

FATTORI DI INTENSIFICAZIONE DELLE TENSIONI IN GIUNTI SALDATI DI DIVERSO TIPO

Paolo Lazzarin, Roberto Tovo, Leonardo Barosso, Francesco Sammaritani

Dipartimento di Ingegneria, Università di Ferrara

Via G. Saragat, 1 - 44100 Ferrara

Sommario

Si presenta un metodo per analizzare i gradienti di tensione presenti in corrispondenza dei cordoni di saldatura di giunti di diversa geometria. Il metodo è idoneo a descrivere l'intero campo piano di tensione sulla base di una combinazione lineare di due fattori di intensificazione delle tensioni dovuti all'intaglio aperto acuto. Questi quantificano separatamente i contributi di modo I e di modo II allo stato tensionale complessivamente presente nelle zone critiche dei giunti. Viene così formalizzato in modo originale un criterio di campo per le previsioni di resistenza a fatica già proposto in passato da Atzori e successivamente ripreso da Verreman. Per la descrizione dei campi di tensione vengono utilizzate alcune espressioni in forma chiusa valide per intagli laterali a V acuti o raccordati, ricavate di recente dagli autori utilizzando funzioni a potenziale complesso e sfruttando una rappresentazione conforme su piano semi-infinito.

Abstract

The paper deals with the stress gradients close to the weld toe. The presented method describes completely the plane stress field by means of two stress intensity factors due to the sharp open notch, quantifying separately the symmetric and skew-symmetric stress distributions. In such a way it is formally revised a fatigue strength criterion based on the knowledge of the complete stress field near the singularity, already proposed by Atzori and more recently by Verreman.

1. Introduzione

Delle strutture sollecitate a fatica i giunti saldati rappresentano, come noto, il tallone d'Achille. All'apice o alla radice dei cordoni di saldatura si presentano infatti inevitabilmente concentrazioni di tensione di diversa entità che rendono tali punti sede preferenziale di innesco e propagazione di cricche di fatica. Stabilire una precisa correlazione tra i livelli di tensione o deformazione presenti nelle zone critiche dei giunti saldati e la loro resistenza a fatica resta un problema complesso e ancora oggi oggetto di analisi teoriche e sperimentali. I criteri presenti nelle normative e nella letteratura specialistica variano in funzione dei parametri ritenuti significativi per la resistenza a fatica dei giunti [1]. In sintesi si ricorda che:

- l'Eurocodice 3 e la norma CNR-UNI 10011 presentano un certo numero di curve ammissibili S - N, associate ai particolari costruttivi saldati di più comune utilizzo in ambiente civile/industriale; tali curve, associate ad una probabilità di sopravvivenza del 97,7 %, sono riportate in funzione delle tensioni nominali di trazione presenti a monte e a valle della zona saldata. Maggiore è la criticità del giunto, minore risulta essere la categoria del particolare saldato;
- in alcune normative relative alla progettazione di strutture "off-shore", il calcolo si basa invece su di una tensione strutturale di "hot spot", ottenuta estrapolando al piede del cordone di saldatura il gradiente lineare dovuto alla geometria globale del giunto, e non quello non lineare dovuto al cordone stesso [2]; il criterio è oggi oggetto di un largo dibattito, in vista di una sua possibile applicazione in ambienti diversi da quello originariamente previsto [3,4];
- un metodo alternativo ai due precedenti prevede l'utilizzo della meccanica della frattura lineare elastica (MFLE), integrando la relazione che dà le velocità di crescita della cricca di fatica in funzione del fattore di intensificazione delle tensioni calcolato numericamente per una certa geometria del giunto. Il calcolo è effettuato sulla base di difetti effettivamente riscontrati o, più spesso, sulla base di difetti ipotizzati e assimilati a cricche semiellittiche [5,6];
- per superare l'aleatorietà del raggio di raccordo presente al piede e alla radice dei cordoni, un criterio dovuto a Radaj [7] valuta l'influenza della geometria globale dei giunti solo dopo aver imposto a tale raggio un valore ben preciso e costante;
- un metodo alternativo al precedente adotta un criterio di campo; riproposto di recente [8] sulla base di un fattore di intensificazione delle tensioni dovute all'intaglio ("Notch stress intensity factor", o K_N), il criterio era già teorizzato in passato da Atzori come estensione non convenzionale della meccanica della frattura lineare elastica [9,10].

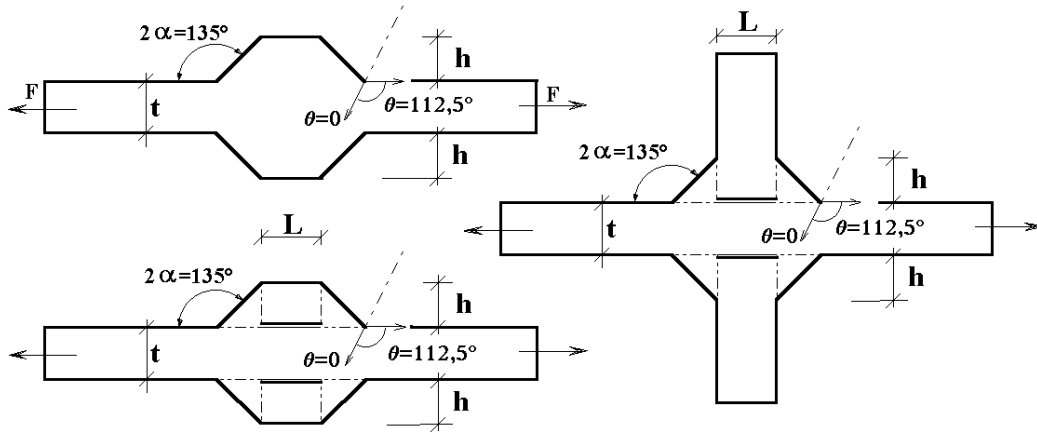


Figura 1

Parametri geometrici per la definizione dei giunti testa a testa, a doppio coprighiunto, a croce con cordoni d'angolo

Facendo proprio il criterio di campo nelle stime di resistenza a fatica, è stato recentemente presentato [11] un metodo per il calcolo dei K_N , ne sono stati chiariti i presupposti teorici e fornite le distribuzioni di tensione in forma chiusa, sia in presenza di un raggio di raccordo nullo che diverso da zero. I diagrammi dei K_N per modo I e modo II (là indicati come K_1 e K_2) sono stati presentati per geometrie simili a quelle dei giunti testa a testa, quindi per giunti a croce con cordoni d'angolo. In tutti i casi le analisi teoriche e numeriche facevano esplicito riferimento ad una tensione nominale di trazione.

Il presente contributo si pone i seguenti obiettivi:

- sintetizzare brevemente i presupposti teorici del nuovo criterio;
- presentare dei diagrammi di K_1 e K_2 che sintetizzino uno spettro di geometrie più ampio di quello riportato nel contributo sopra citato [10];
- chiarire il possibile utilizzo dei fattori K_1 e K_2 nelle previsioni di resistenza a fatica, rielaborando dati sperimentali già pubblicati in relazione ai giunti a croce.

2. Inquadramento analitico

Assunto il sistema di riferimento in coordinate polari (r, ϑ) di fig.2, in presenza di un raggio di raccordo ρ nullo, le componenti di tensione di modo I risultano [12,13]:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_\vartheta \\ \sigma_r \\ \tau_{r\vartheta} \end{Bmatrix}_{\vartheta=0} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \frac{r^{\lambda_1-1} K_1}{(1+\lambda_1) + \chi_1(1-\lambda_1)} \left[\begin{Bmatrix} (1+\lambda_1)\cos(1-\lambda_1)\vartheta \\ (3-\lambda_1)\cos(1-\lambda_1)\vartheta \\ (1-\lambda_1)\sin(1-\lambda_1)\vartheta \end{Bmatrix} + \chi_1(1-\lambda_1) \begin{Bmatrix} \cos(1+\lambda_1)\vartheta \\ -\cos(1+\lambda_1)\vartheta \\ \sin(1+\lambda_1)\vartheta \end{Bmatrix} \right] \quad (1)$$

e per il modo II:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_\vartheta \\ \sigma_r \\ \tau_{r\vartheta} \end{Bmatrix}_{\vartheta=0} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \frac{r^{\lambda_2-1} K_2}{(1-\lambda_2) + \chi_2(1+\lambda_2)} \left[\begin{Bmatrix} -(1+\lambda_2)\sin(1-\lambda_2)\vartheta \\ -(3-\lambda_2)\sin(1-\lambda_2)\vartheta \\ (1-\lambda_2)\cos(1-\lambda_2)\vartheta \end{Bmatrix} + \chi_2(1+\lambda_2) \begin{Bmatrix} -\sin(1+\lambda_2)\vartheta \\ \sin(1+\lambda_2)\vartheta \\ \cos(1+\lambda_2)\vartheta \end{Bmatrix} \right] \quad (2)$$

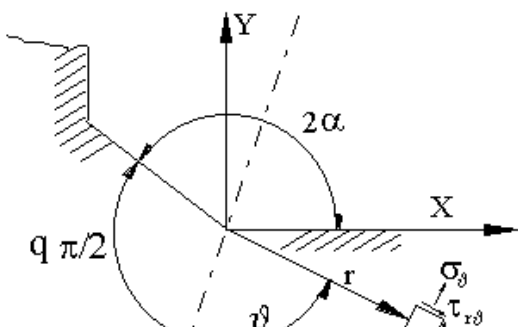
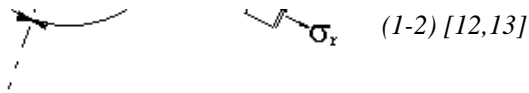


Figura 2

Sistema di coordinate alla base delle eq.



Nelle espressioni (1-2) i simboli hanno il seguente significato:

- K_1 e K_2 rappresentano i fattori di intensificazione delle tensioni del giunto saldato, e coincidono con K_I e K_{II} della MFLE quando 2α è nullo. Associati rispettivamente al modo I e al modo II [14] i fattori K_1 e K_2 valgono per definizione:

$$K_1 = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0} (\sigma_{\theta})_{\theta=0} r^{1-\lambda_1} \quad (3) \quad K_2 = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0} (\tau_{r\theta})_{\theta=0} r^{1-\lambda_2} \quad (4)$$

- λ
 λ_1 e λ_2 rappresentano gli autovalori del problema studiato da Willaiams in [15] e dipendono dall'angolo di apertura 2α , così come i coefficienti χ_1 e χ_2 [12].

Lungo la bisettrice dell'angolo di apertura ($\theta=0$ in fig.2) le componenti σ_{θ} $\tau_{r\theta}$ sono disaccoppiate: le prime sono diverse da zero nel solo modo I, le seconde nel solo modo II. Il calcolo di K_1 e K_2 si può pertanto effettuare con le (3-4) non appena siano noti con una analisi FEM i valori delle tensioni in un insieme di nodi disposti lungo la bisettrice ad una distanza variabile r dall'apice dell'intaglio. E' importante ricordare come i campi di tensione lungo una direzione generica (caratterizzata da un angolo $\theta \neq 0$) possano essere sempre scritti come somma di un campo simmetrico con singolarità di tipo $1/r^{(1-\lambda_1)}$ e di un campo antimetrico, con singolarità di tipo $1/r^{(1-\lambda_2)}$ [16].

Nei giunti considerati in questo studio (fig.1) l'angolo di apertura vale sempre $2\alpha = 3\pi/4$. Di conseguenza esponenti e coefficienti nelle eqs. (1-2) risultano:

$$\lambda_1 = 0.674 \quad \lambda_2 = 1.302 \quad \chi_1 = 4.153 \quad \chi_2 = -0.569 \quad (5)$$

Lungo il bordo libero del giunto ($\theta = 112,5^\circ$), laddove vengono posizionati gli estensimetri per la valutazione della tensione strutturale o della "hot spot stress" la tensione radiale vale:

$$\sigma_r = K_1 \cdot 0.422 \cdot r^{-0.326} + K_2 \cdot 0.553 \cdot r^{0.302} \quad (6)$$

I fattori K_1 e K_2 variano non solo in funzione della geometria del giunto saldato ma anche in funzione del tipo di sollecitazione (così come avviene per i fattori teorici di concentrazione delle tensioni K_t , diversi a trazione e a flessione). Al fine di rendere esplicita la dipendenza dei fattori di intensificazione delle tensioni dalla tensione nominale e dalle dimensioni assolute dei giunti K_1 e K_2 possono essere espressi nella forma:

$$K_1 = k_1 \sigma_0 t^{1-\lambda_1} \quad (7) \quad K_2 = k_2 \sigma_0 t^{1-\lambda_2} \quad (8)$$

- k_1 e k_2 sono due coefficienti adimensionali, che possono essere ottenuti numericamente e che verranno diagrammati nel seguito in forma parametrica per alcune geometrie di giunti;
- σ_0
 σ_0 è una tensione di riferimento, assunta uguale alla tensione nominale calcolata come forza su area nel caso di giunti soggetti a trazione in [11];
- $t^{1-\lambda}$ quantifica l'influenza delle dimensioni assolute del giunto. Giunti di diverso spessore in similitudine geometrica avranno pertanto uguali k_1 e k_2 e diversi K_1 e K_2 .

3. Analisi numeriche

Si sono presi in esame giunti saldati di diverso tipo sollecitati a trazione:

- geometrie riconducibili a quelle dei giunti testa a testa con saldature a piena penetrazione;
- giunti con coprigiunti simmetrici;
- giunti con irrigidimenti trasversali saldati mediante cordoni d'angolo,

Sfruttate nelle analisi FEM le condizioni di doppia simmetria, i modelli sono stati analizzati utilizzando il codice di calcolo ANSYS 5.3, implementato su una workstation SUN presso il Dipartimento di Ingegneria dell'Università di Ferrara.

Gli andamenti delle tre componenti di tensione sono diagrammati in fig.3 lungo la bisettrice di un particolare giunto.

E' evidente come per distanze normalizzate $r/t < 0.1$ vi sia un perfetto parallelismo dei campi rappresentativi delle tensioni radiali e circonferenziali. La pendenza coincide perfettamente con quella prevista dalle relazioni di Williams, sia per quanto concerne le componenti di modo I (il coefficiente angolare in modulo vale $1-\lambda_1 = 0.326$) che per la componente di modo II, ossia la $\tau_{r\theta}$ (che ha coefficiente angolare positivo e pari a $\lambda_2-1=0.302$). Dall'andamento delle tensioni è possibile ricavare quello dei coefficienti k_1 e k_2 , che presentano un valore univoco in una zona sufficientemente ampia adiacente al punto di singolarità. Tutti i dati di k_1 e k_2 sono stati interpolati al fine poter disporre di più famiglie di curve continue, aventi una struttura del tipo:

$$k_i = A_i + B_i \cdot e^{\alpha_i(2h/t)} + C_i \cdot e^{\beta_i(2h/t) + \gamma_i(L/t)} \quad (13)$$

con $i = 1, 2$. I coefficienti A, B, C, α , β e γ sono riportati nelle figure 4-6 per tutte le geometrie analizzate.

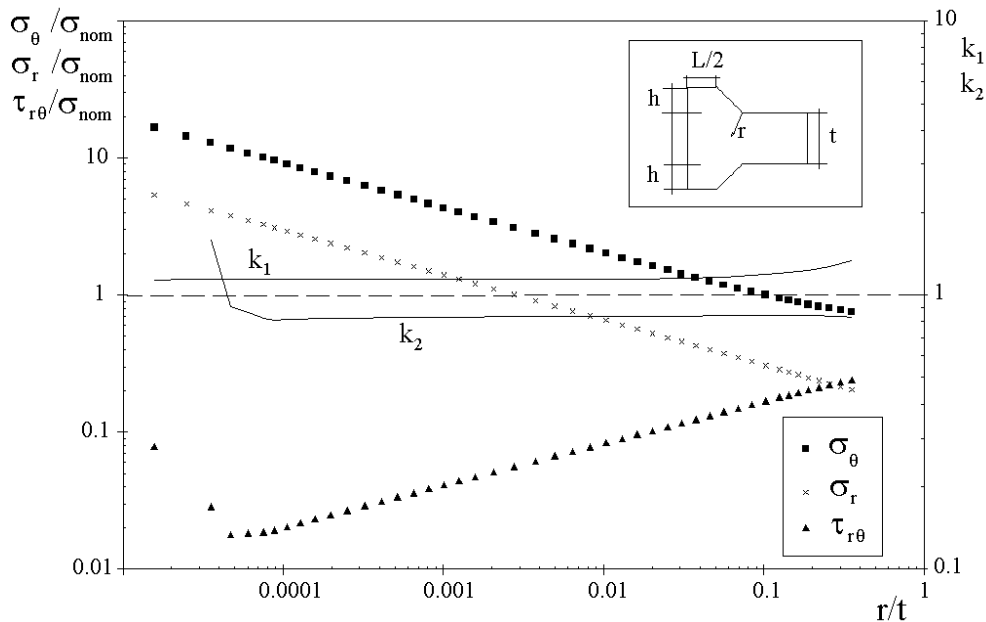


Figura 3: Componenti di tensione lungo la bisettrice e conseguenti andamenti di k_1 e k_2 .

Noti i fattori K_1 e K_2 , risulta possibile descrivere adeguatamente con le equazioni (1-2) la distribuzione delle tensioni lungo una qualsiasi direzione, assumendo come origine l'apice dell'intaglio. In particolare è immediato verificare l'annullarsi delle componenti σ_θ e $\tau_{r\theta}$ sul bordo libero del giunto, direzione lungo la quale la sola componente radiale è diversa da zero.

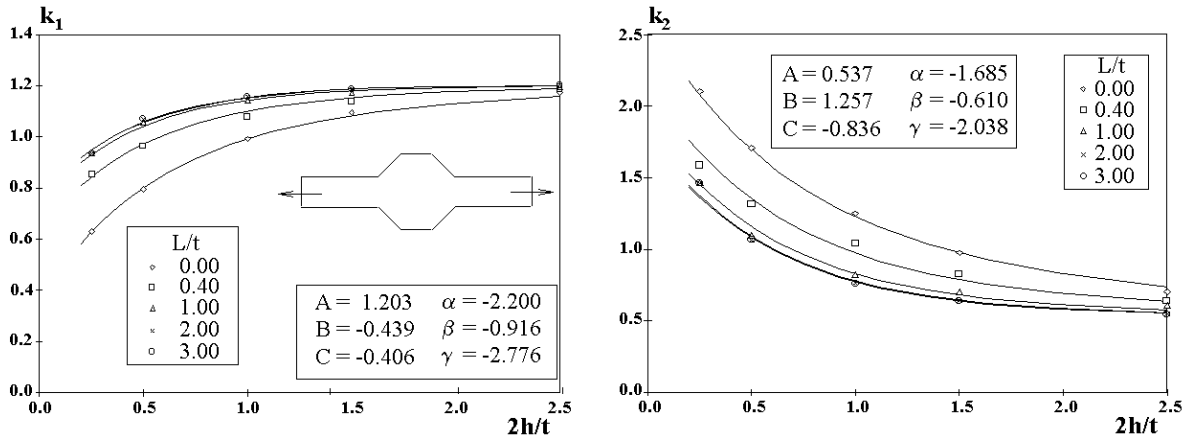


Figura 4: Diagrammi di k_1 e k_2 e valori delle costanti nell'eq. (13). Giunti testa a testa.

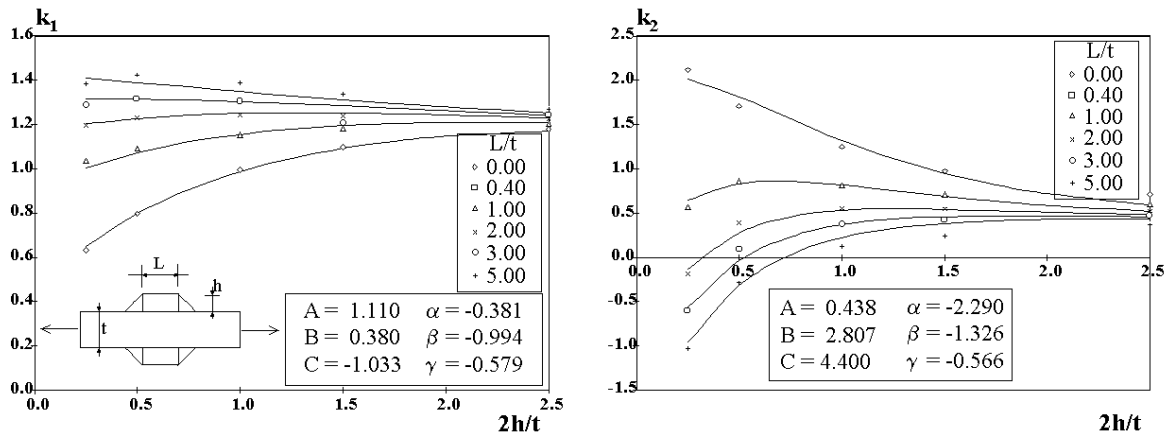


Figura 5: Diagrammi per k_1 e k_2 e valori delle costanti nell'eq. (13).

Coprigiunti con cordoni d'angolo

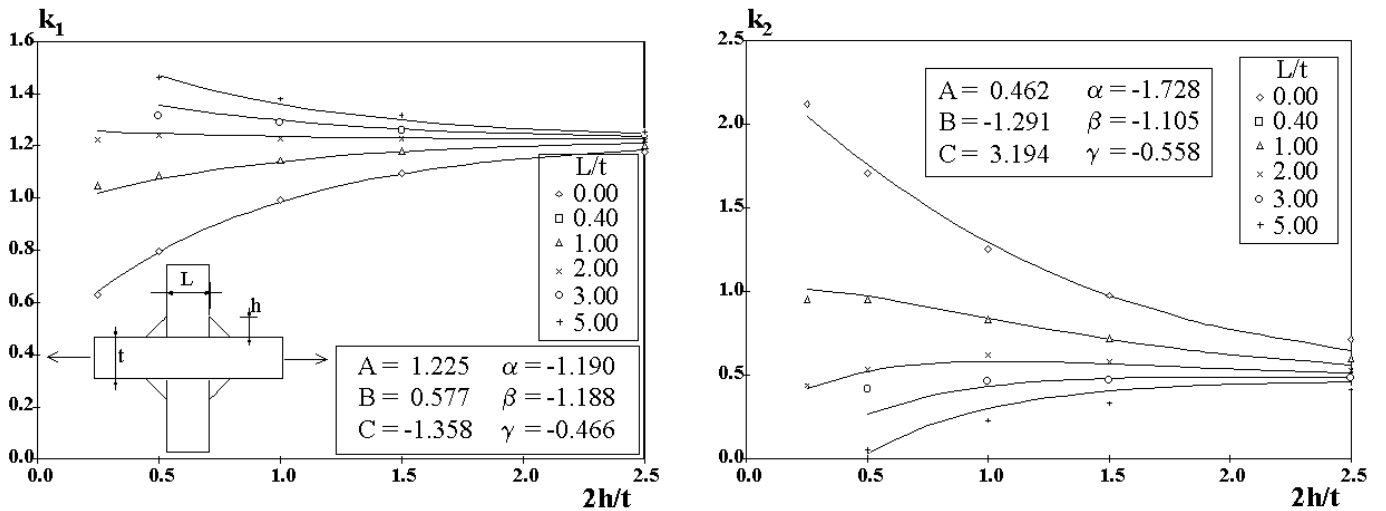


Figura 6: Diagrammi per k_1 e k_2 e valori delle costanti nell'eq. (13).

Giunti a croce con cordoni d'angolo

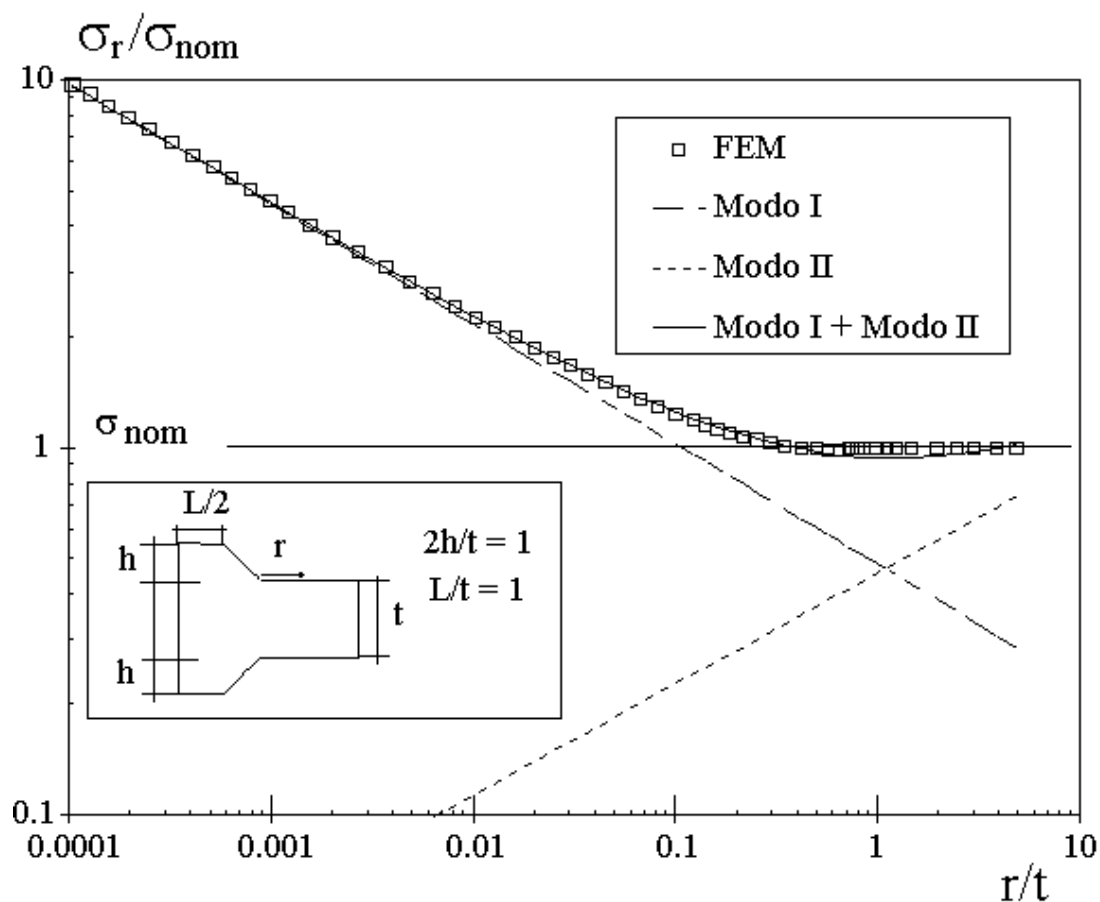


Figura 7: Contributi di modo I e modo II alla tensione radiale lungo il bordo libero.

L'andamento della tensione radiale è diagrammato in fig.7 per un particolare giunto: è evidente la perfetta corrispondenza tra risultati teorici e dati numerici, i primi ottenuti sommando il contributo di modo I con quello di modo II.

4. Utilizzo dei K_1 nelle previsioni di resistenza a fatica

Al fine di evidenziare l'utilità di un criterio di campo basato sui fattori di intensificazione delle tensioni, numerosi dati sperimentali tratti dalle referenze [5,6] e relativi al comportamento a fatica di giunti a croce sollecitati a trazione vengono riportati in figura 8 sia in termini di $\Delta\sigma$ che in termini di ΔK_1 . I dati originali, relativi a giunti realizzati con due diversi acciai da costruzione, erano stati ottenuti con un rapporto nominale di ciclo $R=0$.

Nonostante la grande variabilità delle geometrie, con spessore delle piastre principali variabili tra 13 e 100 mm e larghezze degli irrigidimenti tra 3 e 220 mm, la nuova banda di dispersione risulta assai ridotta, a testimonianza di come il fattore K_1 possa effettivamente quantificare l'effetto globale della geometria, spessore incluso, sul comportamento a fatica dei giunti.

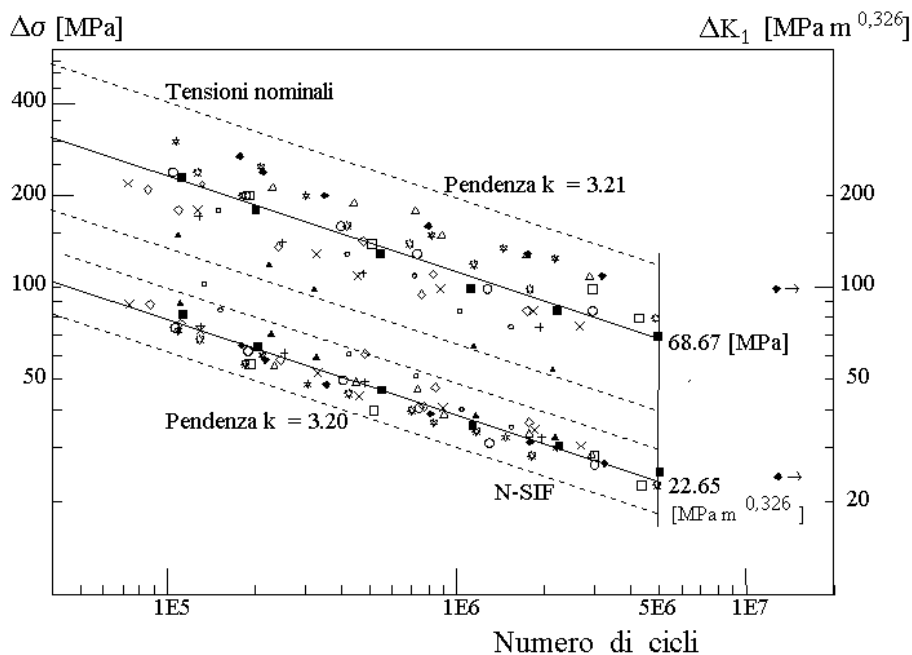


Figura 8: Resistenza a fatica di giunti a croce con cordoni d'angolo espressa sia in funzione delle tensioni nominali e dei fattori di intensificazione K_1 .

5. Conclusioni

E' possibile trarre le seguenti conclusioni:

- posto nullo il raggio di raccordo, in una zona adiacente alla singolarità geometrica le pendenze dei campi di tensione dipendono dal solo angolo di apertura dell'intaglio a V; la geometria complessiva del giunto fissa la posizione della curva;
- per ogni angolo θ diverso da zero, ossia per ogni direzione diversa da quella della bisettrice dell'angolo di apertura dell'intaglio, l'andamento delle componenti σ_θ , σ_r e $\tau_{r\theta}$ è somma dei contributi di modo I e II (la cui incidenza percentuale varia con θ) e non può pertanto mai essere a rigore rappresentato da una retta in un diagramma a scale doppie logaritmiche; l'apparente andamento rettilineo a cui si fa spesso riferimento in letteratura è pertanto solo la semplice conseguenza di un ridotto contributo dovuto al modo II (tale evento è frequente nei giunti reali);
- lo stato tensionale può essere adeguatamente rappresentato dai fattori K_1 e K_2 , esprimibili come prodotto di tre fattori: la tensione nominale, lo spessore delle piastre principali elevato alla potenza $1-\lambda_1$ o $1-\lambda_2$, un coefficiente adimensionale k_1 o k_2 . Questi ultimi sono stati diagrammati nel presente lavoro per oltre 80 geometrie di giunti saldati (testa a testa, con coprigiunti simmetrici, con irrigidimenti trasversali);
- la resistenza a fatica dei giunti, in presenza di sensibili variazioni geometriche, può essere convenientemente espressa in termini di variazione di K_1 , almeno per le geometrie considerate nel presente lavoro, per le quali il contributo di modo II non ha una influenza realmente significativa.

Bibliografia

1. Radaj D., *Int. J. Fatigue*, 18 (3) 153-170 (1996).
2. Niemi E. (ed.), IIS/IIW-1221-93. *Stress determination for fatigue analysis of welded components*, Abington Publishing, Abington, Cambridge, 1995.
3. Partanen T., Niemi E., *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, 19 (6) 709-722 (1996).
4. Fayard J.L., Bignonnet A., Dang Van K., *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, 19 (6) 723-729 (1996).
5. Maddox S.J., *The effect of plate thickness on the fatigue strength of fillet welded joints*, Abington Publishing, Abington, Cambridge, 1987.
6. Gurney T.R., *The fatigue strength of transverse fillet welded joints*. Abington Publishing, Abington, Cambridge,

1991.

7. Radaj D., *Design and analysis of fatigue resistant welded structures*, Abington Publishing, Cambridge, 1990.
8. Verreman Y., Nie B., *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.* 19 (6) 669-681 (1996).
9. Atzori B., *Meccanica della frattura o effetto di intaglio nella progettazione a fatica*, Atti XIII Convegno AIAS, Bergamo (1986).
10. Atzori B., Pappalettere C., *Proceedings (Suppl. Papers) Int. Conference on Fatigue of Engineering Materials and Structures*, Sheffield, 1-6 (1986).
11. Lazzarin P., Tovo R., *The notch stress intensity approach to the stress analysis of welds*, accettato per la pubblicazione su *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.* (1998).
12. Lazzarin P., Tovo R., *Int. J. Fract.*, 78 (1) 3-19 (1996).
13. Atzori B., Lazzarin P. e Tovo R., *Fatigue & Fract. Eng. Mat. & Struct.*, 20 (8) 1083-1092 (1997).
14. Gross R., Mendelson A., *Int. J. of Fracture Mech.*, 8 (3) 267-27 (1972).
15. Williams M. L., *J. of Applied Mech.*, 19, 526-528 (1952).
16. Chen D.H., *Int. J. Fract.*, 70, 81-97 (1995).

Atti del convegno

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

Versione HTML realizzata da

