

# RESISTENZA A FATICA DI GIUNZIONI SALDATE TUBOLARI SOLLECITATE A TORSIONE

*P. Livieri<sup>(1)</sup>, L. Susmel<sup>(2)</sup>, R. Tovo<sup>(1)</sup>*

<sup>1</sup>Dipartimento di Ingegneria, Università di Ferrara, Ferrara

<sup>2</sup>Department of Mechanical Engineering, Trinity College, Dublin, (Ireland)

E-mail: [plivieri@ing.unife.it](mailto:plivieri@ing.unife.it), [lsusmel@ing.unife.it](mailto:lsusmel@ing.unife.it), [rtovo@ing.unife.it](mailto:rtovo@ing.unife.it)

## SOMMARIO

In questo articolo si prendono in esame alcune serie di giunzioni saldate in acciaio sollecitate a carichi affaticanti di torsione. Tale torsione è indotta da un momento torcente applicato all'estremità di tubi in acciaio saldati con cordoni d'angolo a piastre piane di supporto. Per tali geometrie, la singolarità collegata alla torsione comporta un modo III di rottura al piede del cordone.

Sulla base dei risultati ottenuti, viene proposta una banda di dispersione in termini di Notch Stress intensity Factors (NSIF) di modo III. Il numero limitato di serie reperite in letteratura impone, a priori, l'adozione della dispersione tipica delle giunzioni saldate fornita dalle normative tecniche. I dati raccolti vanno a cadere all'interno di tale banda.

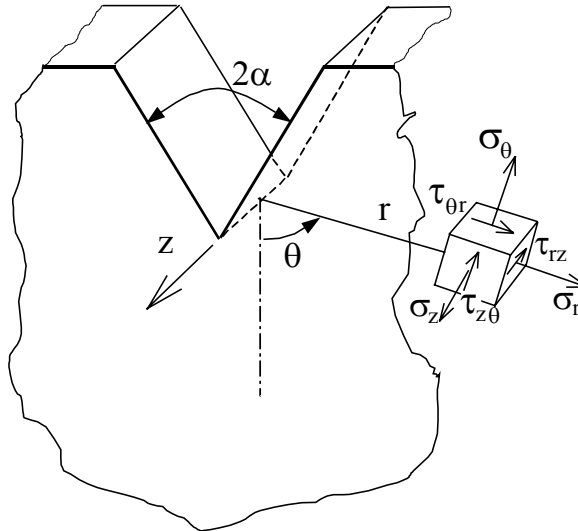
## 1. INTRODUZIONE

In letteratura, per la previsione della vita a fatica di giunzioni saldate ad arco, esistono diverse procedure [1] più o meno adatte ad assumere un carattere di generalità a scapito, in certi casi, di una rigorosa trattazione analitica [2,3].

L'approccio basato sui Notch Stress Intensity Factors (NSIF) per l'analisi del comportamento a fatica delle giunzioni saldate, oltre essere di tipo generale, è anche basato su una teoria chiara ed univoca [4, 5]. Il cordone di saldatura viene schematizzato come un intaglio a V assumendo, in favore di sicurezza, un raggio nullo di fondo intaglio (si veda la discussione nella ref. [6]). Dal punto di vista progettuale, le bande di dispersione per particolari piani saldati in acciaio o in alluminio caratterizzati da un angolo di apertura di 135° sono state già proposte nelle referenze [5 e 7]. Per tali tipologie di giunzioni, solamente la componente del campo di tensione legata a modo I era singolare, cosicché le altre componenti potevano essere trascurate.

La contemporanea presenza di modo I e modo II singolare è stata di recente considerata nelle referenze [8] con un approccio di tipo energetico. Giunti a sovrapposizione in alluminio si rompevano alla radice laddove vi era modo II non trascurabile rispetto a modo I. Tuttavia, le sollecitazioni di modo I e II erano in fase in quanto tali giunti venivano sollecitati da un solo carico esterno di trazione. Un ulteriore tentativo di considerare la contemporanea presenza di due singolarità è stato presentato nella referenza [9] utilizzando un approccio energetico. Ciò nonostante, rimane ancora aperto il problema della diversa pendenza delle curve di Woehler di modo I e di modo III.

L'obiettivo del presente lavoro è quello di fornire, sulla base dei primi dati raccolti in letteratura, una banda di dispersione relativa a saldature in acciaio a cordone d'angolo ( $2\alpha=135^\circ$ ) sollecitate a solo modo III. Il modo III è causato da un momento torcente applicato a tubi saldati su piastre di appoggio ortogonali all'asse del tubo.



**Figura 1:** Geometria di riferimento

## 2. L'APPROCCIO IN NSIF PER IL CALCOLO DELLA VITA A FATICA DI GIUNZIONI SALDATE

Nelle giunzioni saldate, il campo di tensione lineare elastico in prossimità del punto in cui nuclea la cricca per fatica, può essere analizzato con elevata precisione ed in modo univoco, per mezzo delle equazioni di Williams [10] nell'ipotesi di considerare nullo il raggio di raccordo  $\rho$  al piede del cordone o alla sua radice. Tuttavia, in caso di raggio di raccordo  $\rho \neq 0$  è ancora possibile descrivere con precisione le tensioni nell'intorno del piede del cordone, utilizzando le equazioni generalizzate riportate in [11]. In vantaggio di sicurezza, posto nullo il raggio di raccordo, ad una prefissata distanza  $r$  dall'apice dell'intaglio il valore delle tensioni è controllato dalla sola geometria e dal valore degli NSIF. Con riferimento alle equazioni di Williams nella formulazione proposta in [11] si ha:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_\theta \\ \sigma_r \\ \tau_{r\theta} \end{Bmatrix} = \frac{r^{\lambda_1-1} K_1^N}{\sqrt{2\pi}} \begin{Bmatrix} f_{\theta 1} \\ f_{r 1} \\ f_{r\theta 1} \end{Bmatrix} + \frac{r^{\lambda_2-1} K_2^N}{\sqrt{2\pi}} \begin{Bmatrix} f_{\theta 2} \\ f_{r 2} \\ f_{r\theta 2} \end{Bmatrix} \quad (1)$$

dove le funzioni armoniche  $f_{ij}$  dipendono dall'angolo di apertura [11],  $\lambda_i$  gli autovalori di Williams e i  $K_i^N$  rappresentano i NSIF della saldatura in esame. Per quanto riguarda modo III solamente le tensioni tangenziali attraverso lo spessore risultano diverse da zero e le funzioni armoniche  $f_{ij}$  assumono una forma estremamente semplificata riducendosi, come nel caso della cricca, ad un solo termine in seno o coseno. L'estensione dell'equazione (1) al modo III è stata riportata nella referenza [12] in cui il grado di singolarità ( $\lambda_3$ ) relativo a modo III è ascrivibile in modo esplicito all'angolo di apertura:

$$\begin{Bmatrix} \tau_{\vartheta z} \\ \tau_{rz} \end{Bmatrix} = \frac{r^{\lambda_3-1} K_3^N}{\sqrt{2\pi}} \begin{Bmatrix} \cos(\lambda_3 \vartheta) \\ \sin(\lambda_3 \vartheta) \end{Bmatrix} \quad (2)$$

con  $\lambda_3$  pari a

$$\lambda_3 = \frac{\pi}{2(\pi - \alpha)} \quad (3)$$

Assegnata la geometria della saldatura, rimangono perciò liberi solamente i valori numerici degli NSIF in quanto la forma del campo di tensione è data dalle precedenti equazioni (1) e (2). Gli NSIF possono essere determinati o tramite analisi FEM, o con espressioni analitiche che implicano la conoscenza dei fattori di forma  $k_i$  resi disponibili in letteratura per assegnate geometrie [5,8].

I parametri di campo lineari elastici  $K_i^N$  sono correlabili alla tensione nominale e ad una dimensione presa a riferimento con semplici relazioni analitiche del tipo:

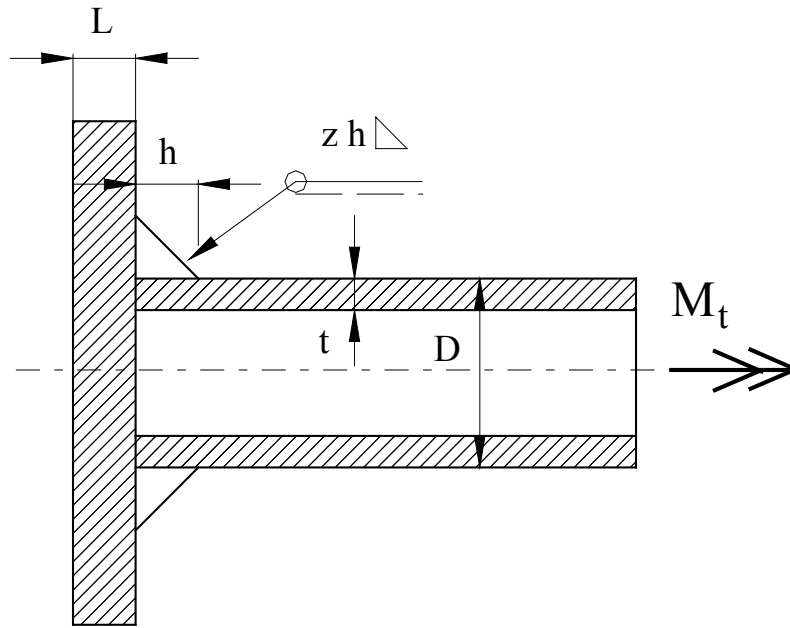
$$K_1^N = k_1 \sigma_n t^{1-\lambda_1} \quad K_2^N = k_2 \sigma_n t^{1-\lambda_2} \quad K_3^N = k_3 \sigma_n t^{1-\lambda_3} \quad (4)$$

dove  $\sigma_n$  è la tensione nominale,  $t$  lo spessore della giunzione, mentre  $k_1$ ,  $k_2$  e  $k_3$  sono i fattori di forma, funzione di alcuni rapporti adimensionali. Diagrammi di  $k_1$  e  $k_2$  relativi a giunti con irrigidimenti trasversali sono già stati riportati nella referenza [5] e [12] mentre per quanto riguarda il  $k_3$  di giunzioni tubolari sollecitate a torsione si rimanda alla referenza [12].

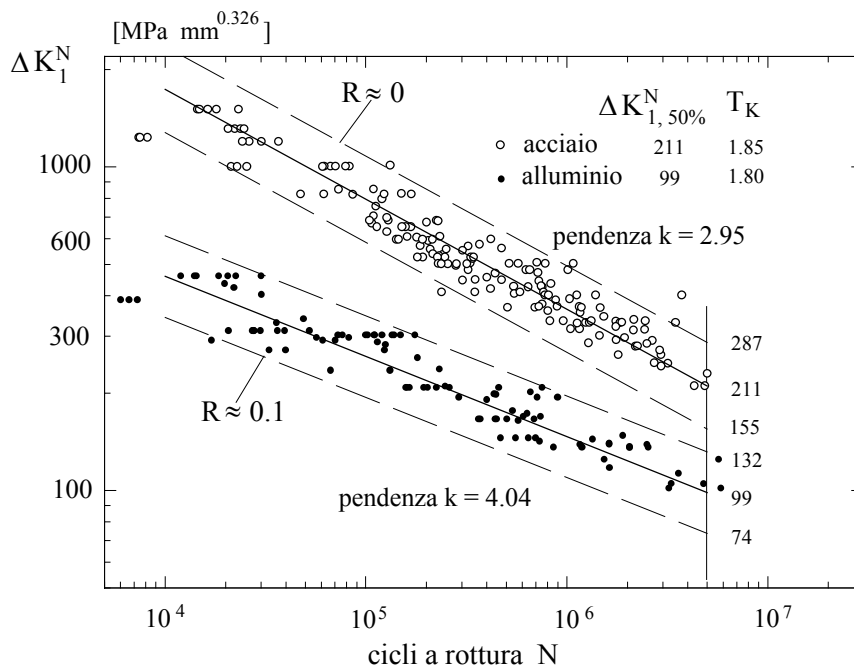
Espressioni di tipo polinomiale di validità generale possono essere formulate in funzione di soli due rapporti adimensionali  $x$  e  $y$ :

$$k_i = A_i + B_i e^{\alpha_i x} + C_i e^{\beta_i x + \gamma_i y} \quad (5)$$

I parametri numerici  $A_i$ ,  $B_i$ ,  $C_i$ ,  $\alpha_i$ ,  $\beta_i$  e  $\gamma_i$  possono essere calibrati, a fronte di adeguate indagini numeriche, utilizzando il metodo dei minimi quadrati. Nel caso della giunzione saldata sollecitata a torsione di figura 2 le grandezze adimensionali ritenute significative sono rispettivamente i rapporti  $h/D$  ( $x$ ) e  $L/D$  ( $y$ ).



**Figura 2:** Tubo sollecitato a torsione



**Figura 3:** Vita a fatica di giunzioni saldate in acciaio e in alluminio per angoli di apertura  $2\alpha$  di  $135^\circ$ ; bande di dispersioni relative al valore medio  $\pm 2$  deviazioni standard.

La figura 3 propone due bande di dispersione per la verifica o la progettazione di saldature a cordone d'angolo in acciaio o in alluminio [7]. Le bande sono state ottenute principalmente per saldature a croce con angolo di apertura  $2\alpha=135^\circ$  a cordone portante o non-portante. Lo spessore del piatto principale variava da 6 a 100 mm per i giunti in acciaio e da 3 a 24 mm per quelli in lega leggera. Questa estesa variabilità delle dimensioni dei giunti ha portato ad una

stabilità della dispersione delle due bande. Infatti, ulteriori dati sperimentali analizzati di recente in [8] hanno confermato le bande di figura 3.

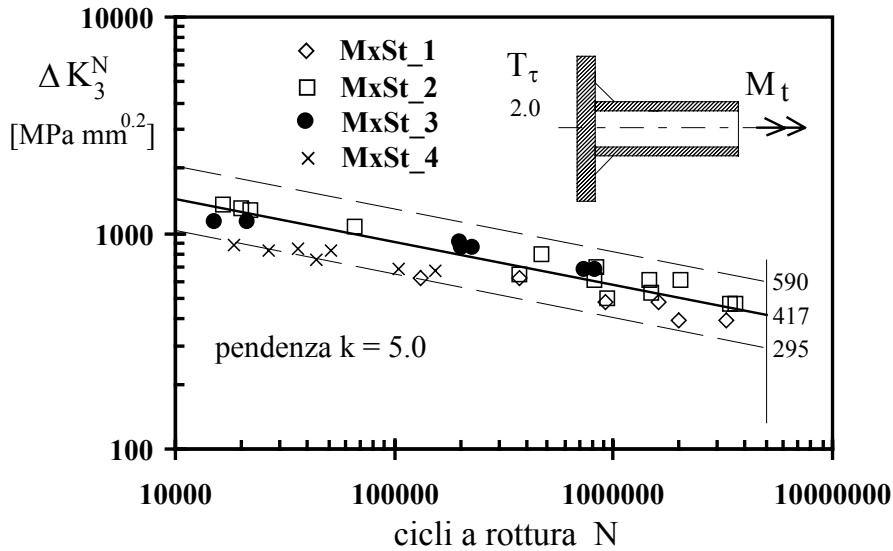
### 3. L'APPROCCIO IN NSIF PER IL MODO III

Per ottenere una geometria in cui si abbia la sola singolarità a taglio si ricorre di solito a prove di torsione. Sollecitando con un momento torcente variabile nel tempo un tubo saldato ortogonalmente ad una piastra di supporto, si impone al piede del cordone la sola variazione di  $\Delta K_3^N$ . In letteratura il modo III non è ancora stato studiato in modo così approfondito come nel caso di modo I, perciò è normale aspettarsi un limitato numero di dati sperimentali disponibili. Infatti, in questa sede si proporrà una curva di fatica per modo III derivante dall'analisi di sole 6 serie di dati sperimentali, riportate in tabella 1, di cui 4 hanno subito, dopo saldatura, un processo termico di distensione (le curve di figura 3 sono state tracciate con circa 40 serie [7] le quali non avevano subito un trattamento termico di distensione).

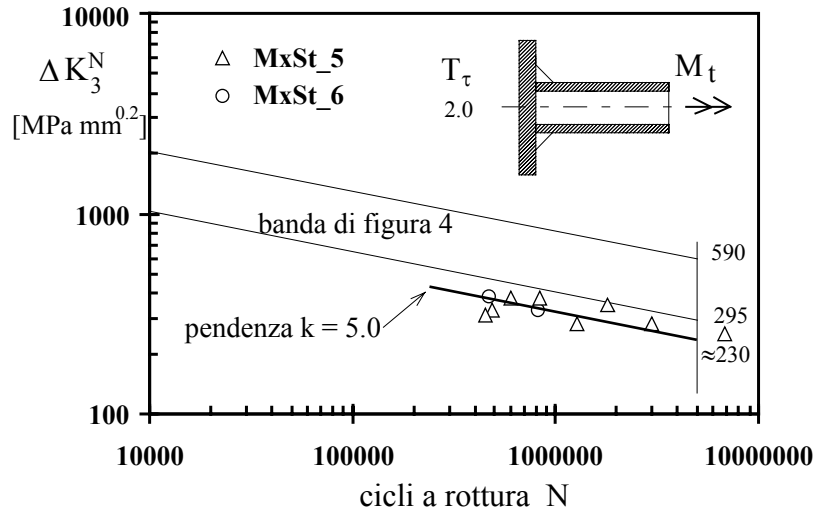
Il rapporto di ciclo  $R$  varia fra 0 e  $-1$ . In questa prima fase non si è distinto il comportamento a fatica in funzione di  $R$  essenzialmente per due motivi: il primo è il numero limitato di punti considerato, il secondo è che per modo III la tensione media sembra non influire la resistenza a fatica anche in presenza di rapporti  $R$  negativi [18].

La pendenza delle singole serie oscilla fra 3.7 e 7.4 mentre la dispersione  $T_\tau$ , calcolata fra il valore al 90% e quello al 10 % di probabilità di rottura, varia fra il 1.3 e 2.2. Si ricorda che in termini di singole serie, la banda di dispersione unificata di Haibach propone 1.5 [1]. Elaborando le prime 4 serie di tabella 1, si ottiene una pendenza di 4.7 molto prossima al valore di 5 proposto dalle normative tecniche nel caso di saldature sollecitate a taglio [13]. La banda di figura 4 in  $\Delta K_3^N$  è stata tracciata imponendo una pendenza pari a 5 e una dispersione in termini di  $T_\tau$  pari a 2 in conformità con le normative. In figura 5 è posta a confronto la banda in  $\Delta K_3^N$  con le relative variazioni dell'NSIF delle rimanenti serie che non hanno subito il trattamento termico di distensione (serie 5 e 6). Come normale attendersi, la vita a fatica diminuisce sensibilmente portandosi addirittura al di fuori della banda proposta e ad un valore medio a  $5 \cdot 10^6$  cicli ampiamente al di sotto dei  $417 \text{ MPa mm}^{0.2}$  di figura 4 con una riduzione di circa il 50%. Inoltre, in figura 5 è riportata la curva di Woehler con pendenza 5 passante per i punti sperimentali delle serie che non hanno subito il trattamento di distensione.

Si fa osservare che le grandezze geometriche riportate in tabella 1 non sono fortemente variabili, cosicché, da un lato il valore del fattore di forma  $k_3$  è all'incirca costante e dall'altro analoghi risultati si potevano ottenere elaborando le serie in termini di tensione nominale (si ricorda che le bande di figura 3 erano state tracciate con parecchie serie che presentavano significative differenze geometriche [7], mentre nella referenza [5] appariva netto l'incremento della precisione di calcolo nel prevedere la resistenza a fatica in termini di NSIF rispetto alla tensione nominale).



**Figura 4:** Vita a fatica di giunzioni saldate in acciaio per angoli di apertura  $2\alpha$  di  $135^\circ$  sollecitate a torsione dopo trattamento termico di distensione



**Figura 5:** Vita a fatica di giunzioni saldate in acciaio per angoli di apertura  $2\alpha$  di  $135^\circ$  sollecitate a torsione senza trattamento termico di distensione

**Tabella 1:** Materiale e caratteristiche geometriche delle serie analizzate

Serie	Materiale	Ref.	t [mm]	D [mm]	h [mm]	L [mm]
MxSt_01	A519-A36*	[14]	9.525	50.8	8	9.525
MxSt_02	StE460*	[15, 16]	10	88.9	9	25
MxSt_03	StE460*	[17]	8	84.9	10	25
MxSt_04	StE460*	[18]	7.7	84.3	9 <sup>a</sup>	22 <sup>a</sup>
MxSt_05	BS4360:50E	[19]	3.2	48.6	7	12
MxSt_06	A519	[20]	7.95	47.6	7.95	7.95

\* trattamento termico di distensione dopo saldatura

<sup>a</sup> dedotta dalla figura

**Tabella 2:** Caratteristiche di sollecitazione nelle prove di fatica (il valore dell'ampiezza di sollecitazione nominale  $\tau_{a,50\%}$  è stato ottenuto imponendo la pendenza pari a 5)

Serie	R	$k_3$	$T_{\tau 10-90\%}$	$\tau_{a,50\%}$ $5 \cdot 10^6$ [MPa]	$\Delta K_{III,50\%}^N$ $5 \cdot 10^6$ [MPa m <sup>0.2</sup> ]
MxSt_01	-1,0	1.81	1.61	61.4	348
MxSt_02	-1	1.87	1.53	74.2	440
MxSt_03	-1	1.88	1.29	76.6	437
MxSt_04	-1,0	1.88	1.30	54.5	308
MxSt_05	-1	1.90	2.17	41.5	199
MxSt_06	-1	1.82	-	42.5	235

#### 4. CONCLUSIONI

Nel presente lavoro, l'analisi di un numero limitato di serie sperimentali reperite in letteratura e relative a prove di fatica di giunzioni saldate di tubolari sollecitati a torsione, ha conseguito alle seguenti considerazioni:

- La pendenza della curva in termini di variazione del Notch Stress Intensity Factor (NSIF) di modo III  $\Delta K_3^N$  con angolo di apertura di 135°, è prossima a 5 con un valore medio a  $5 \cdot 10^6$  di 417 MPa mm<sup>0.2</sup>. Tali valori sono relativi a giunzioni che hanno subito un processo termico di distensione dopo saldatura.
- I dati sperimentali raccolti cadono all'interno di una banda avente lo stesso grado di dispersione statistico assunto dalle vigenti normative tecniche in termini di tensione nominale.
- L'effetto della distensione dopo saldatura comporta un apprezzabile aumento della resistenza a fatica in termini di NSIF.
- Allo scopo di confermare la validità della banda di dispersione si rendono necessarie ulteriori prove sperimentali relative a geometrie che abbiano una apprezzabile variabilità dimensionale.

#### Bibliografia

- 
- [1] Radaj, D., Sonsino, C.M. (1998). Fatigue assessment of welded joints by local approaches, Abington Publishing, Abington, Cambridge.
- [2] Atzori B., Lazzarin P., Tovo R. (2004): Comportamento a fatica delle strutture saldate nelle costruzioni navali", Rivista italiana della Saldatura, 1, 49-56
- [3] Hobbacher, A., Recommendation on fatigue of welded components, IIW Document XIII-1539-95/ XV-845-95, 1995

- 
- [4] Verreman, Y., Nie, B. (1996). Early development of fatigue cracking at manual fillet welds, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* **19**, 669-681.
- [5] Lazzarin, P., Tovo, R. (1998). A Notch Intensity Approach to the Stress Analysis of Welds. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* **21**, 1089-1104
- [6] Lazzarin, P., Lassen, T., Livieri, P. (2003). A Notch Stress Intensity approach applied to fatigue life predictions of welded joints with different local toe geometry, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* **26**, 49-58.
- [7] Lazzarin, P., Livieri, P. (2001). Notch Stress Intensity Factors and fatigue strength of aluminium and steel welded joints. *International Journal of Fatigue* **23**, 225-232
- [8] Livieri P., Lazzarin P.: (2005). Fatigue strength of steel and aluminium welded joints based on generalised stress intensity factors and local strain energy values. *International Journal of Fracture*, in stampa.
- [9] Lazzarin P., Sonsino, C.M., Zambardi R. (2004). A Notch Stress Intensity approach to predict the fatigue behaviour of T butt welds between tube and flange when subjected to in-phase bending and torsion loading, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* **27**, 127-141
- [10] Williams, M.L. (1952). Stress singularities resulting from various boundary conditions in angular corners of plates in extension. *Journal of Applied Mechanics* **19**, 526-528.
- [11] Lazzarin P., Tovo R. (1996). A unified approach to the evaluation of linear elastic fields in the neighbourhood of cracks and notches. *International Journal of Fracture* **78**, 3-19
- [12] Tovo R., Susmel L. (2001) Lo stato tensionale lineare elastico in intagli aperti soggetti a sollecitazioni anti-planari, *Atti di XXX Convegno AIAS, Alghero settembre 2001*
- [13] CNR-UNI 10011 (1988). Costruzioni di acciaio. Istruzioni per il calcolo, l'esecuzione, il collaudo e la manutenzione.
- [14] Siljander A., Kurath P., Lawrence F. V., (1992). Non-Proportional fatigue of welded structures. In: *Advances in Fatigue Lifetime Predictive Techniques*, ASTM STP 1122 (Edited by M. R. Mitchell and R. Landgraf), ASTM, Philadelphia, 319-338.
- [15] Sonsino C. M., Kueppers M. (2001). Multiaxial fatigue of welded joints under constant and variable amplitude loadings. *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, **24**, pp. 309-327.
- [16] Sonsino C. M. (1995). Multiaxial fatigue of welded joints under in-phase and out-of-phase local strains and stresses. *Int. J. Fatigue*, **17** 1, pp. 55-70.
- [17] Yousefi F., Witt M., Zenner H. (2001). Fatigue strength of welded joints under multiaxial loading: experiments and calculation. *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, **24**, 339-355.
- [18] Amstutz H., Storz K., Seeger T. (2001). Fatigue crack growth of a welded tube-flange connection under bending and torsional loading. *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, **24**, 357-368.
- [19] Razmjoo G. R. (1996). Fatigue of load-carrying fillet welded joints under multiaxial loadings. TWI, Abington Cambridge, TWI REF. 7309.02/96/909.
- [20] Young J. Y., Lawrence F. V. (1986). Predicting the fatigue life of welds under combined bending and torsion. Report No. 125, UIL-ENG 86-3602, University of Illinois at Urbana - Champaign.