

GIUNTI SALDATI E ΔK_I DI SOGLIA: UN NUOVO CRITERIO PER LE PREVISIONI DI RESISTENZA A FATICA

Paolo Lazzarin

Dipartimento di Ingegneria, Università di Ferrara,

Via G. Saragat 1, 44100 Ferrara

Sommario

Si prendono in esame dati di resistenza a fatica ad elevato numero di cicli relativi a giunti in acciaio saldati a croce, già pubblicati da Gurney e Maddox. Si determina il valore delle variazioni del fattore di intensificazione delle tensioni ΔK_I dopo aver imposto la presenza di una cricca all'apice dei cordoni di saldatura. Viene cercata e trovata una precisa correlazione tra i valori di ΔK_I relativi a 12 diverse serie di giunti e il valore di soglia ΔK_{th} suggerito da Radaj per i giunti saldati realizzati con acciai da costruzione. Ciò consente di interpretare la resistenza a fatica ad elevato numero di cicli ($5 \cdot 10^6$) dei giunti come raggiungimento di una condizione di non propagazione di cricche corte comunque presenti nei cordoni di saldatura. Stime teoriche e dati sperimentali vengono messi a confronto utilizzando tre modelli matematici, differenti tra loro in termini di raggio di raccordo al piede dei cordoni, dimensione e direzione della cricca virtuale. Le espressioni di ΔK_I vengono riportate in forma chiusa, in funzione dei fattori di intensificazione degli intagli K_1 e K_2 .

Abstract

The paper takes into account fatigue strength data already reported by Maddox and Gurney and referred to cruciform joints under remote tensile stresses. Nominal stress ranges at high cycle ($5 \cdot 10^6$) were largely scattered, due to large variations of joint geometrical parameters. The scatter band reduces as soon as a virtual short crack is introduced at the weld toe and the behaviour of the joints is given in terms of ΔK_I . A link is found between ΔK_I and ΔK_{th} , the latter being suggested by Radaj for welded joints made in construction steels. Thus, high cycle fatigue strength can be assumed as a limit condition for non-propagating cracks. Analytical expressions are given for K_I in presence of a notch radius at the weld toe equal to zero; such expressions are based on the notch stress intensity factors for opening and sliding Modes K_1 and K_2 .

1. Introduzione

Nelle vicinanze di un intaglio si ha, come ben noto, un campo di tensione non uniforme. Il fattore di intensificazione delle tensioni di una cricca che si propaga in una zona con un gradiente di tensione si può calcolare con il criterio proposto da Albrecht-Yamada [1] che, sfruttando il principio di sovrapposizione degli effetti di Buckner, consente di esprimere il fattore di intensificazione delle tensioni al variare dell'ampiezza "a" della cricca sulla base di una analisi lineare elastica effettuata sul componente non criccato. Tale fattore può essere determinato con l'espressione (fig.1):

$$K_I = 1,122 \cdot \sqrt{\pi a} \left[\sigma_g|_{r=a} - \frac{2}{\pi} \int_0^a \arcsin\left(\frac{r}{a}\right) \cdot \frac{d\sigma_g}{dr} dr \right] \quad (1)$$

Il calcolo dipende dalla dimensione "a" della cricca e richiede la conoscenza di $\sigma_\theta(r)$ e della sua derivata rispetto ad r. Valgono le seguenti osservazioni:

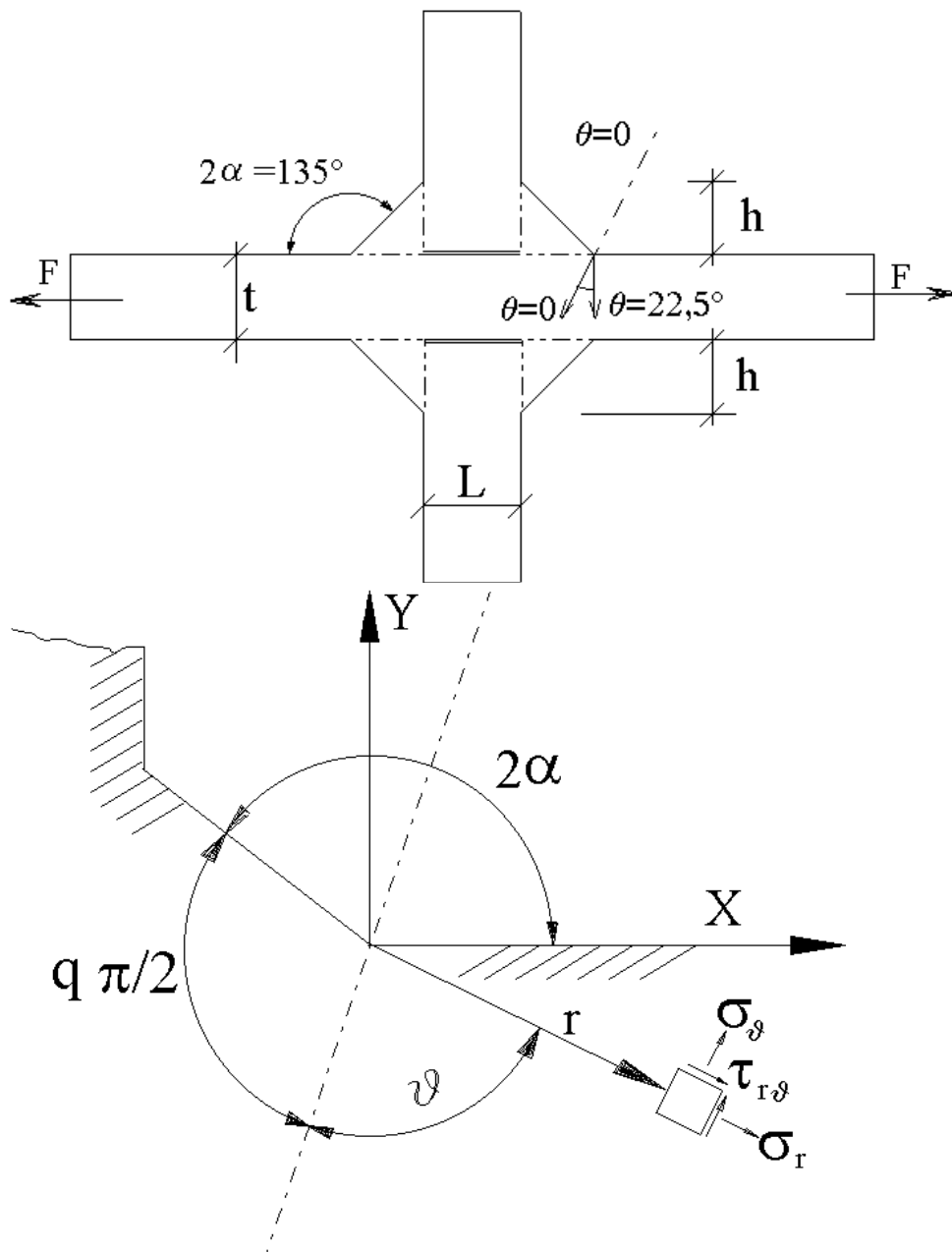
il coefficiente 1,122 (valido per una cricca laterale in una piastra infinita) deve essere sostituito da una funzione $Y(a/t)$ (o da una funzione più complessa se la cricca non è passante [2,3]) quando il rapporto tra dimensioni della cricca e spessore t del giunto non è prossimo a zero; nelle analisi che verranno svolte nel presente lavoro sarà del tutto legittimo considerare tale coefficiente costante e pari al valore sopra riportato, in quanto il rapporto a/t risulterà sempre minore o al più uguale a $0,3 / 13 = 0,023$;

l'equazione (1) presuppone una cricca passante oppure semiellittica, ma con l'asse maggiore 2c nettamente più elevato del semiasse minore a. Nel caso queste condizioni non sussistessero, il membro di destra andrebbe diviso per Φ_0 [1,3] che rappresenta un integrale ellittico del secondo ordine (Φ_0 raggiunge un valore massimo pari a $\pi/2$ nel caso di cricca semicircolare). Per un

generico rapporto a/c vale l'espressione di Rawe [4]:

$$\Phi_0 = \sqrt{1 + 1,464 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^{1,65}} \quad (2)$$

In un recente lavoro il calcolo della resistenza a fatica di giunzioni saldate di diverso tipo è stato effettuato da Maddox [5] partendo sempre da un rapporto a/c pari a $0,15/6 = 0,025$; il porre $\Phi_0 = 1$ nell'equazione (1) risulta quindi essere una approssimazione del tutto accettabile. E' inoltre noto da tempo [6,7] che, anche quando a/c è prossimo al valore unitario (cricca semicircolare), l'introduzione del coefficiente Φ_0 non ha conseguenze degne di rilievo se l'obiettivo non è il calcolo di vita residua di un singolo giunto, bensì un confronto in termini relativi tra valori di resistenza a fatica di giunti di diversa geometria.



Figural

Sistema di coordinate e parametri geometrici per lo studio dei giunti a croce [8]

L'equazione (1) può essere utilizzata con obiettivi diversi:

se la distribuzione $\sigma_\theta(r)$ è nota per una particolare geometria e per un particolare percorso della cricca di fatica, si può ricavare la dimensione "a" della cricca per la quale $\Delta K_I = \Delta K_{th}$;

se è nota $\sigma_\theta(r)$ si può ricavare ΔK_I per ogni valore di "a"; nella valutazione della vita residua del componente criccato, effettuata per integrazione della legge di Paris, la funzione $Y(a/t)$ sostituirà il coefficiente di forma, con valori progressivamente crescenti all'aumentare delle dimensioni della cricca;

poiché $\sigma_\theta(r)$ dipende dalla tensione nominale, dal tipo di sollecitazione e, ovviamente dalla geometria del giunto, se tale dipendenza è nota in forma esplicita è possibile, fissato opportunamente "a", stimare il valore limite della tensione nominale per il quale $\Delta K_I = \Delta K_{th}$ e il

giunto raggiunge il suo limite di fatica (almeno quando la storia di carico é ad ampiezza costante).

2. Espressioni in forma chiusa dei campi di tensione

Assunto il sistema di riferimento in coordinate polari (r, θ) di fig.1, in presenza di un raggio di raccordo ρ nullo, nella zona di concentrazione delle tensioni la componente σ_θ di modo I vale [8,9]:

$$\sigma_\theta|_{\rho=0} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \frac{r^{\lambda_1-1} K_1}{(1+\lambda_1) + \chi_1(1-\lambda_1)} \left[(1+\lambda_1) \cos(1-\lambda_1)\vartheta + \chi_1(1-\lambda_1) \cos(1+\lambda_1)\vartheta \right] \quad (3)$$

Per il modo II, tale componente risulta invece:

$$\sigma_\theta|_{\rho=0} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \frac{r^{\lambda_2-1} K_2}{(1-\lambda_2) + \chi_2(1+\lambda_2)} \left[-(1+\lambda_2) \sin(1-\lambda_2)\vartheta + \chi_2(1+\lambda_2) \left[-\sin(1+\lambda_2)\vartheta \right] \right] \quad (4)$$

Nelle (3-4) K_1 e K_2 rappresentano i fattori di intensificazione delle tensioni del giunto saldato mentre gli esponenti λ_1 e λ_2 sono gli autovalori delle equazioni di Williams [10] per intagli acuti a V con bordi liberi. Quando l' angolo di apertura 2α vale $3\pi/4$, come avviene per i giunti a croce qui considerati (fig.2), esponenti e coefficienti nelle (3-4) valgono [8,9]:

$$\lambda_1 = 0.674; \lambda_2 = 1.302; \chi_1 = 4.153; \chi_2 = -0.569.$$

e le tre componenti di tensione divengono funzioni semplici di r , θ , K_1 e K_2 .

In presenza di sollecitazioni nominali di trazione, i coefficienti K_1 e K_2 possono essere scritti nella forma [11]:

$$K_1 = k_1 \cdot \sigma_0 \cdot t^{1-\lambda_1} \quad (5) \quad K_2 = k_2 \cdot \sigma_0 \cdot t^{1-\lambda_2} \quad (6)$$

dove k_1 e k_2 sono due coefficienti adimensionali già diagrammati in [11] in funzione di $2h/t$ e di L/t , σ_0 è la tensione nominale (calcolata come forza su sezione trasversale) nel caso di giunti soggetti a trazione. Previa interpolazione di dati relativi a 25 diverse geometrie, è già stata suggerita in [11] la seguente espressione:

$$k_1 = 1,212 + 0,495 \cdot e^{-0,985(2h/t)} - 1,259 \cdot e^{-1,120(2h/t)-0,485(L/t)} \quad (7)$$

Se si ipotizza che la generazione della cricca corta avvenga per Modo I e quindi come conseguenza di σ_θ , essa si disporrà lungo la direzione per la quale tale componente di tensione è massima. Se tale direzione coincide con la bisettrice (dove $\theta = 0$) si ha:

$$\text{Modo I: } \sigma_{\theta} = \frac{r^{-0,326} \cdot K_1}{7,5689} (1,674 + 1,354) = 0,400 \cdot r^{-0,326} \cdot K_1 \quad (8)$$

$$\frac{d\sigma_{\theta}}{dr} = 0,4 \cdot (-0,326) \cdot r^{-1,326} \cdot K_1 = -0,1304 \cdot r^{-1,326} \cdot K_1 \quad (9)$$

Modo II: $\sigma_{\theta} = 0$.

Se uno considerasse invece la direzione ortogonale alla forza esterna ($\theta = 22,5^{\circ}$) dovrebbe sommare i contributi di Modo I e Modo II per ricavare l'espressione della tensione circonferenziale e della sua derivata rispetto alla variabile "r". In tale caso si avrebbe:

$$\sigma_{\theta} = 0,361 \cdot r^{-0,326} \cdot K_1 + 0,322 \cdot r^{0,302} \cdot K_2 \quad (10)$$

$$\frac{d\sigma_{\theta}}{dr} = -0,1177 \cdot r^{-1,326} \cdot K_1 + 0,0972 \cdot r^{-0,698} \cdot K_2 \quad (11)$$

Il fattore K_2 che entra in gioco per ogni direzione diversa da quella della bisettrice dell'angolo può essere calcolato con l'espressione (6), utilizzando per il coefficiente adimensionale k_2 la seguente relazione [11]:

$$k_2 = 0,508 - 0,797 \cdot e^{-1,959(2h/t)} + 2,723 \cdot e^{-1,126(2h/t) - 0,769(L/t)} \quad (12)$$

3. Risultati delle analisi e discussione

Il valore del ΔK_I espresso dalla equazione (1) dipende ovviamente dalla dimensione "a" della cricca e dalla direzione di quest'ultima. Per giustificare le scelte adottate nel calcolo e nella messa a punto di tre diversi modelli sono forse utili alcune osservazioni di carattere preliminare:

analisi metallurgiche effettuate in passato [3] su giunti a croce realizzati con acciai da costruzione hanno messo in evidenza come al piede dei cordoni di saldatura fossero presenti difetti aventi una profondità media di 0,15 mm e una profondità massima di 0,40 mm;

misure ottiche di propagazione di cricche di fatica su giunti saldati in lega leggera [12] hanno messo in luce come le curve da/dN fossero monotonicamente crescenti in funzione dell'ampiezza "a" per valori di "a" maggiori di 0,25-0,30 mm; oltre tali valori poteva considerarsi ormai esaurito l'anomalo comportamento delle "short cracks", caratterizzato da una curva da/dn inizialmente decrescente, e la propagazione dei difetti poteva essere studiata con le relazioni classiche della MFLE;

la cricca corta iniziale ha una direzione non chiaramente definita e comunque non coincidente con quella della superficie di frattura finale. Rilievi effettuati in [13] su giunti longitudinali aventi un angolo di apertura $2\alpha = 135^{\circ}$ avevano evidenziato come le cricche appena nucleate avessero una direzione compresa tra $\theta=20^{\circ}$ e $\theta=25^{\circ}$, molto prossime cioè alla bisettrice dell'angolo di apertura ($\theta = 22,5^{\circ}$)

Tabella 1

Parametri geometrici, valori di resistenza a fatica e fattori di intensificazione delle tensioni di giunti saldati

con irrigidimenti trasversali. Rapporti dimensionali e valori di $\Delta\sigma_A$ tratti da Maddox [6] e Gurney [7], e coefficienti k_1 e k_2 calcolati in accordo alla referenza [11].

Serie	t mm	2h / t	L / t	k_1	k_2	$\Delta\sigma_A$ MPa N=5·10 ⁶	ΔK_1 MPa·mm ^{0,376}	ΔK_2 MPa·mm ^{-0,302}
1	13	1,231	0,769	1,141	0,813	79,52	209,37	29,80
2	50	0,640	1,0	1,097	0,894	59,64	234,21	16,36
3	100	0,320	0,5	0,883	1,375	55,47	219,80	18,98
4	13	0,769	0,231	0,968	1,290	91,70	204,83	54,52
5	13	1,538	0,615	1,154	0,769	76,68	204,19	27,18
6	25	0,4	0,120	0,787	1,727	93,92	211,09	61,36
7	25	0,720	1,28	1,153	0,766	66,02	217,39	19,13
8	25	1,2	8,80	1,359	0,433	59,72	231,78	9,78
9	38	0,421	0,342	0,873	1,462	68,69	196,30	33,48
10	38	0,789	5,789	1,408	0,351	45,46	209,53	5,52
11	100	0,1	0,030	0,551	2,230	95,70	236,63	53,11
12	100	0,3	2,200	1,271	0,423	40,09	228,66	4,22

Tabella 2

Dati in $\Delta\sigma_A$ tratti da Gurney e Maddox [6,7] convertiti in ΔK_I ipotizzando una cricca di ampiezza variabile "a" all'attacco dei cordoni di saldatura, inclinata secondo la bisettrice dell'angolo di apertura ($\theta = 0^\circ$ - Modello 1).

Serie	$\Delta\sigma_A$ [MPa] N=5·10 ⁶	$\Delta K_{I, MFLE}$ [MPa·mm ^{0,3}] a = 0,2 mm	$\Delta K_{I, MFLE}$ [MPa·mm ^{0,3}] a = 0,25 mm	$\Delta K_{I, MFLE}$ [MPa·mm ^{0,3}] a = 0,3 mm
1	79,52	167,1	173,8	179,4
2	59,64	187,0	194,4	200,6
3	55,47	175,5	182,4	188,3
4	91,70	163,5	170,0	175,5
5	76,68	163,0	169,5	174,9
6	93,92	168,5	175,2	180,8
7	66,02	173,6	180,4	186,2
8	59,72	185,0	192,4	198,6
9	68,69	156,7	162,9	168,2
10	45,46	167,3	173,9	179,5
11	95,70	188,9	196,4	202,7
12	40,09	182,5	189,8	195,9

3.1 Modelli con raggio di raccordo nullo al piede del cordone

Parametri geometrici, valori di resistenza a fatica (relativi

a un rapporto nominale di ciclo R=0) e fattori di intensificazione delle tensioni sono riportati in Tabella 1 per 12 diverse serie di giunti in acciaio da costruzione saldati a croce con cordoni d'angolo [6,7]. E' evidente la notevole variabilità delle geometrie con spessori delle piastre principali che passano da 13 a 100 mm, mentre gli irrigidimenti trasversali variano tra 3 e 220 mm. Per gli stessi giunti sono stati poi determinati i valori del ΔK_I ipotizzando cricche di ampiezza variabile tra 0,20 e 0,30 mm disposte all'attacco dei cordoni, orientate secondo la bisettrice dell'angolo 2α (Modello 1). I risultati sono sintetizzati in Tabella 2, dove gli originali valori di resistenza a fatica espressi in termini di $\Delta\sigma_A$ sono stati riconvertiti in ΔK_I mediante le relazioni (1,

7-9) già esposte. Si ricorda come Radaj [14] consigli per i giunti saldati in acciai da costruzione un valore di soglia ΔK_{th} pari a $180 \text{ N/mm}^{3/2}$ ($5,75 \text{ MPa m}^{1/2}$).

La Tabella 3 dà per ciascuna delle 12 serie il valore di "a" che garantirebbe l'eguaglianza tra ΔK_I e ΔK_{th} . Il valore medio è di poco superiore a 0,25 mm ed è in ottimo accordo con il dato suggerito in [12].

Tabella 3

Dimensione "a" delle cricche per la quale si avrebbe $\Delta K_I = \Delta K_{th} = 180 \text{ N/mm}^{3/2}$ (valore consigliato da Radaj [14] per giunti saldati realizzati con acciai da costruzione).

Serie	t [mm]	k_I	$\Delta\sigma_A$ [MPa] $N=5 \cdot 10^6$	a [mm]	Serie	t [mm]	k_I	$\Delta\sigma_A$ [MPa] $N=5 \cdot 10^6$	a [mm]
1	13	1,141	59,52	0,31	7	25	1,153	66,02	0,25
2	50	1,097	59,64	0,16	8	25	1,359	59,72	0,17
3	100	0,883	55,47	0,23	9	38	0,873	68,69	0,44
4	13	0,968	91,70	0,35	10	38	1,408	45,46	0,31
5	13	1,154	76,68	0,35	11	100	0,551	95,70	0,15
6	25	0,787	93,92	0,29	12	100	1,271	40,09	0,19

Tabella 4

Valori di ΔK_I ottenuti ipotizzando all'attacco dei cordoni cricche di ampiezza "a" ortogonali alle forze esterne di trazione ($\theta = 22,5^\circ$ - modello 2).

Serie	$\Delta\sigma_A$ [MPa] $N=5 \cdot 10^6$	$\Delta K_{I, MFLE}$ [MPa \cdot mm 0,5] a = 0,2 mm	$\Delta K_{I, MFLE}$ [MPa \cdot mm 0,5] a = 0,25 mm	$\Delta K_{I, MFLE}$ [MPa \cdot mm 0,5] a = 0,3 mm
1	79,52	155,25	162,08	167,97
2	59,64	171,17	178,32	184,43
3	55,47	161,17	168,00	173,82
4	91,70	155,62	163,04	169,50
5	76,68	151,13	157,74	163,43
6	93,92	161,14	168,94	175,74
7	66,02	159,46	166,21	171,99
8	59,72	168,44	175,34	181,21
9	68,69	146,38	152,92	158,61
10	45,46	151,78	157,92	172,85
11	95,70	178,33	186,61	193,80
12	40,09	165,38	172,02	177,66

La Tabella 4 dà i valori del ΔK_I ipotizzando la cricca di ampiezza variabile ancora tra 0,20 e 0,3 mm, ma orientata ortogonalmente alla direzione della forza esterna, ossia secondo l'angolo $\theta = 22,5^\circ$ (Modello 2). I valori di ΔK_I sono ovviamente diversi da quelli già riportati in Tabella 2, ma i rapporti mutui restano praticamente invariati. In particolare il rapporto tra il massimo e il minimo ΔK_I vale sempre 1,22 per a = 0,2 - 0,25 - 0,30 mm (tale rapporto valeva 1,21 in Tabella 2.)

3.2 Modello con raggio di raccordo al piede dei cordoni diverso da zero

Si è imposto poi un raggio di raccordo ρ unitario al piede dei cordoni di saldatura. L'origine del sistema di coordinate polari si sposta verso l'esterno lungo la bisettrice dell'angolo 2α , ponendosi a una distanza r_0 rispetto al bordo dell'intaglio [8,9] (fig. 2). Più precisamente, essendo $2\alpha = 135^\circ$, si aveva $r_0 = 0,2 \cdot \rho = 0,2$ mm.

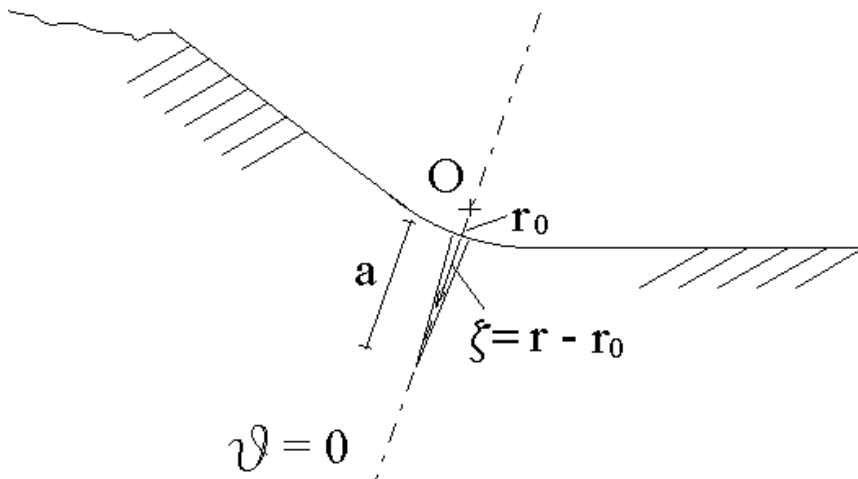


Figura 2

Coordinata locale ζ in presenza di un raggio di raccordo ρ diverso da zero

Si è quindi posizionata una cricca di lunghezza "a" all'attacco del cordone, disposta lungo la direzione della bisettrice, in modo da poter considerare il solo contributo di Modo I.

Lungo la direzione $\theta = 0$ la tensione σ_θ vale [8,9]:

$$\sigma_\theta = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \frac{r^{\lambda_1-1} K_1}{(1+\lambda_1) + \chi_1(1-\lambda_1)} \left\{ 1 + \lambda_1 + \chi_1(1-\lambda_1) + [3 - \lambda_1 - \chi_1(1-\lambda_1)] \cdot \left(\frac{r}{r_0}\right)^{\mu_1-\lambda_1} \right\} \quad (13)$$

Con $2\alpha = 135^\circ$ si ha $\mu_1 = -0,15$ [8,9] cosicché risulta:

$$\sigma_\theta = \frac{r^{-0,326} \cdot K_1}{7,5898} \left(3,0279 + 0,9721 \cdot \left(\frac{r}{r_0}\right)^{\mu_1-\lambda_1} \right) = 0,3989 \cdot r^{-0,326} \cdot K_1 + 0,034 \cdot r^{-1,15} \cdot K_1 \quad (14)$$

Al fine di rendere agevole l'utilizzo della espressione (1), è utile operare un cambio di variabile scrivendo $\zeta = (r - r_0)$ (fig. 2). Ne deriva la seguente relazione:

$$\sigma_\theta = 0,3989 \cdot (\zeta + 0,2)^{-0,326} \cdot K_1 + 0,034 \cdot (\zeta + 0,2)^{-1,15} \cdot K_1 \quad (15)$$

che andrà esplicitata per $\zeta = a$. La derivata della tensione circonferenziale vale:

$$\frac{d\sigma_\theta}{d\zeta} = -0,1300 \cdot (\zeta + 0,2)^{-1,326} \cdot K_1 - 0,0391 \cdot (\zeta + 0,2)^{-2,15} \cdot K_1 \quad (16)$$

L'espressione (1) si potrà infine riscrivere nella forma:

$$K_I = 1,122 \cdot \sqrt{\pi a} \left[\sigma_B \Big|_{\zeta=a} - \frac{2}{\pi} \int_0^a \arcsin\left(\frac{\zeta}{a}\right) \cdot \frac{d\sigma_B}{d\zeta} d\zeta \right] \quad (17)$$

Utilizzando la (17) si sono calcolati i valori di ΔK_I per le stesse serie di giunti a croce precedentemente esaminate. Come precisato si è ipotizzato un raggio di raccordo ρ costante e pari a 1 mm e si è collocata in corrispondenza dell'attacco dei cordoni di saldatura una cricca di lunghezza $a = 0,3$ mm, orientata secondo la bisettrice dell'angolo 2α . I risultati sono riportati in Tabella 5.

Successivamente, presi come riferimento assoluto i giunti della serie 7 (per il semplice motivo che presentavano un valore ΔK_I pari al valore medio delle 12 serie) si sono stimati i valori teorici di resistenza a fatica $\Delta\sigma_A^*$ per le restanti 11 serie. In pratica si è imposto un valore comune di ΔK_I a tutte le serie e si sono ricavati i "range" $\Delta\sigma_A^*$ capaci di garantire il rispetto di tale condizione in base alla equazione (17), al variare sia dello spessore dei piatti che delle dimensioni dei cordoni e degli irrigidimenti.

Nella quinta colonna della Tabella 5 sono riportate le differenze percentuali tra i valori teorici basati sul nuovo criterio e valori sperimentali, differenze che appaiono sempre comprese tra il -8% e il +10%. (Eliminate le due serie più esterne, gli scostamenti risulterebbero sempre compresi tra il -7% e il +6%).

Il risultato appare estremamente soddisfacente anche alla luce del fatto che i dati di resistenza a fatica qui considerati [6,7] si basavano solo su 5-6 giunti per serie e quindi potevano non essere ancora del tutto stabilizzati. Le differenze percentuali sarebbero rigorosamente le stesse se si utilizzasse la stessa procedura e le equazioni relative al Modello 1; le differenze risultano comparabili e addirittura mediamente più contenute usando il Modello 2 (ultima colonna di Tabella 5).

Tabella 5: Valori del ΔK_I ipotizzando un raggio di raccordo costante e pari a 1 mm e una cricca con $a = 0,3$ mm, disposta lungo la bisettrice dell'angolo 2α (modello 3). Differenze tra valori sperimentali e teorici $\Delta\sigma_A^$, dopo aver preso come riferimento i giunti della serie 7.*

Serie	$\Delta K_{I, MFLE}$	$\Delta\sigma_A$	$\Delta\sigma_A^*$	$\Delta\%$	$\Delta\sigma_A^*$	$\Delta\%$
	[MPa·mm ^{0.5}] a = 0,3 mm modello 3	[MPa] N=5·10 ⁶	[MPa] N=5·10 ⁶ modello 3		[MPa] N=5·10 ⁶ modello 2	
1	150,18	79,52	82,57	+4 %	81,48	+2 %
2	168,00	59,64	55,36	-7 %	55,65	-7 %
3	157,67	55,47	54,86	-2 %	54,92	-1 %
4	146,93	91,70	97,32	+6 %	93,11	+2 %
5	146,47	76,68	81,64	+6 %	80,75	+5 %
6	151,42	93,92	96,92	+3 %	91,98	-2 %
7	155,94	66,02	66,02	0	66,02	0
8	166,26	59,72	56,01	-6 %	56,72	-5 %
9	140,81	68,69	76,07	+10 %	74,49	+8 %
10	150,30	45,46	47,17	+3 %	47,97	+5 %
11	169,74	95,70	87,92	-8 %	84,98	-11 %
12	164,02	40,09	38,11	-5 %	38,84	-3 %

4. Espressioni in forma chiusa di K_I .

Alla luce dei risultati presentati nelle Tabelle 2 e 4, si è cercata e trovata una espressione analitica in forma chiusa di K_I valida per le geometrie con raggio di raccordo nullo (e $2\alpha=135^\circ$).

$$\text{Per } \theta = 22,5^\circ: K_I = 1,122 \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot \left(0,479 \cdot a^{-0,326} \cdot K_1 + 0,269 \cdot a^{0,302} \cdot K_2 \right) \quad (18)$$

$$\text{Per } \theta = 0^\circ: K_I = 1,122 \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot \left(0,53 \cdot a^{-0,326} \cdot K_1 \right) \quad (19)$$

Le espressioni (21, 22) potranno essere direttamente utilizzate nei calcoli di vita residua dei giunti, almeno finchè la cricca si propaga nelle zone in cui i campi possono essere rappresentati mediante K_1 e K_2 .

5. Il criterio di Kihara e Yoshii

La distanza r_0 rappresenta, in accordo a quanto riportato in [15], l'intersezione tra il campo di modo I (diagrammato lungo la direzione $\theta=22,5^\circ$) e la tensione nominale (Tabella 6, schema allegato). Tale intersezione può essere agevolmente determinata scrivendo:

$$\sigma_\theta = 0,361 r^{-0,326} \cdot K_I = 0,361 r^{-0,326} \cdot k_1 \cdot \sigma_0 \cdot t^{0,326} \quad (20)$$

Imponendo l'eguaglianza $\sigma_\theta = \sigma_0$ per $r = r_0$ si ricava immediatamente:

$$r_0 = t \cdot (0,361 \cdot k_1)^{3,067} \quad (21)$$

Il fattore di intensificazione equivalente di Kihara e Yoshii vale per definizione [15]:

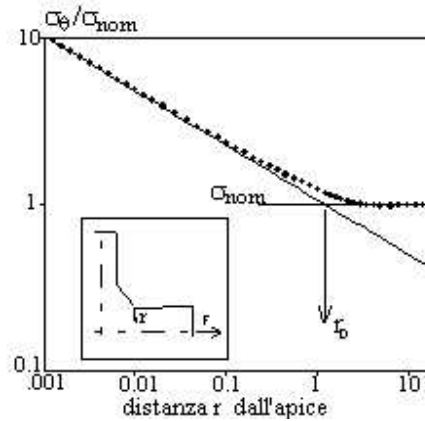
$$K_e = \left(\frac{1 - \lambda_1}{0,500} \right)^2 \cdot \sigma_0 \cdot \sqrt{2\pi \cdot r_0} = 1,024 \cdot \sigma_0 \cdot \sqrt{r_0} \quad (22)$$

nella quale il coefficiente 1,024 si ricava ponendo $1 - \lambda_1 = 0,32$, come suggerito in [15].

I risultati sono diagrammati in Tabella 6 solo per alcune serie dei giunti a croce già presi in esame, in pratica quelle aventi valori di $\Delta\sigma_A$ posizionati agli estremi dell'intervallo dei dati medi di resistenza a fatica.

Tabella 6: Valori di K_e ("Equivalent Stress Intensity Factor", [15]) per alcune delle serie di giunti saldati. A destra, definizione della distanza r_0 nel calcolo di K_e .

Serie	t [mm]	k_1	$\Delta\sigma_A$ [MPa] $N=5 \cdot 10^6$	ΔK_e [MPa mm ^{0.5}]
1	13	1,141	59,52	73,43
2	50	1,097	59,64	101,57
3	100	0,883	55,47	95,18
4	13	0,968	91,70	65,49
6	25	0,787	93,92	67,31



Risulta evidente come la dispersione rimanga praticamente invariata nel passare da $\Delta\sigma_A$ a ΔK_e ; alla luce dei risultati ottenuti, il fattore di Kihara-Yoshii non pare pertanto idoneo a sintetizzare in forma univoca condizioni di equivalente criticità in termini di comportamento a fatica a elevato numero di cicli, mediante una combinazione opportuna di fattori geometrici e valori nominali di $\Delta\sigma_A$.

6. Conclusioni

La resistenza a fatica ad elevato numero di cicli di giunti saldati a croce di diversa geometria risulta sostanzialmente costante se espressa in termini di K_I , ipotizzando la presenza di una cricca all'attacco dei cordoni. Sono stati considerati modelli diversi, con cricche corte orientate secondo la bisettrice dell'angolo di apertura dei giunti o secondo la normale alla direzione della forma esterna. Nei modelli base il raggio di raccordo è stato posto pari a zero; successivamente al raggio è stato dato un valore unitario, rendendo possibile un confronto tra valori teorici di resistenza a fatica e valori sperimentali.

Il calcolo di K_I è stato effettuato sfruttando il principio di sovrapposizione degli effetti e utilizzando i fattori di intensificazione delle tensioni K_1 e K_2 (già definiti in [11] "Notch Stress Intensity Factors", o NSIF). È stato espresso in forma chiusa il legame tra K_1 - K_2 e il fattore K_I ; ciò renderà agevole per i giunti in questione ogni futuro calcolo di vita residua basato sull'integrazione della legge di Paris.

Bibliografia

1. P.Albrecht e K. Yamada, *J. of the Structural Division, ASCE*, 103, 377-389 (1977).
2. K. Tada, P.C. Paris, G.R. Irwin *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, Del. Research Corp., 1973
3. T.R. Gurney, *The Welding Institute Report No. 91/1979* (1979)
4. A.R. Ingraffea, C. Manu, *Int. J. Num. Meth. in Engng.*, 15 , 1427-1445 (1980).
5. S.J. Maddox, Scale effect in fatigue of fillet welded aluminium alloy. *Proc. Sixth International Conference on Aluminium Weldments*, INALCO 95, Cleveland, 77-93, 1995
6. S.J. Maddox, *The effect of plate thickness on the fatigue strength of fillet welded joints*

Abington Publishing, Abington, Cambridge, 1987

7. T.R. Gurney, *The fatigue strength of transverse fillet welded joints*. Abington Publishing, Abington, Cambridge, 1991

8. P. Lazzarin, R. Tovo, *Int. J. Fract.*, 78 (1), 3-19 (1996).

9. B. Atzori, P. Lazzarin, R.Tovo, *Fatigue & Fract. Eng. Mat. & Struct.*, 20 (8), 1083-1092 (1997)

10. M. L. Williams, *J. of Applied Mech.*, 19, 526-528 (1952)

11. P. Lazzarin, R. Tovo, A Notch Stress Intensity Factor Approach to the Stress Analysis of Welds, *Fatigue & Fract. Eng. Mat. & Struct.*, in press

12. F. Bonollo, G. Meneghetti, R. Tovo, M. Volpone, Propagazione di cricche e microcricche in giunti saldati in lega AA5083, *Atti del Convegno La fatica nelle leghe di alluminio*, Padova, 25 novembre 1997

13. I.J. Smith, I.F.C. Smith and S.J. Hurworth, The Welding Institute Report No. 184/1982, IIV XIII-1178-85, (1985)

14. D. Radaj, *Design and analysis of fatigue resistant welded structures*, Abington Publishing, Cambridge, 1990.

15. S. Kihara e A. Yoshii, *JSME Int. J.*, 34 (1), 70-75 (1991)

Atti del convegno

[[Precedente](#)] [[Successiva](#)]

Versione HTML realizzata da

