



## Numerical-experimental analysis for residual stress determination in a welded joint

### Analisi numerico-sperimentale per la determinazione delle tensioni residue in un giunto saldato

G. Marannano, S. Allenza, A. Pasta, L. Fratini

*Dipartimento di Ingegneria Chimica, Gestionale, Informatica e Meccanica, Università degli Studi di Palermo, Viale delle Scienze, 90128 Palermo*

---

**ABSTRACT.** The life of a mechanical component depends on the interaction between mechanical characteristics of the material of which it is made and to the stresses to which it is subjected.

In order to determine the total stress acting in a mechanical component, in addition to the stresses caused by external loads imposed during the use, it is necessary to know the residual stress field resulting from manufacturing process and often associated with non-uniform plastic deformation.

Typically, the residual stresses are not uniform throughout the deformed metallic material: these are detrimental because, very commonly, they reduce the elastic limit of the material and cause the tendency of the component to deform during subsequent processing.

The particularly insidious aspect of residual stress is that its presence generally goes unrecognized until after malfunction or failure occurs.

However, even if tensile residual stress fields reduce the mechanical performance of the material by causing the onset of brittle fracture and wear phenomena, the compressive residual stresses generally have a beneficial effect and cause a delay of the onset and the subsequent propagation of the fatigue crack.

Experimental methods for measurement of residual stress in a mechanical component are very different, and each of them is based on a different physical principle.

Among them, the cut-compliance (CC) is a technique introduced by W. Cheng and I. Finnie [1, 2] (and independently from T. Fett [3] and K. J. Kang [4]) and recently it was developed by H. J. Schindler [5, 6].

The basic idea is related to create, progressively, a size increment of a small notch in order to relieve the residual stresses.

From the variation of the deformation values caused by notch growth, it is possible to calculate the residual stress distribution.

The potential of this technique have been described extensively by several authors. Prime et al. [7] have evaluated the residual stresses in aluminum alloy sheets; Pasta et al. [8] have employed the CC technique to determine the stress intensity factor and to study its influence on the fatigue crack propagation in Ti-6-4 joints machined by friction stir welding (FSW); Dalle Donne et al. [9] have used the CC technique in order to determine the residual stress field in a compact tension specimen made by FSW, obtaining good correspondence between the experimental results and literature data; Fratini et al. [10, 11] determine the residual stress field in FSW welded joints on complex geometry components.

The accuracy of the results obtained in several applications has amply demonstrated the simplicity and effectiveness of the cut-compliance technique. The only factor that limit the field of application of this technique is related to determine the weight functions  $b(x, a)$  and the influence function  $Z(a)$  on the considered component.

For simple geometry components, analytical expressions of these functions can be easily found in the literature [5, 12-15], while for components of complex geometry must be properly determined.

In the paper, a numerical and experimental study for the determination of residual stresses in a welded joint is carried out. The specimen is made by welding together an Al 6082-T6 aluminum alloy plate and a profiled sheet with complex section.



In particular, the experimental study allows to determine the trend of residual stresses in the longitudinal direction, in the middle section perpendicular to the weld line.

**SOMMARIO.** La durata di un componente dipende dall'interazione tra le caratteristiche meccaniche del materiale con cui è costruito e gli sforzi a cui esso è sottoposto.

Per la determinazione dello stato tensionale agente, oltre agli sforzi dovuti ai carichi imposti durante l'esercizio, è necessario conoscere accuratamente gli stati tensionali residui derivanti dal processo di produzione.

Generalmente, le tensioni residue sono indesiderate poiché possono essere di entità elevata e tale da ridurre la resistenza complessiva del componente meccanico. Un aspetto particolarmente insidioso delle tensioni residue è che la loro presenza viene generalmente riconosciuta solo dopo il verificarsi di un malfunzionamento o di un guasto.

Tuttavia, anche se campi tensionali residui di trazione riducono le prestazioni meccaniche del materiale favorendo l'insorgenza di fratture fragili, le tensioni residue di compressione hanno in genere un effetto benefico in quanto ritardano l'innescare e la propagazione delle cricche di fatica.

I metodi sperimentali che permettono di determinare l'andamento del campo tensionale residuo in un componente meccanico sono molteplici, e ciascuno di essi si basa su un differente principio fisico. Tra questi, la cut-compliance technique (CC-method) è una tecnica introdotta da *W. Cheng* e *I. Finnie* [1, 2], ed indipendentemente da *T. Fett* [3] e *K. J. Kang* [4], recentemente sviluppata da *H. J. Schindler* [5, 6]. L'idea di base è quella di rilassare le tensioni residue introducendo progressivamente un intaglio di piccolo spessore nel componente considerato. Dalla variazione dei valori di deformazione dovuta all'avanzamento del difetto è possibile calcolare la distribuzione delle tensioni residue.

Le potenzialità di questa tecnica sono state ampiamente descritte da diversi autori. *Prime et al.* [7] hanno valutato le tensioni residue in laminati d'alluminio. *Pasta et al.* [8] hanno impiegato la tecnica CC-method per determinare l'andamento del fattore di intensificazione delle tensioni e studiarne l'influenza sulla propagazione di cricche di fatica in giunti Ti-6-4 realizzati mediante Friction Stir Welding (FSW). *Dalle Donne et al.* [9] hanno utilizzato la tecnica CC-method per la determinazione delle tensioni residue in provini compact tension realizzati mediante FSW, ottenendo buone corrispondenze fra i risultati sperimentali e i dati di letteratura. *Fratini et al.* [10, 11] hanno determinato il campo di tensioni residue in giunti in componenti di geometria complessa realizzati sempre mediante FSW.

L'accuratezza dei risultati ottenuti nelle numerose applicazioni ha ampiamente dimostrato la semplicità e l'efficacia della cut-compliance technique. L'unico fattore che limita il campo di applicazione di questa tecnica è la necessità di conoscere le funzioni peso  $h(x,a)$  e la funzione di influenza  $Z(a)$  del componente in esame. Per componenti di geometria semplice, espressioni analitiche di tali funzioni possono essere facilmente reperite in letteratura [5, 12-15], mentre per componenti di geometria complessa devono essere appositamente determinate.

Nel lavoro è stato effettuato uno studio numerico-sperimentale per la determinazione delle tensioni residue in profilati in lega di alluminio Al 6082-T6 saldati di testa mediante FSW. In particolare lo studio sperimentale ha permesso di ricostruire l'andamento delle tensioni residue in direzione longitudinale, nella sezione di mezzzeria perpendicolare al cordone di saldatura. Il lavoro è finalizzato alla determinazione dell'influenza dell'irrigidimento presente sul profilato sull'andamento delle tensioni residue.

A tal fine sono stati sviluppati e validati modelli FEM che consentono la determinazione del fattore di intensificazione delle tensioni  $K(a)$  mediante la *Virtual Crack Closure Technique (VCCT)* [16-19], delle funzioni peso  $h(x,a)$  e della funzione di influenza  $Z(a)$ . I modelli FEM sono stati implementati in un algoritmo che consente di ottenere, a partire da una misurazione estensimetrica, l'andamento delle tensioni residue in una assegnata sezione del componente in esame.

**KEYWORDS.** Cut-Compliance Technique; Friction Stir Welding; Residual stress; Virtual Crack Closure Technique; Aluminum alloy; FEM analysis.

## INTRODUZIONE ALLA CUT-COMPLIANCE TECHNIQUE

Con le moderne tecniche di analisi e di calcolo è spesso possibile stimare le sollecitazioni cui un componente è sottoposto in esercizio. Tali tecniche non sono a volte sufficienti per una previsione affidabile della vita dei componenti meccanici. Infatti, in molti casi in cui si è verificato un guasto inatteso, la durata del componente è stata notevolmente condizionata dalla presenza delle tensioni residue che, combinandosi con i carichi di esercizio, possono ridurre sensibilmente la durata del componente.

Nel lavoro, per la misura delle tensioni residue indotte dal processo di saldatura FSW di giunti in lega di alluminio, è stata ampiamente utilizzato il metodo del cut-compliance [1]. Questa tecnica sperimentale di tipo distruttivo è molto impiegata nelle saldature FSW poiché di semplice utilizzo, sensibile ed accurata [2-4].

L'idea che sta alla base del metodo è quella di rilassare le tensioni residue mediante un taglio che progressivamente viene realizzato nel provino in studio. Dalla misura delle deformazioni dovute al taglio, è possibile calcolare la distribuzione delle tensioni residue presenti.

In generale, il taglio può essere considerato come una cricca perfetta se di dimensioni relativamente piccole, così le equazioni di base della MFLE sono ancora valide e possono servire per valutare la relazione matematica tra tensioni residue e deformazione  $\epsilon_M$  nel punto di misura M (Fig. 1)

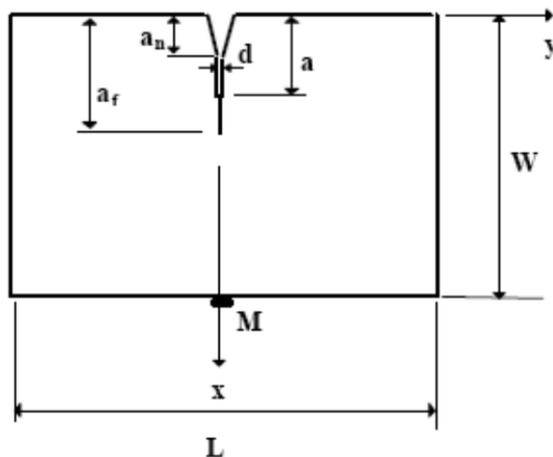


Figura 1: Caso generale di una piastra rettangolare in cui è introdotta un taglio di lunghezza  $a$ .

Figure 1: A cut of length  $a$  introduced in a rectangular plate.

Il fattore di intensificazione delle tensioni (SIF) di modo I all'apice del taglio dovuto alle tensioni residue può essere determinato dall'Eq. 1 [2]:

$$K_{I_{res}}(a) = \frac{E'}{Z(a)} \frac{d\epsilon_m}{da} \quad (1)$$

Dove  $E'$  è il modulo di elasticità ( $E'=E$  per stato piano di tensione e  $E'=E/(1-\nu^2)$  per stato piano di deformazione) e  $Z(a)$  è la funzione di influenza che dipende univocamente dalla geometria del provino, dal piano di taglio e dalla posizione dell'estensimetro adottato, ma non dalla distribuzione delle tensioni residue. Se ne deduce che per elementi di geometria complessa la funzione di influenza  $Z(a)$  potrebbe essere ricavata da analisi agli elementi finiti.

Per valutare il fattore di intensificazione delle tensioni  $K_{I_{res}}$  (Eq. 1), la deformazione  $\epsilon_M$  deve essere registrata durante la prova a intervalli di taglio crescenti. In linea di principio il punto M di misura è arbitrario ma è consigliata la posizione che ne determina la maggiore sensibilità: di solito la posizione più indicata è quella posizionata sull'intersezione del piano della fessura con la superficie posteriore del provino, come indicato in Fig. 1.

La larghezza dell'intaglio  $d$  deve essere la più piccola possibile in modo da simulare la propagazione di una cricca di fatica. L'effetto di smussamento all'apice del taglio può essere trascurato per  $d \ll (W-a)$ . Si può dimostrare che l'energia rilasciata per una cricca con larghezza infinitesima è paragonabile a quella di un intaglio di larghezza finita.

Ottenuto il valore di  $K_{I_{res}}(a)$  per ogni valore di lunghezza di cricca  $a$ , è possibile calcolare la distribuzione delle tensioni residue normali  $\sigma_{rs}(x)$  dall'inversione della relazione generale (Eq. 2):

$$K_{I_{res}}(a) = \int_0^a b(x,a) \cdot \sigma_{rs}(x) \cdot dx \quad (2)$$

Dove  $b(x,a)$  rappresentano le funzioni peso introdotte da Buckner [6]. In generale, le formulazioni delle funzioni di peso possono essere reperite nei manuali di meccanica della frattura. Tuttavia a causa della particolare forma della giunzione in esame, dovuta alla presenza dell'irrigidimento, la funzione peso  $b(x,a)$  non è nota ma può essere valutata mediante analisi agli elementi finiti.



## ANALISI NUMERICHE

Per la determinazione delle tensioni residue mediante CC-method su provini di geometria complessa è necessario determinare preventivamente la funzione di influenza  $Z(a)$  e le funzioni peso  $h(x,a)$  mediante procedure numeriche di calcolo agli elementi finiti (software ANSYS APDL).

Nelle analisi numeriche, allo scopo di semplificare il modello, è stata trascurata la sola impronta che l'utensile produce sul pezzo durante il processo di FSW.

In Fig. 2 è mostrata la geometria e le caratteristiche dimensionali del primo provino senza irrigidimento, realizzato dall'unione di due piastre rettangolari di tre millimetri di spessore.

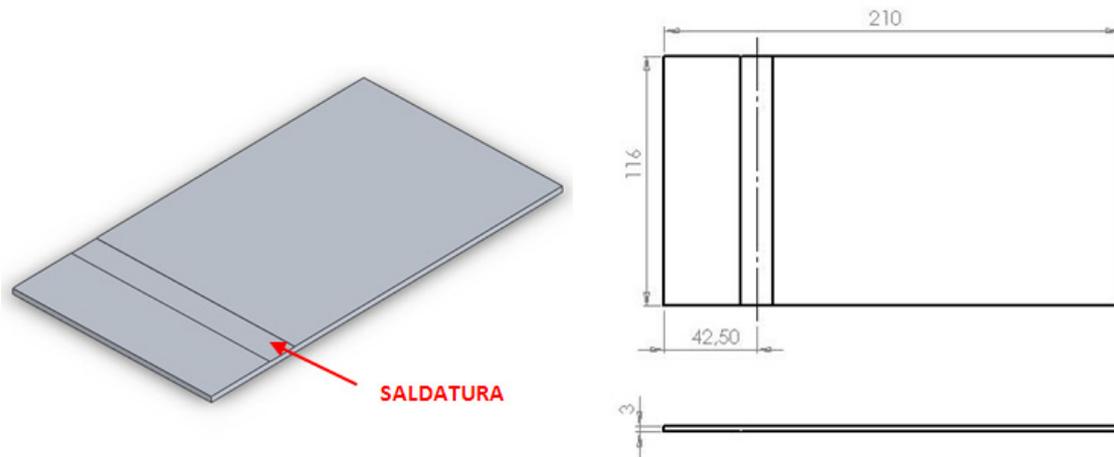


Figura 2: Caratteristiche geometriche del provino senza irrigidimento.

Figure 2: Dimensions of the specimen without stiffener.

Il provino in Fig. 3 è realizzato dall'unione di una piastra rettangolare ed un estruso che presenta un irrigidimento a forma di "L":

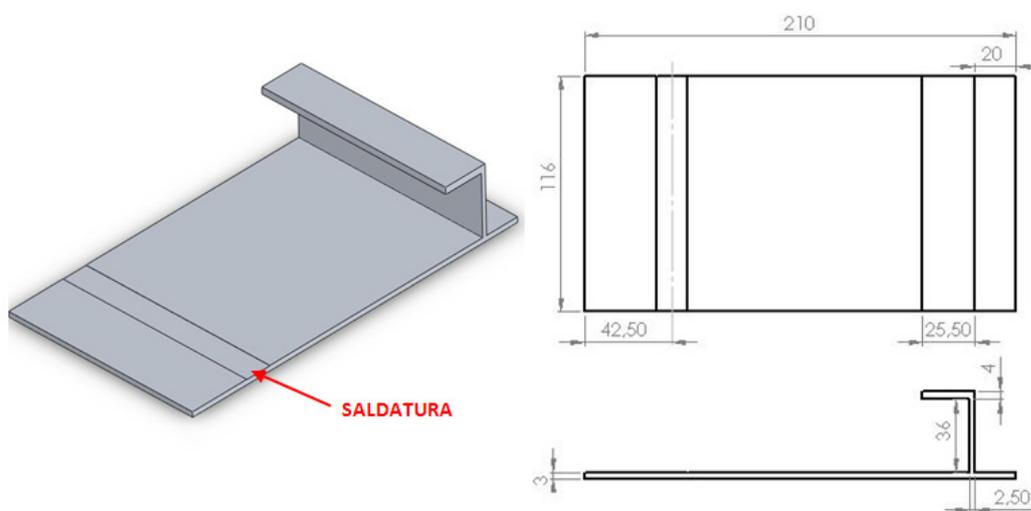


Figura 3: Caratteristiche geometriche del provino con irrigidimento.

Figure 3: Dimensions of the specimen with stiffener.

Per la discretizzazione sono stati utilizzati elementi solidi a otto nodi (*solid185*) che, privi di nodi intermedi, agevolano la simulazione dell'avanzamento della cricca in modo cinematicamente compatibile.

La discretizzazione definitiva (Fig. 4) rappresenta il miglior compromesso fra accuratezza dei risultati e carico computazionale richiesto. Il modello è stato completamente parametrizzato allo scopo di consentire una rapida e flessibile ridefinizione dimensionale di ogni singola parte dello stesso.

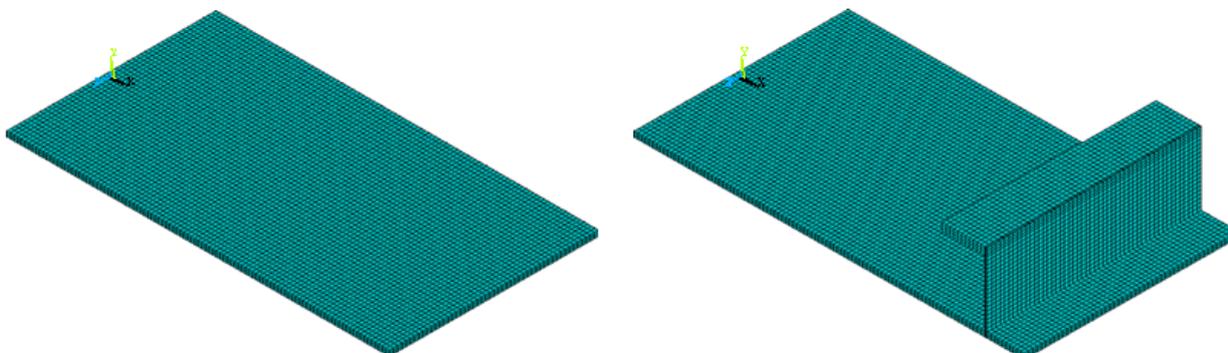


Figura 4: Modelli parametrici dei provini con e senza irrigidimento  
Figure 4: Parametric models of specimens with and without stiffener.

Il difetto, che si propaga lungo il piano di simmetria longitudinale, è stato modellato come una discontinuità fra due superfici. Il modello FEM è stato realizzato tramite due parti separate, indipendentemente discretizzate, ma caratterizzate dall'aver righe di nodi sovrapposte (di identiche coordinate) lungo la superficie di avanzamento del taglio (Fig. 5). Allo scopo di rendere il modello congruente, appropriati vincoli di legame (*constraint equation*) sono utilizzati per collegare gli spostamenti tra i nodi delle due parti sovrapposte. E' pertanto possibile simulare la propagazione del difetto semplicemente eliminando le equazioni di vincolo sui nodi sovrapposti.

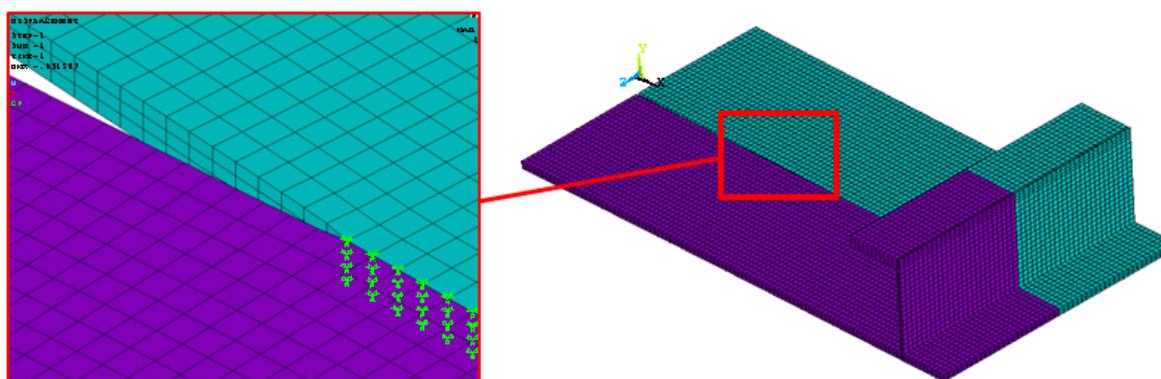


Figura 5: Particolare della modellazione della cricca.  
Figure 5: Detail of mesh near the crack tip.

## DETERMINAZIONE DELLA FUNZIONE DI INFLUENZA $Z(a)$

La funzione di influenza  $Z(a)$  si ottiene dall'Eq. 1 calcolando numericamente  $K_I(a)$  noti i corrispondenti incrementi di deformazione  $\Delta\varepsilon_M$  valutati nel punto  $M$  determinati dall'avanzamento del difetto di  $\Delta a$ .  
A tale scopo, il modello numerico del provino è caricato da due forze unitarie  $F$ , come mostrato schematicamente in Fig. 6.

A partire da una cricca di dimensione nulla, la routine in ambiente ANSYS APDL consente l'avanzamento automatico del difetto della dimensione di un elemento, fino al raggiungimento della mezzeria del provino.

Ad ogni step di avanzamento, la routine determina il valore di deformazione  $\varepsilon_M$  e il valore del tasso di rilascio di energia  $G_I$  tramite l'applicazione diretta della *Virtual Crack Closure Technique* (VCCT). Dalla relazione tra  $G_I$  e  $K_I$  è possibile ricavare il valore del coefficiente di intensificazione delle tensioni.



Nella Fig. 7 sono riportati i grafici della funzione  $Z(a)$  relativi alle due geometrie prese in esame, per un intaglio di lunghezza complessiva pari a 100 mm.

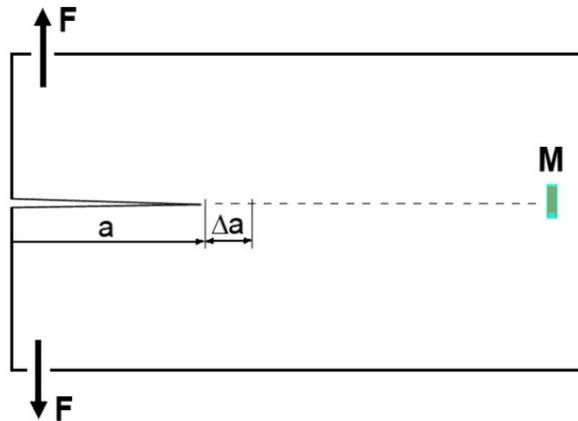


Figura 6: Schema di carico del modello per la valutazione di  $Z(a)$ .

Figure 6: Loading scheme for the evaluation of  $Z(a)$ .

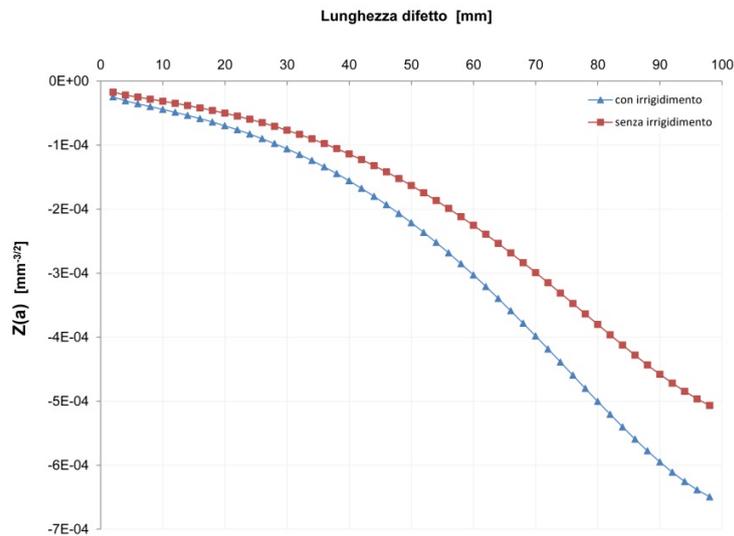


Figura 7: Diagrammi della funzione di influenza per un intaglio 100 mm.

Figure 7: Trends of the influence function relative to a crack length of 100mm.

## DETERMINAZIONE DELLE FUNZIONI PESO $h(x,a)$

Le funzioni peso  $h(x,a)$  rappresenta il fattore di intensificazione delle tensioni all'apice del difetto (di dimensione  $a$ ) ottenuto mediante applicazione diretta di forze unitarie sulla superficie del difetto stesso ad una generica distanza  $x$ , così come mostrato in Fig. 8.

Per una prefissata dimensione del difetto, la routine ANSYS APDL consente l'applicazione del carico unitario sulla fila di nodi posti a distanza  $x$  dall'origine e il calcolo del SIF tramite la tecnica VCCT. La routine salva i risultati in una matrice triangolare di dimensione pari al numero totale di avanzamenti  $\Delta a$  imposti.

Nelle Fig. 9 è riportato il grafico della funzione  $h(x,a)$ , relativo alla geometria con irrigidimento, per un intaglio di lunghezza pari a 100 mm.

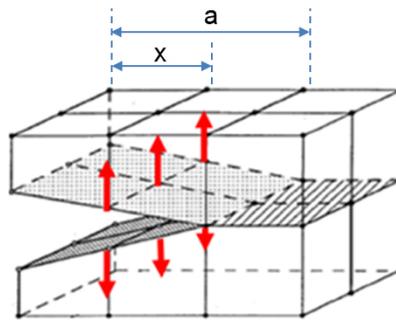


Figura 8: Schema di carico per la determinazione di  $h(x,a)$ .

Figure 8: Loading scheme for  $h(x,a)$  determination.

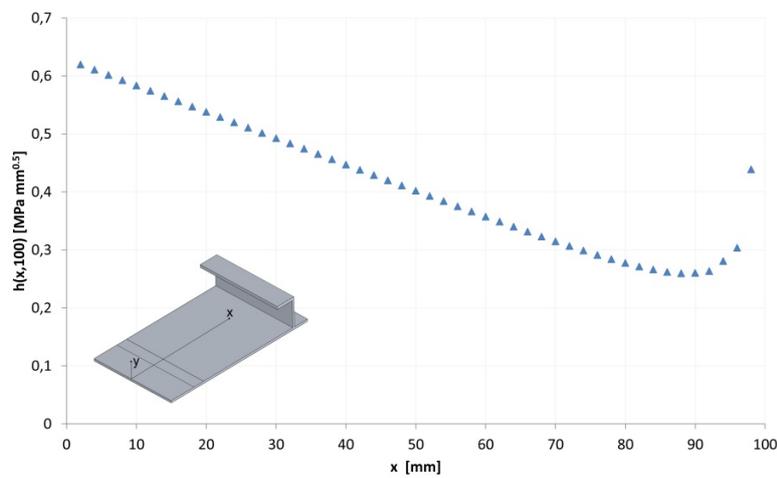


Figura 9: Grafico della funzione  $h(x,a)$  per  $a=100$  e  $0 < x < 100$ .

Figure 9: Trend of  $h(x,a)$  for  $a=100$  and  $0 < x < 100$ .

L'accuratezza dei modelli FEM è stata verificata applicando l'algoritmo di calcolo a modelli di semplice geometria. I risultati, in termini di  $K_I(a)$  e  $Z(a)$ , sono stati confrontati con gli andamenti teorici. Il modello FEM utilizzato per il calcolo di  $K_I(a)$  è stato validato usando la relazione descritta nell'Eq. 3 e riferita alla geometria riportata in Fig. 10(a).

$$K_I(a) = \sigma Y \sqrt{\pi a} \quad (3)$$

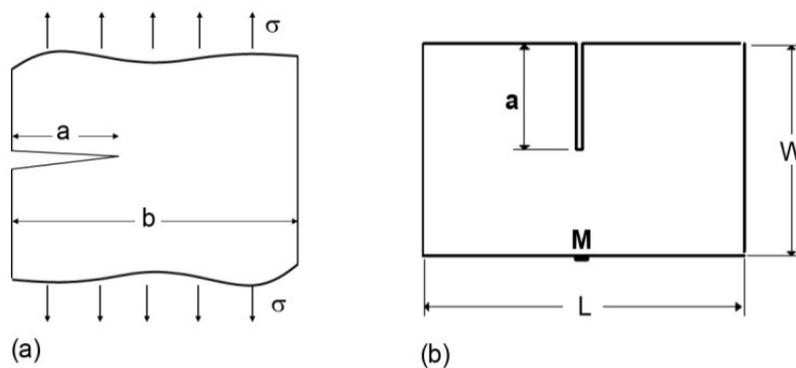


Figura 10: Geometrie di riferimento per il calcolo di  $K_I(a)$  e  $Z(a)$ .

Figure 10: Reference geometry for the calculation of  $K_I(a)$  and  $Z(a)$ .



Dove:

$$Y = 1.12 - 0.231\left(\frac{a}{b}\right) + 10.55\left(\frac{a}{b}\right)^2 - 21.72\left(\frac{a}{b}\right)^3 + 30.39\left(\frac{a}{b}\right)^4 \quad (4)$$

Il modello FEM utilizzato per il calcolo di  $Z(a)$  è stato invece validato utilizzando l'Eq. (5) formulata da Schindler [5] che si riferisce alla geometria riportata in Fig. 10(b).

$$Z(a) = -\frac{7.952}{\pi(W-a)^{3/2}} \quad (5)$$

Il confronto fra risultati teorici e numerici è mostrato nei diagrammi di Fig. 11.

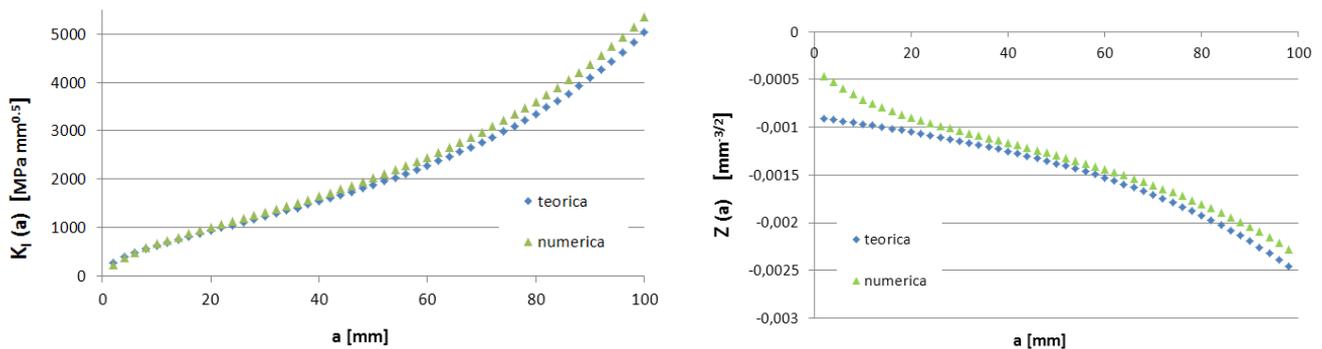


Figura 11: Confronto fra risultati teorici e numerici.

Figure 11: Comparison between theoretical and numerical results.

Gli andamenti descritti in Fig.11 evidenziano che i modelli agli elementi finiti approssimano con sufficiente grado di precisione i risultati teorici: in particolare l'errore massimo è pari a circa il 6% per i valori di  $K_I(a)$  e del 7% nel calcolo della funzione di influenza  $Z(a)$ . Tale margine di errore comporta una tolleranza della stessa entità sul valore delle tensioni residue calcolate tramite la cut-compliance technique, per cui può essere trascurato senza conseguenze significative sui risultati finali del presente lavoro.

## PROVE SPERIMENTALI

Le prove sperimentali di taglio sono condotte su due differenti giunti in lega di alluminio, ciascuno dei quali è costituito da due parti saldate mediante FSW. I parametri di processo impiegati per la saldatura dei due provini sono identici. Le dimensioni e la geometria dei provini sono identiche a quelle dei modelli esaminati nelle simulazioni numeriche.

I provini sono realizzati in alluminio *Al6082-T6*, una lega caratterizzata da buona resistenza meccanica (al vertice della serie 6000) ed eccellente resistenza alla corrosione. Sotto forma di piastra, è la lega più usata per le lavorazioni alle macchine utensili. La presenza di una elevata percentuale di manganese permette di controllare la struttura dei grani cristallini, migliorando la resistenza del materiale. Per la produzione di estrusi complessi questa lega è meno indicata rispetto alle altre della serie 6000, in quanto la finitura superficiale del pezzo lavorato risulta non ottimale.

Nella tabelle 1-2 sono riportate la composizione chimica, le caratteristiche fisiche e meccaniche della lega *Al6082-T6*.

Mn	Fe	Mg	Si	Cu	Zn	Ti	Cr	Al
0.4 – 1.0	0.0 – 0.5	0.6 – 1.2	0.7 – 1.3	0.0 – 0.1	0.0 – 0.2	0.0 – 0.1	0.0 – 0.25	resto

Tabella 1: Composizione chimica (% in peso) della lega *Al6082-T6*, secondo la normativa DIN EN 573.3.

Table 1: Aluminium alloy 6082-T6 chemical composition (% weight).

Proprietà	Valore
Densità	2700 kg/m <sup>3</sup>
Punto di fusione	550 °C
Coefficiente di dilatazione termica	23.4 μm/m °C
Coefficiente di conducibilità termica	170 W/m °C
Tensione di snervamento	260 MPa
Modulo di Elasticità	70 GPa
Modulo di elasticità tangenziale	26 GPa
Coefficiente di Poisson	0.3
Durezza Vickers	100 HV

Tabella 2: Caratteristiche fisiche e meccaniche della lega Al6082-T6.

Table 2: Aluminium alloy 6082-T6 properties.

Le operazioni di taglio sono state effettuate su una Saw Cutter con nastro di spessore di 0.2mm. Lo spessore riproduce un intaglio acuto richiesto per la validità delle condizioni di MFLE. In fase preliminare è stato realizzato un intaglio di lunghezza di 10mm e larghezza 1mm, quindi si è simulata la propagazione della cricca in accordo con la normativa ASTM-STP 1343 [1]. La Fig. 12 mostra un'immagine del provino estensimetrato prima dell'operazione di taglio.

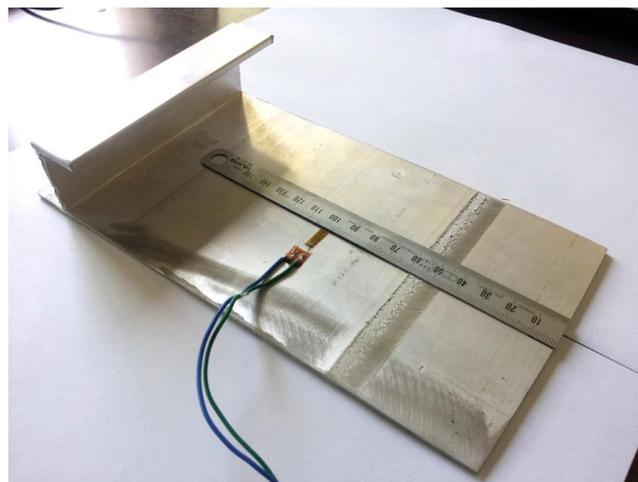


Figura 12: Provino con irrigidimento utilizzato per la prova sperimentale.

Figure 12: Specimen with stiffener used for the experimental test.

Per ciascun avanzamento dell'intaglio è stata rilevata la misura della deformazione  $\epsilon_M$  rilevata dall'estensimetro. Poiché dopo ogni avanzamento è necessario che le tensioni residue si ridistribuiscono, la misura della deformazione è stata registrata dopo circa 30s o, in generale, quando il valore di deformazione visualizzato dallo Strain Indicator diventa costante nel tempo.

Attraverso la procedura di taglio è stata ottenuta la curva della deformazione  $\epsilon_M$  in funzione della lunghezza dell'intaglio  $a$  per provino con e senza irrigidimento (Fig. 13).

Inizialmente, quando l'intaglio è di piccola entità, le deformazioni misurate nel punto  $M$  sono anch'esse molto esigue. All'aumentare della lunghezza del difetto l'effetto di chiusura dell'intaglio, dovuto all'azione delle tensioni residue, diventa evidente e determina la nascita di deformazioni rilevanti.

Nella fase finale, quando l'apice dell'intaglio si approssima al cordone di saldatura, i valori delle deformazioni iniziano a decrescere.

L'andamento del fattore di intensificazione delle tensioni di modo I all'apice del taglio dovuto alle tensioni residue è riportato nei grafici di Fig. 14.

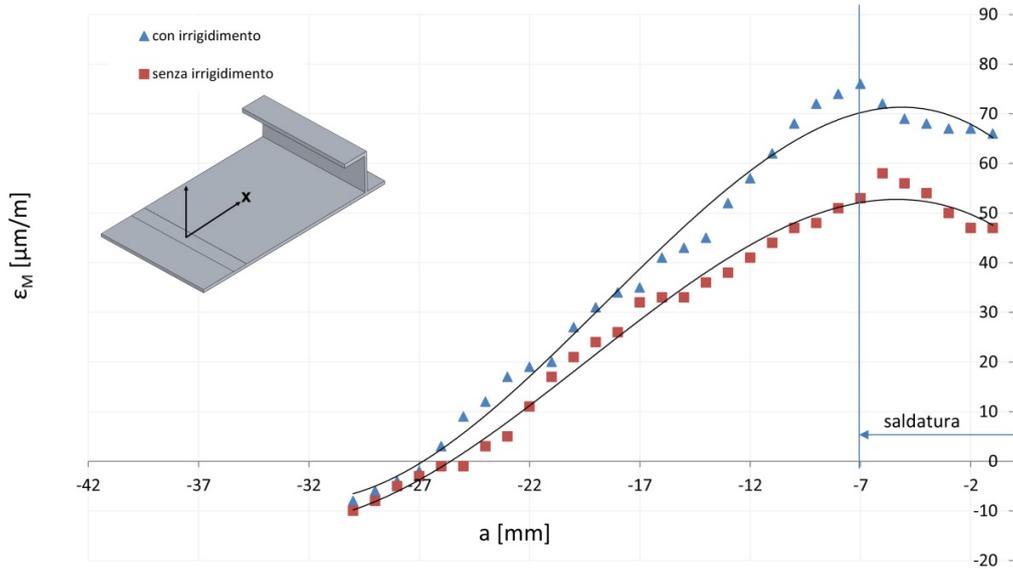


Figura 13: Andamenti delle deformazioni ottenuti dalle prove sperimentali di taglio per provino con e senza irrigidimento.

Figure 13: Experimental strain curve for specimen with and without stiffener.

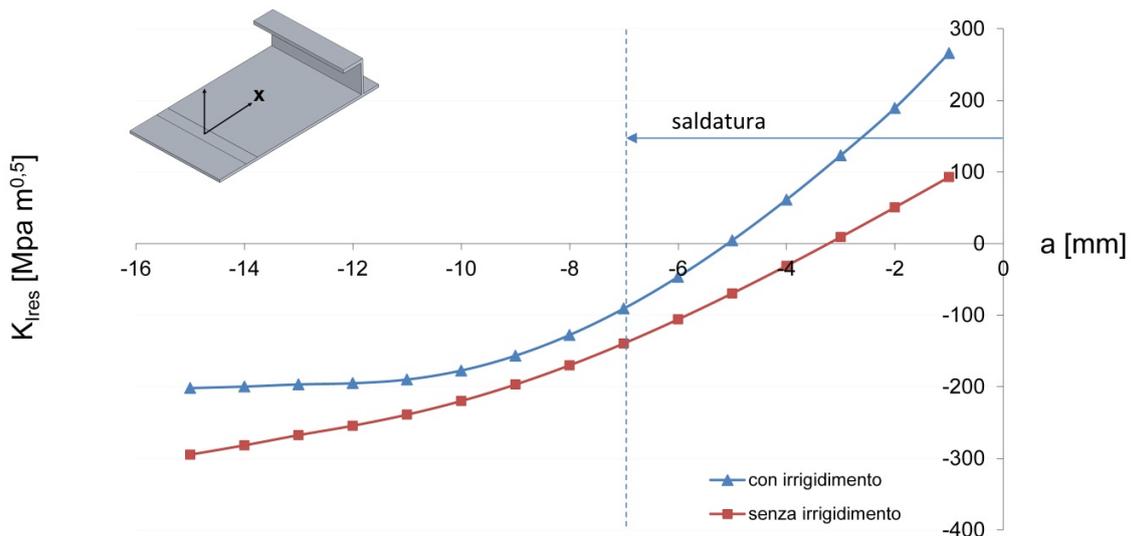


Figura 14: SIF dovuto alle tensioni residue per provino con e senza irrigidimento.

Figure 14: SIF related to the residual stress for specimens with and without stiffener.

Dalla conoscenza dell'andamento di  $K_{Ires}$  è ora possibile determinare la distribuzione delle tensioni residue dall'inversione dell'Eq. (2). La distribuzione delle tensioni residue  $\sigma_{rs}(x)$  può essere ottenuta con una approssimazione in serie di incrementi infinitesimi.

Definendo  $a_i$  quale lunghezza del difetto all' $i$ -esimo incremento  $\Delta a$  ( $a_i = a_0 + i\Delta a$ ) e definendo  $\sigma_i$  la tensione media nell'intervallo corrispondente ( $a_{i-1} < x < a_i$ ), l'Eq. 2 può essere approssimata dalla seguente relazione (Eq. 6).

$$K_{Ires}(a_i) = \sigma_0 \cdot \int_0^{a_0} h(x, a_i) dx + \sum_{j=1}^{i-1} \sigma_j \cdot \int_{a_{j-1}}^{a_j} h(x, a_j) dx + \sigma_j \cdot \int_{a_{j-1}}^{a_j} h(x, a_i) dx \quad (6)$$

che permette di determinare  $\sigma_i$  in ogni intervallo. La risultante distribuzione di tensione converge verso la soluzione esatta  $\sigma_{rs}(x)$  per  $\Delta a \rightarrow 0$ .

La Fig. 15 mostra l'andamento delle tensioni residue in funzione della distanza dal centro del cordone di saldatura per i provino con e senza irrigidimento.

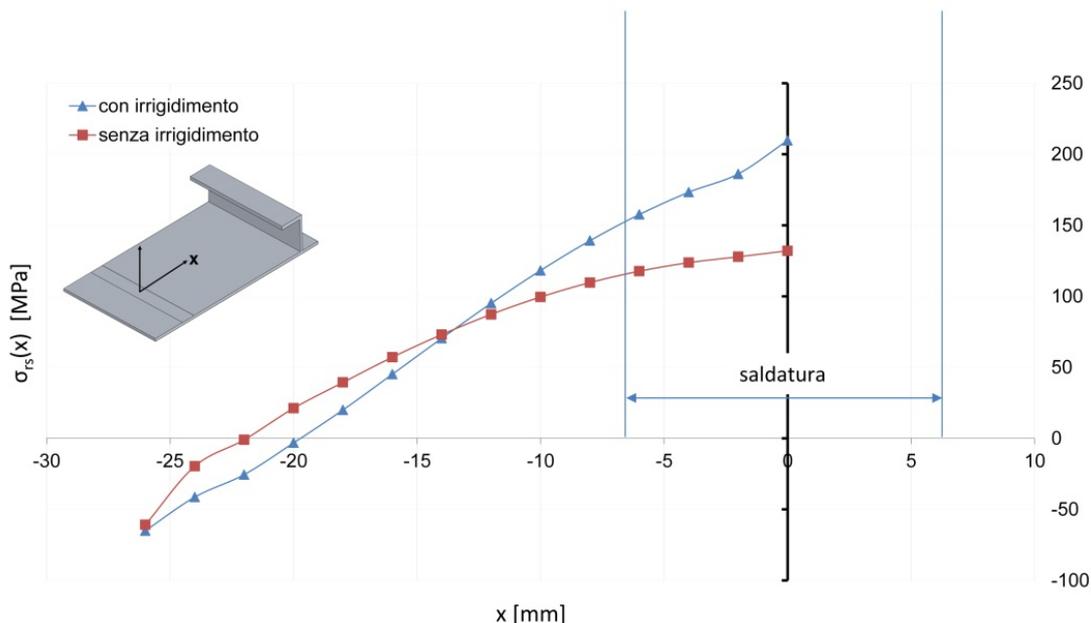


Figura 15: Andamento delle tensioni residue longitudinali per provino con e senza irrigidimento.

Figure 15: Trends of longitudinal residual stress for specimens with and without stiffener.

Dall'esame degli andamenti previsti in Fig. 15 si evidenzia che, per le due tipologie di provino in studio, nella zona del giunto a grande distanza dal cordone di saldatura le tensioni residue longitudinali risultano essere di compressione. Avvicinandosi alla linea di saldatura le tensioni prima si annullano e poi gradualmente aumentano di intensità fino a raggiungere valori massimi prossimi al 50%-75% della tensione di snervamento del materiale ( $\sigma_{y(Al6082-T6)} = 260$  MPa). Tale andamento è concorde con la distribuzione tipica delle tensioni residue longitudinali per giunti in lega di alluminio.

Dal confronto fra i due andamenti visualizzati in Fig. 15 si evidenzia che la geometria del giunto contribuisce in modo rilevante alla distribuzione delle tensioni residue. Infatti, il provino con irrigidimento mostra valori delle tensioni residue longitudinali residue in corrispondenza della linea di saldatura del 58% in più rispetto al provino senza irrigidimento e, di conseguenza, lo stato tensionale agente ne risulta più gravoso.

## CONCLUSIONI

Nel presente lavoro sono stati sviluppati due modelli agli elementi finiti che permettono il calcolo della funzione peso  $b(x,a)$  e della funzione di influenza  $Z(a)$  per componenti di geometria comunque complessa. Queste funzioni sono di fondamentale importanza per l'applicazione della *Cut Compliance Technique* (CC), una tecnica analitica-sperimentale che permette di determinare il campo di tensioni residue agente in un componente meccanico da semplici misurazioni estensimetriche.

Particolare attenzione è stata dedicata alla validazione del modello numerico utilizzato per il calcolo della funzione peso  $b(x,a)$  e della funzione di influenza  $Z(a)$ : a tal fine, i risultati relativi a componenti aventi geometrie semplici sono stati confrontati con i valori calcolati tramite formulazioni analitiche di riferimento riportate in letteratura. Da questo confronto è emerso che i modelli FEM approssimano con un soddisfacente grado di precisione i risultati teorici: in particolare l'errore massimo è circa del 6% nel caso del  $b(x,a)$  e del 7% nel caso della  $Z(a)$ . Tale margine di errore comporta una tolleranza della stessa entità sul valore delle tensioni residue.

Il metodo del Cut Compliance è stato applicato al calcolo del campo di tensioni residue generato dal processo di saldatura *Friction Stir Welding* (FSW), in giunti in lega di alluminio. In particolare, è stato ricostruito l'andamento delle tensioni residue in direzione longitudinale nella sezione di mezzeria perpendicolare al cordone di saldatura. Sono stati esaminati due provini in lega di alluminio *Al6082-T6*: il primo provino è stato realizzato saldando due piastre rettangolari di tre



millimetri di spessore, il secondo è stato realizzato unendo una piastra rettangolare ed un estruso che presenta un irrigidimento a forma di "L".

I valori sperimentali di deformazione ottenuti dalle misurazioni estensimetriche durante l'operazione di taglio dei provini, elaborati tramite un apposito algoritmo implementato in un foglio di calcolo, hanno portato alla determinazione del campo di tensioni residue longitudinali agente nei giunti in studio. Tali andamenti concordano con la distribuzione tipica delle tensioni residue longitudinali per saldature in giunti in lega di alluminio.

In particolare è possibile affermare:

- nella zona di materiale più lontana dal cordone di saldatura le tensioni residue longitudinali sono di compressione;
- All'avvicinarsi alla linea di saldatura le tensioni si annullano e, gradualmente, aumentano fino ai valori massimi, che si attestano fra il 50% ed il 75% della tensione di snervamento del materiale di cui è costituito il provino ( $\sigma_{y(Al6082 T6)} = 260 \text{ MPa}$ );
- la geometria dei giunti, a parità di ogni altra condizione, esercita una notevole influenza sulla distribuzione delle tensioni residue;
- lo stato tensionale agente nel provino senza irrigidimento risulta meno gravoso rispetto a quello rilevato nel giunto con irrigidimento, per cui si deduce che la presenza dell'irrigidimento agisce come un ulteriore vincolo sulle parti da saldare, contrastando la libera dilatazione termica del materiale durante il processo, ed il successivo ritiro nella fase di raffreddamento e provocando, di conseguenza, l'aggravarsi dello stato tensionale.

## BIBLIOGRAFIA

- [1] W. Cheng, I. Finnie, ASME J. of Eng. Mat. and Tech., 108 (1986) 87.
- [2] W. Cheng, I. Finnie, Edited by Soc. Experimental Mechanics, 449-458 (1994).
- [3] T. Fett, Materialprüfung, 29 (1987) 92.
- [4] K. J. Kang, J. H. Song, Y.Y. Earmme, J. of Strain Analysis, 24 (1989) 23.
- [5] H. J. Schindler, ASTM Special Technical Publication, (1999) 175.
- [6] H. J. Schindler, W. Cheng, I. Finnie, I., Experimental Mechanics, 37 (1997) 272.
- [7] M.B. Prime, M.R. Hill, Scripta Materialia, 46 (2002) 77.
- [8] S. Pasta, A.P. Reynolds, L. Fratini, AIAS (2006).
- [9] C. Dalle Donne, E. Lima, J. Wegener, A. Pyzalla, T. Buslaps, In: 3<sup>rd</sup> International Symposium on Friction Stir Welding, (2001).
- [10] L. Fratini, S. Pasta, Journal of Materials Design and Applications, (2010) 224.
- [11] L. Fratini, S. Pasta, Mech. Eng. 224 (2010) 149.
- [12] G.Glinka, G.Shen, Engineering Fracture Mechanics, 40 (1999) 1135.
- [13] G. Shen, G.Glinka, Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 15 (1991) 237.
- [14] G. Shen, G. Glinka, Theor. Appl. Fract. Mech., 15 (1991) 247.
- [15] X. R. Wu, A. J. Carlsson, Weight functions and stress intensity factor solutions, Pergamon Press (1999).
- [16] E.F. Rybicki, M.F. Kanninen, Eng. Fract. Mech., 9 (1977) 931.
- [17] K.N. Shivakumar, P.W. Tan, J.C. Newman, Int. J. Fract., 36 (1988) 43.
- [18] R. Krueger, The virtual crack closure technique: History, approach and applications. ICASE, Hampton, USA (2002).
- [19] A. Leski, Finite Elements in Analysis and Design, 43 (2007) 261.
- [20] ANSYS, Theory Reference, SAS IP, inc., (2012).
- [21] L. Fratini, S. Pasta, Journal of Materials Design and Applications, 224 (2010) 149.