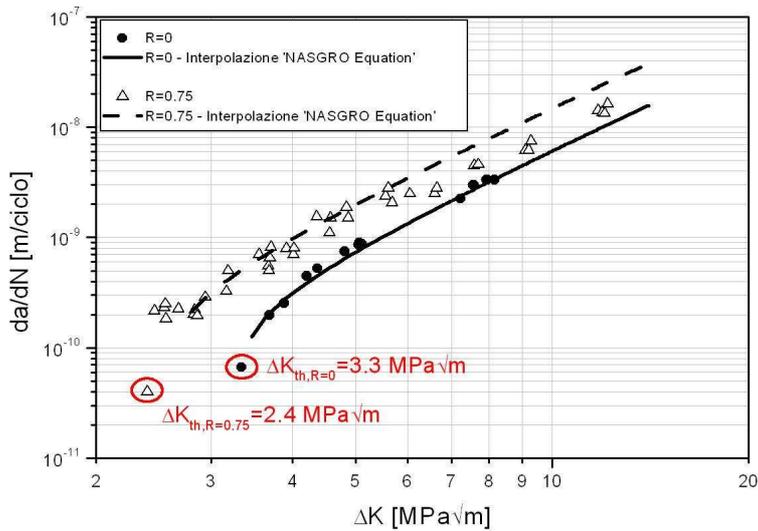


Fig. 1 – Curve di propagazione dell'acciaio FeS690 per $R = 0.75$ e $R = 0$

2.2 Prove su giunti saldati

I giunti saldati oggetto delle prove di fatica sono rappresentati in Fig. 2. Si tratta di giunzioni continue, con preparazione, realizzate da un solo lato. Due serie di giunti sono state realizzate secondo due processi differenti, caratterizzati da differenti livelli di mancanza di penetrazione. La prima serie è caratterizzata da difetti di profondità maggiore rispetto a quelli della seconda. Le dimensioni medie dei difetti sono state desunte dall'analisi delle superfici di frattura dei provini rotti durante i test, come riportato nel seguito.

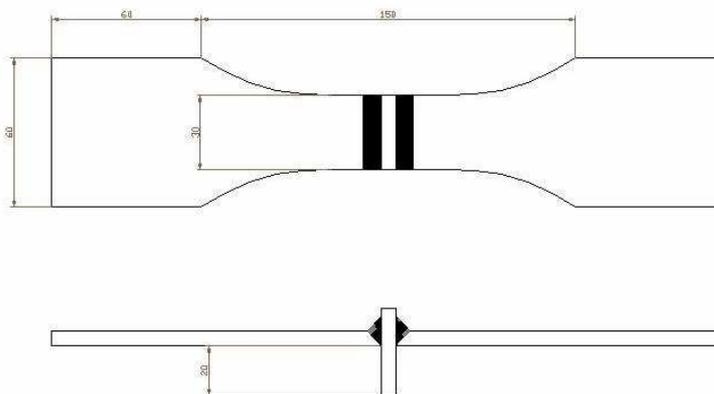


Fig. 2. – Geometria e dimensioni dei giunti saldati considerati

Le prove di fatica sono state condotte impiegando una macchina di prova servo-idraulica mono-assiale MTS 810 da 100 kN di capacità. Le prove sono state condotte in controllo di carico, con un rapporto di ciclo $R = \sigma_{min}/\sigma_{max} = 0.1$. I risultati delle prove di fatica sono riportati in Fig. 3. Nella stessa figura sono riportati i corrispondenti parametri della curva di Woehler. $\Delta\sigma_w$ rappresenta la resistenza a fatica a 210^6 cicli, k l'inverso della pendenza della curva $\Delta\sigma-N$, espressa dalla

$$\Delta\sigma = \Delta\sigma_w \left(\frac{N}{2 \cdot 10^6} \right)^{-1/k} \quad (4)$$

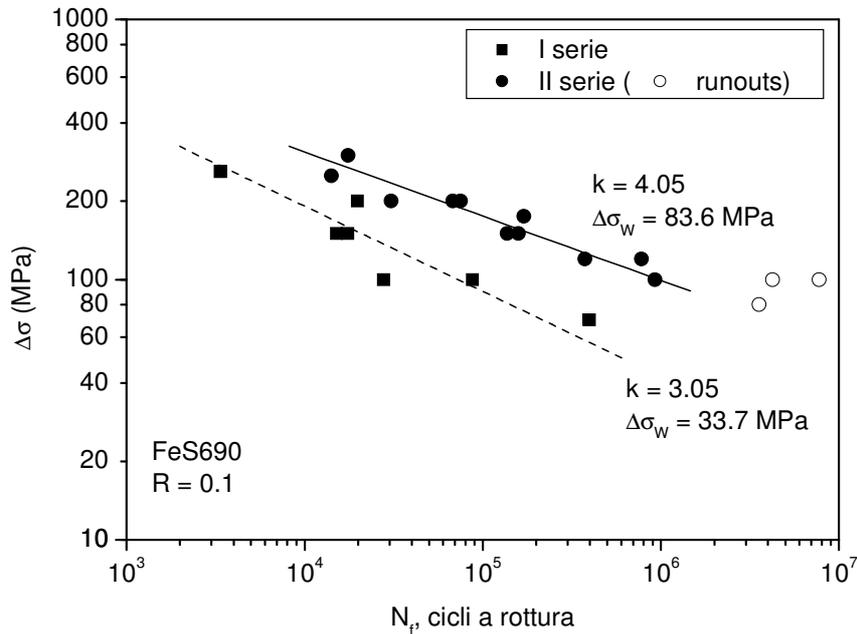


Fig. 3. – Risultati delle prove di fatica e curve $\Delta\sigma$ -N corrispondenti

Si può osservare che nel caso della prima serie (difetti grossi) la pendenza della curva di Woehler coincide con il tradizionale esponente $m = 3$ della curva di Paris per gli acciai, mentre per la curva relativa alla seconda serie, caratterizzata da una minore gravosità dell'intaglio, la pendenza è minore. Con riferimento a $\Delta\sigma_w$, resistenza a fatica a 210^6 cicli, è in uso calcolare, per i giunti saldati in acciai strutturali ad alta resistenza [1], un fattore K , indipendente dal materiale, definito [12]

$$K = \frac{315 \text{ (N/mm}^2\text{)}}{\Delta\sigma_w} \quad (5)$$

I valori di K corrispondenti alle prove condotte sulle due serie di provini sono riportati in Tabella 1.

Tabella 1 – Valori di K relativi alle due serie di provini

Serie di provini	K
I serie (difetto grande)	3.77
II serie (difetto piccolo)	9.34

Come detto in precedenza, l'analisi delle superfici di frattura (Fig. 4a) ha permesso di desumere i valori della profondità di penetrazione della saldatura nello spessore della lamiera dei giunti. In Fig. 4b è riportata l'immagine di una superficie di frattura di un provino della I serie: a destra è possibile osservare la zona corrispondente alla mancata penetrazione, al centro la zona corrispondente alla propagazione della frattura e a sinistra la porzione di superficie corrispondente alla rottura finale. In Tabella 2 sono riportati i valori medi dell'estensione della zona caratterizzata dalla mancanza di materiale d'apporto.

Tabella 2 – Valori medi della profondità della mancanza di penetrazione

Serie di provini	d (mm)
I serie (difetto grande)	2.6
II serie (difetto piccolo)	0.6

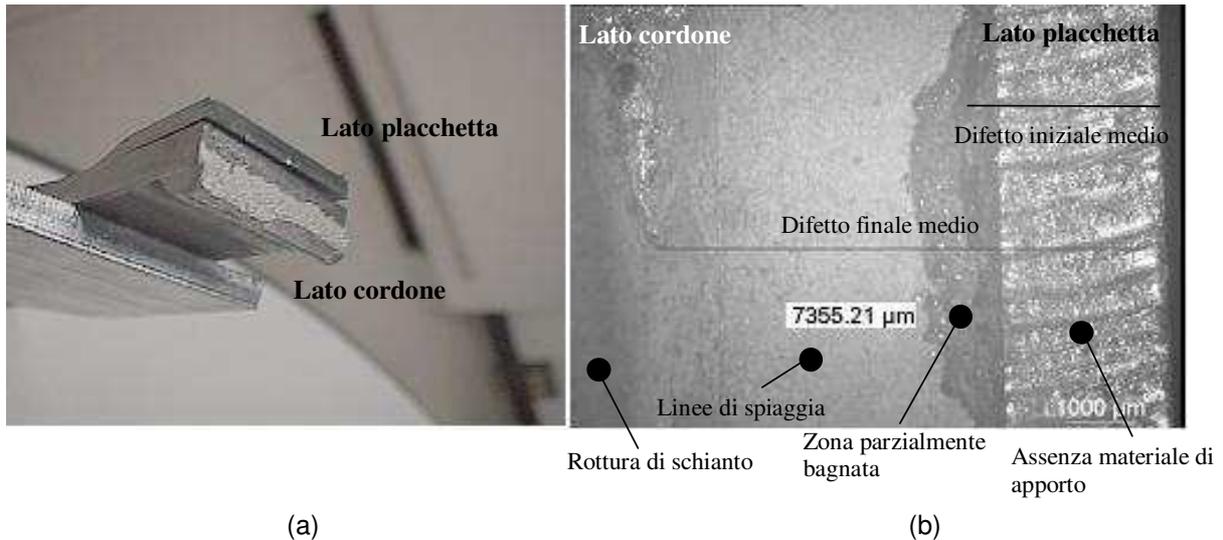


Fig. 4. – Immagine e analisi di una superficie di frattura di un giunto saldato

3. ANALISI DEI RISULTATI

3.1 Metodo locale

I giunti saldati sono stati analizzati con il metodo di Lawrence, mediante modelli agli elementi finiti della sezione longitudinale dei provini. Il raggio di raccordo al piede ed alla radice della saldatura è stato determinato sostituendo nella relazione (2) $R_m = 800$ MPa, valore medio della resistenza a trazione di lamiera in FeS690, ottenendo $\rho = 0.14$ mm. In Fig. 5 è riportata la distribuzione degli sforzi principali massimi ottenuti per un valore unitario dello spostamento dell'afferraggio del provino. Il valore dello sforzo nominale è stato ricavato dalla distribuzione degli sforzi nel piano medio, lontano dalla saldatura. Ciò ha permesso di determinare il valore di $K_{f,max}$ al variare della profondità dell'intaglio.

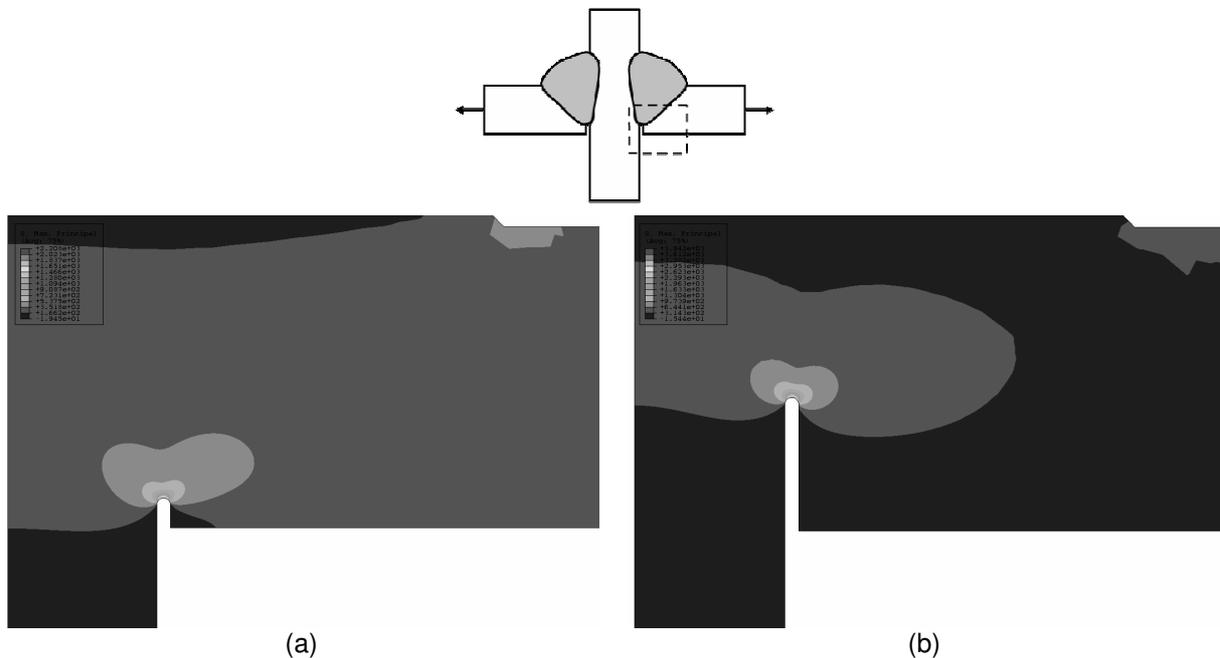


Fig. 5. – Analisi locale: schematizzazione e modelli FEM del giunto contenente difetto iniziale di (a) 0.6 mm e (b) 2.6 mm di profondità

Sono stati presi in considerazione valori della profondità dell'intaglio tra 0 mm e 2.6 mm, corrispondenti ai valori di mancanza di penetrazione riportati in Tabella 2. Il valori di $K_{f,max}$ così ottenuti sono riportati in Tabella 3. Da questi risultati si può osservare che per difetti di profondità compresa tra 0 mm e 0,6 mm il metodo di Lawrence consente di ottenere valori di $K_{f,max}$ confrontabili con il valore di K

corrispondente ai provini della seconda serie, mentre non è in grado di cogliere la riduzione della resistenza che si manifesta quando la profondità del difetto supera i 2 mm.

Tabella 3 – Valori di $K_{f,max}$ in funzione della profondità del difetto

Profondità difetto (mm)	$K_{f,max}$
0.0	3.2
0.6	4.1
1.0	4.7
2.0	6.4
2.6	7.5

Va inoltre sottolineato il fatto che il metodo non fornisce alcuna indicazione sulla pendenza della curva $\Delta\sigma$ -N. L'eventuale classificazione del giunto sulla base del solo valore di $K_{f,max}$, assegnandolo ad una corrispondente curva di Woehler a pendenza $k = 3$ (come suggerito nell'Eurocode 3 [13]), porterebbe infatti a sovrastimare le durate per sollecitazioni di ampiezza superiore al $\Delta\sigma_W$ calcolato, corrispondente ad una durata media di $2 \cdot 10^6$ cicli (Fig. 6). In alternativa, si potrebbe tenere conto della dipendenza della pendenza delle curve di Woehler dal valore di k_f , come ad esempio riportato in [1], con riferimento agli acciai indicati con la sigla commerciale WELDO .

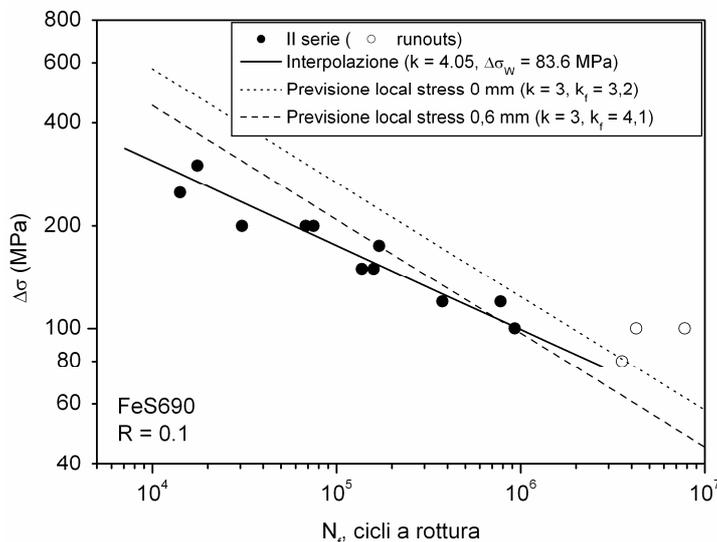


Fig. 6. – Confronto tra i risultati sperimentali e la previsione col metodo locale

3.2 Meccanica della frattura

Nell'ottica di effettuare la previsione di vita del giunto saldato mediante i concetti della meccanica della frattura è stato implementato un software FORTRAN95 dedicato e basato sull'equazione (3). Essendo, come detto in precedenza, la funzione di forma il punto critico nella modellazione analitica del problema, analisi ad elementi finiti 2D in *plane strain* (Fig. 7) della sezione longitudinale del giunto sono state eseguite per diverse profondità di cricca (da 0.6 a 6 mm) alla radice del cordone.

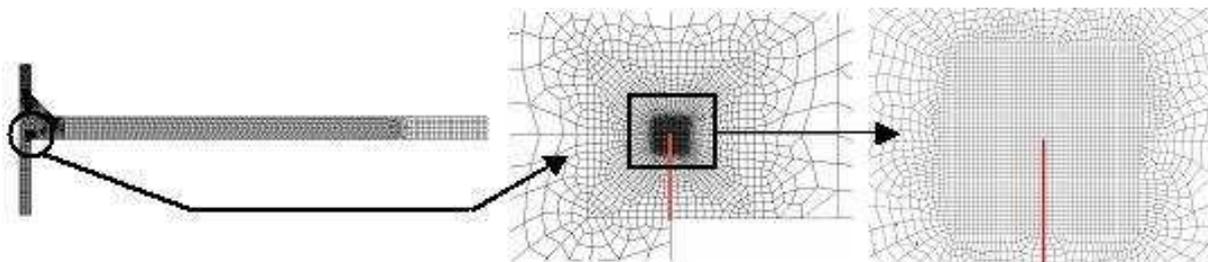


Fig. 7. – Analisi ad elementi finiti per la determinazione della funzione di forma del giunto saldato

L'andamento del fattore di intensificazione degli sforzi al variare della profondità di cricca è mostrato in Fig. 8.

Un ulteriore commento merita, essendo un parametro esplicito nella relazione (3), il fattore di intensificazione degli sforzi di soglia ΔK_{th} : nel software implementato, è stata inserita una procedura di calcolo in grado di introdurre la dipendenza dal rapporto di ciclo. Tale operazione non è inclusa nella (3). In particolare, conoscendo dai test di propagazione la soglia a $R=0$ e $R=0.75$ è stata ipotizzata una variazione lineare del ΔK_{th} tra questi estremi così da poterne determinare il valore esatto durante la simulazione.

Le simulazioni sono state eseguite considerando come profondità di cricca iniziale i valori medi misurati, per le due serie, sui provini rotti durante i test (Tab. 2). I risultati ottenuti sono riportati in Fig. 9 e confrontati con le evidenze sperimentali.

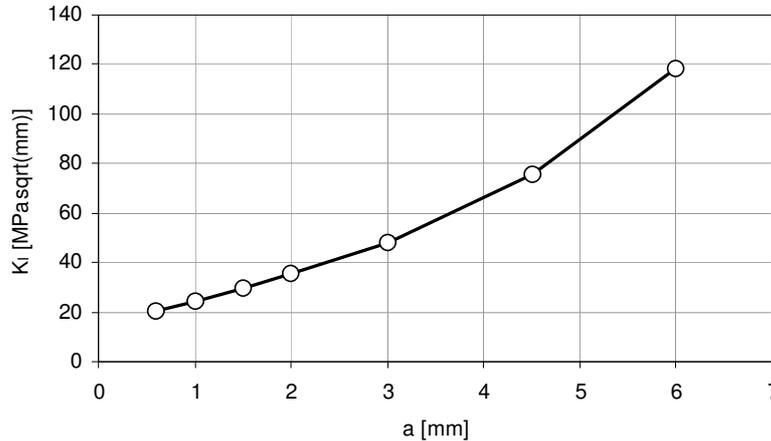


Fig. 8. – Andamento del fattore di intensificazione degli sforzi al variare della profondità di cricca

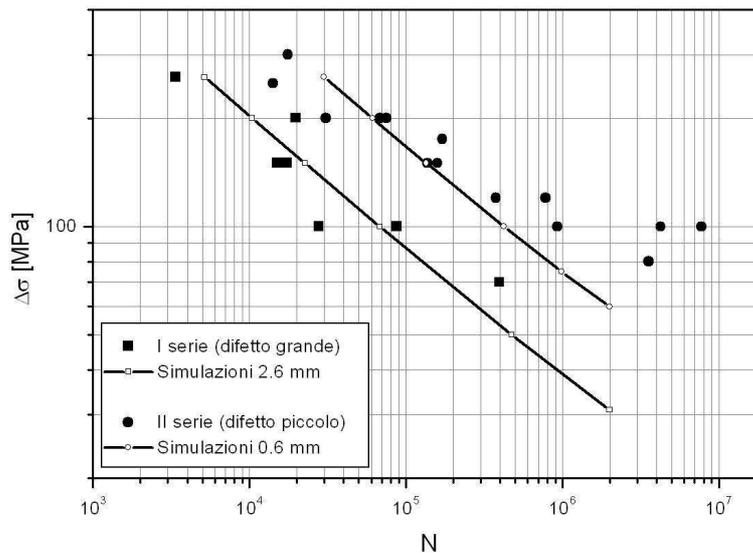


Fig. 9. – Confronto tra i dati sperimentali e le curve di durata ottenute applicando la meccanica della frattura.

Si può notare come, per entrambe le serie e considerando i tratti a termine delle curve $\Delta\sigma$ - N , l'approccio con la meccanica della frattura riesce, contrariamente all'approccio locale, a prevedere in maniera efficace le risultanze sperimentali. Considerando invece le zone delle durate pari a 210^6 cicli, nel caso di difetti iniziali grossi si stima $\Delta\sigma_w$ pari a 31 MPa con la meccanica della frattura, valore molto vicino alla previsione del metodo locale $\Delta\sigma_w=33.7$ MPa, mentre per difetti piccoli si stima $\Delta\sigma_w=60$ MPa con la meccanica della frattura, valore forse troppo conservativo (errore 27% in difetto) rispetto al risultato sperimentale $\Delta\sigma_w=83.6$ MPa.

Si può quindi concludere che esiste una certa complementarità tra i metodi analizzati: dove il primo fallisce nello stimare in maniera efficace i risultati sperimentali l'altro ha successo e viceversa. Rimane che la meccanica della frattura fornisce risultati più completi specialmente considerando quel campo di durate (10^4 - 10^5 cicli) caratteristiche degli spettri di carico dei dispositivi realizzati tipicamente con gli acciai strutturali ad alta resistenza considerati nella presente memoria.

4. CONCLUSIONI

Le risultanze sperimentali derivanti da prove di fatica ad ampiezza costante su provini saldati di geometria nota sono state analizzate e simulate mediante il metodo del Lawrence basato sugli sforzi locali e i concetti della meccanica della frattura. Dopo la presentazione degli esperimenti condotti sia sul materiale base, sia su due differenti serie di giunti saldati caratterizzate da diverse entità di profondità di cricca iniziale alla radice del cordone, i due metodi sono stati applicati per testarne le capacità predittive sia del tratto a termine, sia del limite di fatica. I risultati hanno mostrato una certa complementarità dei metodi e una migliore propensione della meccanica della frattura nel fornire dati utili per il progetto e la verifica del giunto saldato considerato.

BIBLIOGRAFIA

- [1] Design with WELDO and HARDO , SSAB Oxel sund, Sweden.
- [2] Hobbacher. Recommendations on fatigue of welded components. IWW document III-1539-95 / V-845-95, 1995.
- [3] Rada D, Sonsino CM, Fricke W. Fatigue assessment of welded joints by local approaches. Second Edition Cambridge: Woodhead Publishing, 2006.
- [4] Lawrence FV, Ho NJ, Mazumdar PK. Predicting the fatigue resistance of welds. Annual Review of Materials Science 1981;11:401–25.
- [5] Anderson T.L. Fracture Mechanics: fundamentals and application. Third Edition, CRC, Boca Raton, 2004.
- [6] Sanford R.J. Principles of fracture mechanics. Pearson Education, Inc., Upper Saddle River, 2003.
- [7] NASA. NASGRO 3 User Manual. JSC-22267B, NASA Technical Report, 2001.
- [8] Elber, W. (1971), The significance of fatigue crack closure, ASTM STP 486, ASTM, Philadelphia.
- [9] Beretta S, Bernasconi A, Carboni M, Resta F, Tosi A (2003). Rapporto Finale del Contratto di Ricerca C03/02, Politecnico di Milano, Milano.
- [10] Hamme U., Hauser J., Kern A., Schriever U. Einsatz hochfester Baustahle in Mobilkranbau. Stahlbau, Vol 69, pagg 295-305, 2000.
- [11] ASTM E647-95a (1994), "Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates", ASTM, Philadelphia.
- [12] Swedish Regulations for Welded Steel Structures, StBK-N2, National Swedish Committee for Steel structures, 1974.
- [13] Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-9: Fatigue. European Standard EN 1993-1-9:2005.