

ALCUNE CORRELAZIONI TRA DIMENSIONE DELLA ZONA PLASTICA E RESISTENZA A FATICA DELLE UNIONI SALDATE

Paolo Lazzarin¹, Paolo Livieri²

¹DTG, Università di Padova, Stradella S. Nicola 3, 36100 Vicenza

²Dipartimento di Ingegneria, Università di Ferrara, Via G. Saragat 1 - 44100 Ferrara
lazzarin@dim.unipd.it, plivieri@ing.unife.it

Sommario

Nel presente lavoro viene calcolata la dimensione della zona plastica ciclica a piede cordone per giunzioni saldate aventi vita a fatica variabile fra 10^5 e $5 \cdot 10^6$ cicli. Il raggio plastico è calcolato lungo la direzione ortogonale alla superficie del piatto principale. Verrà evidenziata la possibilità di distinguere il comportamento a fatica in funzione del valore che assume il rapporto fra la dimensione della zona plastica e lo spessore del giunto, indipendentemente dal tipo di sollecitazione, trazione o flessione, e della geometria del giunto.

Abstract

Aim of the paper is to estimate the dimension of the cyclic plastic zone at the weld tips in welded joints characterised by a fatigue life ranging from 10^5 to $5 \cdot 10^6$ cycles. The plastic radius size is determined along the direction perpendicular to the main plate surfaces. The influence of the plastic radius to plate thickness ratio will be discussed, taking into account joints of different geometry and parent material.

Introduzione

E' già stato dimostrato nei contributi [1-3] come sia possibile, utilizzando il fattore di intensificazione delle tensioni (o "Notch Stress Intensity Factor") K_I , sintetizzare in una banda di dispersione di ampiezza ridotta la resistenza a fatica di giunti saldati con lo stesso angolo di apertura a piede cordone ($2\alpha=135^\circ$). I giunti esaminati erano in acciaio da costruzione [4,5] o in HSLA [6] e presentavano uno spessore del piatto principale variabile da 6 a 100 mm. Come verrà evidenziato in questo contributo, tale banda non può essere automaticamente estesa a giunti sottili in acciaio basso snervante, in quanto questi potrebbero evidenziare, in termini di K_I , una minore

resistenza a fatica. E' ragionevole pensare che un approccio lineare elastico possa in presenza di piccoli spessori ($t \leq 2$ mm) entrare in crisi, per una maggiore incidenza delle dimensioni della zona plastica a piede cordone rispetto alle dimensioni della zona governata dalla singolarità elastica.

Altre tipi di giunto, come ad esempio i giunti a sovrapposizione, presentano un angolo di apertura 2α molto diverso da 135° . Anche in questi casi DK_I , legato alla variazione della tensione nominale a monte della giunzione, può ovviamente essere ancora utilizzato, ma non è possibile, a causa delle diverse unità dimensionali, mettere a confronto DK_I relativi a valori diversi dell'angolo 2α . Il posizionamento di una cricca virtuale a piede cordone, come proposto nelle referenze [2,3,7], può essere vista come una via per superare il problema, in quanto consente di mettere a confronto, in presenza di cricca, i fattori di intensificazione delle tensioni K_I . Delicata è la scelta delle dimensioni iniziali e della orientazione della cricca. La presente memoria segue una strada del tutto diversa: messo il gioco il comportamento non lineare del materiale all'apice dell'intaglio, si cerca una possibile correlazione tra dimensione della zona plastica ciclica a piede cordone, con la resistenza a fatica di giunti aventi differenti geometrie.

Stima della zona plastica al piede dei cordoni di saldatura

Allo scopo di dare dei limiti di validità all'approccio lineare elastico, gli autori in un precedente lavoro [8] hanno già determinato le dimensioni della zona plastica a piede cordone. Il raggio plastico R_p , valutato ortogonalmente alla superficie delle piastre principali dopo aver trascurato l'apporto della parte antisimmetrica del campo di tensione, assume la seguente espressione [8]:

$$R_p = \frac{1}{\lambda_1} \left(\frac{\beta_{1vm} K_I}{\sigma_s} \right)^{\frac{1}{1-\lambda_1}} \quad (1)$$

dove I_1 rappresenta il primo autovalore delle equazioni di Williams di Modo I, σ_s indica il carico di snervamento del materiale mentre β_{1vm} è un parametro legato all'angolo di apertura della saldatura riportato in tabella 1. L'equazione (1) può essere utilizzata anche per stimare le dimensioni della zona plastica ciclica a piede cordone, purché al posto di σ_s si introduca il doppio del valore del carico ciclico di snervamento σ'_s del materiale. In mancanza di dati precisi relativi al materiale nella zona di saldatura sarà possibile, in favore di sicurezza, pensare coincidenti σ'_s e σ_s . Nel caso di cricche tali ipotesi semplificative sono state già state sperimentalmente verificate nella referenza [9], in cui per l'alluminio 7075-T6 la zona plastica ciclica è risultata circa un quarto di quella monotona (in accordo con la (1) dove per una cricca si ha $2\alpha = 0$ e $I/(I-I_1) = 2$).

Analisi FEM hanno confermato l'affidabilità dell'equazione (1) nello stimare la dimensione della zona plastica per diversi angoli di apertura [8]. Nella stessa referenza era stato altresì evidenziato che la precisione del calcolo di R_p aumenta se, oltre alla parte simmetrica del campo di tensione, si considera anche la parte antisimmetrica (Modo II). Così facendo, però, non si riesce ad ottenere una equazione esplicita di R_p , e si deve necessariamente ricorrere a una soluzione di tipo numerico.

Il valore del parametro di campo lineare elastico K_I , in funzione della geometria del giunto in esame, può essere espresso nella forma [1]:

$$K_I = k_1 \sigma_n t^{1-\lambda_1} \quad (2)$$

dove σ_n è la tensione nominale; t è lo spessore del giunto e, infine, k_I è un fattore di forma, funzione di alcuni rapporti dimensionali [1,3].

In termini di ΔK_I , la resistenza a fatica di giunti con irrigidimenti trasversali di geometria assai diversa (spessore delle piastre principali variabile tra 6 e 100 mm e larghezza degli irrigidimenti tra 3 e 200 mm) è stata sintetizzata in [3] in un'unica banda di dispersione cosicché, per vite comprese fra 10^5 e $5 \cdot 10^6$, la variazione di K_I in funzione del numero di cicli N può quindi essere espressa nella forma:

$$\Delta K_I = \Delta K_{rif} \left(\frac{N_{rif}}{N} \right)^{\frac{1}{k_w}} \quad (3)$$

In tale espressione il pedice *rif* sta ad indicare un punto di riferimento appartenente alla retta di regressione media in scala doppio logaritmica, mentre k_w ne rappresenta la pendenza.

Mettendo assieme le relazioni (1-3) e facendo l'assunzione $\sigma_s = \sigma_n$, si può ricavare la dimensione del raggio plastico ciclico R_{pc} o il rapporto R_{pc}/t in funzione del numero di cicli:

$$R_{pc} = \frac{1}{\lambda_1} \left[\beta_{1vm} \frac{\Delta K_{rif}}{2 \sigma_s} \right]^{\frac{1}{1-\lambda_1}} \left(\frac{N_{rif}}{N} \right)^{\frac{1}{k_w(1-\lambda_1)}} \quad (4)$$

$$\frac{R_{pc}}{t} = \frac{1}{\lambda_1} \left[\beta_{1vm} k_I \frac{\Delta \sigma_{rif}}{2 \sigma_s} \right]^{\frac{1}{1-\lambda_1}} \left(\frac{N_{rif}}{N} \right)^{\frac{1}{k_w(1-\lambda_1)}} \quad (5)$$

Si noti come nella (5) il rapporto fra R_{pc}/t dipende dalla geometria (tramite k_I), dalla variazione della tensione nominale e dalla tensione di snervamento σ_s .

La (4) o la (5), riportate in un diagramma doppio logaritmico, danno ancora origine a una retta la cui pendenza dipende dal prodotto $k_w \lambda_1 / (1 - \lambda_1)$. La banda di dispersione, in un diagramma $R_{pc} - N$, risulta equivalente a quella data in termini di $\Delta K_I - N$, ma solo se la tensione di snervamento del materiale viene mantenuta costante. La dispersione risulterà ovviamente amplificata rispetto a quella in ΔK_I per la presenza dell'esponente $1/(1 - \lambda_1)$. In linea di principio, il raggio plastico R_{pc} potrebbe essere un parametro idoneo a quantificare la resistenza a fatica di giunzioni saldate aventi angoli di apertura 2α diversi, eventualmente coinvolgendo, a scapito di una soluzione in forma esplicita, la componente antisimmetrica del campo di tensione (mediante il parametro K_2 [1,8]).

Correlazione tra dimensione della zona plastica e resistenza a fatica delle unioni saldate

La figura 2 mostra le dimensioni della zona plastica in giunti a croce realizzati con acciai da costruzione aventi una tensione di snervamento media di 350 MPa. Lo spessore t delle piastra varia tra 13 e 100 mm. Per vite a fatica di 10^5 cicli le dimensioni della zona plastica sono dell'ordine di 0.05 mm e scendono a circa 0.001 mm a $5 \cdot 10^6$ cicli. E' noto, d'altro canto, che l'estensione della zona di validità del campo asintotico lineare elastico a piede cordone oscilla tra

$t/20$ e $t/10$, a seconda della geometria considerata [1]. Quantificata l'estensione della zona plastica, si può quindi concludere che le dimensioni della zona governata dalla singolarità elastica sono nettamente superiori alle dimensioni della zona plastica ciclica e, di conseguenza, risulta sensata l'applicazione dei fattori K_I lineari elastici nella valutazione della vita a fatica per quelle serie di giunti.

La tabella 2 riporta i dati di un numero di serie nettamente superiore, coinvolgendo unioni saldate di diversa geometria: giunti a croce con cordoni portanti e non, giunti a T, giunti a sovrapposizione. Assai diverse sono anche le tensioni di snervamento degli acciai in gioco, con valori variabili tra 160 e 631 MPa. La figura 3 sintetizza in una unica banda i dati relativi alle serie 1-24, relative a giunti realizzati con acciai da costruzione normali e altoresistenziali, con spessore delle piastre maggiore o uguale a 6 mm. Rispetto alla banda riportata in figura, le serie 25, 26 e 27 ($t = 2$ mm) mostrano un andamento controverso: la prima presenta 4 punti lievemente al di sotto della banda, la seconda mostra tutti i punti perfettamente in banda, la terza, infine, ha tutti i punti nettamente al di sotto della banda. Una ragionevole spiegazione sta nelle elevate eccentricità misurate post-saldatura nei giunti della serie 27 [12], con una conseguente elevata incidenza di flessione secondaria. L'anomalo andamento di tale serie era già stato sottolineato da Gurney (si veda la figura 30 in [12]). E' comunque chiaro che per giunti di piccolo spessore i valori di resistenza a fatica predetti dalla banda possono non trovare una conferma sperimentale.

Per cercare una spiegazione al diverso comportamento dei giunti di spessore minore o uguale a 2 mm è stato diagrammato in figura 4 il rapporto fra la dimensione della zona plastica ciclica R_{pc} e lo spessore t delle piastra principali. Sono riconoscibili due distinte curve, indipendenti dalla modalità di sollecitazione (trazione o flessione) e dal tipo di giunto:

- quella dei giunti in acciaio da costruzione ($\sigma_s \approx 350$ MPa [4-5] o altoresistenziali $\sigma_s \approx 631$ MPa [6]) con spessore t variabile da 6 a 100 mm (serie 1-24 di tabella 2)
- quella dei giunti sottili con t da 0.6 a 2 mm, realizzati tramite saldatura al laser [10], a resistenza [11] e ad arco [12] di acciai al carbonio o inossidabili caratterizzati da una tensione di snervamento variabile fra 160 e 205 MPa (serie 25, 26, 28-36).

La figura 4 mostra chiaramente come, seppure in presenza di una elevata dispersione, le curve medie del rapporto R_{pc}/t siano traslate di circa due ordini di grandezza. Mancano dati sperimentali che consentano di verificare la posizione di giunti con caratteristiche miste, e cioè di giunti in acciaio da costruzione con piccolo spessore o, viceversa, di giunti di grosso spessore ma realizzati con acciaio basso resistenziale (condizione, quest'ultima, poco realistica).

Tabella 1
Costanti da utilizzare per il calcolo del raggio plastico

2α	λ_1	θ	β_{1vm}
$\pi/2$	0.544	$\pi/4$	0.304
$3\pi/4$	0.674	$\pi/8$	0.282

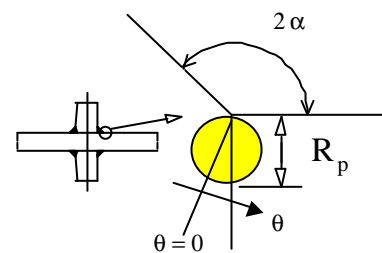


Figura 1
Tipica geometria dei giunti analizzati

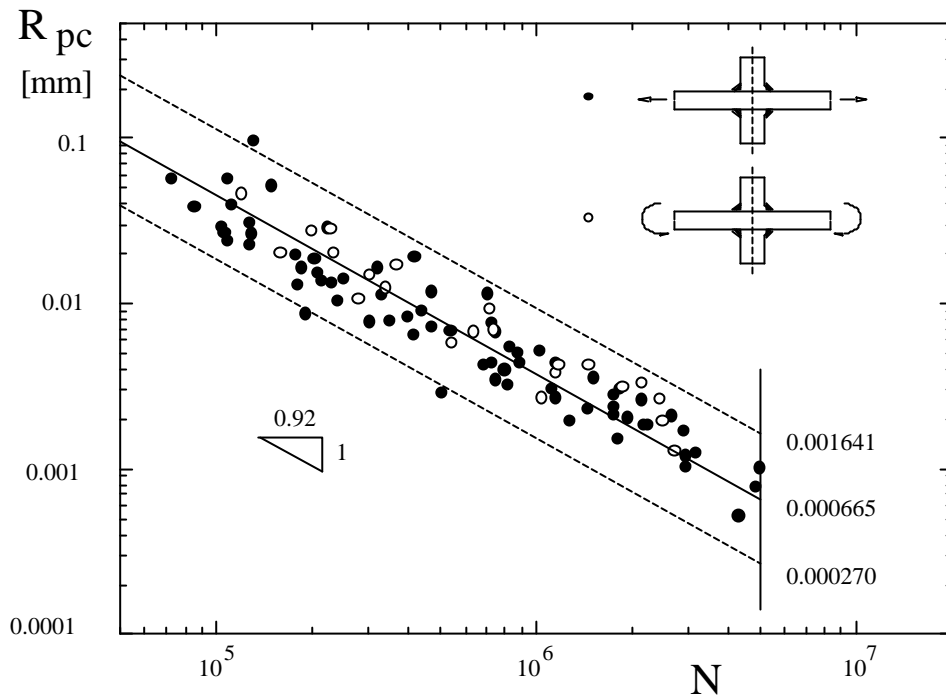


Figura 2
 Dimensione zona plastica al piede cordone in funzione della vita a fatica ($\sigma_s \gg 350$ MPa; dati di resistenza a fatica tratti dalle referenze [4] e [5]).

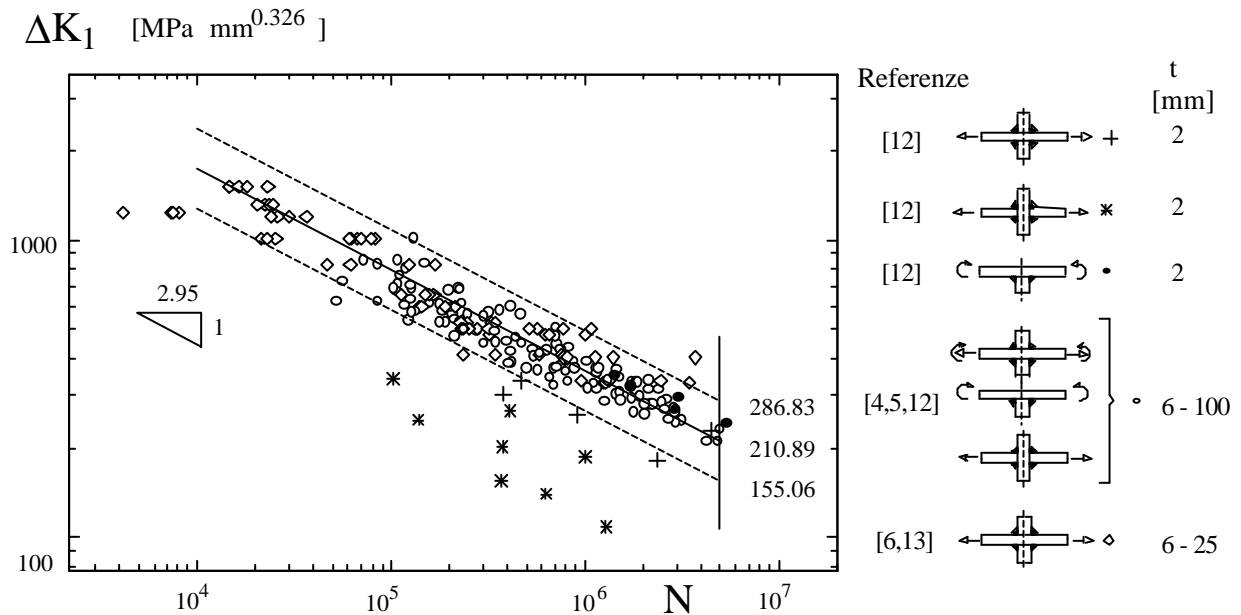


Figura 3
 ΔK_1 in funzione della vita a fatica. Banda di dispersione relativa al valore medio ± 2 deviazioni standard, calcolata sui giunti con 6 $\leq t \leq 100$ mm.

Tabella 2

Caratteristiche delle giunzioni esaminate

Serie	Tipo di giunto e fonte	Soll.	t [mm]	k_1	$\Delta\sigma_n, 50\%$ $N = 5 \cdot 10^6$ [MPa]	$\Delta K_{I, 50\%}$ [MPa mm ^{1-λ_1]}	σ_s [MPa]	R_{pc} [mm]
1	croce-cnp [4]	T	13	1.14	79.52	209.37	398	0.000508
2	croce-cnp [4]	T	50	1.10	59.64	234.21	384	0.000800
3	croce-cnp [4]	T	100	0.88	55.47	219.80	360	0.000802
4	croce-cnp [4]	T	13	0.97	91.7	204.83	350	0.000704
5	croce-cnp [5]	T	13	1.14	76.71	201.97	350	0.000675
6	croce-cnp [5]	T	25	0.79	93.92	211.09	350	0.000773
7	croce-cnp [5]	T	25	1.15	66.02	217.39	350	0.000846
8	croce-cnp [5]	T	25	1.36	59.72	231.78	350	0.001029
9	croce-cnp [5]	T	38	0.87	68.69	196.30	350	0.000618
10	croce-cnp [5]	T	38	1.41	45.46	209.53	350	0.000755
11	croce-cnp [5]	T	100	0.55	95.7	236.63	350	0.001097
12	croce-cnp [5]	T	100	1.27	40.09	228.66	350	0.000987
13	croce-cnp [5]	F	25	0.79	87.93	198.63	350	0.000641
14	croce-cnp [5]	F	50	0.66	98.05	232.36	350	0.001037
15	croce-cnp [5]	F	100	0.59	94.5	248.08	350	0.001268
16	croce-cnp [5]	F	100	0.68	75.14	230.64	350	0.001014
17	croce-cnp [6]	T	6	1.11	103.14	205.69	631	0.000117
18	croce-cnp [6]	T	19	1.11	77.84	226.04	631	0.000156
19	croce-cnp [6]	T	25	1.11	57.38	182.22	631	0.000081
20	croce-cnp [6]	T	11	1.11	107.42	261.03	631	0.000243
21	croce-cnp [13]	T	11	1.11	93.55	227.32	631	0.000159
22	croce-cnp [12]	T	6	1.20	93.64	201.35	412	0.000405
23	T-cnp [12]	F	6	1.07	111.25	213.48	412	0.000485
24	croce-cp [12]	T	6	1.45	98.64	255.80	412	0.000845
25	croce-cnp [12]	T	2	1.21	111.25	168.74	160	0.004290
26	T-cnp [12]	F	2	1.03	178	229.82	160	0.011067
27	croce-cp [12]	T	2	1.24	53.85	83.70	160	0.000499
28	sovrapp. [11]	T	1	2.07	35.42	73.32	160	0.00533
29	sovrapp. [11]	T	2	2.01	55.26	152.59	160	0.02661
30	sovrapp. [11]	T	0.6	2.02	72.46	116.07	160	0.01460
31	sovrapp. [11]	T	0.6	1.92	36.38	55.22	160	0.00286
32	sovrapp. [10]	T	2	2.10	46.66	134.41	205	0.01170
33	sovrapp. [10]	T	2	2.11	40.48	117.16	205	0.00866
34	sovrapp. [10]	T	2	2.11	53.44	154.67	205	0.01592
35	sovrapp. [10]	T	1	2.18	37.34	81.40	205	0.00390
36	sovrapp. [10]	T	1	2.12	32.70	69.32	205	0.00274

Legenda:

tipo di sollecitazione: T = trazione; F = flessione

tipo di cordone: cnp = cordone non portante; cp = cordone portante

Per le serie 1-21, k_1 è stato determinato con le curve riportate in [1,3]; per le restanti serie, k_1 è stato calcolato "ad hoc" con analisi FEM.

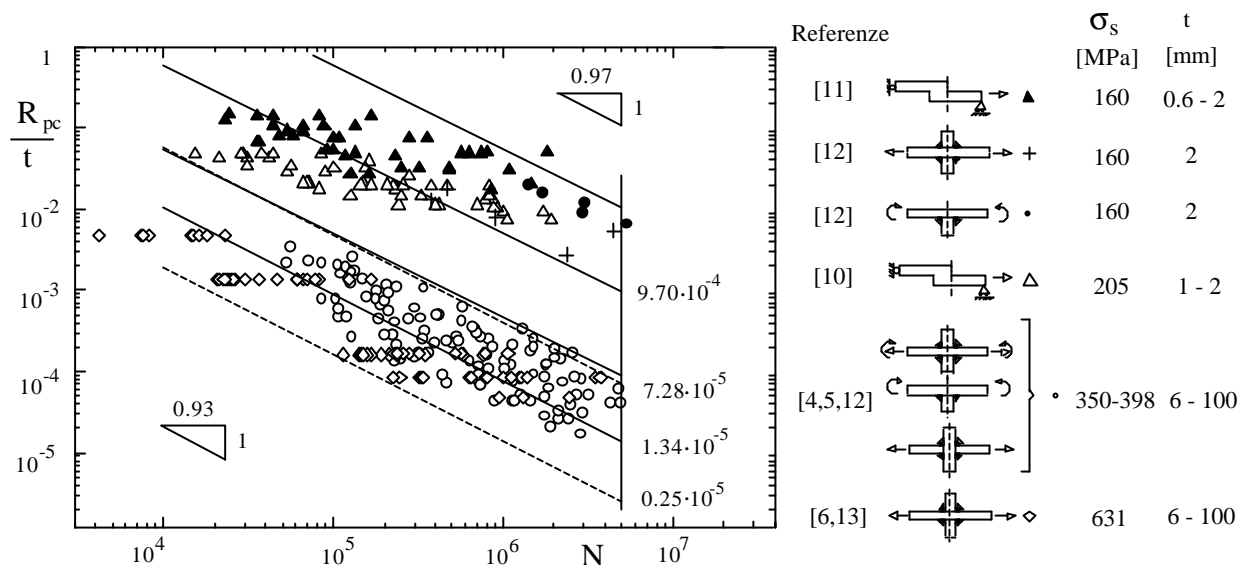


Figura 4

Rapporto fra la dimensione della zona plastica al piede cordone e lo spessore t del piatto principale in funzione della vita a fatica. Bande di dispersione relative ai valori medi ± 2 deviazioni standard.

Conclusioni

Dati di resistenza a fatica relativi a giunti saldati di diversa geometria non possono essere sintetizzati utilizzando un comune fattore di intensificazione delle tensioni K_I , in quanto le dimensioni di K_I variano con l'angolo di apertura al piede dei cordoni. È stata valutata per la prima volta, per quanto consta agli scriventi, la possibilità di operare una sintesi di dati di resistenza a fatica in termini di raggio plastico nella zona di criticità dei giunti, mettendo in conto le distribuzioni di tensione ascrivibili a Modo I. L'indagine ha riguardato dati di resistenza a fatica di 36 serie di giunti, differenti per geometria, spessore (da 0,6 a 100 mm) e materiale base (acciai con una tensione di snervamento variabile tra 160 e 631 MPa).

L'esame del rapporto fra l'estensione della zona plastica a piede cordone e lo spessore del piatto principale dei giunti ha evidenziato con chiarezza come i giunti sottili realizzati in acciai con bassa tensione di snervamento si distinguono nettamente dai giunti di spessore medio-alto realizzati in acciai da costruzione normali e altoresistenziali (HSLA). Ad alto numero di cicli, per i giunti sottili il rapporto fra il raggio plastico ciclico e lo spessore del giunto è due ordini di grandezza superiore rispetto agli altri. Ciò avviene indipendentemente dalla geometria del giunto (giunti a croce, a T e a sovrapposizione) e dal tipo di sollecitazione (trazione o flessione). Quindi fra giunti spessi e quelli sottili viene meno una condizione "di similitudine" fra dimensione della zona plastica e spessore del giunto.

L'elevata dispersione dei dati presentati in termini di R_{pc}/t rendono però tale parametro più idoneo a un inquadramento qualitativo del problema, piuttosto che una grandezza di pratico utilizzo nella previsione di resistenza a fatica delle unioni saldate.

Bibliografia

- [1] Lazzarin P., Tovo R., “A notch stress intensity factor approach to the stress analysis of welds”, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, **21** (9), 1089-1103, **1998**
- [2] Lazzarin P., “Giunti saldati e DK di soglia: un nuovo criterio nelle previsioni di resistenza a fatica”, XIV Conv. Naz. IGF, Trento, 291-300, **1998**
- [3] Atzori B., Lazzarin P., Tovo R., “Stress field parameters to predict the fatigue strength of notched components”, *Journal of Strain Analysis*, **34** (6), 437-453, **1999**
- [4] Maddox S.J., “The effect of plate thickness on the fatigue strength of fillet welded joints Abington Publishing”, Abington, Cambridge, **1987**
- [5] Gurney T.R., “The fatigue strength of transverse fillet welded joints”, Abington Publishing, Abington, Cambridge, **1991**
- [6] Kihl D.P., Sarkani S., “Thickness effects on the fatigue strength of welded steel cruciforms”, *International Journal of Fatigue*, **19**, S311-S316, **1997**
- [7] Atzori B., Lazzarin P., R. Tovo, “From the local stress approach to fracture mechanics: a comprehensive evaluation of the fatigue strength of welded joints”, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, **22** (5), 369-381, **1999**
- [8] Lazzarin P., Livieri P., “Giunti saldati: limiti all'utilizzo dei criteri di campo per plasticizzazione localizzata al piede dei cordoni”, *Rivista Italiana della Saldatura*, **6**, 653-658, **1999**
- [9] Nicoletto G., “Fatigue crack tip strains in 7075-T6 aluminum alloy”, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, **10** (1), 37-49, **1987**
- [10] Dattoma V., Lazzarin P., “Fatigue Behaviour of Laser Welded Lap Joints in AISI 304”, *FATIGUE 90*, Proceedings of the Fourth International Conference on Fatigue, Honolulu Hawaii, Vol. IV, 2317-2322, **1990**
- [11] Lazzarin P., “Tesi di Dottorato in Meccanica dei materiali”, Università di Padova, **1988**
- [12] Gurney T.R., “Fatigue of thin walled joints under complex loading”, Abington Publishing, Abington, Cambridge, **1997**
- [13] Kihl D.P., Sarkani S., “Mean stress effects in fatigue of welded steel joints”, *Probabilistic Engineering Mechanics* **14**, 97-104, **1999**