



**UNIVERSITÀ
DEGLI STUDI
DI PADOVA**

UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI PADOVA

Dipartimento di Ingegneria Industriale DII

Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica

**Stima del limite di fatica di giunzioni saldate mediante
l'applicazione della curva R ciclica e del Peak Stress Method**

Relatore: Prof. Giovanni Meneghetti

Correlatore: Ing. Luca Vecchiato
Ing. Vittorio Babini

Laureando: Giovanni Mazzucato
Matricola: 2026222

Anno accademico 2022/2023

Indice

Sommario	5
1 Analisi della letteratura	7
1.1 Introduzione: la fatica nei materiali.....	7
1.2 Meccanica della frattura lineare elastica	9
1.3 Fenomeni di closure	15
1.4 Stima del limite di fatica mediante curva R-ciclica per giunti saldati.....	17
1.4.1 Calcolo della curva R-ciclica	19
1.4.2 Calcolo dell'NSIF di soglia $\Delta K_{I,th}^V$	21
1.4.3 Calcolo con il PSM della tensione equivalente di soglia $\Delta\sigma_{eq,peak,th}$	23
2 Calcolo dello Stress Intensity Factor.....	27
2.1 Introduzione	27
2.2 Calcolo del K_I con formula ingegneristica	27
2.3 Calcolo K_I : Definizione di Gross e Mendelson.....	29
2.4 Calcolo del K_I : Peak Stress Method	34
2.4.1 Plane 4.....	34
2.4.2 Brick 8.....	38
2.4.3 Tetra 4	41
2.4.4 Tetra 10	44
2.5 Calcolo del K_I : J-integral (Fracture Tool Ansys Workbench).....	47
2.6 Confronto	51
3 Caratterizzazione provini	53
3.1 Provini con irrigidimento trasversale	53
3.1.1 Misure parametri geometrici	54
3.1.1.1 Misure con microscopio ottico.....	55
3.1.1.2 Misure con calibro digitale.....	59
3.1.1.3 Misure di disallineamento	60
3.2 Provini con irrigidimento longitudinale	64
3.2.1 Misure parametri geometrici	65
3.2.1.1 Misure con microscopio ottico.....	66
3.2.1.2 Misure con calibro digitale.....	67
3.2.1.3 Misure di disallineamento	68
3.3 Provini testa a testa rasati	72
3.3.1 Misure parametri geometrici	73
3.3.1.1 Misure con calibro digitale.....	73
3.3.1.2 Misure di disallineamento	74
4 Prove sperimentali.....	79
4.1 Provini testa a testa rasati: stima delle sollecitazioni secondarie	79
4.1.1 Configurazione II	84

4.1.2	Configurazione III	86
4.1.3	Configurazione IV	88
4.2	Provini con irrigidimento longitudinale: stima delle sollecitazioni secondarie.....	90
4.2.1	Modellazione cordone di saldatura per il calcolo della tensione di picco equivalente $\Delta\sigma_{eq,peak}$	95
4.2.2	Analisi con la curva R ciclica nel caso di R=-1 e angolo di apertura $2\alpha=150^\circ$	100
4.2.2.1	Stima della Driving Force	100
4.2.2.2	Stima dell'NSIF di soglia $\Delta K_{I,th}^V$	104
4.2.2.3	Peak Stress Method: tensione di picco equivalente di soglia $\Delta\sigma_{eq,peak,th}$	105
4.3	Stima del limite di fatica per rapporto di ciclo R=0 e angolo di apertura $2\alpha=135^\circ$	106
	Conclusioni.....	111
	Appendice A.....	115

Sommario

In questo lavoro di tesi viene proposta una procedura per la stima del limite di fatica ad ampiezza costante di giunti saldati basato su approcci locali quali il Peak Stress Method e la curva R ciclica. In letteratura sono già presenti normative (Eurocodice 3, IIW...) che forniscono una stima del limite di fatica di giunzioni saldate ma solamente di determinate geometrie. Per geometrie di saldature più complesse si utilizzano approcci locali tra cui il Peak Stress Method o la curva R ciclica stessa. Quest'ultima metodologia propone un approccio *damage tolerant* cioè il limite di fatica viene stimato studiando l'arresto di una cricca fisicamente corta tramite la meccanica della frattura lineare elastica. L'obiettivo di tale lavoro di tesi è stato di stimare il limite di fatica di giunzioni saldate per rapporto di ciclo $R=-1$ per diversi angoli di apertura del cordone di saldatura. In ultima analisi si è data una prima stima del limite di fatica per rapporto di ciclo $R=0$.

Nel *capitolo 1* si riporta l'analisi della letteratura relativa alla curva R ciclica. Vengono richiamati i concetti fondamentali della meccanica della frattura lineare elastica (MFLE). La MFLE rinuncia ad utilizzare approcci puntuali per determinare la resistenza statica e a fatica di un componente in quanto il campo di tensione risulta singolare utilizzando altresì approcci di campo per determinare la resistenza delle strutture. Il parametro che governa la resistenza di tali tipologie di giunzioni è il range dello *Stress Intensity Factor* ΔK che racchiude le informazioni riguardanti l'intensità del campo di sollecitazione. Successivamente si riporta l'analisi del comportamento di cricche fisicamente corte che a differenza delle cricche lunghe, mostrano un aumento della loro resistenza alla propagazione con la loro crescita. L'aumento della resistenza alla propagazione nasce per lo sviluppo dei così detti *fenomeni di closure*. Si presenta quindi la curva R ciclica che sintetizza e quantifica l'effetto dell'aumento della resistenza alla propagazione nelle condizioni di soglia di una cricca. Infine, si presenta l'analisi con la curva R ciclica per la stima del limite di fatica applicata al caso di rapporto di ciclo pari a $R=-1$ e angolo di apertura pari a 135° .

Nel *capitolo 2* vengono analizzati alcuni metodi per la stima dello Stress Intensity Factor K_I (SIF) nel caso di piastra con doppia cricca laterale di dimensione a sollecitata a modo I di apertura. L'esercizio del calcolo del K_I è stato ripetuto per lunghezza di cricca variabile da 1 a 15 mm. Il primo metodo utilizzato è quello analitico basato cioè sulla formula ingegneristica che permette una stima rapida del SIF di geometrie relativamente semplici. Successivamente il K_I è stato calcolato mediante analisi numeriche FEM molto flessibili in termini di geometrie analizzabili. In primo luogo, è stata usata la definizione di Gross e Mendelson per la stima del SIF che richiede una mesh molto fitta ad apice cricca per valutare il campo tensionale singolare. Successivamente si è utilizzato il Peak Stress Method che permette una rapida stima del SIF utilizzando una mesh rada e free (disponibile in ANSYS). Infine si è utilizzato anche il Fracture Tool presente in ANSYS Workbench che permette di stimare automaticamente il K_I con mesh rada in quanto la zona adiacente all'apice della cricca viene meshata automaticamente dal software.

Nel *capitolo 3* viene riportata la caratterizzazione dei provini utilizzati nel presente lavoro. Sono stati analizzati tre diversi set di provini con geometrie diverse: i provini con irrigidimento trasversale, i provini con irrigidimento longitudinale e i provini testa a testa rasati. Tutte le tipologie di provini sono in acciaio S355J2+N e *stress relieved*. Successivamente, dato che l'analisi con la curva R ciclica è basata su un approccio locale sono stati indagati i parametri geometrici delle tre tipologie di giunti al fine di conoscerne al meglio la geometria. Sono stati quindi analizzati sia i parametri geometrici globali che i parametri geometrici locali cioè quelli attinenti al cordone di saldatura. Sono stati poi analizzati gli effetti di disallineamenti dei piatti principali dovuti al processo di saldatura che potrebbero influenzare la vita a fatica del componente.

Nel *capitolo 4* vengono riportati i risultati delle prove sperimentali relative alle prove a fatica ad ampiezza costante a rapporto di ciclo $R = -1$. In particolare, vengono prima riportati i risultati delle prove estensimetriche per valutare le tensioni di momento flettente dovuti ai disallineamenti del provino e della macchina di prova per i provini con irrigidimento longitudinale e giunti testa a testa rasati. Successivamente vengono riportati i valori sperimentali di tensione dei provini con irrigidimento longitudinale nel caso di $R=-1$ e angolo di apertura pari a 150° in termini di ampiezza di sollecitazione e tensione equivalente di picco versus il numero di cicli a rottura. Si è poi stimato il limite di fatica nel caso di $R=-1$ e angolo di apertura pari a 150° con la curva R ciclica e confrontati i valori sperimentali con il limite di fatica stimato. Si è poi estesa tale procedura nel caso di rapporto di ciclo pari a $R=0$ e angolo di apertura di 135° confrontando il valore di limite di fatica trovato sperimentalmente con dati presenti in letteratura.

1 Analisi della letteratura

1.1 Introduzione: la fatica nei materiali

Il fenomeno della fatica nei materiali è dovuto all'applicazione di sollecitazioni variabili nel tempo. Tali sollecitazioni sono solitamente al di sotto della tensione di snervamento del materiale ma, se reiterate nel tempo, portano ugualmente alla rottura del componente. Risulta quindi evidente come tale fenomeno possa essere molto pericoloso e non prevedibile. Le rotture per fatica costituiscono il 90% dei casi di rotture in esercizio. August Wohler, ingegnere tedesco, fu il primo a studiare i fenomeni riguardanti la fatica nei materiali metallici; realizzò delle prove a flessione rotante i cui risultati sono riportati in grafici, le cosiddette curve di Wohler. Tali curve correlano, in scala doppia logaritmica, l'entità della sollecitazione applicata, in termini di ampiezza di tensione, al numero di cicli che porta a rottura il componente. In figura (1.1) viene riportata la curva di Wohler per un acciaio:

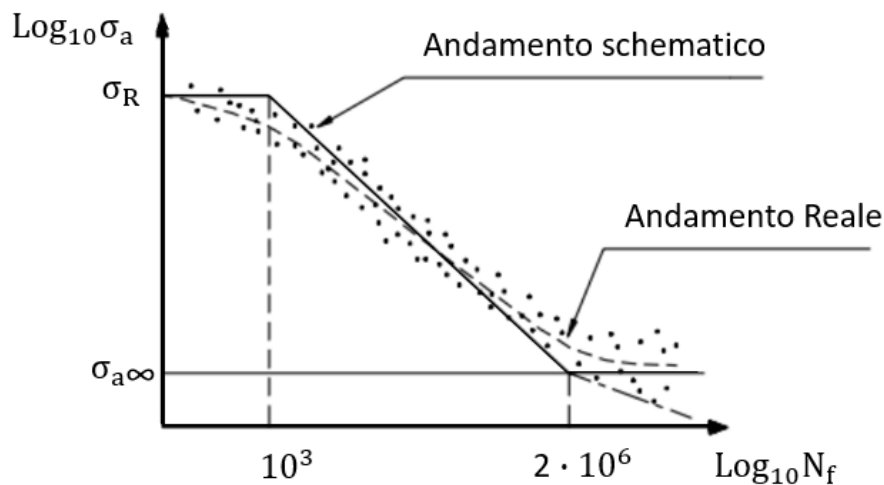


Figura 1.1 Curva di Wohler per un acciaio.

La curva di Wohler (schematizzata in figura 1.1) è caratterizzata da pendenza inversa pari a k . Osservando tale grafico è possibile distinguere due regioni di progettazione: la progettazione per vita a termine per un numero di cicli inferiore a $2 \cdot 10^6$ e la progettazione per vita infinita per un numero di cicli superiore a $2 \cdot 10^6$. In quest'ultima regione esiste un valore noto come limite di fatica $\sigma_{a\infty}$ al di sotto del quale la struttura è in grado di resistere ad un numero teoricamente infinito di cicli senza che inneschi una cricca per fatica.

In ambito di costruzioni di strutture metalliche sono di comune impiego le giunzioni di diverso genere ma le più diffuse in ambito industriale sono le giunzioni saldate per la grande rigidità che presentano e il basso costo di produzione. È altrettanto noto però, che le giunzioni saldate sono particolarmente sensibili a rotture quando sottoposte a carichi ciclici. Per la progettazione di tali giunzioni vi sono diversi criteri di resistenza; le attuali normative [1],[2] raccomandano l'approccio basato sul metodo delle tensioni nominali. Tale metodo prevede la stima del range di tensioni a cui il giunto è sottoposto in una determinata sezione e il confronto di tale parametro a delle curve di progetto a fatica riferite a particolari geometrie di giunzione. Tali curve di progetto sono caratterizzate da un parametro caratteristico detto classe di resistenza (FAT class) che corrisponde al range di tensione a $2 \cdot 10^6$ cicli. Nella seguente figura (1.2) si riportano le curve di progettazione proposte dall'IIW [2]:

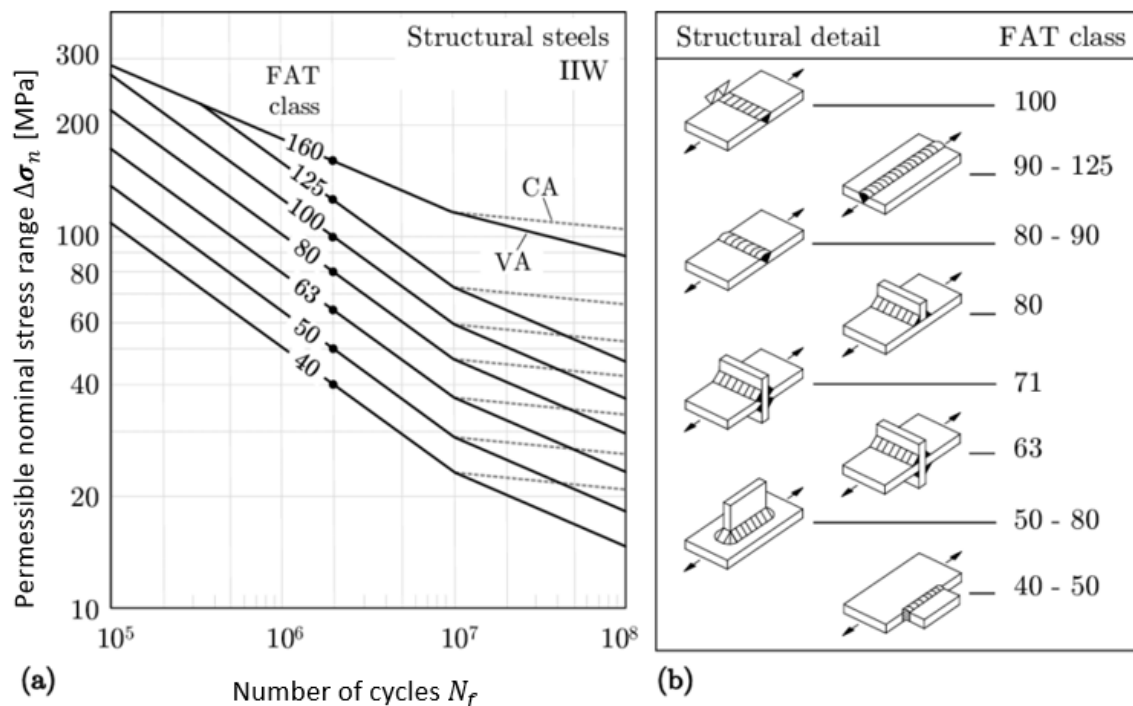


Figura 1.2 Curve di progettazione per componenti saldati secondo la IIW [2].

Questa metodologia risulta essere molto efficace quando si considerano geometrie di giunzione saldate presenti nelle normative di cui quindi si conosce la FAT class. Per giunzioni saldate con geometria molto complessa, come accade nella pratica industriale, le normative vigenti non permettono di individuare la relativa classe di resistenza e suggeriscono test sperimentali per determinarne la resistenza a fatica. Per tale motivo si sono valutati diversi percorsi basati su un approccio locale, nella fattispecie nella sezione dove avviene la rottura per fatica in alternativa ad approcci globali incentrati sui parametri generali del giunto in analisi. In effetti analizzando le rotture per fatica, si è registrato che tale fenomeno è molto localizzato ed ha inizio con l'innesco di una cricca nella zona più sollecitata del componente, la quale propaga fino a portare alla rottura dello stesso. Tra questi approcci locali è presente il PSM [3] analizzato nei capitoli successivi.

Questi metodi basati su approcci locali, tuttavia, sono in difetto per quanto riguarda la progettazione per vita infinita. Osservando infatti le curve di progettazione a fatica proposte dall'Eurocodice 3 [1] e dalle IIW [2] si nota che al di sotto di un certo range di tensione, la struttura sollecitata presenta un numero di cicli indefinito, si dice pertanto che il componente ha "vita infinita". Questo valore corrisponde al "ginocchio" della curva di Wohler e le normative fissano il suo valore rispettivamente a $5 \cdot 10^6$ cicli e 10^7 cicli ma rimane aperta la problematica su come determinare tale valore di tensione detto limite di fatica ad ampiezza costante.

Un primo passo in avanti in tal senso furono le osservazioni di Frost [4] negli anni '60 il quale condusse delle prove al limite di fatica su componenti intagliati con raggio di raccordo ρ "piccolo" ($\rho \cong 0.1$ mm). Egli notò che all'apice intaglio si generava una cricca non propagante. In seguito, due studiosi Smith e Miller [5] teorizzarono quanto osservato da Frost, concludendo che il limite di fatica di componenti intagliati con raggio di raccordo $\rho \cong 0.1$ mm fosse il medesimo di componenti criccati con lunghezza di cricca pari alla profondità dell'intaglio.

Tali osservazioni portarono allo studio del limite di fatica ad ampiezza costante di strutture con un approccio *damage tolerant* basati sulla meccanica della frattura. L'ipotesi alla base di tale approccio è che ogni componente possa presentare un difetto in origine (cricca, inclusioni o porosità nel materiale, difetti di lavorazione) e quindi si studia la propagazione di tale criticità sotto i carichi esterni applicati. Utilizzando tale criterio è necessario, perciò, conoscere la dimensione di cricca iniziale. In questo lavoro di tesi si utilizzerà il metodo della curva R ciclica [6] che ha come obiettivo la stima del limite di fatica di giunzioni saldate studiando l'arresto di una cricca corta. Nei successivi paragrafi si riportano i principi fondamentali della meccanica della frattura lineare elastica (paragrafo 1.2) e il metodo della curva R ciclica per la definizione del limite a fatica (paragrafo 1.3).

1.2 Meccanica della frattura lineare elastica

La meccanica della frattura è quel recente ramo della meccanica che tratta della progettazione in presenza di difetti. Questi ultimi possono essere classificati in cricche innescate durante l'esercizio, ipotizzate in progettazione oppure cricche inteso in senso generale quali difettosità, inclusioni preesistenti introdotte dal processo produttivo. Si possono rappresentare come intagli a fianchi paralleli con raggio di raccordo $\rho \rightarrow 0$. Studi sperimentali dimostrano come la tensione ad apice intaglio, di fronte a cricche, tende ad infinito ($\sigma_{p\,el} \rightarrow +\infty$) ma esiste ugualmente un valore limite di resistenza del materiale. In presenza delle stesse poi, la rottura può essere fragile anche per materiali duttili. Dal momento che la tensione è infinita ad apice intaglio, l'approccio della MFLE è di rinuncia rispetto al controllo della tensione puntuale. Di contro si focalizza sul controllo dell'intera distribuzione singolare dello stato di tensione lineare elastico ponendola a confronto con una completa distribuzione limite propria del materiale. Il campo di tensione in presenza di un difetto è rappresentato dalla seguente figura (1.3):

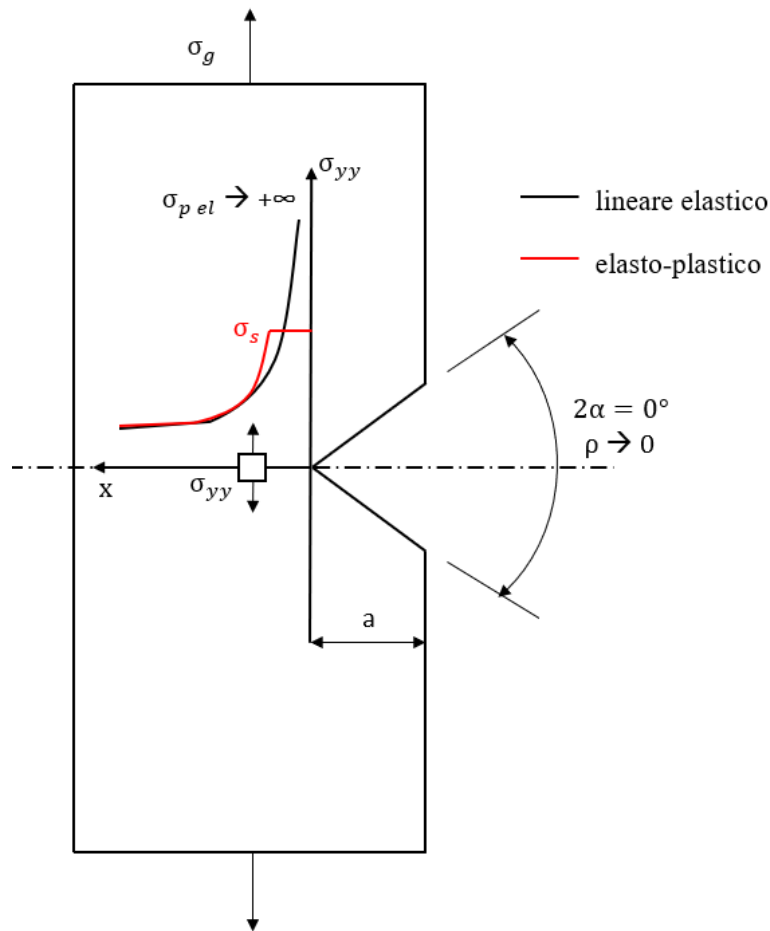


Figura 1.3 Campi di tensione in prossimità di un intaglio: caso di intaglio blando e uno acuto (cricca).
Campo di tensione elasto-plastico secondo modello di materiale lineare perfettamente plastico.

Per l'utilizzo di tale approccio è necessaria un'ipotesi ovvero che la zona plasticizzata in prossimità dell'apice della cricca abbia dimensioni ridotte. In altre parole, che il campo di tensione lineare elastico sia rappresentativo anche del campo elasto-plastico. Prendendo quindi questo come riferimento, il criterio di resistenza alla base della MFLE è il seguente e rappresentato nella figura (1.4):

$$\sigma_{yy}^{LE}(x) < \sigma_{yy}^{LE}(x)_{LIMITE} \quad (1.1)$$

Dove $\sigma_{yy}^{LE}(x)_{LIMITE}$ è una proprietà del materiale.

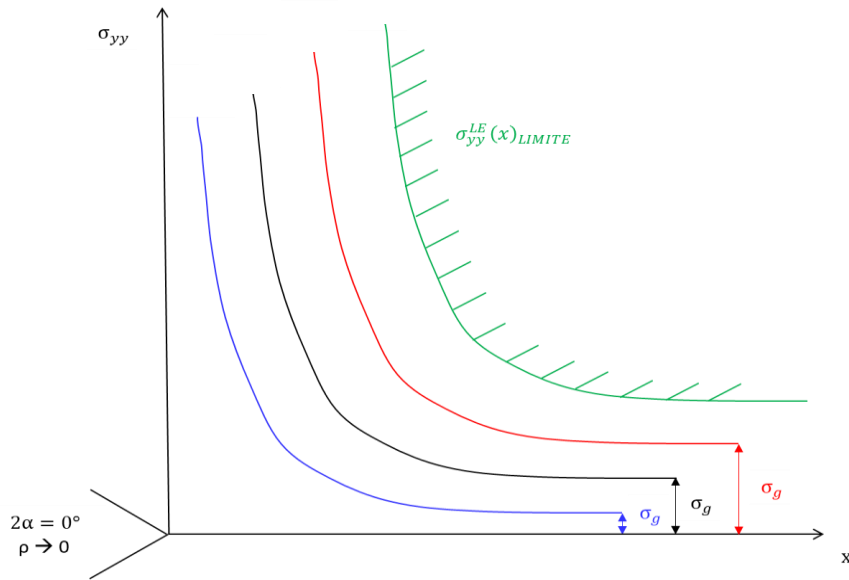


Figura 1.4 Rappresentazione dei campi di tensione lungo la bisettrice dell'apice cricca con particolare attenzione al comportamento omotetico degli stessi.

Confrontando i tre livelli di carico in figura (1.4), si osserva che il campo di tensione lineare elastico varia in maniera omotetica (= mantiene inalterata la sua forma) con il carico esterno applicato σ_g .

Nell'ambito della MFLE si introduce il fattore di intensificazione delle tensioni K_I relativo al campo singolare ad apice cricca per quantificare l'intensità di campo. Per descrivere tale parametro si fa riferimento al caso di modello piano di una cricca centrata su una piastra infinita sollecitata a modo I di apertura riportato in figura (1.5) studiato da Irwin [7].

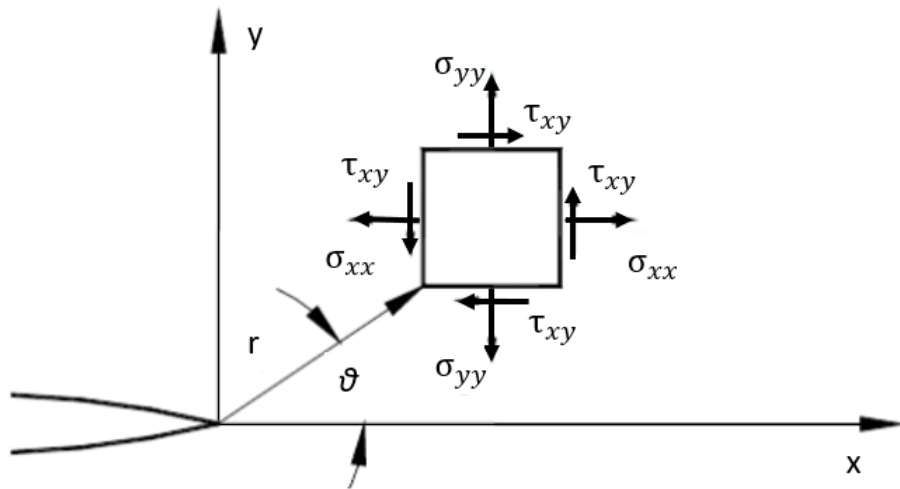


Figura 1.5 rappresentazione del sistema di coordinate per all'apice cricca per descrivere i campi di tensione.

Le equazioni di Irwin per modo I di apertura scritte in coordinate polari (r, θ) sono le seguenti:

$$\sigma_{xx}(r, \theta) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} \frac{3}{2} \theta\right)$$

$$\sigma_{yy}(r, \theta) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left(1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} \frac{3}{2} \theta\right)$$

$$\tau_{xy}(r, \theta) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \left(\cos \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{3}{2} \theta\right)$$

(1.2)

Il fattore K_I è denominato *fattore di intensificazione dello sforzo (SIF)* e la sua definizione [8] è la seguente:

$$K_I = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{yy}(r, \theta = 0) r^{\frac{1}{2}} \quad (1.3)$$

Tale limite si può dimostrare che esiste finito e la sua unità di misura è $[MPa \text{ mm}^{0.5}]$. Per calcolare il K_I vi sono diversi approcci (analitici o basati sul metodo agli elementi finiti). Di seguito si vuole riportare uno dei metodi più semplici e comuni ovvero quello basato sulla formula ingegneristica. Tale formula permette il calcolo rapido e immediato del SIF senza ricorrere a simulazioni agli elementi finiti

$$K_I = \alpha \sigma_g \sqrt{\pi a} \quad (1.4)$$

La tensione nominale lorda (σ_g) è una quantità che descrive la forza applicata su un componente divisa per la sua sezione trasversale. Il fattore di forma (α) è un fattore che tiene conto delle proprietà geometriche e del tipo di sollecitazione che il componente subisce. In letteratura sono disponibili tabelle che raccolgono i valori di α per una vasta gamma di geometrie e tipi di sollecitazione [9]. Queste tabelle possono essere utilizzate per calcolare la tensione nominale lorda per un componente specifico, fornendo informazioni sulle sollecitazioni che esso subisce.

Le equazioni di Irwin sono un modello matematico utilizzato per prevedere la risposta di un materiale soggetto a sollecitazioni di deformazione. Queste equazioni hanno un certo campo di applicabilità e possono essere utilizzate solo se rispettate alcune condizioni:

- Sollecitazione di modo I. In realtà esistono altri due tipi di sollecitazione: modo II e modo III evidenziati nella seguente figura (1.6):

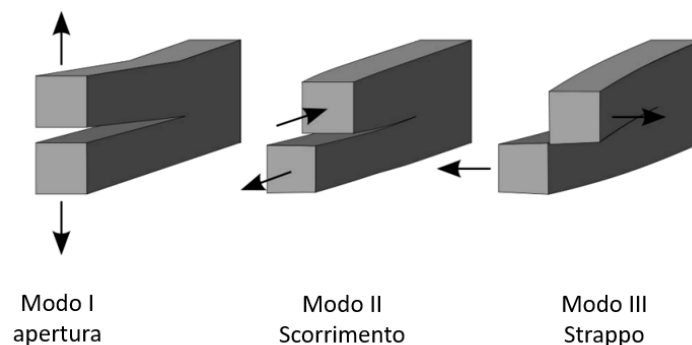


Figura 1.6 Modalità di sollecitazione di una cricca [27].

- Stati di tensione $\sigma_{zz} = 0$ o deformazione $\varepsilon_{zz} = 0$ piana;
- Le equazioni di Irwin valgono solo in prossimità dell'apice cricca; distanti da essa si cominciano a risentire dei termini superiori di tali equazioni;
- La tensione $\sigma_g \leq 0.5\sigma_s$ in modo da assicurare che la zona plastica in prossimità della cricca sia piccola. Se tale condizione non fosse rispettata non varrebbe più l'ipotesi alla base della MFLE di considerare il campo lineare elastico rappresentativo anche del campo elasto-plastico.

Il campo di tensionale singolare è altresì rappresentabile in un diagramma in scala doppia logaritmica. L'intensità del campo tensionale è descritta da una retta con pendenza pari a -0.5, che rappresenta l'andamento della tensione normale alla superficie della cricca.

Con l'aumento della tensione lorda o della dimensione della cricca, l'intensità del campo tensionale aumenta, che viene descritto dall'aumento del K_I (fattore di intensità). Tuttavia, la forma del campo tensionale rimane invariata, che è descritta dalla pendenza costante della retta sul diagramma doppio logaritmico. Questo è in accordo con la teoria della frattura meccanica, che prevede che la forma del campo tensionale sia indipendente dalle condizioni di carico e che dipenda solo dalla geometria della cricca e dalle proprietà del materiale. Il valore di K_C indica il valore di *tenacità a frattura* proprietà che esprime la capacità di un materiale di resistere alla propagazione di una cricca e la normativa ASTM E399 lo indica come valore ultimo di resistenza del materiale.

In altre parole, la condizione di resistenza statica $\sigma_{yy}^{LE}(x) < \sigma_{yy}^{LE}(x)_{LIMITE}$ si traduce nella condizione rappresentata nella figura (1.7):

$$K_I < K_C \quad (1.5)$$

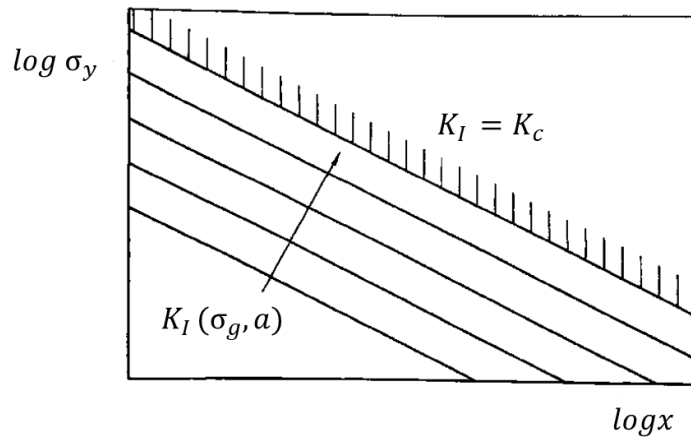


Figura 1.7 Rappresentazione in scala logaritmica del campo tensionale in termini di K_I con indicazione del valore limite K_C detto tenacità a frattura [27].

Considerando in questa sede la resistenza dei materiali a sollecitazioni variabili nel tempo, il focus di riferimento diventa il *range del fattore di intensificazione dello sforzo* ΔK_I definito come:

$$\Delta K_I = K_{I,MAX} - K_{I,MIN} \quad (1.6)$$

La relazione (1.4) scritta in precedenza può essere riscritta in termini di range di tensione:

$$\Delta K_I = \alpha \Delta \sigma_g \sqrt{\pi a} \quad (1.7)$$

La proposta di Paul Paris [10] di una relazione che lega il ΔK_I (aumento del fattore di intensità) alla velocità di propagazione di una cricca ha rappresentato un importante passo avanti nell'utilizzo della meccanica della frattura per la progettazione a fatica. Questa relazione permette di valutare la velocità di propagazione di una cricca a partire dall'aumento del fattore di intensità, che a sua volta dipende dalle condizioni di carico e dalla geometria della cricca. In questo modo, è possibile valutare il comportamento a fatica di un componente soggetto a sollecitazioni cicliche e prevedere il momento in cui potrebbe verificarsi un cedimento per frattura. Questi fattori devono essere tenuti in considerazione nella progettazione a fatica per garantire che i componenti siano in grado di soddisfare i requisiti di affidabilità e durata. Il modello matematico proposto da Paris è il seguente e raffigurata in figura (1.8):

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \quad (1.8)$$

Dove le costanti C e m sono costanti che dipendono dal materiale.

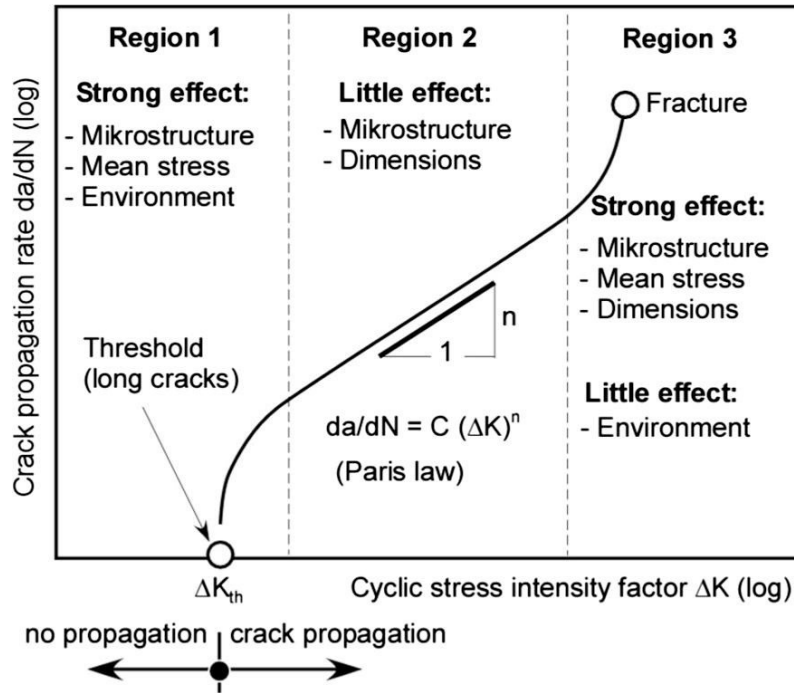


Figura 1.8 Curva di Paris [15].

Analizzando la figura (1.8) è possibile distinguere tre diverse regioni di progettazione a fatica:

- La regione 1 descrive il comportamento della cricca quando il ΔK_I viene progressivamente ridotto. In questa regione, la cricca tende ad arrestarsi e si dice che è in condizioni di soglia quando si arresta sotto carichi ciclici. Il ΔK_I in condizioni di soglia è noto come ΔK_{th} ;
- La regione 2 descrive il comportamento della cricca quando si verifica una propagazione ad una velocità correlata al ΔK_I secondo la legge di Paris;
- La regione 3 descrive il comportamento della cricca quando il ΔK_I viene progressivamente aumentato fino a diventare maggiore di K_C , valore limite pari alla *tenacità a frattura* del materiale. In questa regione, la velocità di propagazione tende ad aumentare fino a diventare maggiore della velocità descritta dalla legge di Paris e tende ad infinito. Questa regione è associata alla rottura di schianto.

Andando a sostituire il valore del range del fattore di intensificazione degli sforzi in condizioni di soglia ΔK_{th} nell'equazione (1.7) e ricavando il range di tensione si ricava la tensione nominale di soglia cioè il limite di fatica del materiale in esame:

$$\Delta\sigma_{g,th} = \frac{\Delta K_{th}}{\sqrt{\pi a}} \quad (1.9)$$

Tale valore di tensione di soglia $\Delta\sigma_{g,th}$ è caratteristico e coincide con il limite di fatica solo per cricche cosiddette lunghe. In letteratura è presente un grafico di Kitagawa-Takahashi [11] che rappresenta il limite di fatica al variare della lunghezza di cricca a . La distinzione tra cricche corte e cricche lunghe è data dal parametro caratteristico a_0 che dipende solo dal materiale. Per acciai altoresistenziali ($\sigma_R = 1000 \text{ MPa}$) a_0 vale $a_0 = 0.01 \text{ mm}$ mentre per acciai bassoresistenziali ($\sigma_R = 300 \text{ MPa}$) a_0 vale $a_0 = 0.5 \text{ mm}$.

Il valore di a_0 è dato dalla seguente relazione:

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta\sigma_0} \right)^2 \quad (1.10)$$

Dove $\Delta\sigma_0$ è il range di variazione del limite di fatica dei provini lisci.

Tale diagramma è rappresentato dalla seguente figura (1.9):

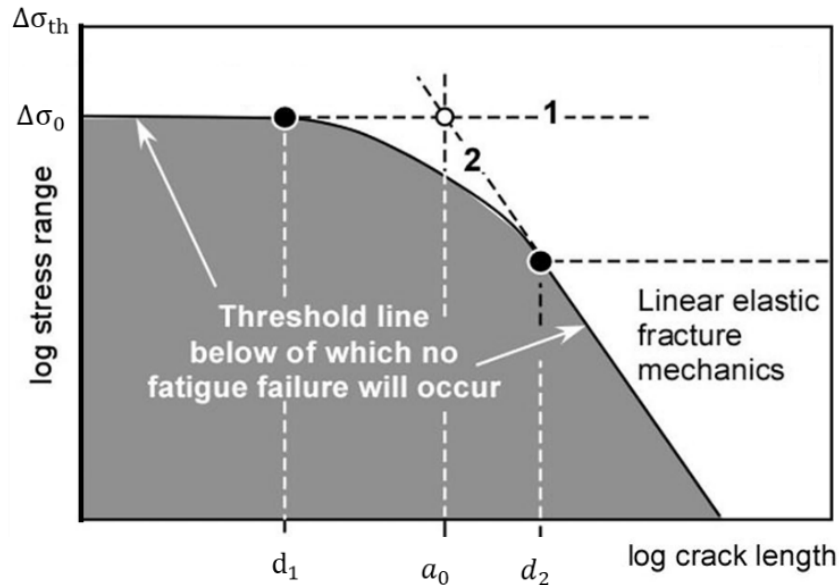


Figura 1.9 Diagramma di Kitagawa-Takahashi [11] in scala doppio logaritmica con in ascissa la dimensione della cricca a e in ordinata il range del limite di fatica $\Delta\sigma_{g,th}$.

La legge matematica che descrive l'andamento della figura (1.9) è stata studiata dagli studiosi El Haddad-Smith-Topper [12] nel 1979 ed è la seguente:

$$\Delta K_{th} = \Delta\sigma_{g,th} \sqrt{\pi(a + a_0)} \quad (1.11)$$

Tale equazione (1.11) è valida se si considera il fattore di forma $\alpha\left(\frac{a}{w}\right) = 1$.

Sfruttando il parametro a_0 come distinzione tra cricche corte e cricche lunghe l'equazione (1.11) può essere modificata a seconda di:

- $a \ll a_0$; l'equazione (1.11) diventa:

$$\Delta K_{th} = \Delta\sigma_{g,th} \sqrt{\pi(a_0)} \quad (1.12)$$

Da cui si ricava immediatamente che $\Delta\sigma_{g,th} = \Delta\sigma_0$ che rappresenta la retta (1) della figura (1.9);

- $a \gg a_0$; l'equazione (1.11) diventa:

$$\Delta K_{th} = \Delta\sigma_{g,th} \sqrt{\pi(a)} \quad (1.13)$$

Da cui si ricava la legge descritta dalla retta (2) della figura (1.9).

La classificazione delle tre zone del diagramma di Kitagawa-Takahashi di figura (1.9), è basata sul modo in cui le cricche propagano all'interno del materiale.

- Nella prima zona, con $a < d_1$, le cricche sono definite come *cricche microstrutturali*, a causa delle loro dimensioni simili a quelle della microstruttura del materiale. In questa fase, avendo dimensioni confrontabili con quelle del grano, la propagazione di una cricca è fortemente influenzata dalle caratteristiche microstrutturali del materiale e perciò ha caratteristiche molto irregolari, sia nel percorso fatto dalla cricca sia in termini di velocità di propagazione
- Nella seconda zona, con $d_1 < a < d_2$, le cricche sono definite come *cricche meccanicamente/fisicamente corte*. La propagazione di queste cricche è legata a fenomeni elastoplastici, che possono causare arresti nella propagazione della cricca.

La distinzione tra cricche *meccanicamente* e *fisicamente* corte è data da:

- *Cricca meccanicamente corta*: indica che la cricca ha *dimensioni* confrontabili con una dimensione "meccanica" caratteristica, ovvero la dimensione della zona plastica presente al suo apice;
- *Cricca fisicamente corta*: indica la zona nella quale cominciano a formarsi *fenomeni di closure* analizzati da Elber [13] che verranno analizzati nel prossimo paragrafo.
- Nell'ultima zona, con $a > d_2$, le cricche sono definite come "cricche lunghe" e seguono i principi della MFLE. Queste cricche propagano in modo regolare e non subiscono arresti.

In sintesi, quanto finora esposto aiuta a comprendere come le cricche propagano all'interno del materiale in base alla loro lunghezza. Il tutto risulta fondamentale nella previsione e nella gestione della frattura dei materiali in situazioni di carico.

1.3 Fenomeni di closure

Il paragrafo corrente si pone come obiettivo l'analisi dei fenomeni di closure caratteristici delle cricche fisicamente corte. Tali aspetti sono stati studiati da Elber [13] nel 1970 e governano la propagazione delle stesse. Le tipologie di closure possono essere principalmente classificate in tre differenti classi rappresentati in figura (1.10): causati da fenomeni di plasticizzazione, causati dalla rugosità lungo apice cricca e causati dalla formazione di ossidi lungo apice cricca.

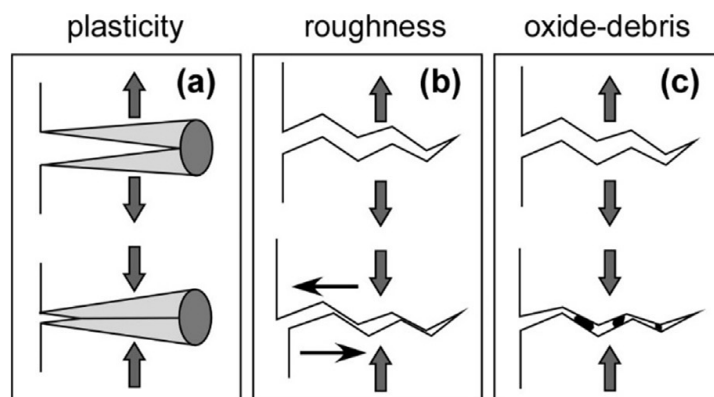


Figura 1.10 Schematizzazione dei fenomeni di closure per cricche fisicamente corte[16]

- Il primo meccanismo di closure inerente alla plasticizzazione si determina nel momento di propagazione della cricca: il materiale deformato plasticamente lungo i fianchi della stessa ne anticipa il contatto e questo effetto aumenta all'aumentare della sollecitazione in quanto aumenta la zona plastica;
- Il secondo meccanismo di closure attiene alla rugosità dei lembi della cricca. Le asperità dovute alla rugosità entrano in contatto tra di loro e portano alla chiusura della cricca. Questo effetto viene amplificato se vi sono anche sollecitazioni di taglio nel componente. A bassi livelli di carico, le asperità presenti sulla superficie possono impedire la formazione di cricche, rallentando o addirittura impedendo la propagazione delle stesse. Ciò implica che a bassi livelli di carico, la rugosità delle superfici può influire significativamente sulla resistenza a fatica del materiale. Tuttavia, a livelli di carico più elevati, l'effetto di chiusura diventa meno pronunciato poiché la dimensione delle asperità risulta essere trascurabile rispetto all'apertura della cricca. Tale meccanismo è rappresentato dalla seguente figura (1.11):

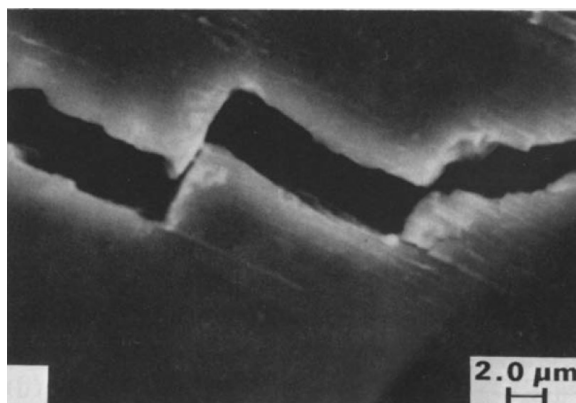


Figura 1.11 Morfologia del path di una cricca in vista laterale propagata in una lega di alluminio Al-Li 2090 - T8E41 dove sono evidenziate le asperità dei fianchi della cricca [28].

- Il terzo meccanismo di chiusura delle cricche è indotto dai detriti di ossido ed è perciò attivo nei materiali suscettibili alla corrosione.

È noto che le cricche corte di solito crescono più velocemente delle cricche lunghe quando sono sottoposte alla stessa sollecitazione cioè allo stesso intervallo SIF ΔK_I . Inoltre, le cricche corte si propagano anche se il ΔK_I applicato è inferiore alla soglia di propagazione della cricca da fatica per le cricche lunghe $\Delta K_{th,LC}$ (Long Crack) poiché presentano una soglia di propagazione della cricca da fatica molto inferiore ΔK_{th} a causa del graduale accumulo dei fenomeni di chiusura della cricca. Nello specifico, la soglia di propagazione della cricca da fatica è costituita sia da una componente intrinseca $\Delta K_{th,eff}$, dipendente dalle proprietà reticolari ed elastiche del materiale, sia da una componente indotta dalla chiusura $\Delta K_{th,opt}$, che cambia man mano che i fenomeni di chiusura evolvono fino al raggiungimento del regime di cricca lunga. L'evoluzione della soglia di propagazione della cricca da fatica per cricche corte fisicamente/meccanicamente può essere descritta utilizzando il concetto di curva R ciclica (figura 1.12).

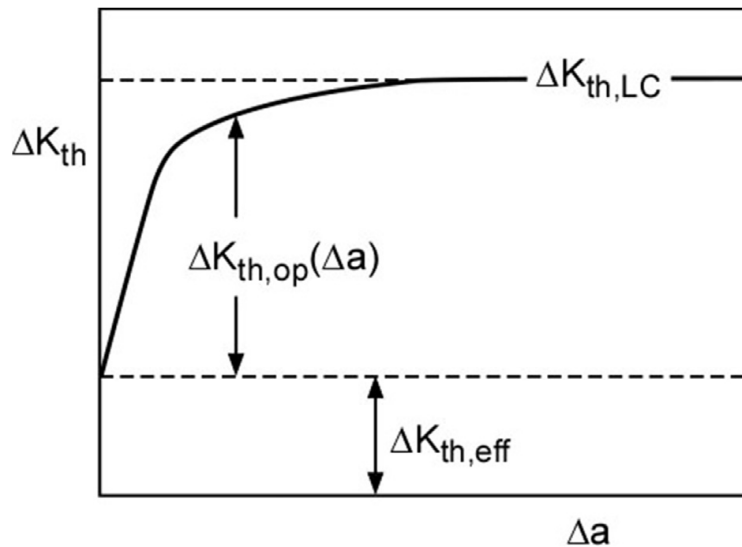


Figura 1.12 Schema curva R ciclica [16]

L'evoluzione della soglia di propagazione della cricca da fatica per cricche corte fisicamente/meccanicamente può essere descritta utilizzando il concetto di curva R ciclica.

Di seguito vengono riportati alcuni dei più importanti parametri di influenza della curva R ciclica nell'ambito dell'applicazione ai giunti saldati sollecitati ad ampiezza di tensione costante. I parametri di influenza che vengono presi in considerazione sono:

- Effetto del materiale;
- Effetto del rapporto di ciclo R;
- Effetto delle tensioni residue.

Il parametro più significativo ai fini di tale lavoro di tesi è il secondo cioè l'effetto del rapporto di ciclo.

L'idea fondamentale per capire tale fenomeno è che se il rapporto di ciclo aumenta, allora i fianchi della cricca sono meno a contatto e di conseguenza gli effetti dei fenomeni di closure sono sempre meno evidenti. In particolare, all'aumentare di R si riduce progressivamente il valore di soglia a regime $\Delta K_{th,LC}$. In figura 1.25 vengono riportate tre curve R cicliche ottenute per un acciaio 25CrMo4 al variare del rapporto di ciclo R [14].

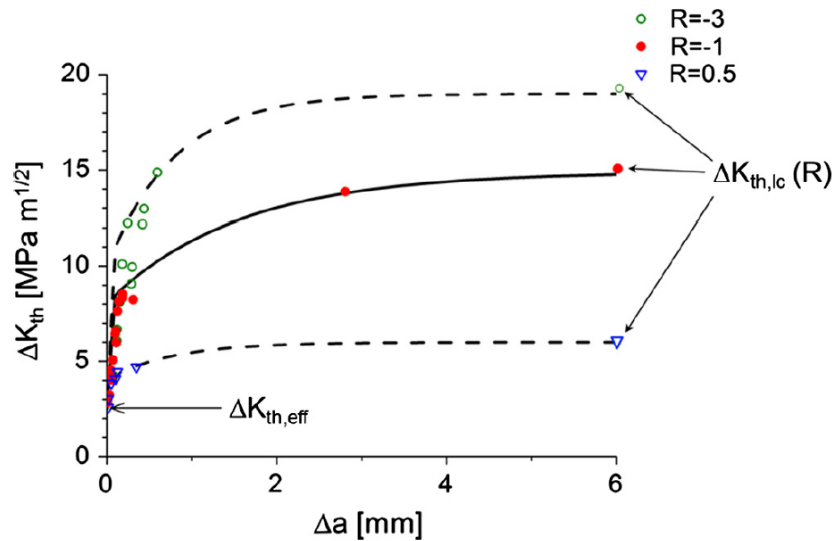


Figura 1.13 Curve R cicliche ottenute per un acciaio 25CrMo4 al variare del rapporto di ciclo R [14].

1.4 Stima del limite di fatica mediante curva R-ciclica per giunti saldati

La curva R ciclica può essere sfruttata per determinare il limite di fatica di un componente criccato eseguendo la cosiddetta analisi della curva R ciclica. In tale analisi, la sollecitazione è quantificata attraverso la *driving force*: rappresenta l'andamento del range dello stress intensity factor applicato all'apice di cricca ΔK_I .

L'obiettivo è quindi il confronto della suddetta *driving force* di una cricca che propaga (linee nere nella figura 1.14), che dipende dalla geometria, dal materiale e dai carichi esterni ($\Delta\sigma_g$ nella figura 1.14), con la relativa curva di resistenza (linea rossa nella figura 1.14), ovvero la curva R ciclica stessa. La propagazione della cricca viene favorita qualora la *driving force* della cricca assuma valori superiori a quelli di resistenza, mentre la cricca viene arrestata nel caso opposto. Di conseguenza il limite di fatica $\Delta\sigma_{g,th}$ è dato dal livello di sollecitazione esterna risultante in una curva della *driving force* della cricca, tangente alla resistenza alla cricca (linea nera continua in figura 1.14). Per applicare tale metodo, tuttavia, deve essere noto il parametro della lunghezza di cricca iniziale a_i . Vi sono diverse proposte in merito:

- La dimensione di difetti presenti nella matrice del materiale (inclusioni non metalliche, particelle di fasi secondarie etc.) e difetti superficiali quali graffi [15];
- Una dimensione di cricca iniziale intrinseca $a_{i,int}$ proprietà di materiale [16].

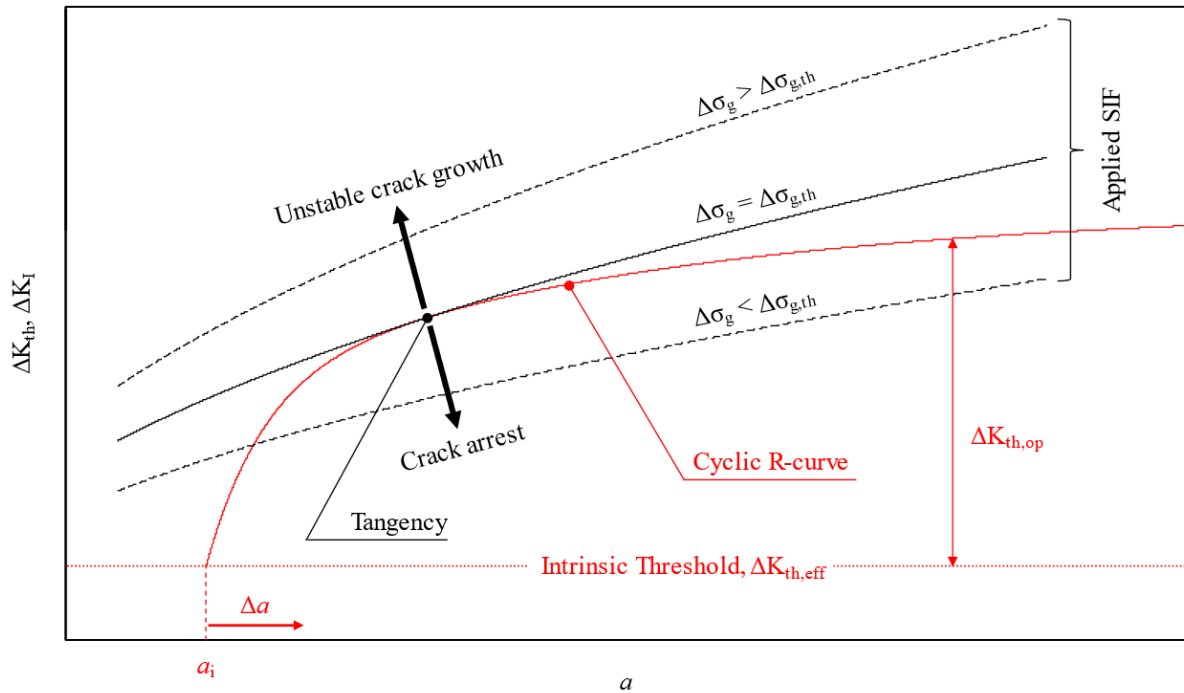


Figura 1.14 Schema dell'analisi della curva R ciclica applicata a un giunto saldato.[17]

Recentemente nel 2023 Vecchiato, Moda, Madia e Meneghetti [17] hanno proposto una nuova procedura per stimare in modo efficiente il limite di fatica delle strutture saldate consistente in una combinazione sinergica dell'analisi della curva R ciclica e del Peak Stress Method [3]. La procedura proposta richiede solo un singolo parametro di progettazione che racchiuda tutte le informazioni sulla geometria, le dimensioni e i carichi applicati e le condizioni al contorno (ad es. assiale o flessione) invece dei calcoli complessi richiesti per i metodi basati sulla meccanica della frattura. È stato analizzato il caso di cedimento del cordone di saldatura di giunti saldati distesi in acciaio strutturale S355J2+N sotto carico ciclico di modo puro I con rapporto di ciclo $R = -1$. In primo luogo, è stata determinata sperimentalmente la curva R ciclica per un acciaio strutturale S355J2+N e successivamente per lo stesso materiale ma in condizioni di zona termicamente alterata (ZTA). In secondo luogo, è stato introdotto il concetto di Notch Stress Intensity Factor (NSIF) ΔK_I^V e sfruttato insieme all'analisi della curva R ciclica per definire un limite di fatica per le strutture saldate espresso in termini di NSIF alla soglia $\Delta K_{I,th}^V$. Quindi, il NSIF ottenuto alla soglia $\Delta K_{I,th}^V$ è stato tradotto in un picco di stress equivalente alla soglia $\Delta\sigma_{eq,peak,th}$ sfruttando il Peak Stress Method per il calcolo rapido del NSIF. Infine, il nuovo parametro è stato associato alla banda di dispersione del progetto basata su PSM e confrontato con i dati sperimentali tratti dalla letteratura.

In tale lavoro [17] è stato necessario definire la lunghezza iniziale di cricca a_i . Zerbst in [16] afferma che il più grande difetto simile ad una cricca (ad esempio inclusioni non metalliche, pori, cavità, ritiri, difetti di saldature, micro-cricche, rugosità superficiale, sottosquadri, fosse di corrosione, graffi, ...) dovrebbe essere utilizzato come cricca iniziale quando la dimensione è maggiore di a_i ottenuta dall'analisi dell'arresto della cricca. Con tale ipotesi si è trovata una dimensione iniziale della cricca $a_i = 17 \mu\text{m}$ per un acciaio strutturale S355J2+N mediante l'analisi di arresto della cricca appena discussa.

1.4.1 Calcolo della curva R-ciclica

In [17] è stato considerato un acciaio strutturale S355J2+N e la corrispondente curva R ciclica è stata caratterizzata sperimentalmente sia per il Base Metal (BM) che per la Heat Affected Zone (HAZ), quest'ultima di interesse fin dall'innesco della cricca e le prime fasi di crescita delle cricche nei giunti saldati si verificano all'interno della ZTA. Di conseguenza, sono stati utilizzati due diversi lotti di Single Edge Notch in Bending (SENB). Il primo lotto era costituito da provini in metallo di base (figura 1.15 a) mentre il secondo era costituito da una saldatura testa a testa caricata trasversale rettificata a filo della piastra (figura 1.15 b) le cui tensioni residue sono state ridotte il più possibile mediante l'applicazione di un trattamento termico di distensione.

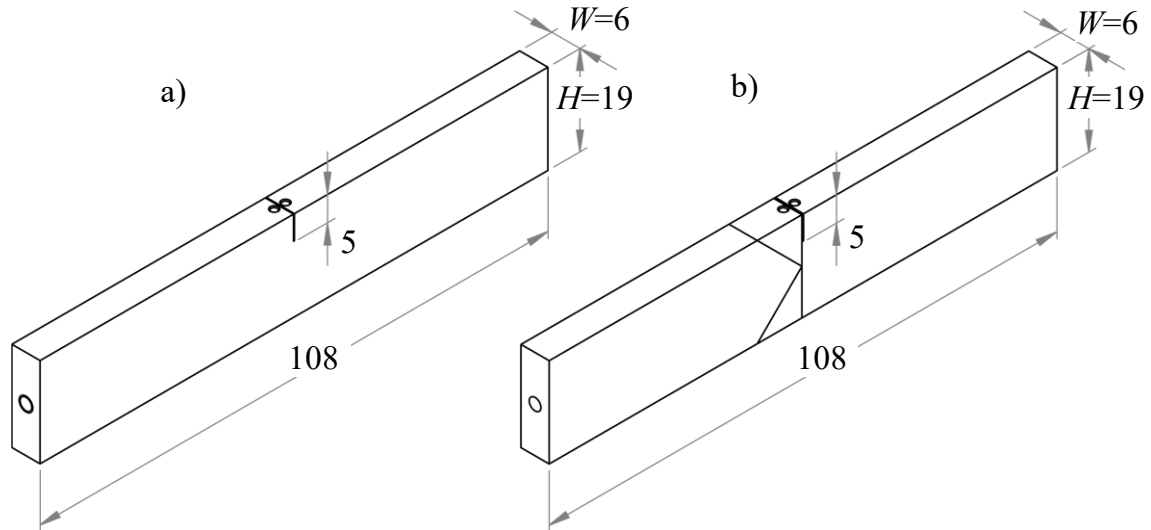


Figura 1.15 Provini costituiti da: a) S355J2+N, b) S355J2+N saldato, [17].

Quindi, i provini sono stati caricati in pura flessione con un rapporto di carico $R = -1$. Il rapporto di ciclo pari a -1 negativo è stato consentito grazie all'adozione di un dispositivo di flessione a otto punti per i campioni SENB che consente l'applicazione di un carico ciclico di flessione puro completamente invertito. In particolare, durante le prove di crescita della cricca da fatica la macchina è stata controllata in termini di forza applicata o range SIF applicato ΔK_I , il cui valore è stato calcolato adottando le equazioni riportate nella norma ISO12108:2018 [18]:

$$K_I = \frac{F}{w \cdot H^{1/2}} \frac{S_{max} - S_{min}}{2H} 3 \sqrt{2 \tan\left(\frac{\pi a}{2H}\right)} \frac{0,923 + 0,199 \left(\sin\left(\frac{\pi a}{2H}\right)\right)^4}{\cos\left(\frac{\pi a}{2H}\right)} \quad (1.14)$$

Dove F è la forza applicata, W e H sono rispettivamente la larghezza e l'altezza del provino, a è la lunghezza della cricca, mentre S_{max} e S_{min} sono rispettivamente la luce maggiore e minore dei dispositivi di flessione a 8 punti. A questo punto partendo da un $\Delta K_I = 16 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$ iniziale, è stato adottato questo valore sulla base dell'esperienza degli autori, il provino è stato caricato sotto sforzo di trazione applicando carichi di fatica ad ampiezza costante a un livello di sforzo vicino alla soglia intrinseca $\Delta K_{th,eff}$. Se non si verifica alcuna propagazione, il livello di carico è stato aumentato di circa $0.5 - 1 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$. Non appena il livello di sollecitazione è stato sufficientemente elevato da far propagare la cricca, si sono instaurati fenomeni di chiusura e la cricca si è arrestata, raggiungendo la condizione di soglia. Quindi, il livello di carico è stato aumentato e la procedura è stata ripetuta fino a quando non è stato trovato più arresto. A questo punto, la procedura è stata ripetuta fino al regime di cricca lunga modificando la modalità di controllo della macchina di prova, che è stata impostata per applicare costante l'intervallo SIF applicato ΔK_I (a uno specifico rapporto di carico $R = -1$) con l'aumentare della dimensione della cricca.

Infine, i dati sperimentali sono stati adattati utilizzando la seguente espressione Maierhofer [14]:

$$\Delta K_{th} = \Delta K_{th,eff} + (\Delta K_{th,LC} - \Delta K_{th,eff}) \left[1 - \sum_{i=1}^n v_i e^{-\frac{\Delta a}{l_i}} \right] \quad (1.15)$$

Dove v_i e l_i sono coefficienti da trovare con best fit sui dati sperimentali, a condizione che sia soddisfatta la seguente condizione di vincolo:

$$\sum_{i=1}^n v_i = 1 \quad (1.16)$$

Il best fit è stato eseguito sfruttando lo strumento di curve fitting implementato in Matlab® imponendo $i = 2$ e i parametri risultanti dove $\Delta K_{th,eff} = 2.58 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$, $\Delta K_{th,LC} = 10 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$, $v_1 = 0.495$, $l_1 = 0,046 \text{ mm}$, $v_2 = 1 - v_2 = 0,505$, $l_2 = 1,913 \text{ mm}$. La curva corrispondente è riportata come linea rossa continua nella figura (1.15):

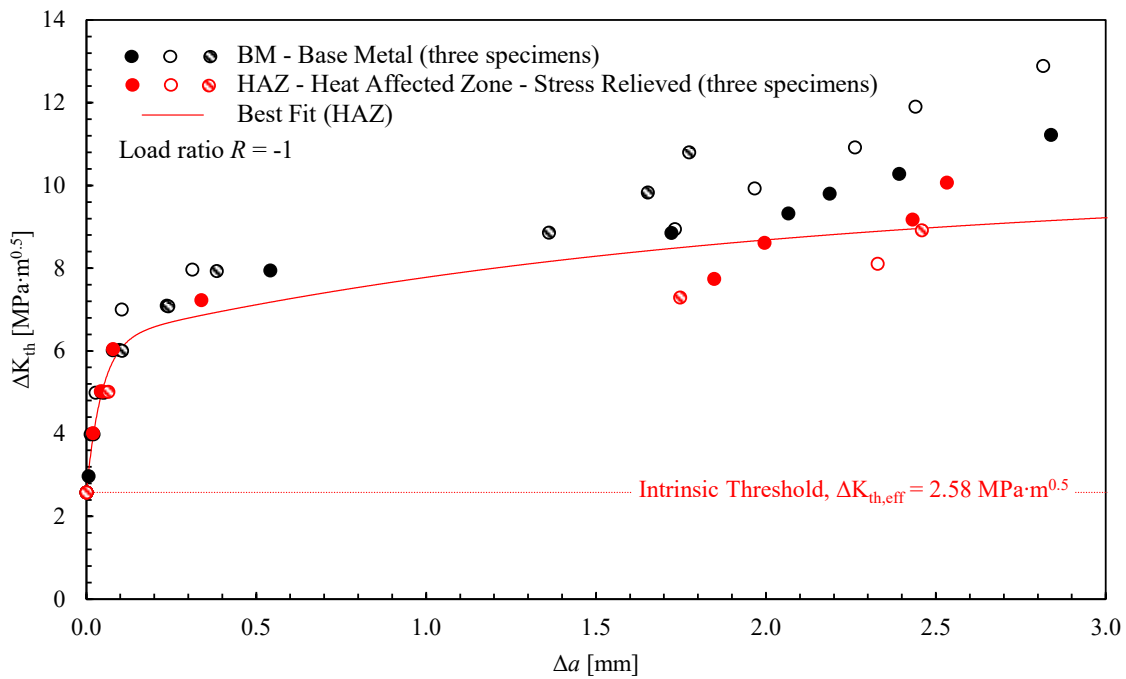


Figura 1.16 Curva R ciclica ottenuta relativa al materiale saldato S355J2+N nel caso di R=-1. Diversi colori consentono di distinguere tra BM e HAZ, mentre il modo in cui i marcatori sono riempiti identifica diversi campioni dello stesso lotto [17].

1.4.2 Calcolo dell'NSIF di soglia $\Delta K_{I,th}^V$

La stima del fattore di intensità della sollecitazione applicato (SIF) è un compito complesso, poiché richiede la conoscenza della geometria locale del cordone di saldatura, nonché della posizione, del percorso e della forma della cricca che si propaga. La conoscenza del percorso e della forma della cricca può rappresentare una sfida significativa, che potrebbe richiedere l'uso di complessi algoritmi e stime di propagazione della cricca. Inoltre, anche se esistono approcci semplificati per alcuni casi semplici, i tempi di calcolo per geometrie complesse possono essere significativi, in quanto piccole cricche devono essere incorporate in geometrie ampie e con mesh fitta, richiedendo analisi multiple per diversi valori di a per determinare il valore di K_I .

Vecchiato, Moda; Madia e Meneghetti introdussero le seguenti ipotesi semplificative per il calcolo della *driving force*:

- Raggio del piede di saldatura nullo, $\rho = 0$;
- Cricca che propaga lungo la bisettrice dell'intaglio a V;
- Fronte di cricca rettilineo.

L'assunzione di un raggio di raccordo ai piedi della saldatura nullo parte dall'osservazione che il suo valore reale è solitamente molto piccolo per giunti saldati ad arco e il cordone di saldatura è modellato come un intaglio a V con raggio di punta nullo ($\rho = 0$) e angolo di apertura $2\alpha = 135^\circ$. Come conseguenza del raggio di raccordo nullo, i carichi esterni agenti sul componente producono campi di sollecitazione singolari al piede della saldatura essendo proporzionali a $1/r^{1-\lambda_1}$ dove r è radialmente la distanza dall'apice dell'intaglio a V (figura 1.17), mentre il grado di singolarità $1 - \lambda_1$ è una funzione dell'angolo di apertura.

L'ipotesi di fronte di cricca rettilineo cioè di cricca passante invece permette una stima conservativa della driving force poiché sotto queste ipotesi il K_I risulta il massimo possibile. Infine, l'assunzione di cricca che propaga lungo la bisettrice dell'intaglio trova numerose controprove sperimentali come quelle di Livieri e Tovo [19]. Hanno analizzato molte macro-grafie di giunti saldati rotti al piede del cordone di saldatura quando sottoposti a carico di modo I puro (connessione flangia-tubo, giunti saldati di testa, giunti cruciformi) e hanno osservato che la cricca da fatica si propaga lungo la bisettrice nella prima fase di propagazione. Alla fine, il percorso della cricca curva lentamente e tende a diventare perpendicolare alla direzione del carico.

Sotto tali ipotesi si è calcolato l'NSIF K_I^V tramite l'equazione (1.17) ed è stato ampiamente dimostrato che il suo intervallo ΔK_I^V può essere utilizzato per valutare in modo efficiente la resistenza a fatica dei giunti saldati.

$$K_I^V = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{\theta\theta}(r, \theta = 0) r^{1-\lambda_1} \quad (1.17)$$

Il sistema di riferimento per il calcolo dell'NSIF è rappresentato in figura (1.16).

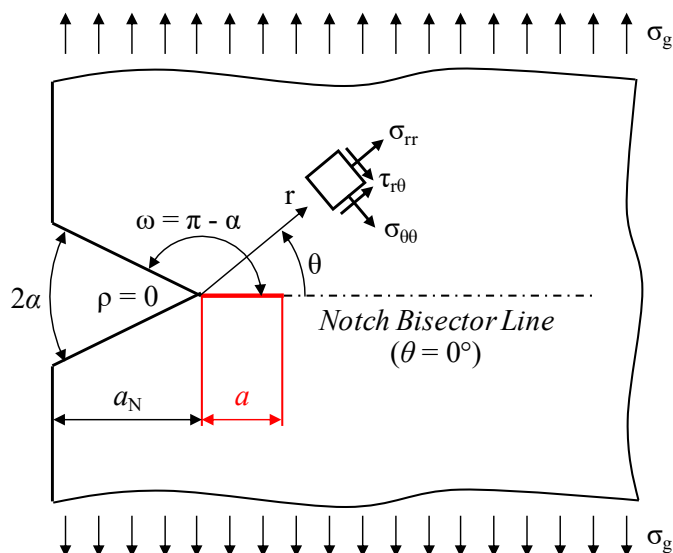


Figura 1.17 Definizione del sistema di coordinate cilindriche (r, θ, z) centrato ad apice dell'intaglio a V ($2\alpha, \rho = 0$) e delle corrispondenti componenti di sollecitazione locale in un generico campo di sollecitazione. La linea rossa rappresenta la cricca con fronte rettilineo attraverso lo spessore che si propaga lungo la bisettrice dell'intaglio [17].

È interessante notare che il concetto NSIF può essere molto utile per determinare il SIF K_I di cricche corte che si propagano lungo la bisettrice di un intaglio a V acuto. Infatti, il campo di sollecitazione della configurazione criccata è completamente determinato dal campo di sollecitazione della configurazione non criccata (cioè dal NSIF K_I^V) e può essere valutato utilizzando la seguente formula [20]:

$$\Delta K_I = C_{2\alpha} \sqrt{\pi} \cdot a^{\lambda_1 - 0.5} \cdot \Delta K_1^V \quad (1.18)$$

Dove $C_{2\alpha}$ è un parametro costante dipendente dall'angolo di apertura dell'intaglio a V 2α , a è la lunghezza della cricca che si propaga misurata dalla punta dell'intaglio a V (vedi figura 1.17), λ_1 è il coefficiente di Williams e ΔK_1^V è il NSIF che quantifica l'intensità della distribuzione della sollecitazione asintotica ad apice intaglio nella configurazione non criccata. Atzori, Meneghetti, Lazzarin [20] proposero la seguente relazione per valutare il coefficiente $C_{2\alpha}$:

$$C_{2\alpha} = -4.658 \cdot 10^{-6} \cdot (2\alpha)^2 + 1.840 \cdot 10^{-4} \cdot (2\alpha) + 5.629 \cdot 10^{-1} \quad (1.19)$$

È stato considerato il caso di cedimento del cordone di saldatura di giunti saldati distesi in acciaio strutturale S355J2+N sollecitati a modo I con rapporto di ciclo pari a $R = -1$ (carico ciclico). L'angolo di apertura è stato fissato pari a $2\alpha = 135^\circ$ ($\lambda_1 = 0.674$ e la *driving force* è stata valutata utilizzando l'equazione (1.18), in cui è stato utilizzato un valore di $C_{2\alpha} = 0.503$, per diverse lunghezze di cricca a comprese tra 0 e 500 μm). Infine, la *driving force* è stata scalata modificando il valore di ΔK_1^V e la tangenza è stata trovata per un valore di soglia dell'intervallo NSIF pari a $\Delta K_{I,th}^V = 32.5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.326}$. L'analisi con la curva R-ciclica con indicata la condizione di tangenza è raffigurata in figura (1.18):

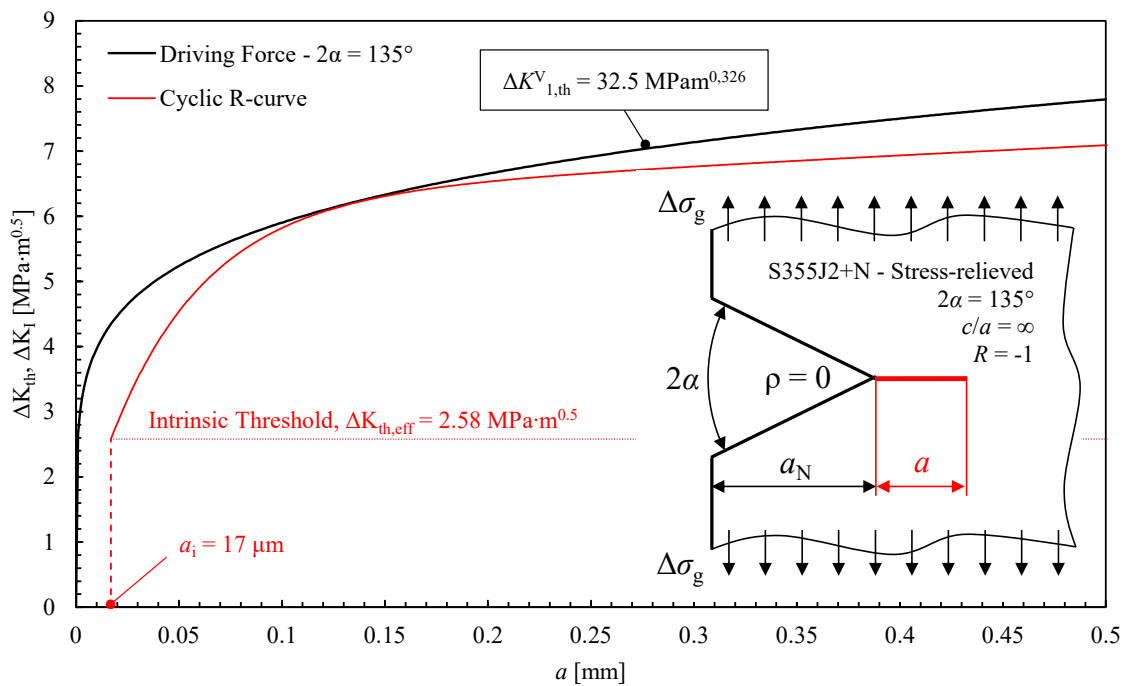


Figura 1.18 Risultato dell'analisi della curva R ciclica: la driving force è rilevante nel caso di una cricca a fronte rettilineo attraverso lo spessore che si propaga lungo la bisettrice di un intaglio a V acuto ($\rho = 0$) con angolo di apertura $2\alpha = 135^\circ$ sotto carico assiale completamente invertito ($R = -1$) [17]

1.4.3 Calcolo con il PSM della tensione equivalente di soglia $\Delta\sigma_{eq,peak,th}$

Le analisi agli elementi finiti (FEM) sono il modo più semplice ed efficace per calcolare il NSIF in geometria complessa. Il metodo più affidabile per calcolare i NSIF è utilizzare la definizione (equazione 1.17), vale a dire valutare tutte le distribuzioni di tensione in prossimità dell'apice dell'intaglio a V lungo la linea di bisettrice ($\theta = 0$ in figura 1.17) e calcolando il limite riportato nell'equazione (1.17). Sfortunatamente, la dimensione dell'elemento da utilizzare in un FEM per eseguire questi calcoli deve essere molto piccola (nell'ordine di 10^{-4} - 10^{-5} mm), essendo necessario un modello di mesh estremamente fitto per catturare il gradiente del campo di sollecitazione locale in prossimità dell'apice dell'intaglio a V. Per superare questa limitazione, Meneghetti e Lazzarin [3] hanno proposto il cosiddetto Peak Stress Method (PSM), che è un approccio ingegneristico semplificato per stimare rapidamente i NSIF utilizzando analisi FEM elastiche lineari con mesh piuttosto grossolane rispetto a quelle richieste per l'applicazione del Definizione di NSIF. Secondo il PSM, il NSIF è stimato come segue:

$$K_I^V = K_{FE}^* \sigma_{\theta\theta,\theta=0,peak} d^{1-\lambda_1} \quad (1.25)$$

Dove K_{FE}^* è una costante adimensionale calibrata, d è la dimensione media degli elementi finiti, mentre $\sigma_{\theta\theta,\theta=0,peak}$ è il valore nodale della sollecitazione di picco di apertura (modo I) valutata nel V-notch dell'intaglio da un'analisi FEM elastico lineare secondo le regole del PSM. Tornando all'equazione (1.25), il coefficiente K_{FE}^* è calibrato per elementi finiti 3D e dipende dal tipo e dalla formulazione dell'elemento e dal V-notch angolo di apertura 2α . Ad esempio, il suo valore per elementi tetraedrici a 10 nodi (SOLID 187 della libreria di elementi Ansys®) e l'angolo di apertura $2\alpha = 135^\circ$ è $K_{FE}^* = 1,21 \pm 15\%$ [3]. Inoltre, $\sigma_{\theta\theta,\theta=0,peak}$ è il valore nodale della sollecitazione di picco, quest'ultima essendo calcolata in un sistema di coordinate cilindrico locale centrato sulla punta dell'intaglio a V, con direzione z tangente alla linea di punta dell'intaglio, direzione θ allineato con la linea bisettrice dell'intaglio e coordinata r lungo la direzione radiale. In particolare, $\sigma_{\theta\theta,\theta=0,peak}$ è la sollecitazione di apertura agente perpendicolarmente alla bisettrice dell'intaglio (identificata dalla direzione $\theta = 0^\circ$, figura 1.19).

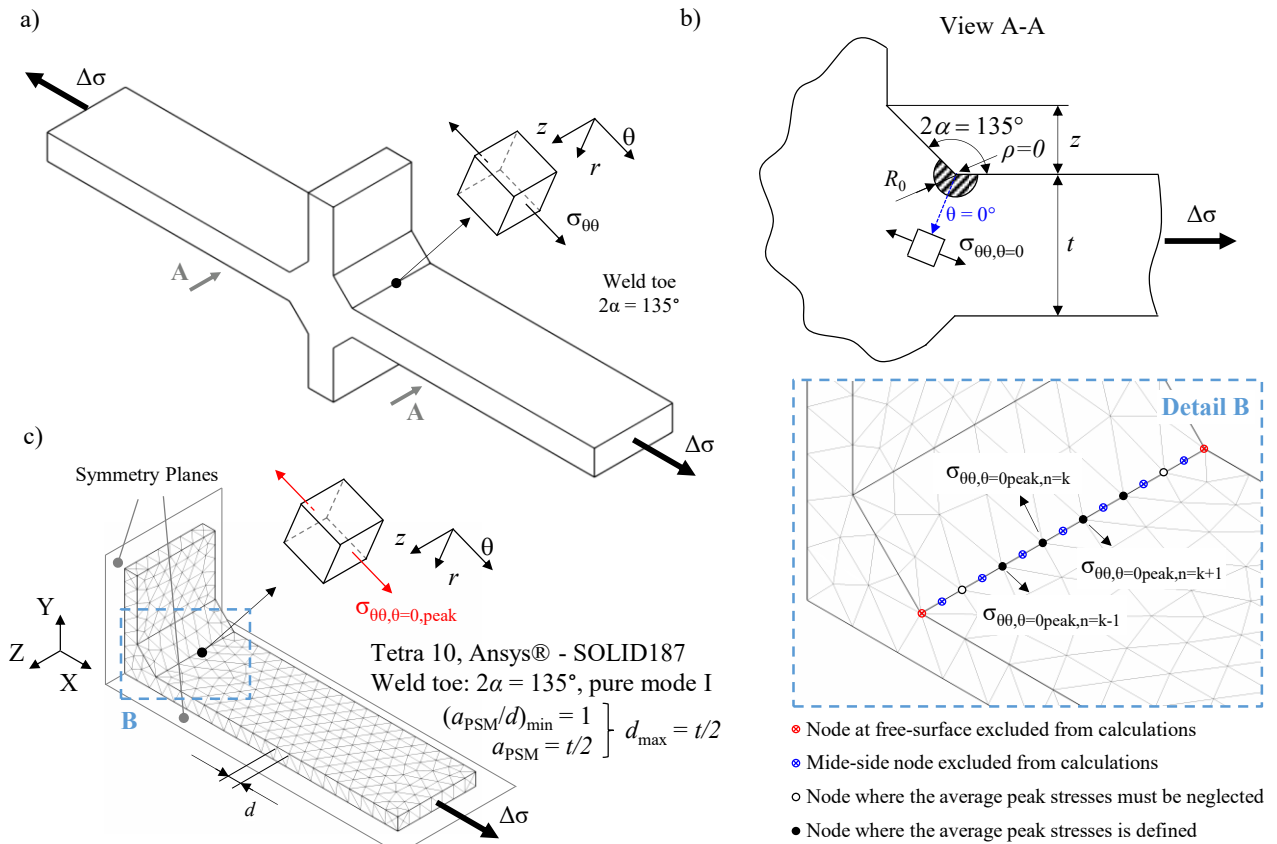


Figura 1.19 Esempio di applicazione del PSM: a) geometria secondo l'approccio basato su NSIF e l'ipotesi del caso peggiore per la valutazione della durata a fatica dei giunti saldati. b) Volume strutturale di raggio R_0 centrato al piede di saldatura. c) Modello FEM discretizzato con elementi tetra a 10 nodi con dettaglio sulle sollecitazioni di picco al piede di saldatura. d) restrizioni all'applicazione del PSM con elementi tetra a 10 nodi. [17]

Utilizzando elementi tetraedrici a 10 nodi in [3] si suggerisce di livellare la distribuzione delle sollecitazioni di picco sostituendo nell'equazione (1.25) la sollecitazione di picco $\sigma_{\theta\theta,\theta=0,peak}$ con la corrispondente sollecitazione di picco media, calcolata come segue:

$$\bar{\sigma}_{i,j,peak,n=k} = \frac{\sigma_{i,j,peak,n=k-1} + \sigma_{i,j,peak,n=k} + \sigma_{i,j,peak,n=k+1}}{3} \quad (1.26)$$

Meneghetti e Lazzarin [3] hanno proposto quindi un nuovo parametro di danno da fatica, denominato sforzo di picco equivalente $\Delta\sigma_{eq,peak}$, come criterio di resistenza a fatica. La sua definizione limitatamente a modo I di apertura è riportata di seguito nell'equazione (1.27):

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = \sqrt{c_{w1} f_{w1} \Delta\sigma_{\theta\theta,\theta=0,peak}^2} \quad (1.27)$$

Il coefficiente c_{w1} , viene introdotto per includere l'effetto di stress medio per giunti saldati distesi, mentre il suo valore è forzato a $c_{w1} = 1$ per giunti as-welded, indipendentemente dallo stato di stress residuo. È definito in funzione del rapporto di carico nominale $R = (\sigma_{min}/\sigma_{max})$ secondo la seguente espressione:

$$c_{w1}(R) = \begin{cases} \frac{1+R^2}{(1-R)^2} & \text{if stress-relieved and } -1 \leq R \leq 0, \\ \frac{1-R^2}{(1-R)^2} & \text{if stress-relieved and } 0 \leq R < 1, \\ 1 & \text{if as-welded for any } R \text{ value} \end{cases} \quad (1.28)$$

Il coefficiente f_{w1} tiene conto della media delle sollecitazioni all'interno del volume strutturale del materiale definito dal raggio R_0 pari a $R_0 = 0.28$ mm per acciai saldati. Il parametro e_1 nel caso di sollecitazioni a puro modo I vale $e_1 = 0.117$ mm; mentre ν è il coefficiente di Poisson che per acciai vale $\nu = 0.3$.

$$f_{w1} = K_{FE}^* \sqrt{\frac{2e_1}{1-\nu^2}} \left(\frac{d}{R_0}\right)^{1-\lambda_1} \quad (1.29)$$

Tornando alle condizioni di soglia, inserendo tale valore dell'NSIF $\Delta K_{I,th}^V = 32.5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.326}$ valutato dall'analisi della curva R ciclica (figura 1.18) nell'equazione (1.27). Lo sforzo di picco equivalente alla soglia $\Delta\sigma_{eq,peak,th}$ è stato ottenuto uguagliando l'equazione (1.27) e l'equazione (1.25):

$$\Delta\sigma_{eq,peak,th} = \sqrt{c_{w1}} \sqrt{\frac{2e_1}{1-\nu^2}} \left(\frac{1}{R_0}\right)^{1-\lambda_1} \Delta K_{I,th}^V \quad (1.30)$$

È stato trovato un valore di $\Delta\sigma_{eq,peak,th} = 170$ MPa per una probabilità di sopravvivenza $PS = 50\%$, questo parametro è valido per il cedimento del cordone di saldatura ($2\alpha = 135^\circ$) di giunti saldati distesi in acciaio strutturale S355 sollecitati a puro modo I con rapporto di ciclo $R = -1$. Il limite di fatica espresso in termini di sollecitazione di picco equivalente alla soglia $\Delta\sigma_{eq,peak,th}$ è stato confrontato con la banda di dispersione del progetto di fatica basata su PSM per giunti saldati in acciaio relativa al carico uniassiale proposta da Meneghetti e Lazzarin [3]. Questa curva di progettazione basata su PSM ha un intervallo di stress sopportabile $\Delta\sigma_{eq,peak,A,50\%} = 214$ MPa, una pendenza inversa $k = 3$ e un indice di dispersione riferito alle probabilità di sopravvivenza del 2,3%-97,7%. Il $\Delta\sigma_{eq,peak,th} = 170$ MPa ottenuto coincide con un numero di cicli a rottura $N_{th} \approx 4 \cdot 10^6$ cicli, tale valore è in pieno accordo vicino ai $5 \cdot 10^6$ cicli proposti dall'Eurocodice 3 [1] per definire il limite di fatica.

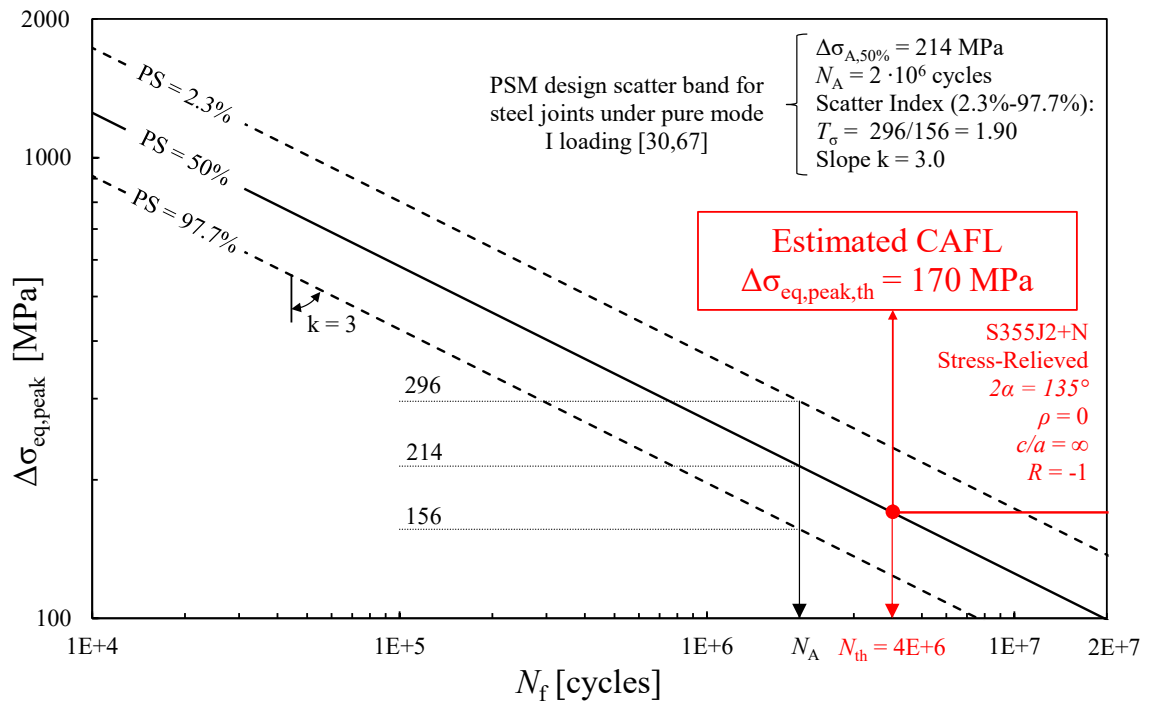


Figura 1.20 Banda di dispersione del PSM aggiornata con l'introduzione del limite di fatica ad ampiezza costante relativo al cedimento della punta di saldatura di giunti saldati sottoposti a distensione in acciaio strutturale S355 e testati a $R=-1$ [17].

2 Calcolo dello Stress Intensity Factor

2.1 Introduzione

Nel seguente capitolo vengono analizzate differenti metodologie per il calcolo dello Stress Intensity Factor (SIF) K_I applicate al caso di una piastra sollecitata a modo I di apertura. Tale piastra presenta due intagli laterali ed è descritta dalla seguente geometria:

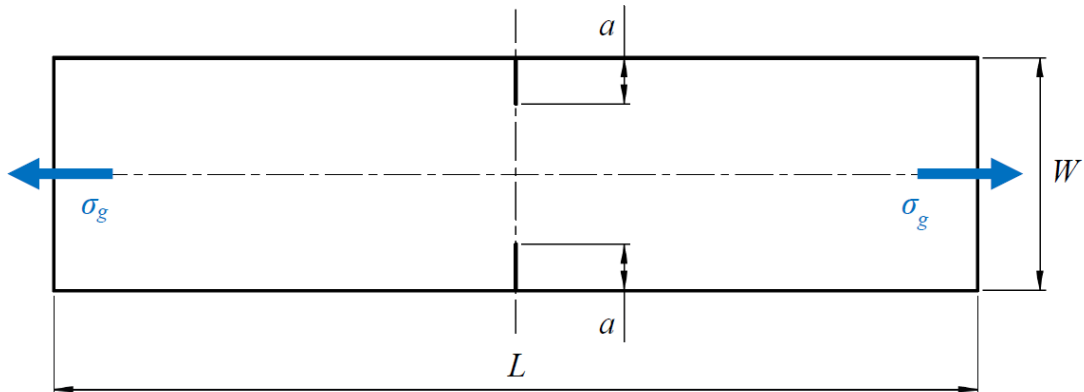


Figura 2.1 Geometria di riferimento

Il calcolo del K_I viene iterato al variare della lunghezza di cricca a , utilizzando i seguenti parametri:

- $L = 160$ mm
- $W = 40$ mm
- $a = 1,2,3 \dots 15$ mm
- $t = 12$ mm
- Modello lineare elastico
- Materiale: $E = 206000$ MPa ; $\nu = 0.3$
- Tensione Lorda $\sigma_g = 1$ MPa

I diversi modelli con cui è stato il calcolato il K_I sono i seguenti:

- Analitico – Formula ingegneristica (modello 2D)
- FEM – Definizione Gross e Mendelson [[8]] (modello 2D)
- FEM – Peak Stress Method [3] (modello 2D/3D)
- FEM- J-integral (Fracture Tool Ansys Workbench)

2.2 Calcolo del K_I con formula ingegneristica

In questo paragrafo si è calcolato il fattore di intensificazione dello sforzo (SIF) K_I applicando la formula ingegneristica. Tale metodo presenta il vantaggio di essere un metodo rapido per il calcolo del SIF in quanto analitico. La formula utilizzata è riportata nell'equazione (2.1):

$$K_I = \alpha \sigma_g \sqrt{\pi a} \quad (2.1)$$

È bene ricordare che l'equazione (2.1) non rappresenta la definizione del K_I (riportata invece nel paragrafo 1.2 equazione (1.3)) ma vuole rappresentare un metodo immediato per calcolarlo. In tale equazione σ_g è la tensione nominale lorda calcolabile facilmente conoscendo la sezione del componente e la forza applicata su di esso e α è detto fattore di forma che dipende dal tipo di geometria e dal tipo di sollecitazione applicata al componente $\alpha = f(\text{geometria}, \text{tipo di sollecitazione})$. I fattori di forma al variare di geometria e tipo di carico sono raccolti in letteratura [9].

Nel caso in esame, riferendosi a [9], il fattore di forma α è espresso dalla seguente equazione (2.2):

$$\alpha = \left(1 + 0,122 \cos^4 \left(\frac{\pi a}{w} \right) \right) \sqrt{\frac{w}{\pi a} \tan \left(\frac{\pi a}{w} \right)} \quad (2.2)$$

Applicando tale equazione (2.2) al caso in esame si calcola quindi il K_I al variare della lunghezza di cricca normalizzata a/w . I valori ricavati sono riportati nella seguente figura (2.2) e nella seguente tabella (2.1):

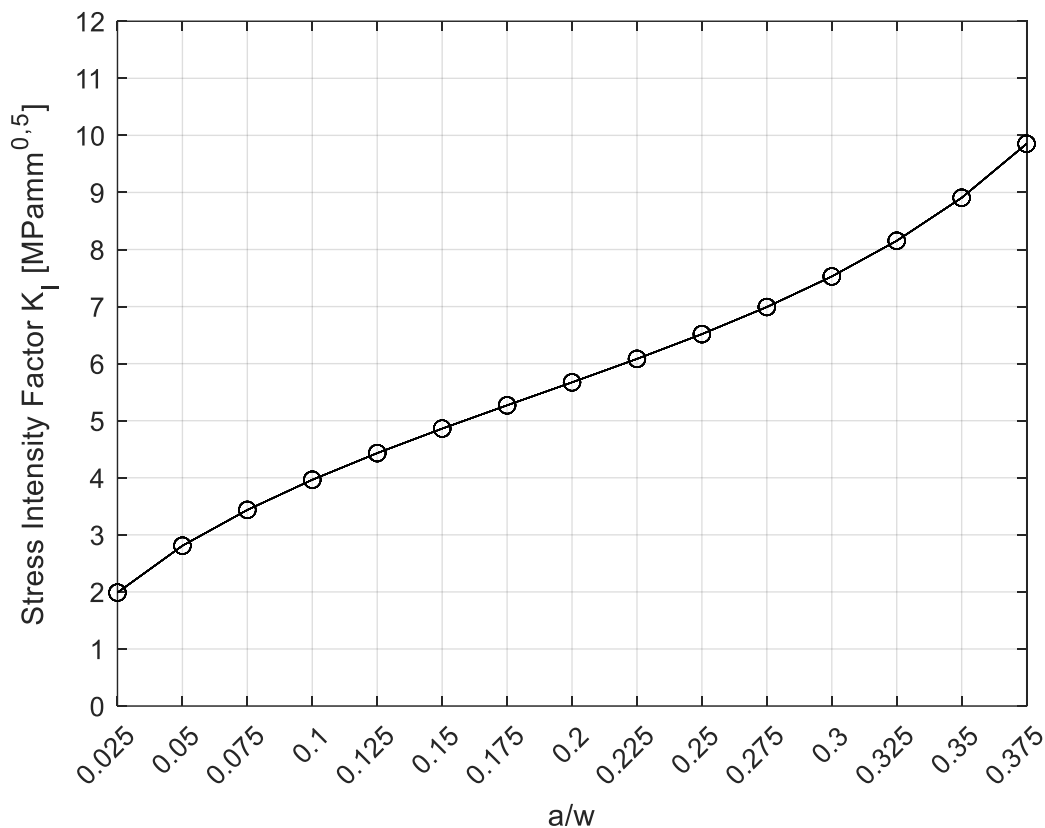


Figura 2.2 Andamento del K_I valutato con formula ingegneristica al variare della lunghezza di cricca normalizzata a/w .

a [mm]	K_I ANALITICO [MPamm ^{0.5}]
1	1.988
2	2.809
3	3.436
4	3.964
5	4.432
6	4.861
7	5.270
8	5.672
9	6.083
10	6.517
11	6.992
12	7.527
13	8.152
14	8.906
15	9.852

Tabella 2.1 Valori numerici del K_I calcolati con formula ingegneristica al variare della lunghezza di cricca a .

2.3 Calcolo K_I : Definizione di Gross e Mendelson

Nel seguente paragrafo si è calcolato il SIF in funzione della lunghezza di cricca a con la seguente definizione di Gross e Mendelson [8]:

$$K_I = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{yy,FEM}(r, \theta = 0) r^{\frac{1}{2}} \quad (2.3)$$

Per il calcolo del K_I si è resa necessaria un'analisi FEM con il software ANSYS Mechanical APDL per valutare la tensione di apertura ($\sigma_{yy,FEM}$) ad apice cricca ($r \rightarrow 0$) in funzione della coordinata r . Come elemento si è utilizzato un elemento piano a 4 nodi PLANE 182 in condizione di Simple Enhanced Strain (Keyoption K1) e in stato di deformazione piana (Keyoption K3). Essendo il componente simmetrico si è modellato solo $\frac{1}{4}$ di geometria sfruttando le simmetrie. Si è quindi proceduto alla generazione di volumi di controllo via via più grandi centrati nell'apice cricca per generare una mesh uniforme. I parametri di divisione delle linee (N) e dello spacing ratio (SR) sono riportate nella seguente figura (2.3) e nella tabella (2.2).

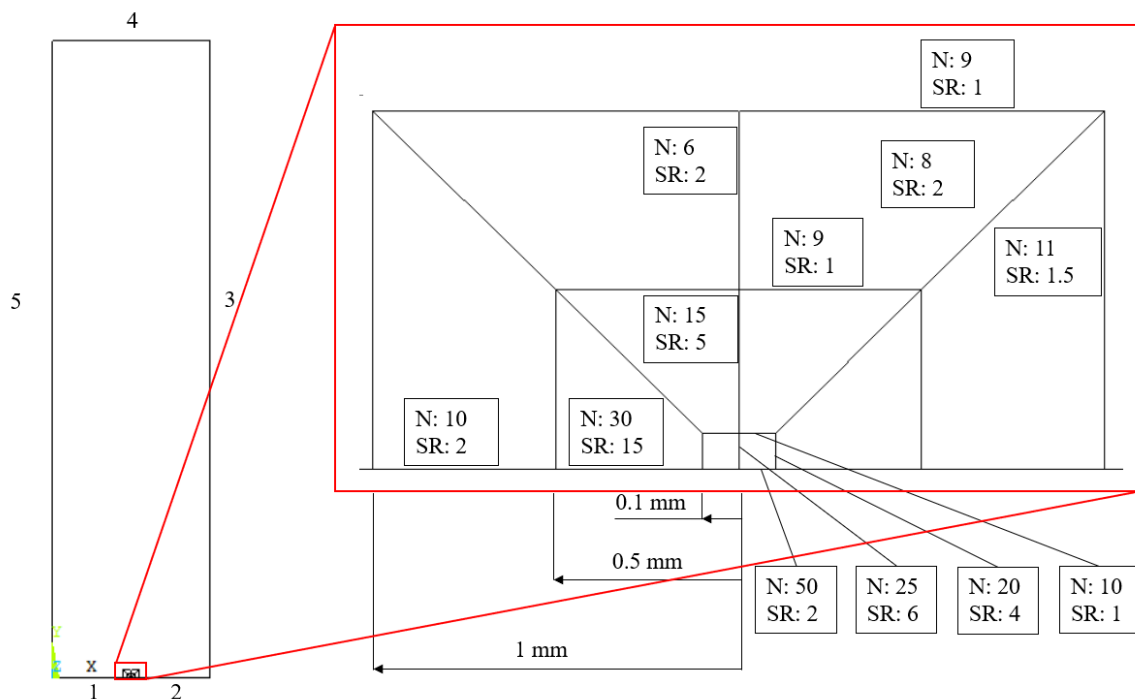


Figura 2.3 Parametri della divisione delle linee (N) e spacing ratio (R).

a [mm]	1		2		3		4		5	
	N	SR	N	SR	N	SR	N	SR	N	SR
1	NAN	NAN	85	1/6	75	5	10	1	115	18
2	12	1/2	80	1/5	75	5	11	1	120	17
3	20	1/2.2	75	1/5	75	5	12	1	110	16
4	25	1/2.2	70	1/6.2	75	5	11	1	110	15
5	30	1/2.2	70	1/5	75	5	10	1	105	14
6	40	1/2.2	65	1/5.5	75	6	8	1	100	13
7	45	1/3.2	59	1/5	75	6	8	1	95	12
8	50	1/3.2	59	1/4.8	75	7	8	1	90	11
9	55	1/4	55	1/4	75	7.5	8	1	85	9.5
10	55	1/4	55	1/4	80	8	7	1	80	8
11	55	1/4	55	1/4	85	9.5	8	1	75	7.5
12	59	1/4.8	50	1/3.2	90	11	8	1	75	7
13	59	1/5	45	1/3.2	95	12	8	1	75	6
14	65	1/5.5	40	1/2.2	100	13	8	1	75	6
15	70	1/5	30	1/2.2	105	14	10	1	75	5

Tabella 2.2 Parametri della divisione delle linee (N) e spacing ratio (R).

Si riporta a titolo di esempio nella figura (2.4) della mesh utilizzata per lunghezza di cricca pari a 12 mm:

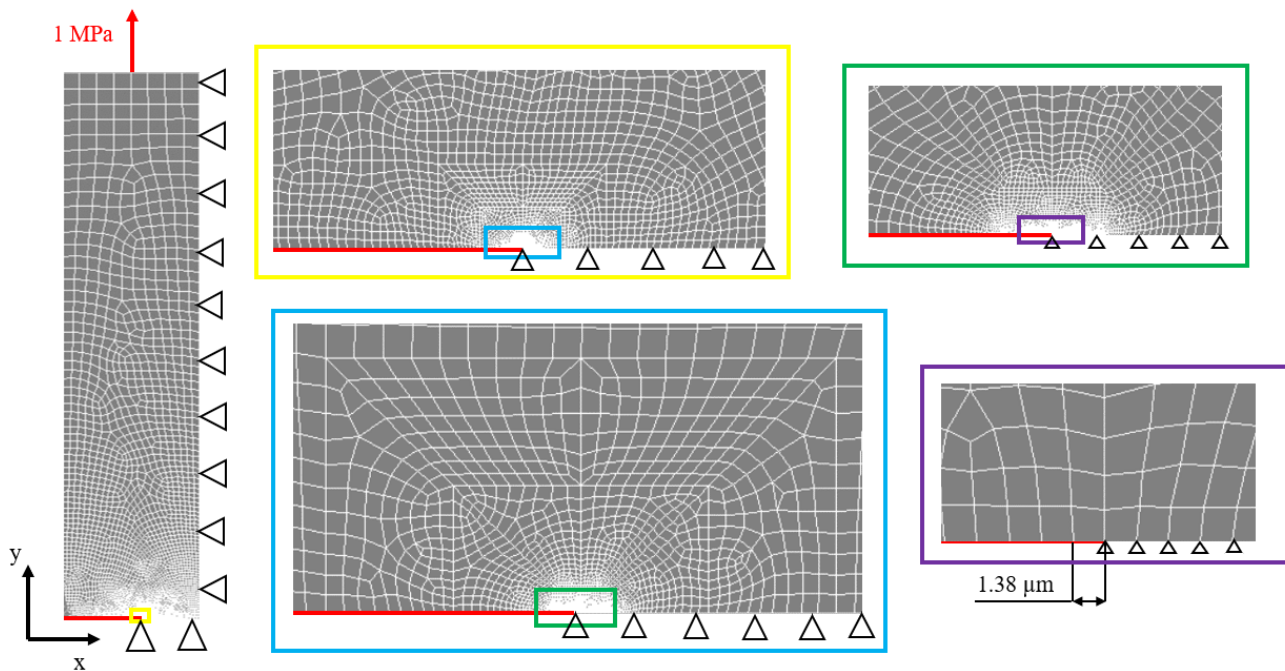


Figura 2.4 Esempio di mesh utilizzata nel caso di lunghezza di cricca pari a 12 mm con le indicazioni di vincolo e carico.

Come si evince dalla figura (2.4) affinché tale metodo per il calcolo del K_I risulti a convergenza è necessario utilizzare una mesh molto fitta all'apice intaglio con dimensione di elemento dell'ordine del micrometro. Da queste considerazioni risulta quindi evidente la complessità di calcolo che ne deriva utilizzando la definizione di Gross e Mendelson.

Nella seguente figura (2.5) si riporta l'andamento del campo tensionale $\sigma_{yy,FEM}$ in funzione della distanza dall'apice di cricca al variare della lunghezza di cricca a :

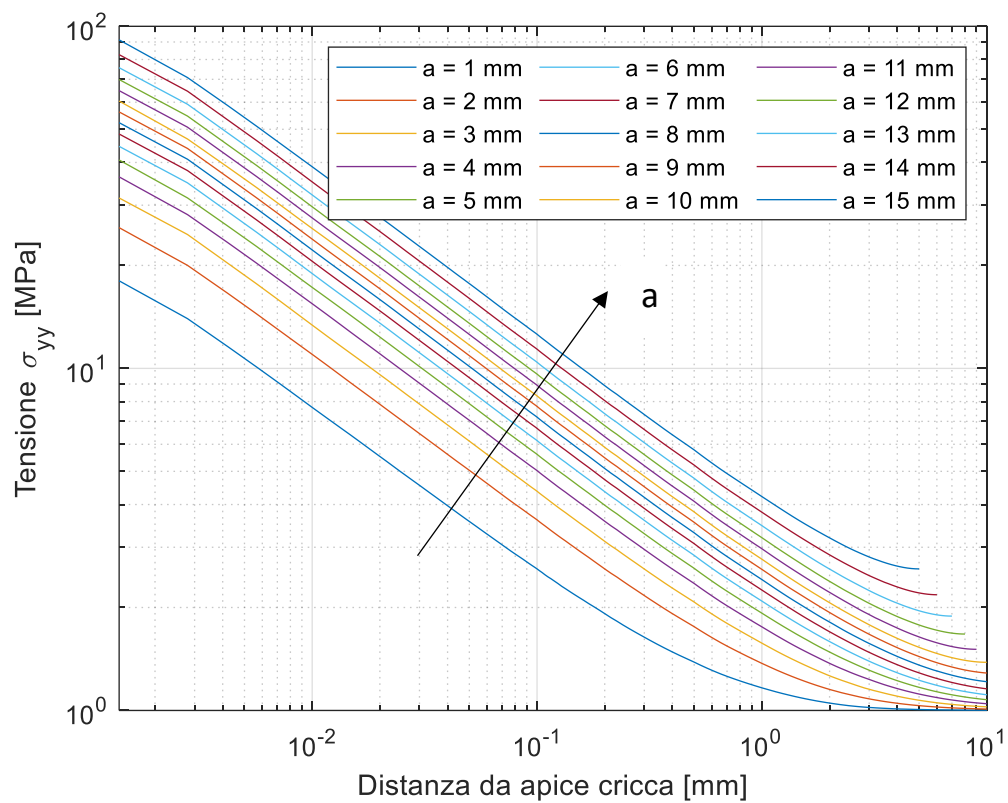


Figura 2.5 Andamento del campo tensionale σ_{yy} in funzione della distanza da apice cricca.

Allo stesso modo nella seguente figura (2.6) si riporta l'andamento del $K_{I\ FEM}$ in funzione della distanza dall'apice di cricca al variare della lunghezza di cricca a :

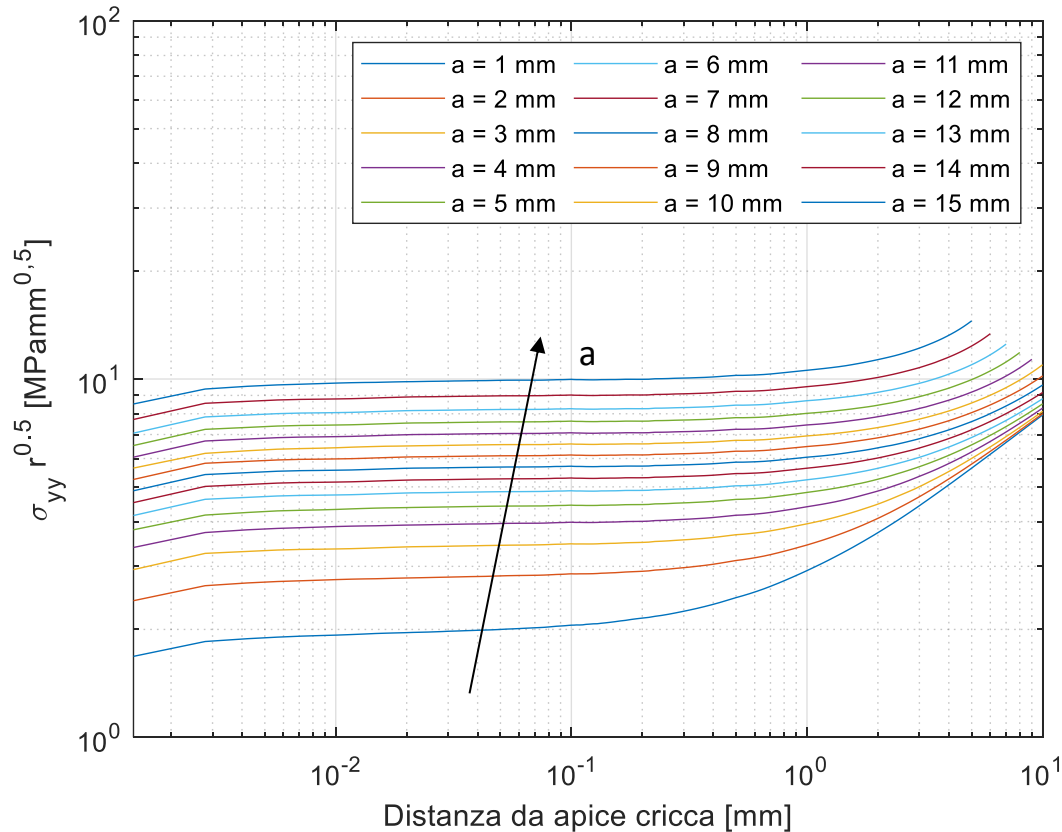


Figura 2.6 Andamento del prodotto tra la tensione σ_{yy} e la distanza $r^{0.5}$ in funzione della distanza dall'apice cricca.

Il prodotto tra la tensione σ_{yy} e la distanza $r^{0.5}$ coincide con il K_I nelle regioni in cui tale prodotto risulti costante ad un preciso valore. Dalla figura (2.6) si può notare che ad una distanza dall'apice cricca compresa tra 0,01 mm e 0,1 mm è ragionevole ritenere l'andamento costante. Nelle zone adiacenti all'apice di cricca e distanti da esso l'andamento del prodotto $\sigma_{yy} r^{0.5}$ non risulta più costante ad un preciso valore: questo perché in prossimità dell'apice cricca non si è arrivati a convergenza e servirebbe una mesh ancora più fitta e distante da esso si cominciano a risentire gli ordini superiori delle equazioni di Irwin. Per il calcolo del K_I perciò, ci si è focalizzati, per ogni lunghezza di cricca, in un intervallo tra 0,01 mm e 0,1 mm come valori di distanza dall'apice.

Si è poi calcolato per ogni lunghezza di cricca l'errore percentuale tra il valore del SIF ottenuto con analisi FEM e quello ottenuto con metodo analitico o diretto:

$$e \% = \frac{K_{I\ FEM} - K_{I\ ANALITICO}}{K_{I\ ANALITICO}} \cdot 100 \quad (2.4)$$

Tale formula dell'errore (2.4) verrà utilizzata anche in seguito per il calcolo dello scostamento percentuale tra i valori del K_I ottenuti con analisi FEM e la soluzione analitica.

Nella seguente figura (2.7) si rappresenta il valore del K_I calcolato con la formula analitica ($K_{I\text{ ANALITICO}}$), il valore di K_I calcolato con il metodo analizzato in questo paragrafo ($K_{I\text{ FEM}}$) e l'errore percentuale tra i due (*Errore %*):

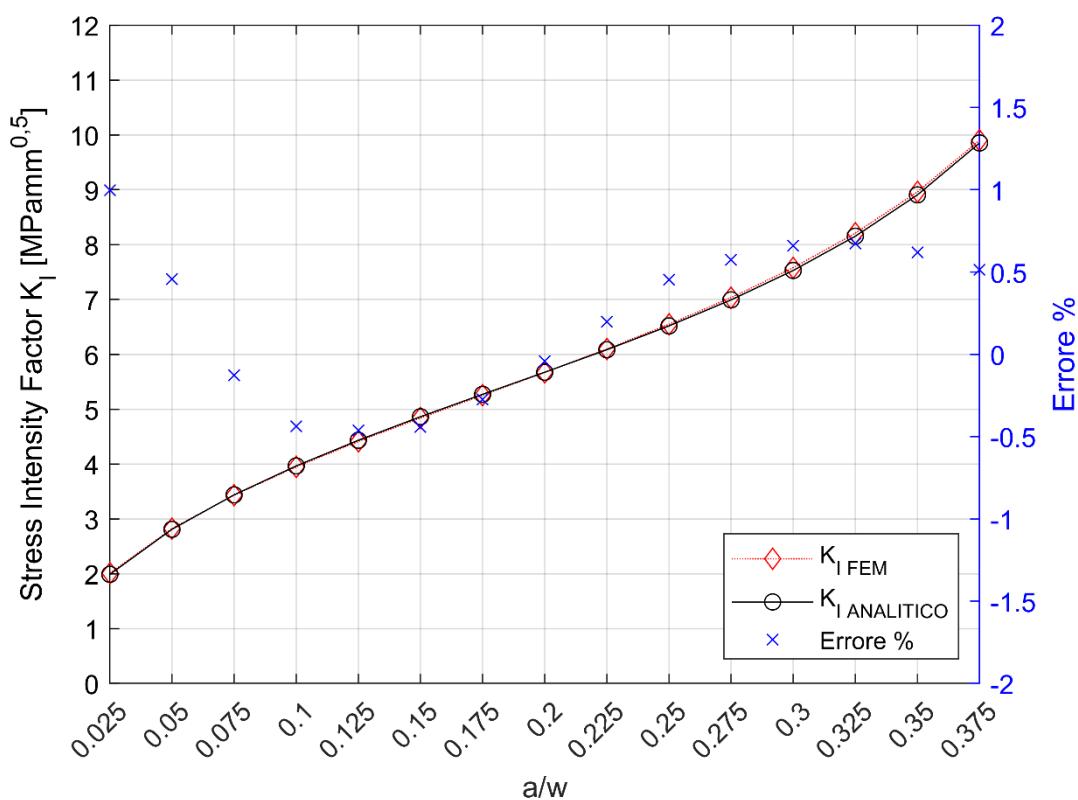


Figura 2.7 Confronto tra gli andamenti del K_I al variare della lunghezza di cricca normalizzata a/w calcolato con la formula ingegneristica (nero con pallino) e con la definizione di Gross e Mendelson (rosso). Rappresentazione dell'errore percentuale (blu) da leggere nell'asse delle ordinate secondario.

Come si può vedere da tale figura (2.7) l'errore percentuale massimo si ha per lunghezza di cricca $a = 1$ mm ed è pari a 0.99 %. I valori del $K_{I\text{ ANALITICO}}$, del $K_{I\text{ FEM}}$ e dell'errore percentuale sono riportati nella seguente tabella (2.3):

a [mm]	$K_{I\text{ ANALITICO}}$ [MPamm^{0.5}]	$K_{I\text{ FEM}}$ [MPamm^{0.5}]	Errore %
1	1.988	2.007	0.997
2	2.809	2.822	0.456
3	3.436	3.432	-0.126
4	3.964	3.947	-0.437
5	4.432	4.411	-0.463
6	4.861	4.840	-0.441
7	5.270	5.255	-0.274
8	5.672	5.670	-0.042
9	6.083	6.095	0.198
10	6.517	6.547	0.453
11	6.992	7.032	0.575
12	7.527	7.577	0.658
13	8.152	8.207	0.673
14	8.906	8.965	0.619
15	9.852	9.903	0.513

Tabella 2.3 Valori numerici del K_I calcolati con formula ingegneristica e definizione di Gross e Mendelson al variare della lunghezza di cricca a . Nella colonna di destra si riportano i valori dell'errore percentuale tra le due metodologie di calcolo.

Analizzando tali risultati e ripercorrendo i vari step adottati per questo metodo del calcolo del SIF di possono trarre le seguenti conclusioni:

- È un metodo molto accurato in quanto gli errori percentuali risultano inferiori all'1%;
- Per arrivare a convergenza e quindi ottenere dei buoni risultati bisogna utilizzare una mesh molto fitta con elementi di dimensione nell'ordine del micrometro;
- È un metodo che risulta molto oneroso dal punto di vista computazionale data la quantità di elementi in gioco.

2.4 Calcolo del K_I : Peak Stress Method

Il Peak Stress Method [3] è un metodo per calcolare il valore del K_I per componenti criccati sollecitati a modo I (apertura cricca), modo II (scorrimento) e modo III (strappo). La differenza sostanziale rispetto alla metodologia descritta nel precedente paragrafo è che tale procedura richiede una mesh molto più rada con elementi di dimensione d costante su tutta la geometria. Non è quindi richiesta la modellazione dei volumi di controllo e di divisione delle linee.

Nel caso in esame ovvero cricca sollecitata a modo I l'equazione proposta da tale metodo è la seguente:

$$K_{I\text{ PSM}} = K_{FEM}^* \sigma_{peak} d^{1-\lambda_1} \quad (2.5)$$

Dove K_{FEM}^* è una costante di calibrazione del metodo; σ_{peak} è la tensione di apertura della cricca valutata lungo la bisettrice dell'intaglio; d è la dimensione di elemento utilizzata nella mesh; $1 - \lambda_1$ è il grado di singolarità del campo di tensione ad apice intaglio che dipende solamente dall'angolo di apertura della cricca 2α . Tale equazione applicata al caso di cricca con angolo 2α pari a 0 diventa:

$$K_{I\text{ PSM}} = K_{FEM}^* \sigma_{peak} d^{\frac{1}{2}} \quad (2.6)$$

Nei seguenti paragrafi si applicherà tale procedura per ricavare i valori del K_I tramite il software ANSYS Mechanical APDL utilizzando elementi:

- PLANE 182 (caso 2D) con funzioni di forma lineari (Plane 4 utilizzando la nomenclatura del PSM);
- SOLID 185 (caso 3D) con funzioni di forma lineari (Brick 8 utilizzando nomenclatura PSM);
- SOLID 285 (caso 3D) con funzioni di forma lineari (Tetra 4 utilizzando nomenclatura PSM);
- SOLID 187 (caso 3D) con funzioni di forma quadratiche (Tetra 10 utilizzando nomenclatura PSM).

2.4.1 Plane 4

Gli elementi Plane 4 o PLANE 182 (in ANSYS) sono elementi piani a 4 nodi con funzioni di forma lineari. Essendo elementi piani permettono solamente analisi 2D e presentano errori nel calcolo del K_I molto ridotti ($\pm 3\%$). Come nel paragrafo precedente si è impostato elemento piano PLANE182 in condizione di Simple Enhanced Strain e in stato di deformazione piana e poi tensione piana per registrare eventuali scostamenti. Si è poi modellato solamente $\frac{1}{4}$ di geometria sfruttando le simmetrie presenti.

I parametri caratteristici di elementi PLANE 182 per l'applicazione del PSM sono riportati in [3] e di seguito riassunti:

- Costante di calibrazione del metodo $K_{FEM}^* = 1.38$
- $(a/d)_{min} = 3$. a : dimensione della cricca d : dimensione di elemento
- Errore percentuale sulla stima del K_I pari a $\pm 3\%$

L'equazione (2.6) applicata a tali elementi diventa quindi:

$$K_{I\text{ PSM}} = 1.38 \sigma_{peak} d^{\frac{1}{2}} \quad (2.7)$$

Le condizioni di vincolo per una lunghezza di cricca pari a 12 mm e carico sono rappresentate dalla seguente figura (2.8):

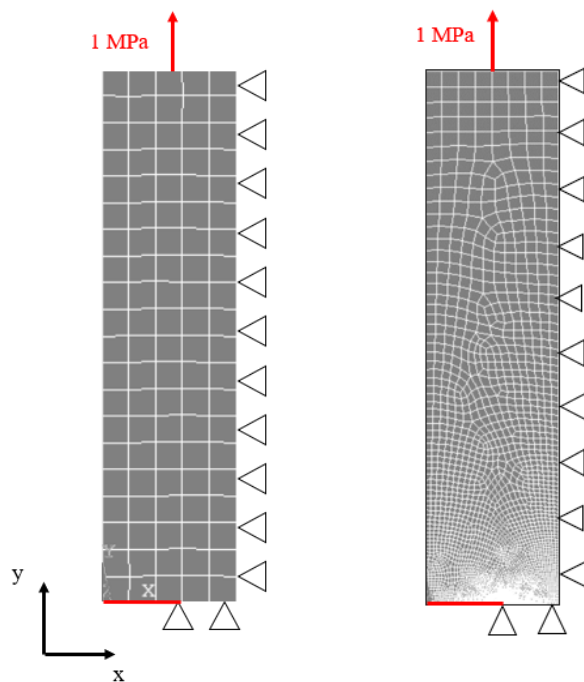


Figura 2.8 Confronto tra la mesh utilizzata nel PSM a s_x (dimensione di elemento costante pari a 4 mm) e la mesh utilizzata usando la definizione di Gross e Mendelson a d_x (dimensione di elemento ad apice cricca pari a 1.38 μm) per una lunghezza di cricca pari a 12 mm.

Dalla figura (2.8) risulta evidente la potenza del PSM che garantisce delle ottime soluzioni numeriche in termini di calcolo del K_I utilizzando mesh rade. Utilizzando l'equazione (2.7) si ottengono i seguenti risultati al variare della lunghezza di cricca a considerando dapprima uno stato di deformazione piana e poi stato di tensione piana. I risultati sono rappresentati nella figura (2.9) e nella tabella (2.4).

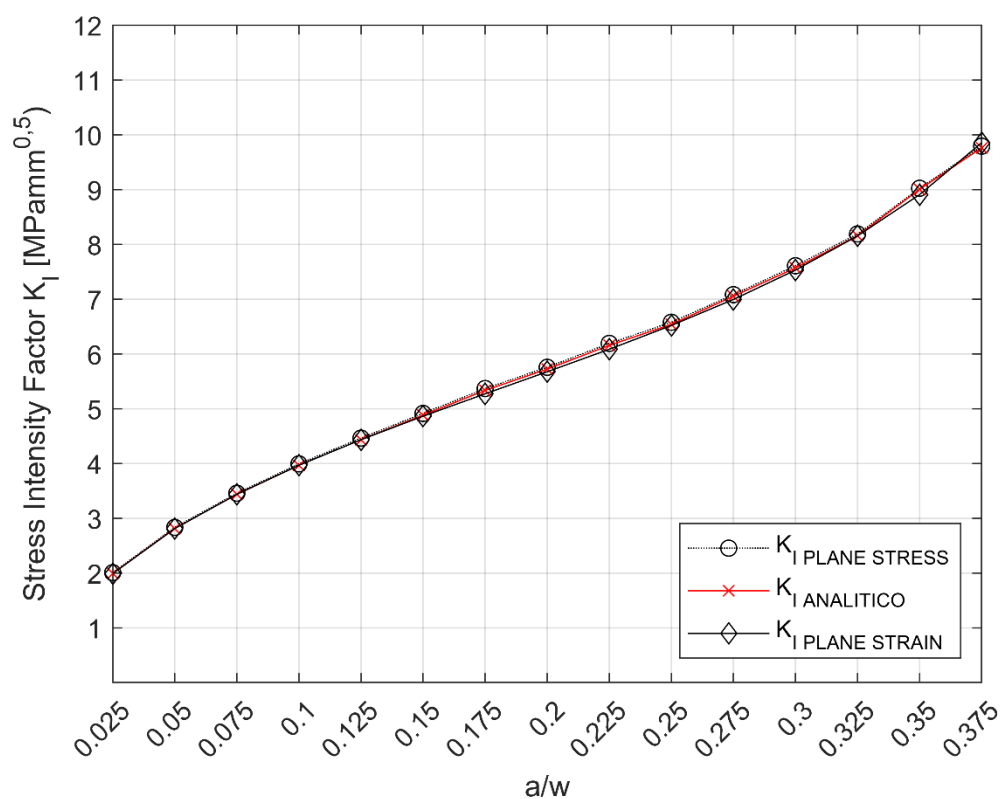


Figura 2.9 Confronto tra gli andamenti del K_I al variare della lunghezza di cricca normalizzata a/w calcolato con la formula ingegneristica (rosso con x), con il PSM in stato di deformazione piana (nero con rombo) e con il PSM in stato di tensione piana (nero con pallino).

Come premesso, i risultati di tale analisi risultano accurati se l'errore percentuale calcolato con l'equazione () risulta compreso tra $\pm 3\%$. Nella seguente figura (2.10) si riporta, invece, l'errore percentuale calcolato nel caso di plane stress e plane strain e il campo di accettabilità ($\pm 3\%$) dell'errore stesso al variare della lunghezza di cricca:

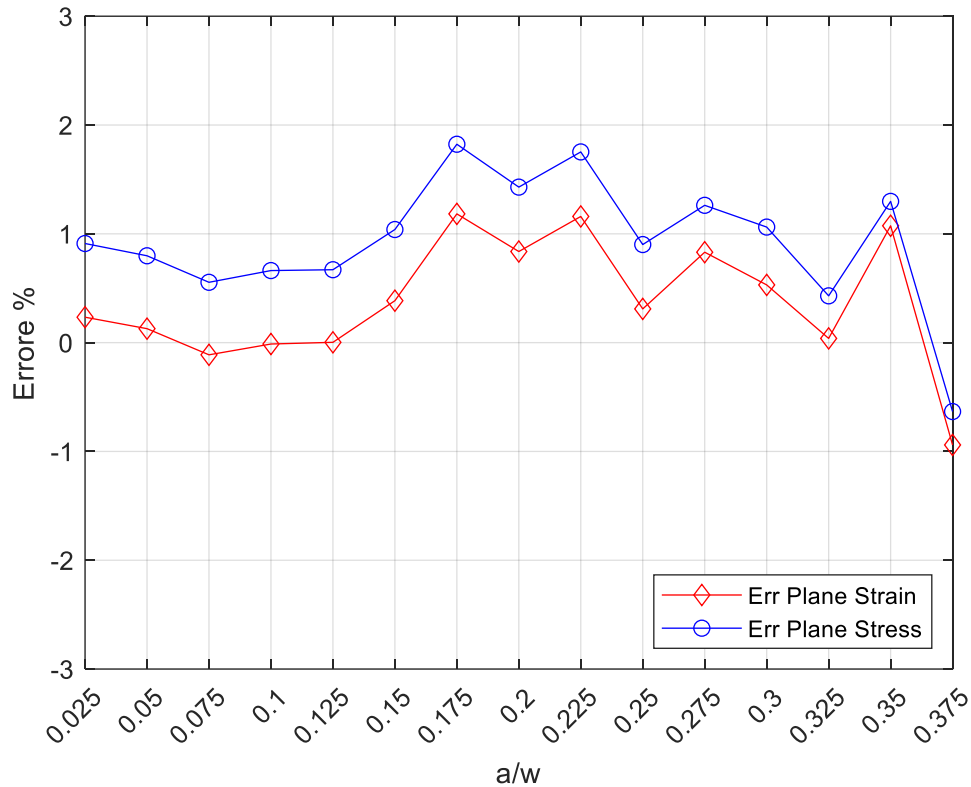


Figura 2.10 Rappresentazione dell'andamento dell'errore percentuale nel caso di plane stress (blu con pallino) e plane strain (rosso con rombo) e il campo di accettabilità degli stessi ($\pm 3\%$).

Come si può vedere da tale figura (2.10) e dalla seguente tabella (2.4) l'errore percentuale sia nel caso di plane stress che nel caso di plane strain risulta di molto inferiore al $\pm 3\%$ come dichiarato in [3].

a [mm]	K_I ANALITICO [MPamm ^{0.5}]	K_I PSM, PLANE STRESS [MPamm ^{0.5}]	K_I PSM, PLANE STRAIN [MPamm ^{0.5}]	e % PLANE STRESS	e % PLANE STRAIN
1	1.988	2.006	1.992	0.911	0.233
2	2.809	2.832	2.813	0.798	0.129
3	3.436	3.456	3.433	0.555	-0.112
4	3.964	3.991	3.964	0.662	-0.012
5	4.432	4.462	4.432	0.670	0.003
6	4.861	4.912	4.880	1.039	0.385
7	5.270	5.366	5.333	1.823	1.183
8	5.672	5.754	5.720	1.429	0.837
9	6.083	6.190	6.154	1.753	1.160
10	6.517	6.576	6.538	0.901	0.310
11	6.992	7.080	7.050	1.262	0.831
12	7.527	7.608	7.568	1.062	0.530
13	8.152	8.188	8.156	0.430	0.039
14	8.906	9.021	9.002	1.298	1.074
15	9.852	9.790	9.760	-0.633	-0.940

Tabella 2.4 Valori numerici del K_I calcolati con formula ingegneristica e PSM nel caso di deformazione o tensione piana al variare della lunghezza di cricca a . Nella colonna di destra si riportano i valori dell'errore percentuale tra le due metodologie di calcolo.

2.4.2 Brick 8

Gli elementi Brick 8 o SOLID 185 (in ANSYS) sono elementi esaedrici a 8 nodi con funzioni di forma lineari. Essendo elementi esaedrici permettono analisi 3D e presentano errori nel calcolo del K_I molto ridotti ($\pm 3\%$). Gli elementi SOLID 185 si ottengono per estrusione degli elementi piani PLANE 182 con lunghezza di estrusione pari alla dimensione d di elemento. Come nel paragrafo precedente si è impostato elemento SOLID 185 in condizione di Simple Enhanced Strain. Si è poi modellato solamente 1/8 di geometria sfruttando le tre simmetrie presenti.

I parametri caratteristici di elementi SOLID 185 per l'applicazione del PSM sono riportati in [3] e di seguito riassunti:

- Costante di calibrazione del metodo $K_{FEM}^* = 1.38$
- $(a/d)_{min} = 3$. a : dimensione della cricca d : dimensione di elemento
- Errore percentuale sulla stima del K_I pari a $\pm 3\%$

L'equazione (2.6) applicata a tali elementi diventa quindi:

$$K_{I\text{PSM}} = 1.38 \sigma_{\text{peak}} d^{\frac{1}{2}} \quad (2.8)$$

Per confrontare i risultati ottenuti utilizzando tali elementi con il K_I calcolato analiticamente, è stata impostata una condizione di plane strain nel componente in modo tale da garantire un accurato confronto tra dati ottenuti in 2D e dati ottenuti in 3D. Le condizioni di carico e vincolo in questo caso sono le seguenti, rappresentate dalla figura (2.11):

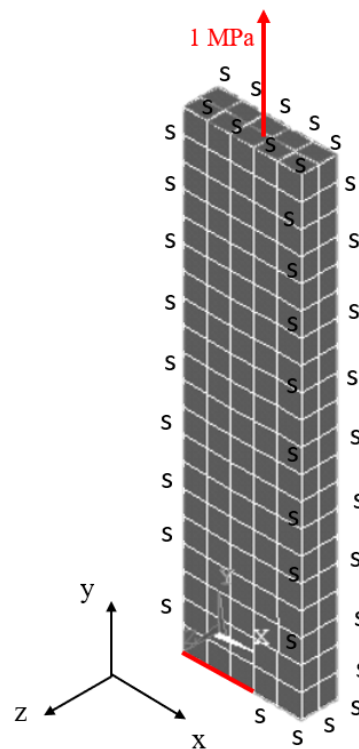


Figura 2.11 Esempio di mesh utilizzata nel caso di lunghezza di cricca pari a 12 mm con dimensione di elemento pari a 4 mm costante con le indicazioni di vincolo e carico.

Così facendo si sono vincolate le deformazioni lungo lo spessore t e quindi il valore di K_I risulterà essere costante lungo z .

Considerando invece il vero comportamento tridimensionale del componente che quindi si deforma lungo z , tramite l'equazione (2.8) si è calcolato il valore del K_I lungo lo spessore t della piastra.

Nella seguente figura (2.12) si rappresenta quindi l'andamento del N-SIF lungo lo spessore per una lunghezza di cricca pari a 1 mm nel caso di plane strain - 3D e nel caso reale - 3D confrontandoli con il $K_{I\text{ANALITICO}}$.

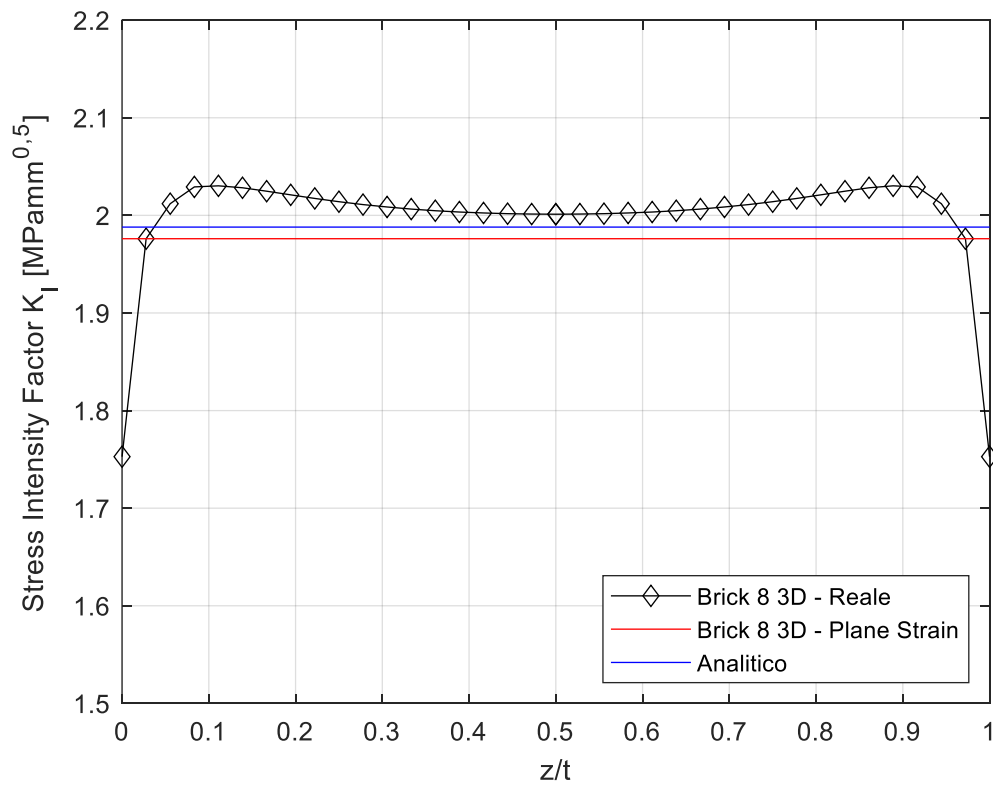


Figura 2.12 Confronto dell'andamento del K_I lungo lo spessore normalizzato z/t nel caso analitico (blu), 3D reale (nero con rombi) e nel caso 3D in condizioni di plane strain (rosso) per una lunghezza di cricca pari a 1 mm.

Si è iterato tale calcolo per ogni lunghezza di cricca da 1 a 15 mm e si sono riportati i risultati nella figura (2.13) e nella tabella (2.5) in termini di errore percentuale tra il K_I calcolato nel caso 3D - plane strain ($K_{I\text{ PLANE STRAIN 3D}}$) con il $K_{I\text{ ANALITICO}}$.

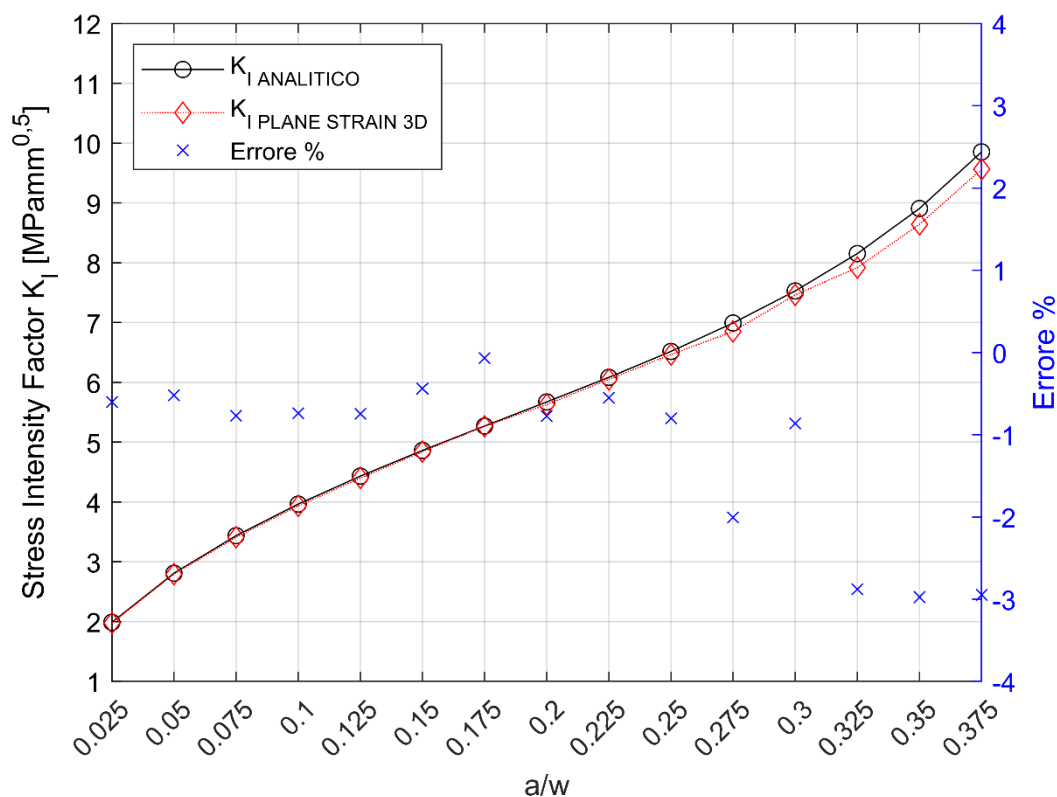


Figura 2.13 Confronto tra gli andamenti del K_I al variare della lunghezza di cricca normalizzata a/w calcolato con la formula ingegneristica (nero con pallino) e con il PSM in condizioni di plane strain (rosso con rombo). Rappresentazione dell'errore percentuale (blu) da leggere nell'asse delle ordinate secondario.

a [mm]	$K_{I\text{ ANALITICO}}$ [MPamm^{0.5}]	$K_{I\text{ PLANE STRAIN 3D}}$ [MPamm^{0.5}]	Errore %
1	1.988	1.976	-0.604
2	2.809	2.795	-0.521
3	3.436	3.410	-0.771
4	3.964	3.936	-0.740
5	4.432	4.399	-0.745
6	4.861	4.840	-0.438
7	5.270	5.267	-0.068
8	5.672	5.629	-0.775
9	6.083	6.050	-0.553
10	6.517	6.465	-0.799
11	6.992	6.852	-2.007
12	7.527	7.463	-0.863
13	8.152	7.918	-2.879
14	8.906	8.641	-2.973
15	9.852	9.563	-2.945

Tabella 2.5 Valori numerici del K_I calcolati con formula ingegneristica e con il PSM al variare della lunghezza di cricca a . Nella colonna di destra si riportano i valori dell'errore percentuale tra le due metodologie di calcolo.

Come si può vedere dalla tabella (2.5) tale metodo ha degli errori inferiori al $\pm 3\%$ come dichiarato dall'articolo sul PSM e quindi accettabili.

2.4.3 Tetra 4

Gli elementi Tetra 4 o SOLID 285 (in ANSYS) sono elementi tetraedrici a 4 nodi con funzioni di forma lineari. Essendo elementi tetraedrici permettono analisi 3D ma presentano lo svantaggio di avere errori nel calcolo del K_I abbastanza modesti ($\pm 22\%$).

Come nel paragrafo precedente si è modellato solamente 1/8 di geometria sfruttando le tre simmetrie presenti. I parametri caratteristici di elementi SOLID 285 per l'applicazione del PSM sono riportati in [3] e di seguito riassunti:

- Costante di calibrazione del metodo $K_{FEM}^* = 1.75$
- $(a/d)_{min} = 3$ per $a < 3$ mm, $d = 1$ mm per $a > 3$ mm a : dimensione della cricca d : dimensione di elemento
- Errore percentuale sulla stima del K_I pari a $\pm 22\%$

Si è tenuta dimensione di elemento d costante e pari a 1 mm per lunghezze di cricca superiori a 3 mm per avere almeno 3 nodi in cui calcolare il K_I . Tale condizione si ha in quanto come previsto da [3] i nodi di bordo e i nodi adiacenti ai nodi di bordo vanno esclusi per il calcolo del K_I . Alla tensione σ_{peak} poi in tale metodo si sostituisce una tensione mediata $\bar{\sigma}_{peak}$ calcolata come la media tra la tensione del nodo stesso, del nodo precedente e del nodo successivo a quello considerato come descritto dalla seguente formula (2.9):

$$\bar{\sigma}_{i,j \text{ peak},n=k} = \frac{\sigma_{i,j \text{ peak},n=k-1} + \sigma_{i,j \text{ peak},n=k} + \sigma_{i,j \text{ peak},n=k+1}}{3} \quad (2.9)$$

L'equazione (2.6) applicata per tali elementi diventa quindi:

$$K_{I \text{ PSM}} = 1.75 \bar{\sigma}_{peak} d^{\frac{1}{2}} \quad (2.10)$$

Per confrontare i risultati ottenuti utilizzando tali elementi con il K_I calcolato analiticamente, è stata impostata una condizione di plane strain nel componente in modo tale da garantire un accurato confronto tra dati ottenuti in 2D e dati ottenuti in 3D. Così facendo si sono vincolate le deformazioni lungo lo spessore t e quindi il valore di K_I risulterà essere costante lungo z .

Le condizioni di carico e vincolo in questo caso sono le seguenti, rappresentate dalla figura ():

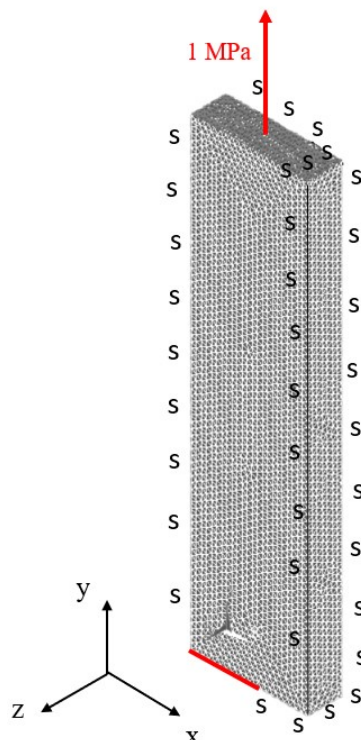


Figura 2.14 Esempio di mesh utilizzata nel caso di lunghezza di cricca pari a 12 mm con dimensione di elemento pari a 1 mm con le indicazioni di vincolo e carico.

Considerando invece il vero comportamento tridimensionale del componente che quindi si deforma lungo z , tramite l'equazione (2.10) si è calcolato il valore del K_I lungo lo spessore t della piastra. Nella seguente figura (2.15) si rappresenta quindi l'andamento del N-SIF lungo lo spessore per una lunghezza di cricca pari a 1 mm nel caso di plane strain 3D e nel caso reale 3D confrontandoli con il $K_{I\text{ANALITICO}}$.

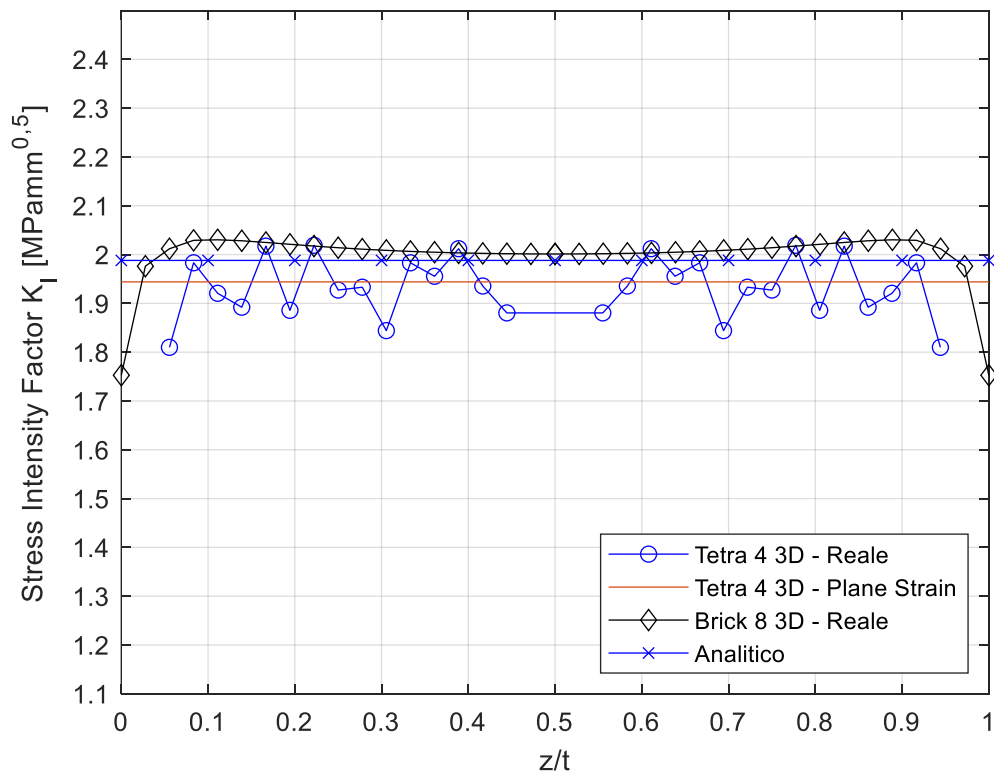


Figura 2.15 Confronto dell'andamento del K_I lungo lo spessore normalizzato z/t nel caso analitico (blu con x), 3D reale (blu con pallini), nel caso 3D in condizioni di plane strain (rosso) e con elementi Brick 8 (nero con rombi) per una lunghezza di cricca pari a 1 mm.

Si è iterato tale calcolo per ogni lunghezza di cricca da 1 a 15 mm e si sono riportati i risultati nella figura (2.16) e nella tabella (2.6) in termini di errore percentuale tra il K_I calcolato nel caso 3D - plane strain ($K_{I \text{ PLANE STRAIN 3D}}$) con il $K_{I \text{ ANALITICO}}$.

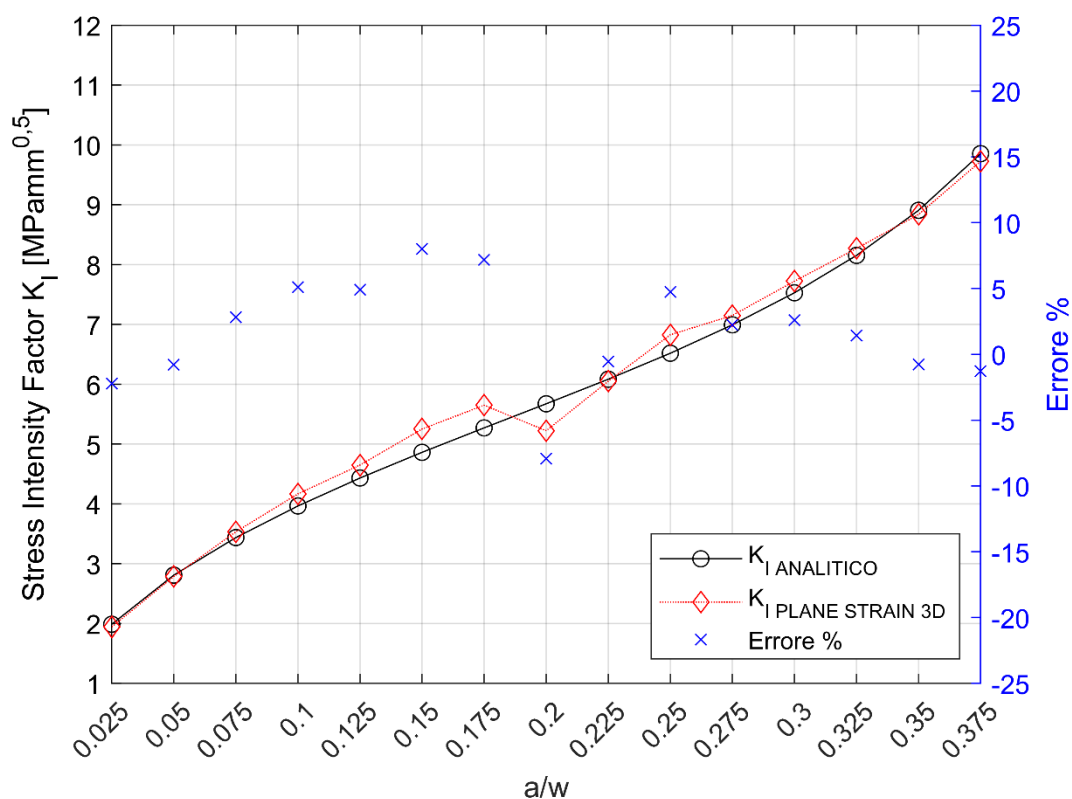


Figura 2.16 Confronto tra gli andamenti del K_I al variare della lunghezza di cricca normalizzata a/w calcolato con la formula ingegneristica (nero con pallino) e con il PSM in condizioni di plane strain (rosso con rombo). Rappresentazione dell'errore percentuale (blu) da leggere nell'asse delle ordinate secondario.

a [mm]	$K_{I \text{ ANALITICO}}$ [MPamm^{0.5}]	$K_{I \text{ PLANE STRAIN 3D}}$ [MPamm^{0.5}]	Errore %
1	1.988	1.944	-2.228
2	2.809	2.787	-0.795
3	3.436	3.533	2.822
4	3.964	4.168	5.110
5	4.432	4.650	4.904
6	4.861	5.251	8.013
7	5.270	5.649	7.189
8	5.672	5.222	-7.939
9	6.083	6.050	-0.546
10	6.517	6.827	4.748
11	6.992	7.148	2.233
12	7.527	7.723	2.590
13	8.152	8.269	1.430
14	8.906	8.838	- 0.768
15	9.852	9.726	- 1.282

Tabella 2.6 Valori numerici del K_I calcolati con formula ingegneristica e con il PSM al variare della lunghezza di cricca a. Nella colonna di destra si riportano i valori dell'errore percentuale tra le due metodologie di calcolo.

Considerando la banda d'errore di $\pm 22\%$ si può concludere che i due metodi hanno risultati compatibili.

2.4.4 Tetra 10

Gli elementi Tetra 10 o SOLID 187 (in ANSYS) sono elementi tetraedrici a 10 nodi con funzioni di forma quadratica. Tali elementi hanno la stessa forma degli elementi Tetra 4 ma presentano errori nella stima del K_I più contenuti ($\pm 15\%$) perché presentano più nodi per elemento 10 al posto di 4.

Come nel paragrafo precedente si è modellato solamente 1/8 di geometria sfruttando le tre simmetrie presenti. I parametri caratteristici di elementi SOLID 187 per l'applicazione del PSM sono riportati in [3] e di seguito riassunti:

- Costante di calibrazione del metodo $K_{FEM}^* = 1.05$
- $(a/d)_{min} = 3$ per $a < 3$ mm, $d = 1$ mm per $a > 3$ mm a : dimensione della cricca d : dimensione di elemento
- Errore percentuale sulla stima del K_I pari a $\pm 15\%$

Come per gli elementi Tetra 4 anche per quelli Tetra 10 si è utilizzata dimensione di elemento d costante e pari a 1 mm per dimensioni di cricca a maggiori di 3 mm per garantire un sufficiente numero di nodi lungo lo spessore del provino in cui calcolare il K_I . Come prima alla tensione σ_{peak} si sostituisce una tensione mediata $\bar{\sigma}_{peak}$ calcolata come la media tra la tensione del nodo stesso, del nodo precedente e del nodo successivo a quello considerato come descritto dalla seguente formula (2.11):

$$\bar{\sigma}_{i,j \text{ peak},n=k} = \frac{\sigma_{i,j \text{ peak},n=k-1} + \sigma_{i,j \text{ peak},n=k} + \sigma_{i,j \text{ peak},n=k+1}}{3} \quad (2.11)$$

L'equazione (2.6) applicata per tali elementi diventa quindi:

$$K_{I \text{ PSM}} = 1.05 \bar{\sigma}_{\text{peak}} d^{\frac{1}{2}} \quad (2.12)$$

Per confrontare i risultati ottenuti utilizzando tali elementi con il K_I calcolato analiticamente è stata impostata una condizione di plane strain nel componente in modo tale da garantire un accurato confronto tra dati ottenuti in 2D e dati ottenuti in 3D. Così facendo si sono vincolate le deformazioni lungo lo spessore t e quindi il valore di K_I risulterà essere costante lungo z . Le condizioni di carico e vincolo in questo caso sono le seguenti, rappresentate dalla figura (2.17):

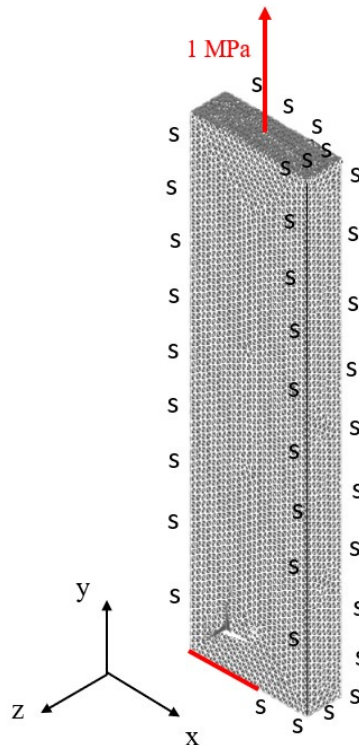


Figura 2.17 Esempio di mesh utilizzata nel caso di lunghezza di cricca pari a 12 mm con dimensione di elemento pari a 1 mm con le indicazioni di vincolo e carico.

Considerando invece il vero comportamento tridimensionale del componente che quindi si deforma lungo z , tramite l'equazione (2.12) si è calcolato il valore del K_I lungo lo spessore t della piastra. Nella seguente figura (2.18) si rappresenta quindi l'andamento del N-SIF lungo lo spessore per una lunghezza di cricca pari a 1 mm nel caso di plane strain 3D e nel caso reale 3D confrontandoli con il $K_{I\text{ANALITICO}}$.

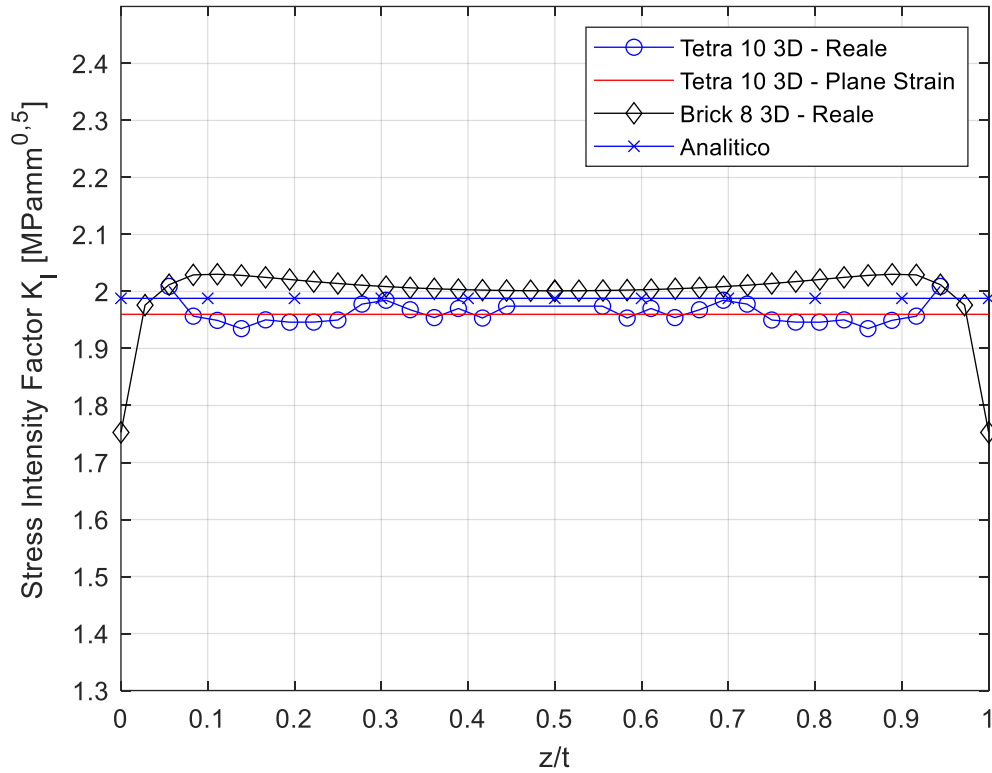


Figura 2.18 Confronto dell'andamento del K_I lungo lo spessore normalizzato z/t nel caso analitico (blu con x), 3D reale (blu con pallini), nel caso 3D in condizioni di plane strain (rosso), con elementi Brick 8 (nero con rombi) per una lunghezza di cricca pari a 1 mm.

Si è iterato tale calcolo per ogni lunghezza di cricca da 1 a 15 mm e si sono riportati i risultati nella figura (2.19) e nella tabella (2.7) in termini di errore percentuale tra il K_I calcolato nel caso 3D - plane strain ($K_{I\text{ PLANE STRAIN 3D}}$) con il $K_{I\text{ ANALITICO}}$.

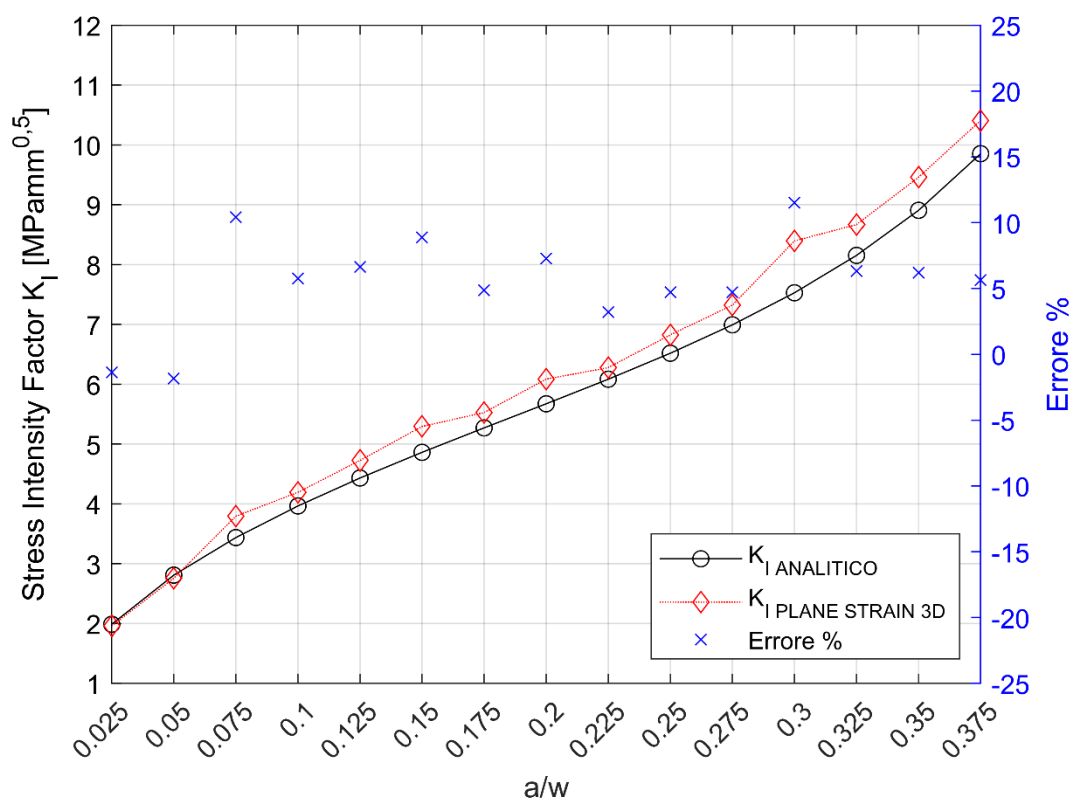


Figura 2.19 Confronto tra gli andamenti del K_I al variare della lunghezza di cricca normalizzata a/w calcolato con la formula ingegneristica (nero con pallini) e con il PSM in condizioni di plane strain (rosso). Rappresentazione dell'errore percentuale (blu) da leggere nell'asse delle ordinate secondario.

a [mm]	$K_{I\text{ ANALITICO}}$ [MPamm ^{0.5}]	$K_{I\text{ PLANE STRAIN 3D}}$ [MPamm ^{0.5}]	Errore %
1	1.988	1.960	-1.374
2	2.809	2.757	-1.832
3	3.436	3.795	10.42
4	3.964	4.193	5.761
5	4.432	4.726	6.639
6	4.861	5.294	8.889
7	5.270	5.526	4.866
8	5.672	6.085	7.270
9	6.083	6.277	3.193
10	6.517	6.824	4.714
11	6.992	7.321	4.704
12	7.527	8.394	11.50
13	8.152	8.668	6.320
14	8.906	9.459	6.210
15	9.852	10.40	5.633

Tabella 2.7 Valori numerici del K_I calcolati con formula ingegneristica e con il PSM al variare della lunghezza di cricca a . Nella colonna di destra si riportano i valori dell'errore percentuale tra le due metodologie di calcolo.

Considerando la banda d'errore di $\pm 15\%$ si può concludere che i due metodi hanno risultati compatibili.

Riassumendo i risultati raccolti è possibile concludere che le analisi mediante il PSM:

- Risultano meno onerose in termini computazionali in quanto la dimensione di elemento è nell'ordine del millimetro ed è costante in tutto il componente;
- Non è richiesta la generazione dei volumi di controllo per affinare la mesh ad apice intaglio;
- I risultati sono in ottimo accordo con le bande di errore dichiarate in [3].

2.5 Calcolo del K_I : J-integral (Fracture Tool Ansys Workbench)

In questo paragrafo per il calcolo del N-SIF è stato utilizzato un tool presente in Ansys Workbench chiamato appunto Fracture Tool [21]. Tale metodologia di calcolo si basa su una grandezza chiamata J-integral. Il J integral rappresenta un modo per calcolare il tasso di rilascio dell'energia di deformazione, o lavoro per unità di frattura in un materiale. Per definizione corrisponde ad un integrale chiuso di superficie nel caso 3D o di linea nel caso 2D. La seguente equazione riporta la sua formulazione matematica, equazione (2.13):

$$J = \lim_{\Gamma \rightarrow 0} \int_{\Gamma} [(U + T) \delta_{li} - \sigma_{ij} \frac{\delta u_j}{\delta x_i}] n_i d\Gamma \quad (2.13)$$

Dove:

- U = energia di deformazione
- T = energia cinetica
- δ_{li} = delta di Kronecker
- σ_{ij} = tensore delle tensioni
- u_j = vettore degli spostamenti
- Γ = superficie o linea di integrazione

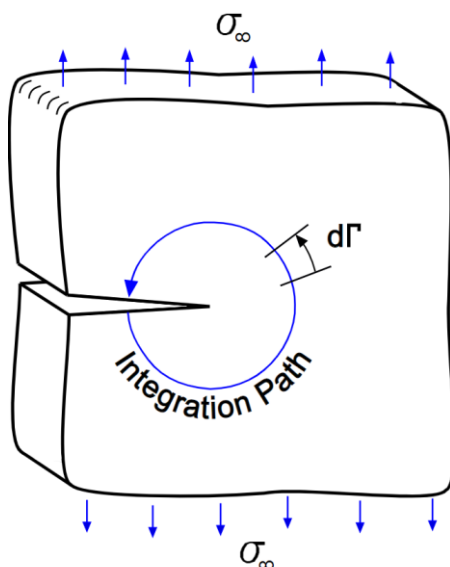


Figura 2.20 Rappresentazione della superficie di integrazione Γ in cui calcolare il J-integral

Per la modellazione della cricca Ansys Workbench nell'apposito Fracture Tool predispone di tre differenti possibilità:

- Pre-meshed crack: la cricca deve essere modellata e meshata dall'operatore ma presenta il vantaggio di poter studiare qualsiasi geometria di cricca;
- Semi-elliptical crack: utilizzato per cricche di forma semi ellittiche. La cricca viene generata e meshata automaticamente dal software in corrispondenza dell'intersezione del componente non criccato con un piano che dovrà contenere la cricca;
- Arbitrary crack: stesso principio del Semi-elliptical crack ma con la possibilità di generare anche cricche con fronte di cricca rettilino.

In tale paragrafo si è scelto di modellare la cricca con il metodo Arbitrary crack in quanto presenta il vantaggio di meshare e infittire in automatico la mesh lungo la zona adiacente al fronte di cricca. Si è modellato 1/2 di geometria sfruttando le simmetrie lungo l'asse z.

Per confrontare i risultati ottenuti utilizzando con il K_I calcolato analiticamente è stata impostata una condizione di plane strain nel componente in modo tale da garantire un accurato confronto tra dati ottenuti in 2D e dati ottenuti in 3D. Così facendo si sono vincolate le deformazioni lungo lo spessore t e quindi il valore di K_I risulterà essere costante lungo x.

Le condizioni di carico e vincolo in questo caso sono le seguenti, rappresentate dalla figura (2.21):

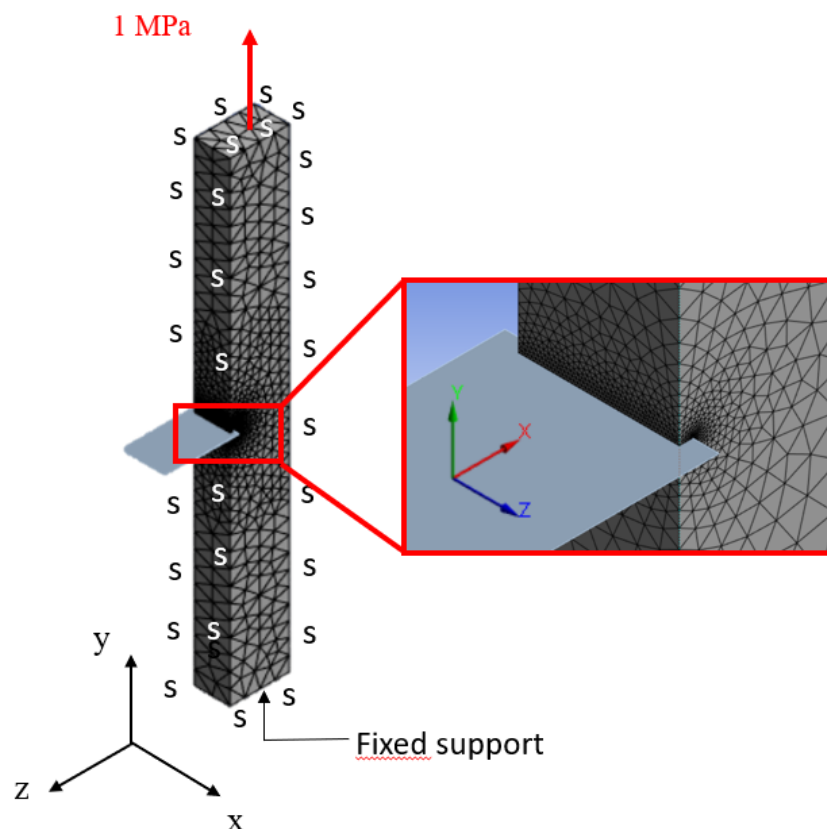


Figura 2.21 Esempio di mesh utilizzata nel caso di lunghezza di cricca pari a 1 mm con le indicazioni di vincolo e carico.

Considerando invece il vero comportamento tridimensionale del componente che quindi si deforma lungo x, si è calcolato il valore del K_I lungo lo spessore t della piastra.

Tra i parametri da settare nel fracture tool vi è anche il numero di contour ovvero il numero di contorni chiusi in cui calcolare il J-integral. Aumentando il numero di contour si aumenta il grado di convergenza. Solitamente già al quarto contour si raggiunge un ottimo grado di convergenza. Nel caso in esame sono stati impostati 6 contour e settato il largest contour radius, cioè il raggio massimo corrispondente al sesto contour, pari a 1 mm. Nelle seguenti figure (2.22), (2.23) si rappresentano quindi l'andamento del N-SIF lungo lo spessore per una lunghezza di cricca pari a 1 mm nel caso di plane strain 3D e nel caso reale 3D confrontandoli rispettivamente con il $K_{I\text{ ANALITICO}}$ e con il K_I calcolato con elementi brick 8 lungo lo spessore:

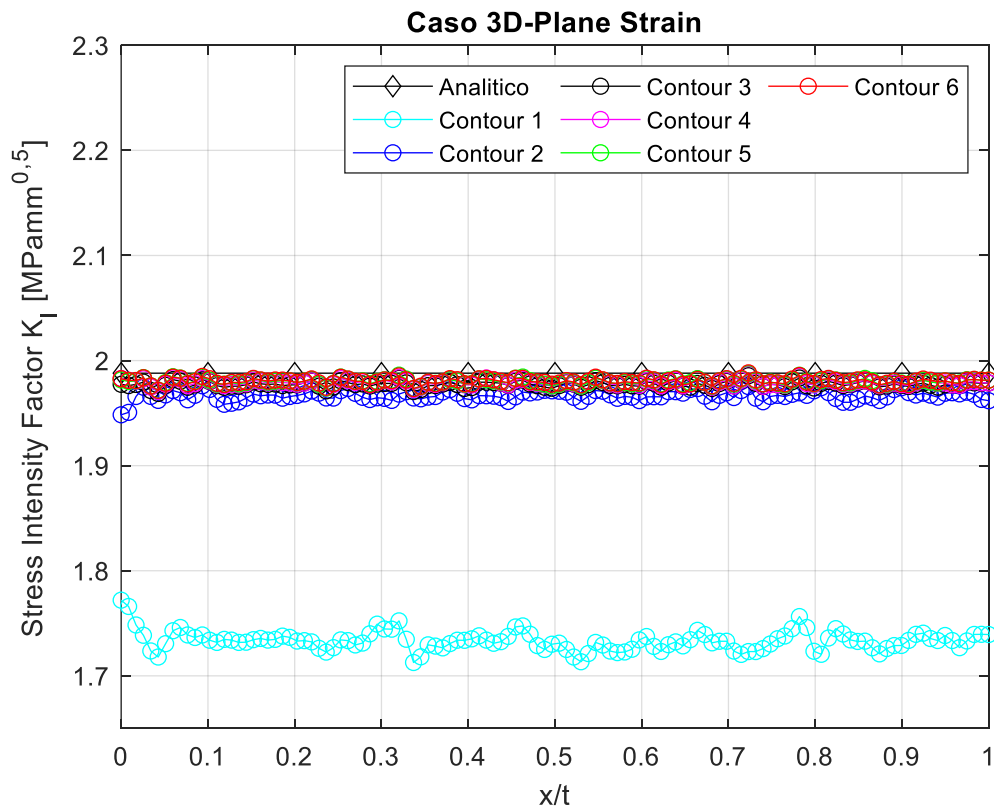


Figura 2.22 Confronto dell'andamento del K_I lungo lo spessore normalizzato x/t nel caso analitico (nero con rombo) e 3D nel caso di deformazione piana in cui sono rappresentati i differenti contour.

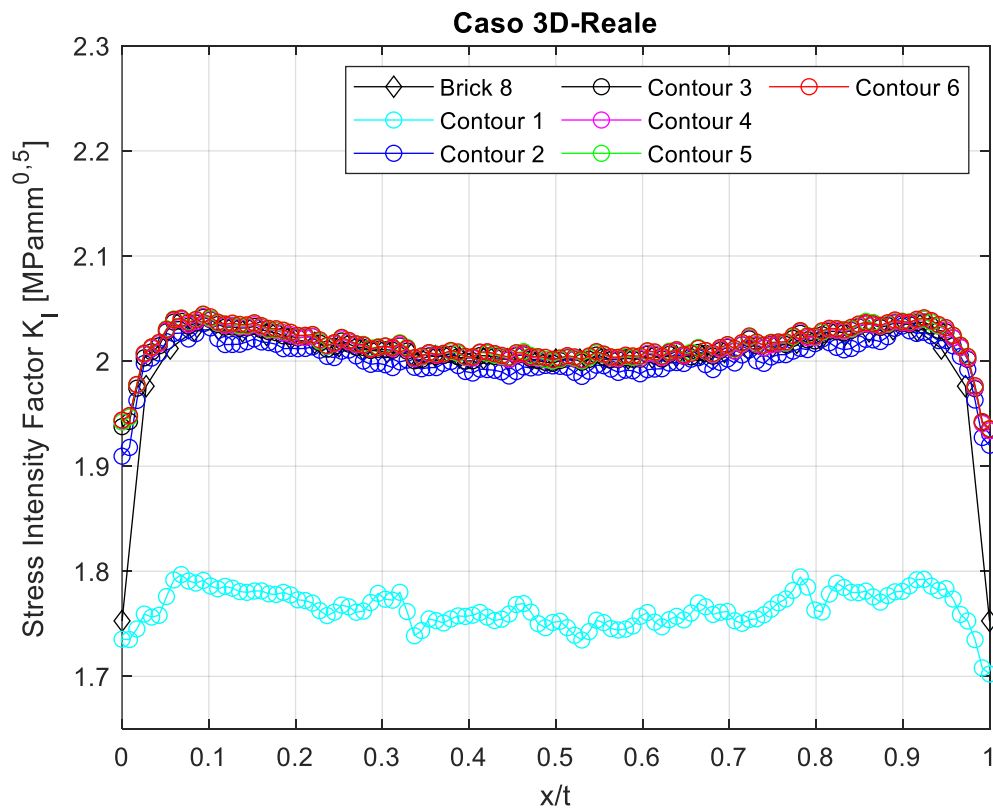


Figura 2.23 Confronto dell'andamento del K_I lungo lo spessore normalizzato x/t adottando elementi Brick 8 (nero con rombo) e 3D reale in cui sono rappresentati i differenti contour.

Si è iterato tale calcolo per ogni lunghezza di cricca da 1 a 15 mm e si sono riportati i risultati nella figura (2.24) e nella tabella (2.8) in termini di errore percentuale tra il K_I calcolato nel caso 3D - plane strain ($K_{I\text{ PLANE STRAIN 3D}}$) con il $K_{I\text{ ANALITICO}}$.

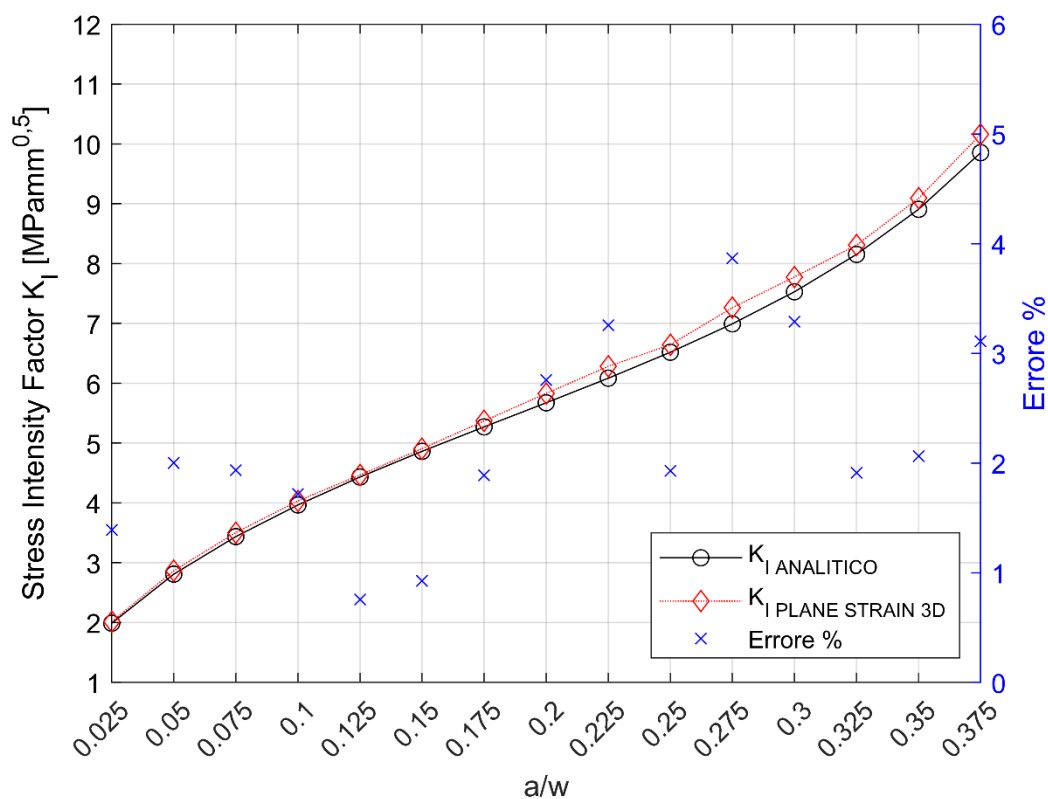


Figura 2.24 Confronto tra gli andamenti del K_I al variare della lunghezza di cricca normalizzata a/w calcolato con la formula ingegneristica (nero con pallini) e con il PSM in condizioni di plane strain (rosso con rombo). Rappresentazione dell'errore percentuale (blu) da leggere nell'asse delle ordinate secondario.

a [mm]	$K_{I\text{ ANALITICO}}$ [MPamm ^{0.5}]	$K_{I\text{ PLANE STRAIN 3D}}$ [MPamm ^{0.5}]	Erroro %
1	1.988	2.016	1.390
2	2.809	2.866	2.002
3	3.436	3.503	1.936
4	3.964	4.033	1.717
5	4.432	4.466	0.755
6	4.861	4.907	0.926
7	5.270	5.370	1.886
8	5.672	5.829	2.757
9	6.083	6.281	3.256
10	6.517	6.643	1.929
11	6.992	7.262	3.866
12	7.527	7.775	3.287
13	8.152	8.309	1.911
14	8.906	9.090	2.063
15	9.852	10.159	3.109

Tabella 2.8 Valori numerici del K_I calcolati con formula ingegneristica e con il PSM al variare della lunghezza di cricca a . Nella colonna di destra si riportano i valori dell'errore percentuale tra le due metodologie di calcolo.

2.6 Confronto

Nelle seguenti figure si riportano in un unico grafico l'andamento del K_I al variare della lunghezza di cricca a , figura (2.25) e l'andamento del K_I lungo lo spessore t del componente nel caso di geometria 3D in cui si è considerato il comportamento reale del componente libero di deformarsi lungo il suo spessore (figura (2.26)):

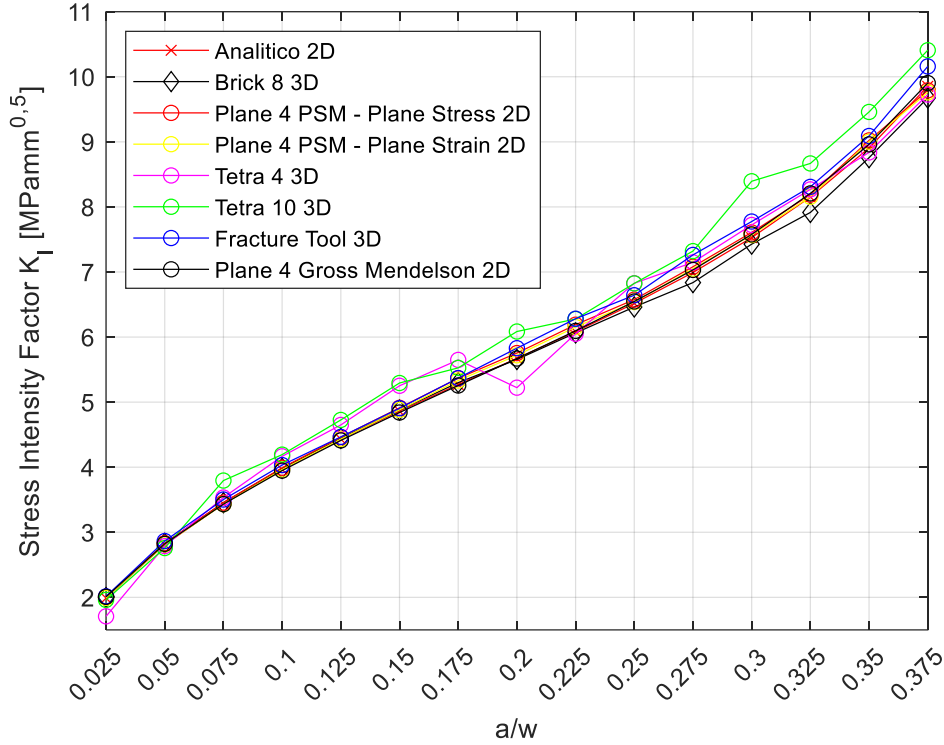


Figura 2.25 Confronto nel calcolo del K_I con gli approcci adottati in tale capitolo

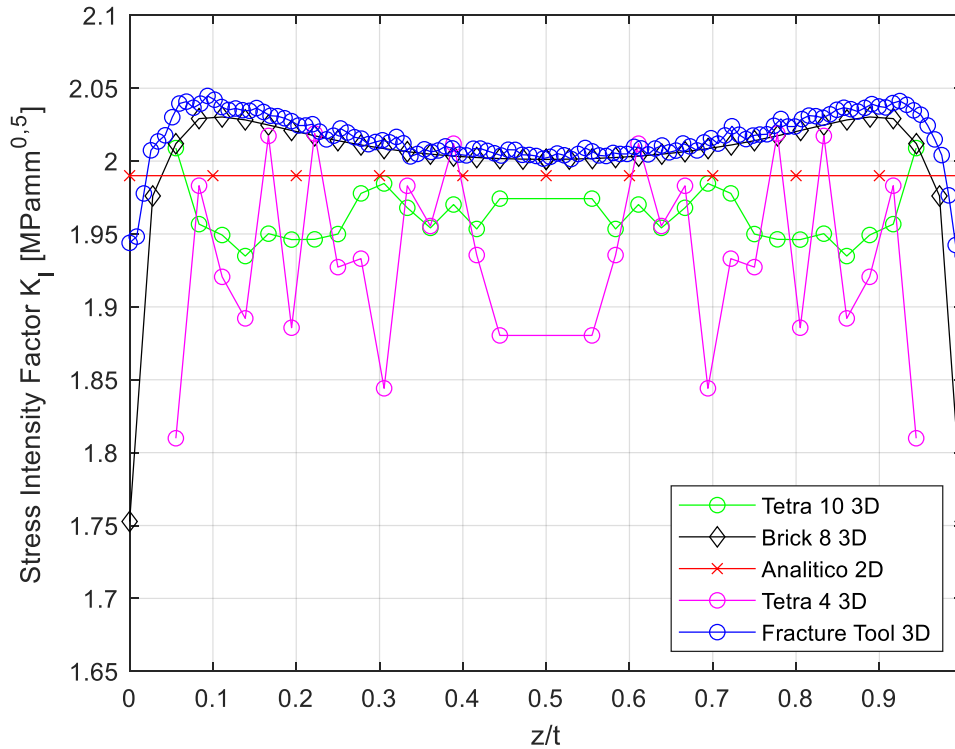


Figura 2.26 Confronto nel l'andamento del K_I lungo lo spessore t del componente con gli approcci adottati in tale capitolo

Analizzando le diverse metodologie di calcolo del K_I è possibile concludere che i risultati sono in linea con la banda di dispersione dichiarata in [3]. In particolare, elementi Tetra 4 e in parte Tetra 10 presentano una certa nervosità lungo lo spessore t del componente.

3 Caratterizzazione provini

In questo capitolo vengono analizzate le dimensioni caratteristiche dei provini che poi saranno utili per l'analisi con la curva R ciclica. In questo lavoro di tesi sono stati utilizzati tre diverse tipologie di provini saldati:

- Provini con irrigidimento trasversale
- Provini con irrigidimento longitudinale
- Provini testa a testa rasati

Tutte le tipologie sono realizzate con acciaio S355J2+N che presenta tensione di snervamento $\sigma_y = 355$ MPa e tensione di rottura $\sigma_u = 510$ MPa. Le tipologie di provini sono state fornite dall'azienda Zamperla S.p.A.

3.1 Provini con irrigidimento trasversale

I provini con irrigidimento trasversale sono ottenuti dalla saldatura a cordone d'angolo di piatti in acciaio strutturale S355J2+N ottenuti per laminazione a caldo. I provini analizzati sono stati ottenuti mediante taglio con sega a nastro dello spessore desiderato (7 mm nel caso dei provini analizzati). Il processo di saldatura è stato effettuato con tecnica ad arco sommerso (MAG).

Tali provini sono caratterizzati dalla seguente geometria nominale:

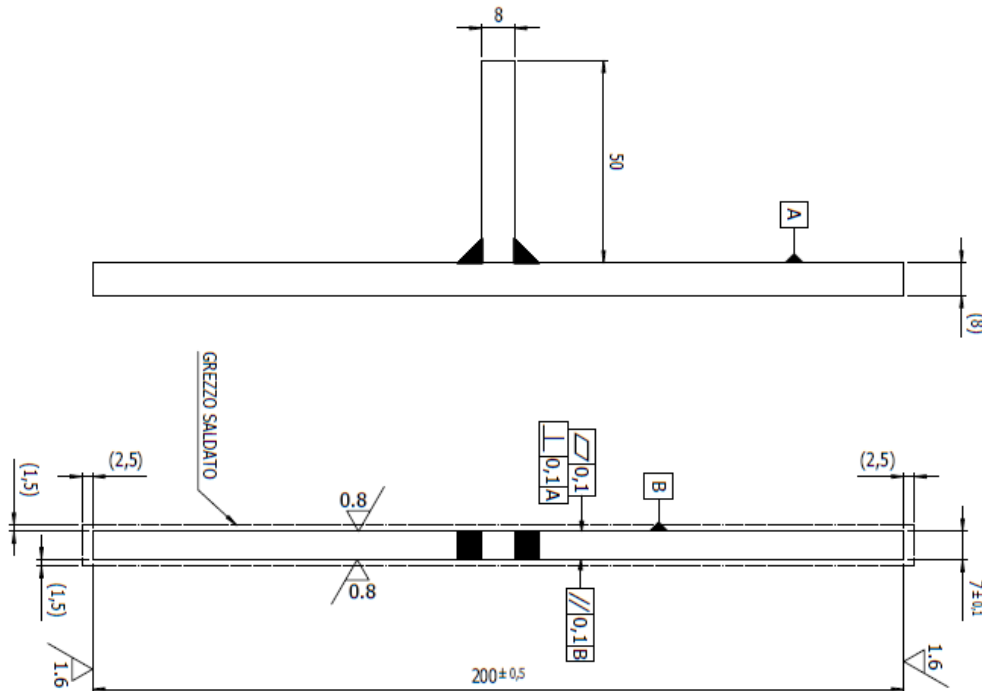


Figura 3.1 Modello CAD della geometria del giunto.

Al momento della fornitura tali giunti si trovavano nelle condizioni *stress relieved*. Prima di essere analizzati i provini sono stati passati con carta abrasiva di grana 500 per rimuovere le bave.

Ad ogni provino (in totale 20) è stato assegnato un proprio sistema di riferimento visibile nella seguente figura (3.2) e un codice identificativo T_XX (con XX numero del provino da 1 a 20).

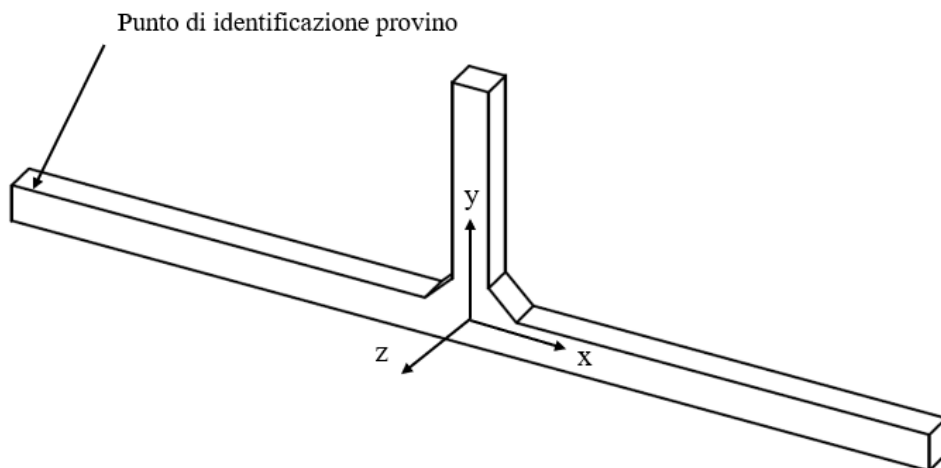


Figura 3.2 Rappresentazione del sistema di riferimento adottato.

Dato che la zona di saldatura è stata poi oggetto di misure con il microscopio ottico tali zone sono state individuate con apposita nomenclatura, una lettera seguita da un numero come rappresentato nella figura seguente (3.3):



Figura 3.3 Codici identificativi dei cordoni di saldatura con annesso sistema di riferimento.

3.1.1 Misure parametri geometrici

In questo paragrafo si descrive il processo di acquisizione delle misure e quindi della geometria di ogni provino. Tale procedimento è utile in ottica analisi con la curva R ciclica per stimare la curva di driving force descritta dall'equazione (3.1):

$$K_I(a) = \alpha(a) \sigma_g \sqrt{\pi a} \quad (3.1)$$

In particolare, come anticipato nel paragrafo (1.2), il fattore di forma α dipende dal tipo di sollecitazione e dalla geometria. Risulta quindi necessario per ogni provino acquisirne le dimensioni globali e locali al fine di stimarne il suddetto fattore di forma α . Particolare attenzione è stata posta nella zona a piede cordone dove ci si aspetta che inneschi la cricca per fatica.

Nei seguenti paragrafi, quindi, vengono riportate le procedure per l'acquisizione dei parametri locali mediante microscopio ottico, parametri generali mediante calibro e le misure di disallineamento.

Al fine di cogliere a pieno l'intera geometria del giunto saldato i parametri misurati con il microscopio ottico sono i seguenti (figura (3.4)):

- Angolo di apertura del cordone 2α (4 per ogni provino)
- Raggio di raccordo nel piede ρ (4 per ogni provino)
- Lunghezza del cordone z (4 per ogni provino)
- Undercut lato piatto principale UC_p (se presenti, fino a 4 per ogni provino) o lato cordone UC_w (se presenti, fino a 4 per ogni provino)

Con undercut si intendono delle rientranze rispetto alla geometria nominale del giunto dovuti ad esempio per processi di molatura o lucidatura del cordone post processo di saldatura.

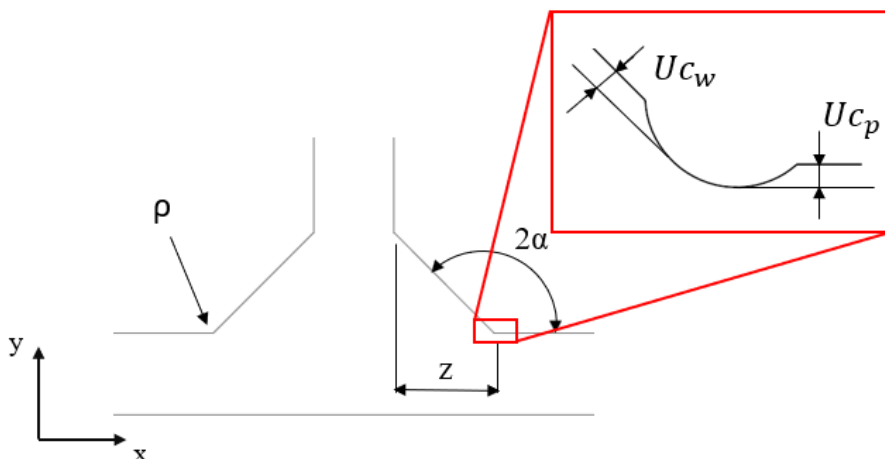


Figura 3.4 Quote dei parametri geometrici locali.

Oltre a tali parametri sono stati poi misurati con il calibro digitale i seguenti parametri generali della geometria quali:

- Spessore t del provino (2 misure per ogni provino, una per ogni cordone di saldatura)
- Lunghezza L del provino
- Larghezza provino w (2 misure per ogni provino, una per ogni cordone di saldatura)
- Misure di disallineamento dei piatti del provino in seguito alla saldatura
- Altezza irrigiditore h

3.1.1.1 Misure con microscopio ottico

Le misure dei parametri locali del giunto saldato sono state prese con un microscopio ottico digitale Dino-Lite da 5 megapixel come riportato in figura (3.5)

Il Dino-Lite offre ingrandimenti da 1x fino a 230x: le misure vengono acquisite tramite collegamento dello stesso al PC tramite cavo USB. Il tutto previo download dell'apposita app, DinoCapture 2.0, facilmente reperibile dal web gratuitamente.

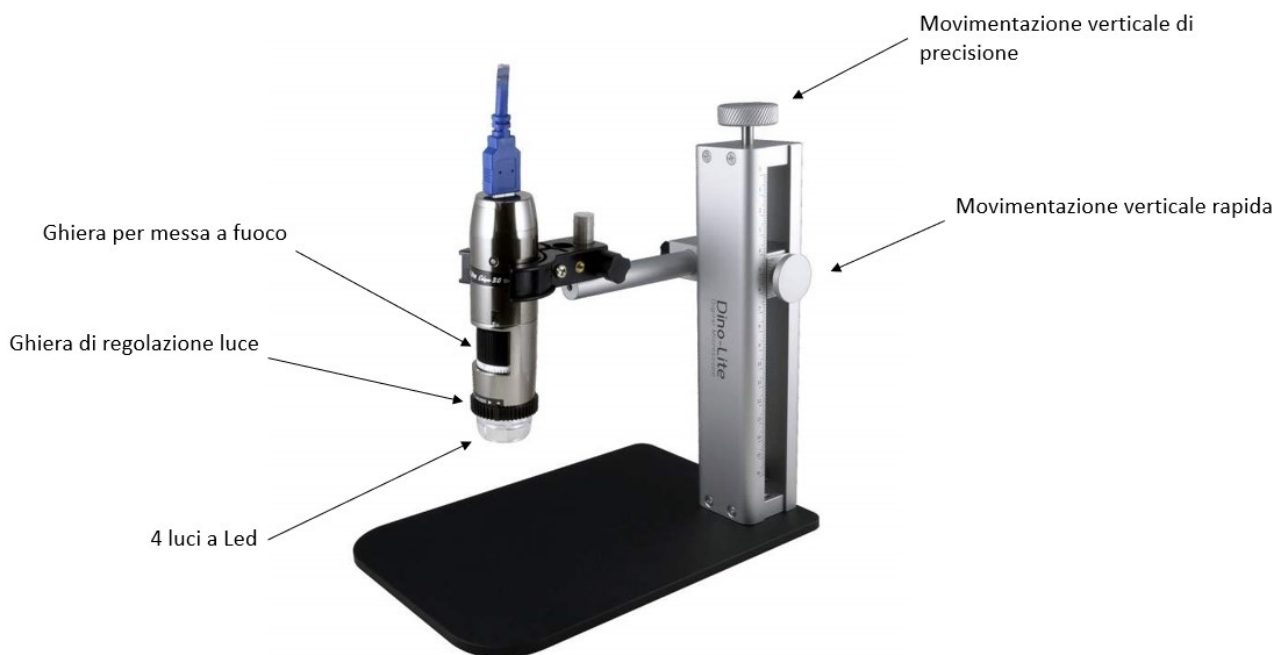


Figura 3.5 Microscopio ottico Dino-Lite da 5 megapixel.

Per poter sfruttare al meglio le caratteristiche del Dino-Lite è fondamentale l'operazione di taratura, da svolgere prima dell'effettivo utilizzo del microscopio. Quest'ultima consiste nel posizionamento del componente da misurare nel campo visivo del Dino-Lite e di regolarsi in altezza e con la messa a fuoco, tramite apposita ghiera presente nel microscopio stesso, finché il componente non risulti limpido. A questo punto si posiziona una targhetta millimetrata che funge da "tester" (calibration target figura (3.6)) nel campo visivo del microscopio e ci si regola solamente in altezza fino al raggiungimento di un buon livello di nitidezza. Tramite procedura guidata poi è possibile iniziare la procedura guidata di calibrazione per una data messa a fuoco.

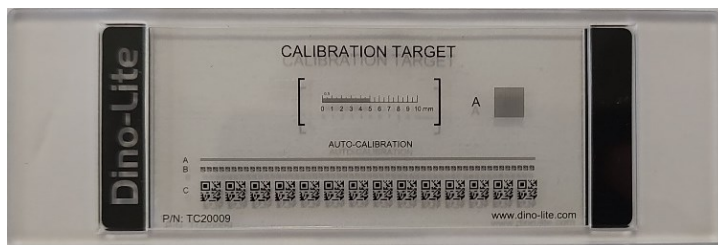


Figura 3.6 Calibration target.

Una volta ultimata la procedura di calibrazione è possibile iniziare l'acquisizione delle misure tenendo in considerazione che le immagini devono avere un ottimo grado di nitidezza e non devono presentare riflessi. Per avviare a questi ultimi sono presenti nel Dino-Lite 4 led indipendenti per la messa a fuoco del componente da analizzare. È importante poi, che i componenti da misurare presentino un'ottima finitura superficiale, che siano quindi omogenei e che non presentino bave che potrebbero portare errori nelle misure. Per tale motivo ogni provino è stato passato con carta abrasiva a grana fine 500. Una volta acquisita l'immagine tramite doppio click del mouse si quotano i parametri da misurare con gli appositi comandi presenti in DinoCapture 2.0, figura (3.7).

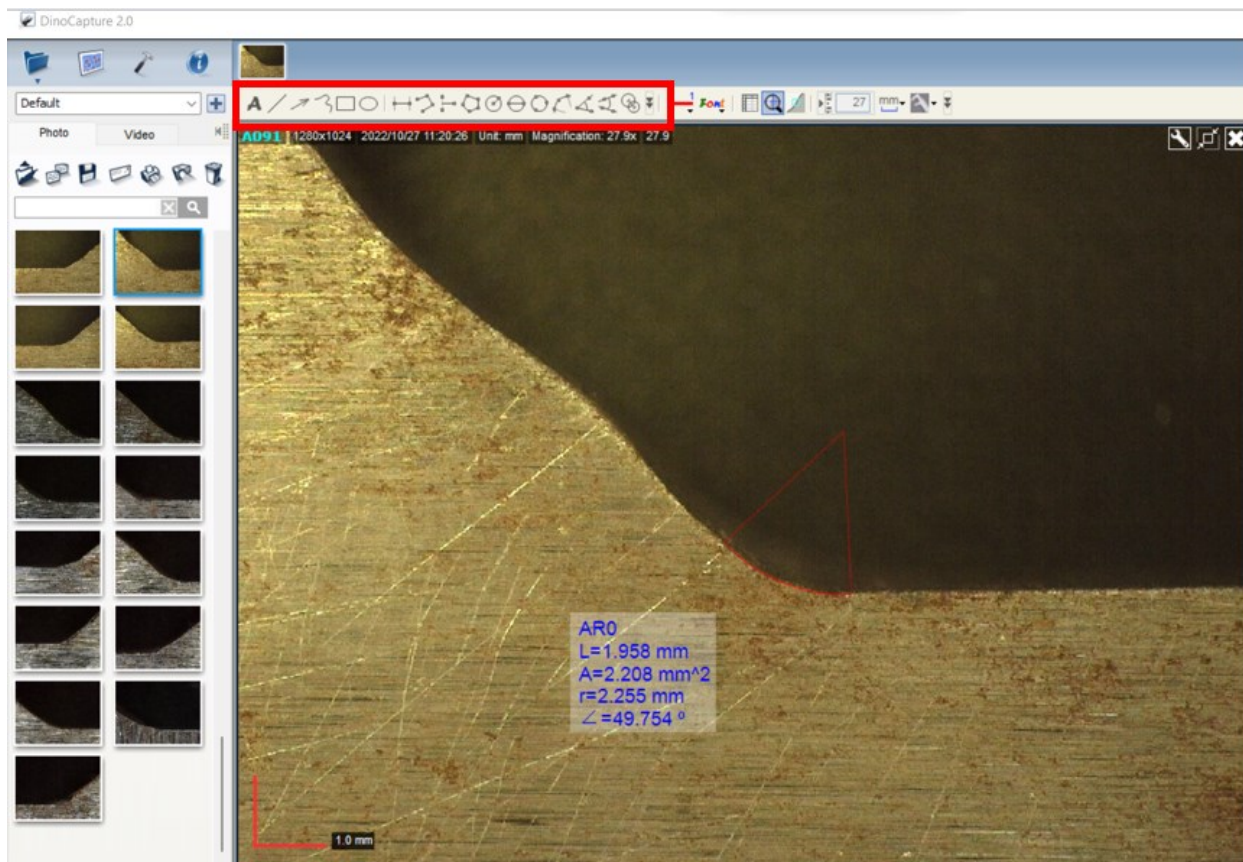


Figura 3.7 Schermata del software DinoCapture 2.0 con indicati i comandi per quotare i parametri.

Per i parametri locali misurati, sono stati scelti i seguenti ingrandimenti:

- Ingrandimento 20x per le misure dell'angolo di apertura del cordone 2α e della lunghezza del cordone z
 - Ingrandimento 30x per i raggi di raccordo ρ
 - Ingrandimento 60x per valutare eventuali undercut ed eventuali difetti nel provino
- Nelle seguenti figure si riportano a titolo di esempio i parametri misurati:

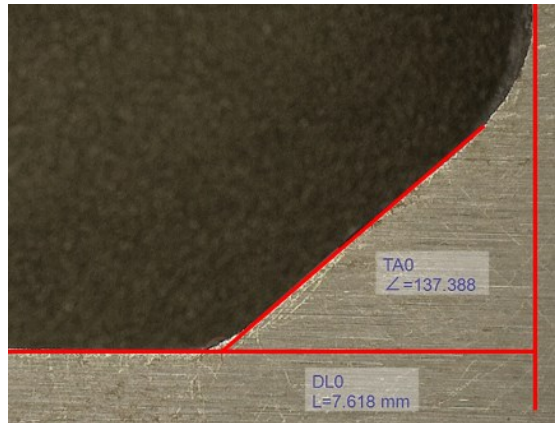


Figura 3.8 Esempio della misura della lunghezza del cordone z lato A1 e dell'angolo di apertura 2α .

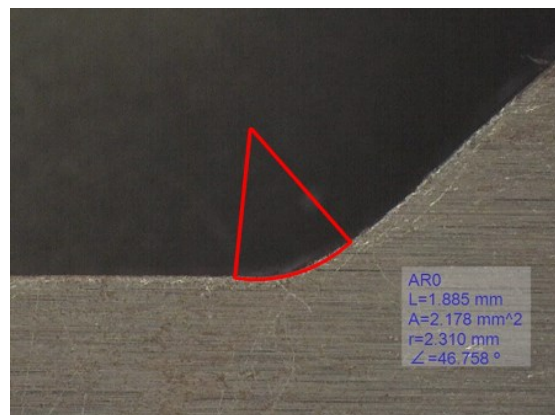


Figura 3.9 Esempio della misura del raggio di raccordo ρ lato A1.

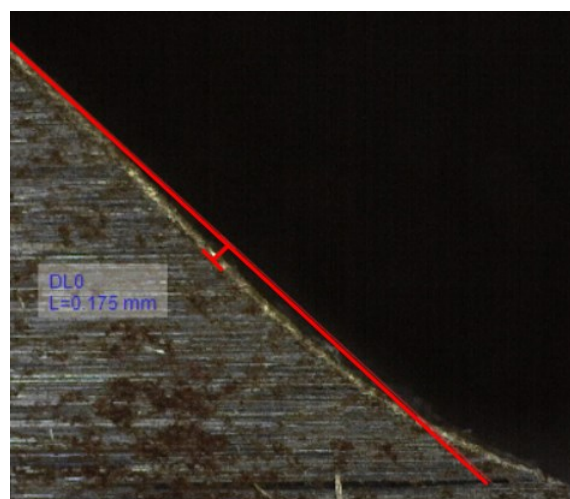


Figura 3.10 Esempio di misure dell'undercut UC_w lato cordone.

Di seguito vengono riportate le distribuzioni statistiche della frequenza osservata relativa dei singoli parametri analizzati con le indicazioni della media aritmetica σ , dello scarto quadratico medio μ e dell'ampiezza della classe Δ usata per ottenere le dispersioni.

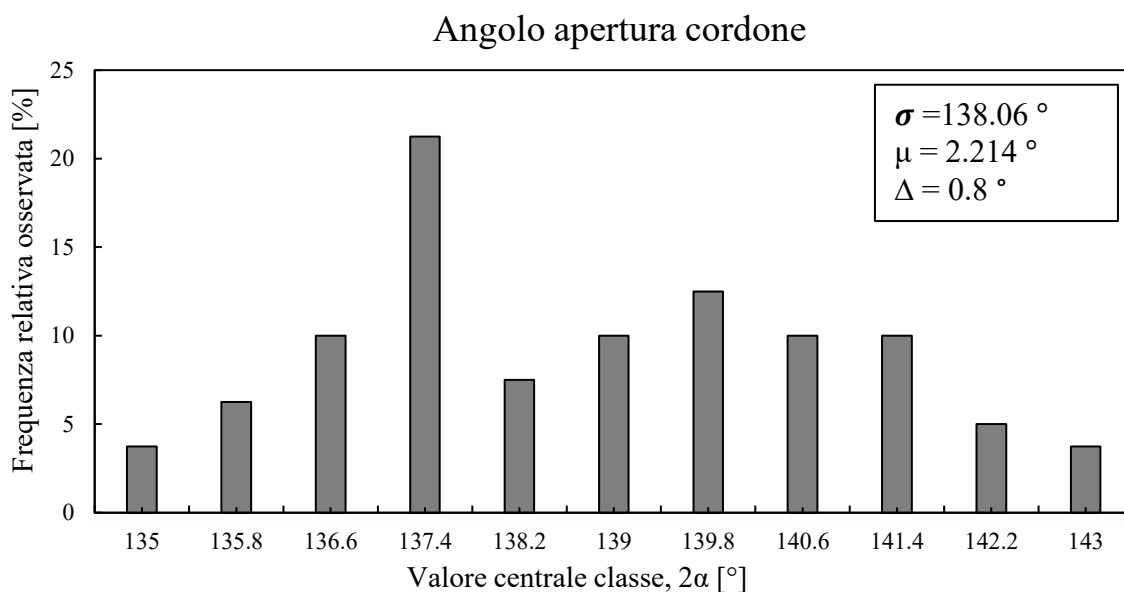


Figura 3.11 Distribuzione statistica dell'angolo di apertura del cordone 2α .

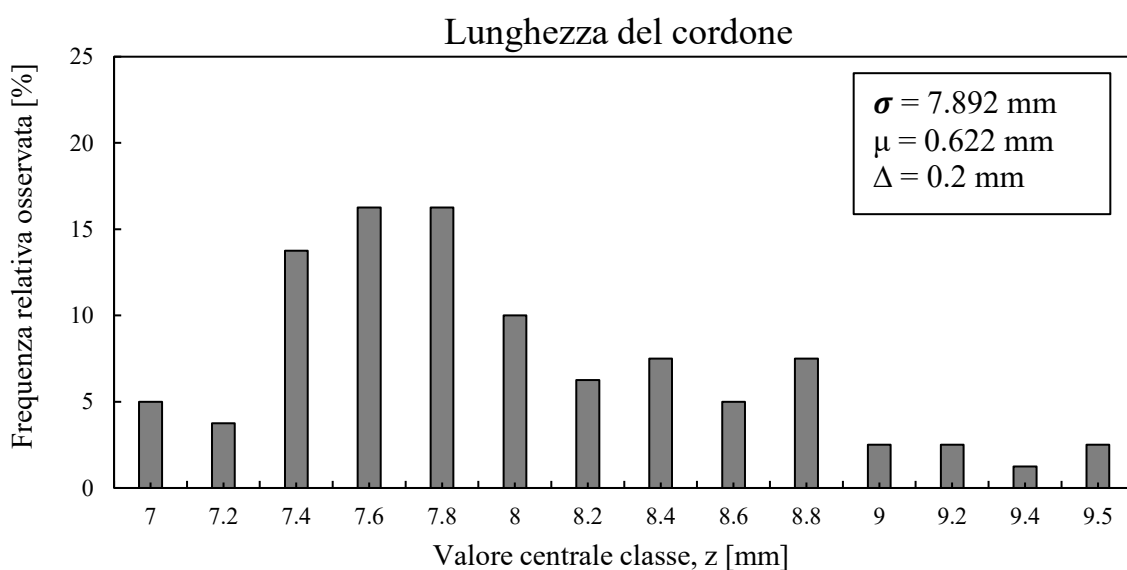


Figura 3.12 Distribuzione statistica della lunghezza del cordone z .

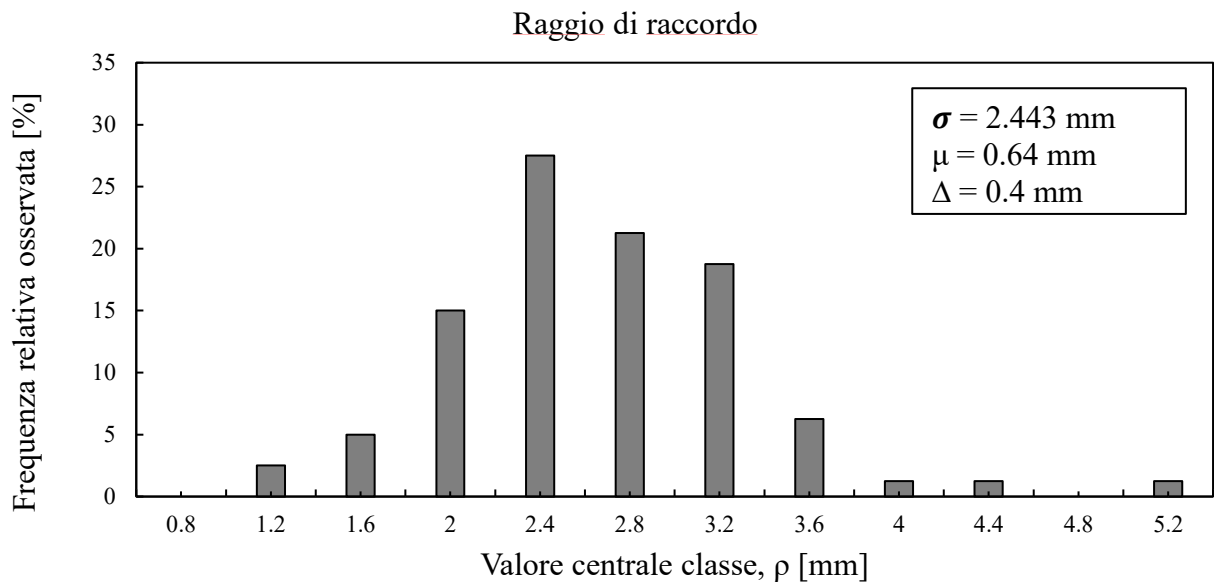


Figura 3.13 Distribuzione statistica del raggio di raccordo ρ .

3.1.1.2 Misure con calibro digitale

In questo paragrafo vengono descritti i parametri acquisiti con calibro digitale riguardanti la geometria generale del giunto saldato. In particolare, si calcolano le aree in corrispondenza del piede cordone per ogni saldatura che serviranno per calcolare le tensioni agenti a piede cordone. Di seguito si riportano in figura (3.14) i parametri misurati.

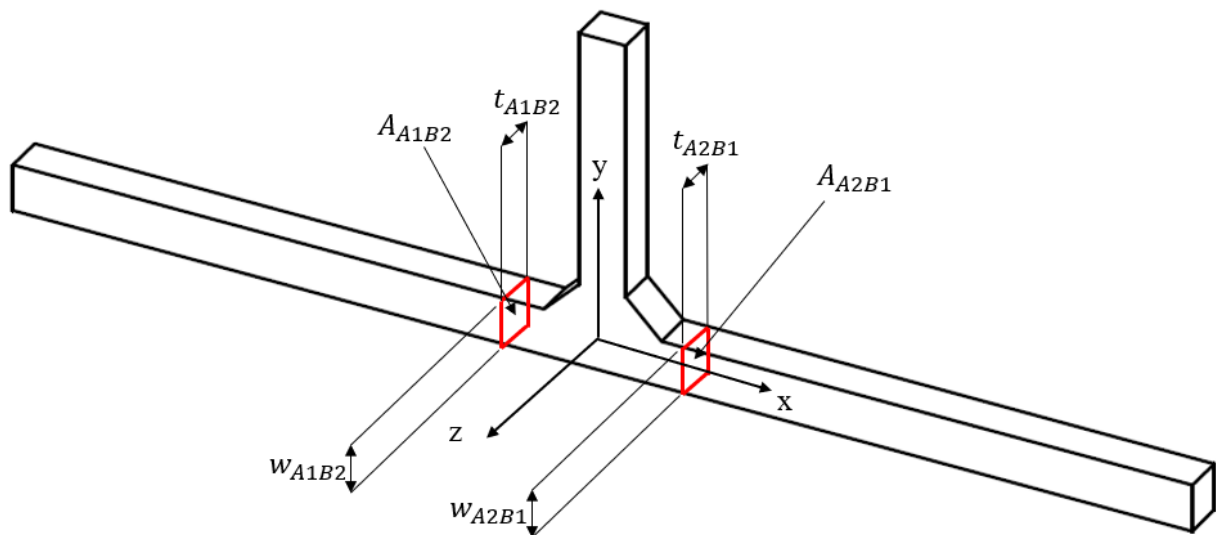


Figura 3.14 Quote dei parametri geometrici generali.

3.1.1.3 Misure di disallineamento

In questo paragrafo si analizza il disallineamento del piatto principale in seguito alla saldatura. Quest'ultima, infatti, genera delle tensioni residue sul componente che quindi tenderà a flettersi. È necessario, di conseguenza, studiare e quantificare questo disallineamento in modo da poterne tenere in considerazione quando il provino sarà testato a fatica. In seguito all'afferraggio infatti, si genereranno dei momenti flettenti che alterano lo stato di carico del provino e che potrebbero portare a risultati differenti da quelli aspettati. In sintesi, conoscere tale fenomeno è importante al fine di correggere il modello previsionale tenendo in considerazione di tali effetti secondari.

Per la valutazione di tali effetti si è preso a riferimento il modello geometrico del giunto e calcolati in corrispondenza di determinati punti la coordinata y corrispondente mediante l'utilizzo di un comparatore. Si è optato per prendere tre punti sul piatto a sinistra della saldatura e tre punti sul piatto di destra. La scelta del numero di punti per piatto è dettata dal fatto che si è verificato che i tre punti per ogni piatto fossero allineati, poiché il piatto è stato precedentemente laminato, e che quindi il disallineamento fosse solo in corrispondenza della saldatura.

I punti sono stati presi ad una distanza nota e raffigurati nella seguente figura (3.15):

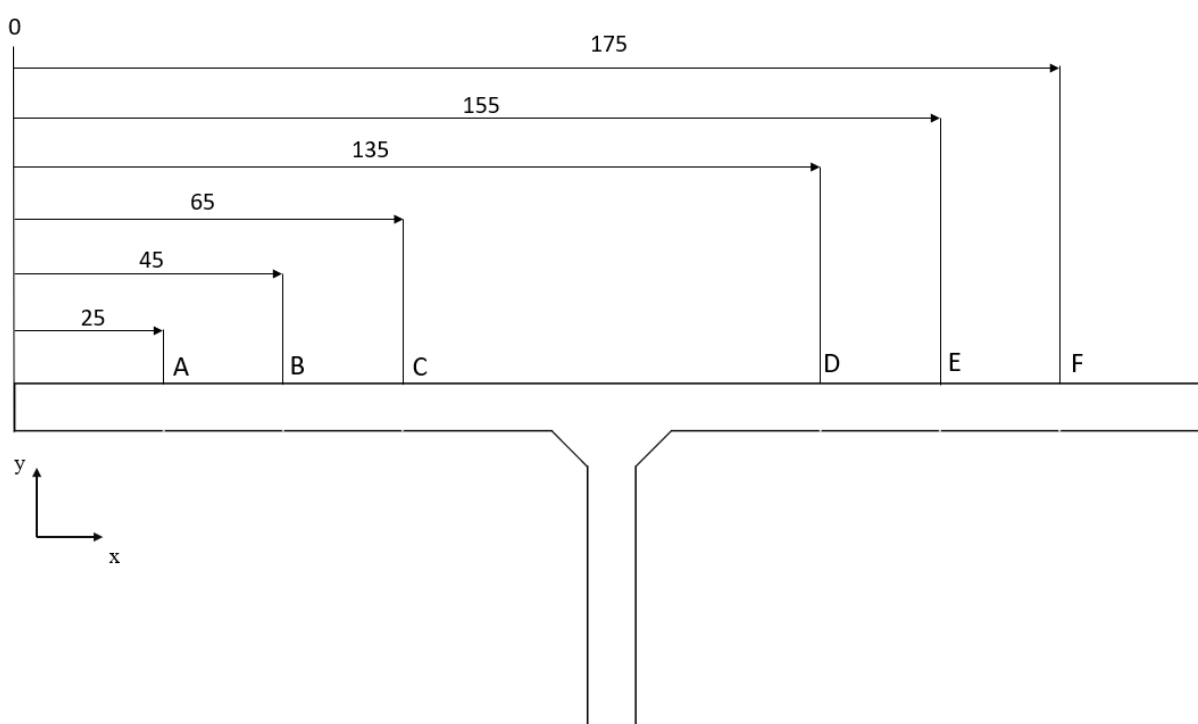


Figura 3.15 Indicazioni delle quote lungo l'asse x del provino in cui è stata calcolata la quota y con il comparatore.

Una volta stabilita la distanza tra un punto e l'altro si è montato il provino in un tornio spento e tramite un comparatore montato su un supporto che permetteva la movimentazione lungo l'asse x si è calcolata la quota y di ogni punto. Per praticità si è settato lo 0 del comparatore nel punto più vicino all'estremità fissata nel tornio. In seguito, a tutte le misure è stato applicato un offset di 10 mm. Una volta registrate tali misure è stato calcolato l'angolo di disallineamento β tra i due piatti mediante l'equazione (3.2):

$$\beta = \tan^{-1} \frac{Y_C - Y_A}{X_C - X_A} - \tan^{-1} \frac{Y_F - Y_D}{X_F - X_D} \quad (3.2)$$

Si riporta nella seguente figura (3.16) il sistema di riferimento adottato per valutare il verso degli angoli di disallineamento β :

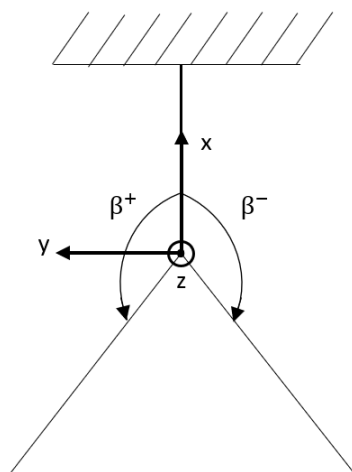


Figura 3.16 Sistema di riferimento per l'angolo β .

Nella seguente figura (3.17) si riporta la quota dell'angolo β positivo in senso antiorario in accordo con la terna levogira di riferimento:

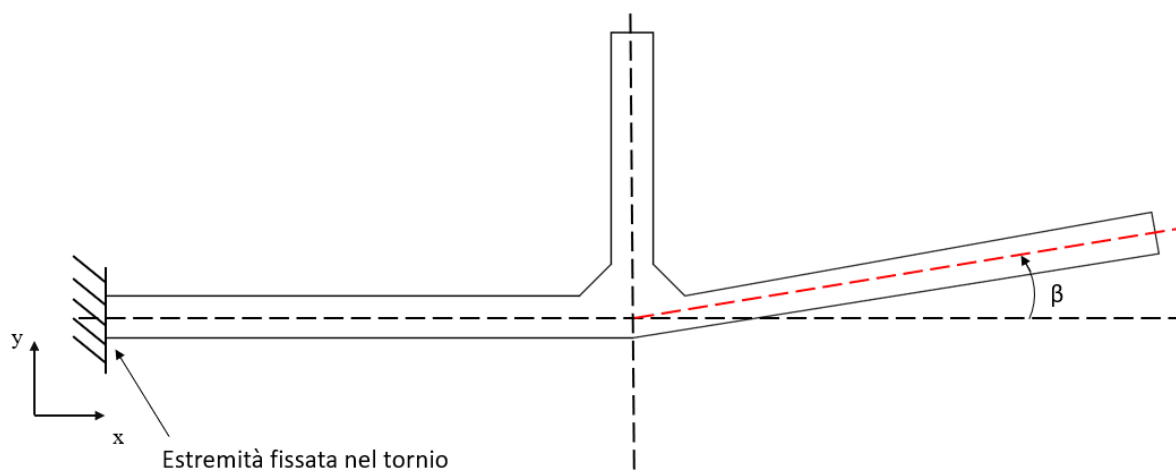


Figura 3.17 Indicazione dell'angolo di disallineamento β positivo se in senso antiorario.

In figura (3.18) viene riportata l'immagine del setup sperimentale per il calcolo dell'angolo β di disallineamento:

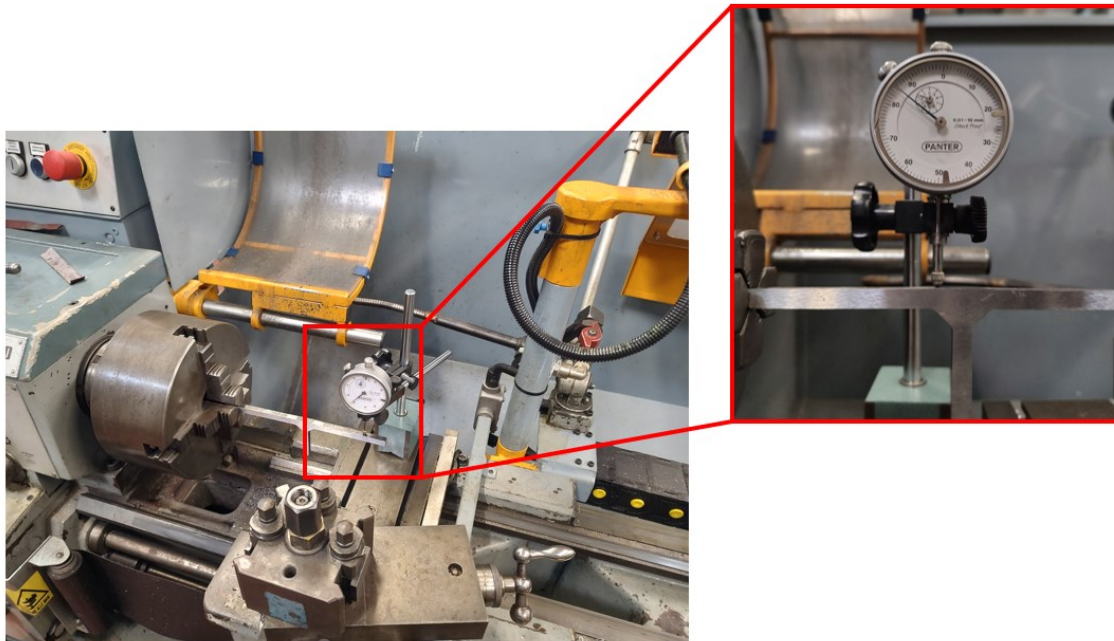


Figura 3.18 Set up sperimentale per il calcolo dell'angolo di disallineamento.

Fissata quindi una delle due estremità del provino all'asse di rotazione del tornio si sono iniziate a prendere le misure nei punti prima specificati spostandosi con apposita manovella lungo l'asse x della macchina. Il comparatore è stato fissato mediante una base magnetica in solido al tornio, perciò, spostandosi lungo l'asse x è stato possibile misurare la quota y in ogni punto.

Applicando poi l'equazione (3.2) si sono ottenuti i seguenti risultati:

Provino	Y_A [mm]	Y_B [mm]	Y_C [mm]	Y_D [mm]	Y_E [mm]	Y_F [mm]	β [°]
T 01	10	10.02	10.01	9.76	9.81	9.84	-0.10
T 02	10	9.97	9.91	9.65	9.61	9.52	0.06
T 03	10	9.99	9.97	9.41	9.27	9.12	0.37
T 04	10	9.98	9.97	9.85	10.02	10.15	-0.47
T 05	10	9.98	9.96	9.56	9.52	9.46	0.09
T 06	10	9.97	9.96	9.88	9.86	9.81	0.04
T 07	10	9.98	9.95	9.72	9.78	9.82	-0.21
T 08	10	9.99	9.96	9.26	9.09	8.91	0.44
T 09	10	9.98	9.95	9.88	9.96	10.02	-0.27
T 10	10	9.98	9.95	9.71	9.75	9.84	-0.26
T 11	10	10.02	10.04	9.90	9.95	9.98	-0.06
T 12	10	10.03	10.03	0.69	9.65	9.54	0.26
T 13	10	10.02	10.03	9.75	9.65	9.53	0.36
T 14	10	10.10	10.19	9.99	10.12	10.24	-0.09
T 15	10	9.98	9.93	9.99	10.12	10.24	-0.46
T 16	10	9.99	9.98	10.16	10.24	10.32	-0.26
T 17	10	9.98	9.95	10.24	10.27	10.31	-0.17
T 18	10	9.98	9.95	9.92	9.88	9.84	0.04
T 19	10	9.99	9.97	9.91	10.03	10.13	-0.36
T 20	10	9.98	9.93	10.01	10.04	10.07	-0.19

Tabella 3.1 Valori degli angoli di disallineamento β .

La figura (3.19) rappresenta in un grafico qualitativo le quote x e y dei punti misurati e quindi l'andamento lungo il piatto:

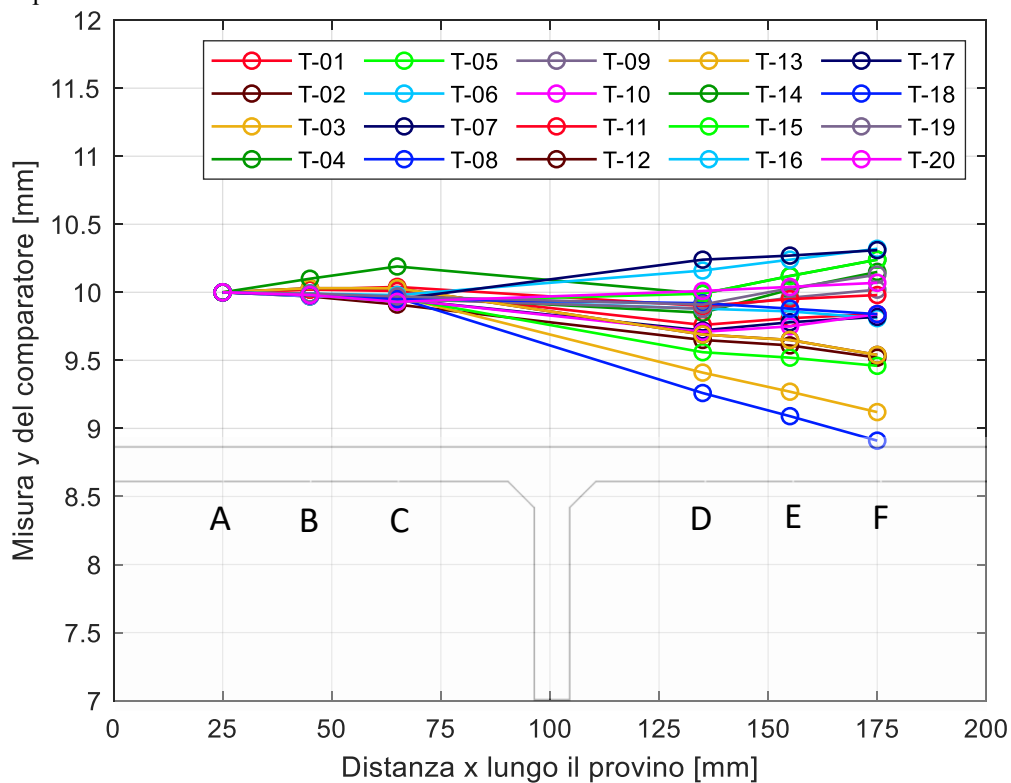


Figura 3.19 Valori delle quote y misurati con il comparatore.

3.2 Provini con irrigidimento longitudinale

I provini con irrigidimento longitudinale sono ottenuti dalla saldatura a cordone d'angolo di piatti in acciaio strutturale S355J2+N ottenuti per laminazione a caldo. Il processo di saldatura è stato effettuato con tecnica ad arco sommerso (MAG).

Tali provini sono caratterizzati dalla seguente geometria nominale:

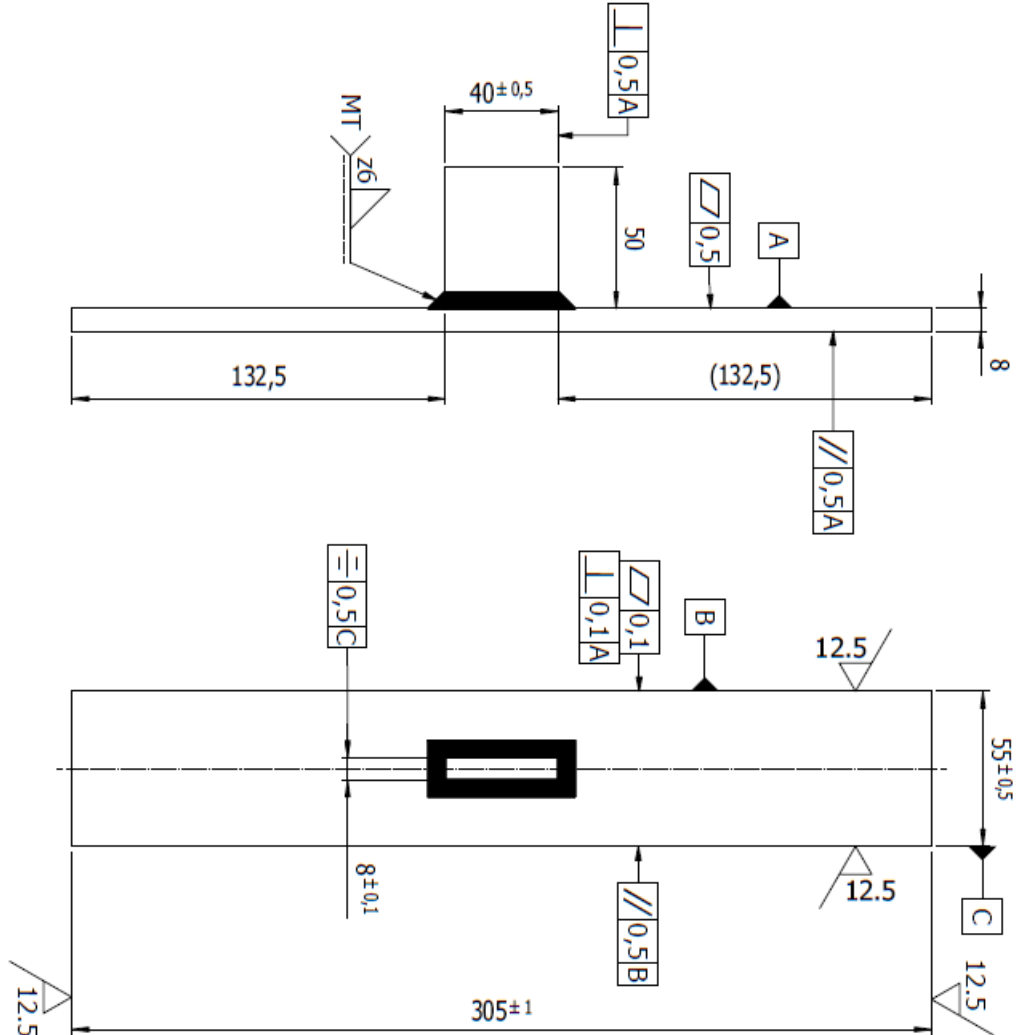


Figura 3.20 Modello CAD della geometria del giunto.

Al momento della fornitura tali giunti erano nella condizione post trattamento di distensione delle tensioni. È stato quindi necessario passare tali provini in mola per rimuovere lo stato di ossido che si era formato in prossimità del cordone di saldatura. Si è utilizzato un trapano verticale a cui è stata fissata una spazzola per acciai e si sono passati ad uno ad uno i provini analizzati, in totale 20.

Ad ogni provino è stato assegnato un proprio sistema di riferimento visibile nella seguente figura (3.21) e un codice identificativo L_XX (con XX numero del provino da 1 a 20).

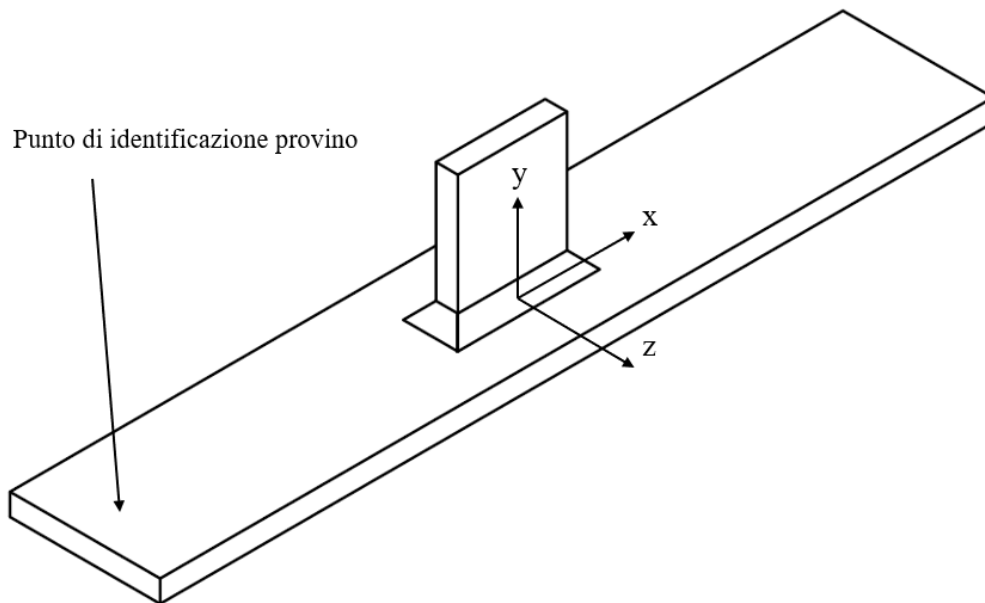


Figura 3.21 Rappresentazione del sistema di riferimento adottato.

Dato che la zona di saldatura è stata poi oggetto di misure con il microscopio ottico, come prima, tali zone sono state individuate con apposita nomenclatura, una lettera seguita da un numero come rappresentato nella figura seguente (3.22):

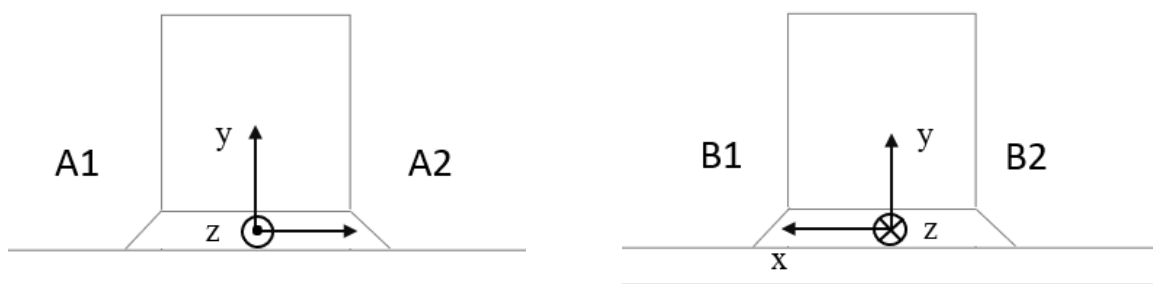


Figura 3.22 Codici identificativi dei cordoni di saldatura con annesso sistema di riferimento.

3.2.1 Misure parametri geometrici

Come per i provini con irrigidimento trasversale anche per tali provini con irrigidimento longitudinale è necessario acquisire le misure dei parametri caratteristici al fine di caratterizzarne la driving force in ottica analisi con curva R ciclica (equazione (3.1)). In particolare, come prima, è necessario conoscere la geometria del giunto al fine di stimare al meglio il fattore di forma α .

I provini analizzati in tale paragrafo differiscono da quelli analizzati nel paragrafo precedente perché dotati di una profondità paragonabile alle altre dimensioni del provino, quindi, risulta necessaria un'analisi più approfondita ma che risulterà più complicata dal punto di vista delle acquisizioni delle misure.

Come nel precedente paragrafo sono state quindi prese misure della geometria locale mediante microscopio ottico Dino-Lite, misure di geometria generale mediante calibro digitale e misure di disallineamento.

3.2.1.1 Misure con microscopio ottico

In questo paragrafo vengono misurati con microscopio ottico i parametri locali della geometria del giunto. Essendo tale componente dotato di una profondità non trascurabile, tali misure sono di difficile acquisizione. Si è quindi optato per testare prima i provini in macchina di prova e poi una volta arrivati a rottura, sezionarli in corrispondenza dell'irrigiditore per acquisire i seguenti dati:

- Angolo di apertura del cordone 2α (4 misure per ogni provino, 2 per lato)
- Lunghezza del cordone di saldatura z (4 misure per ogni provino, 2 per lato)

L'operazione di taglio dei provini con sega a nastro non è stata reiterata per tutti i 20 provini ma solamente per 2 al fine di comprenderne la geometria. Per la misura di tali parametri è stato utilizzato un ingrandimento 20x. Nella seguente figura si riporta lo schema di taglio adoperato per la determinazione dei parametri sopraelencati. Si sono resi necessari 4 tagli che definiscono le relative 5 sezioni del provino (A,B,C,D,E,F) come rappresentato in figura (3.23):

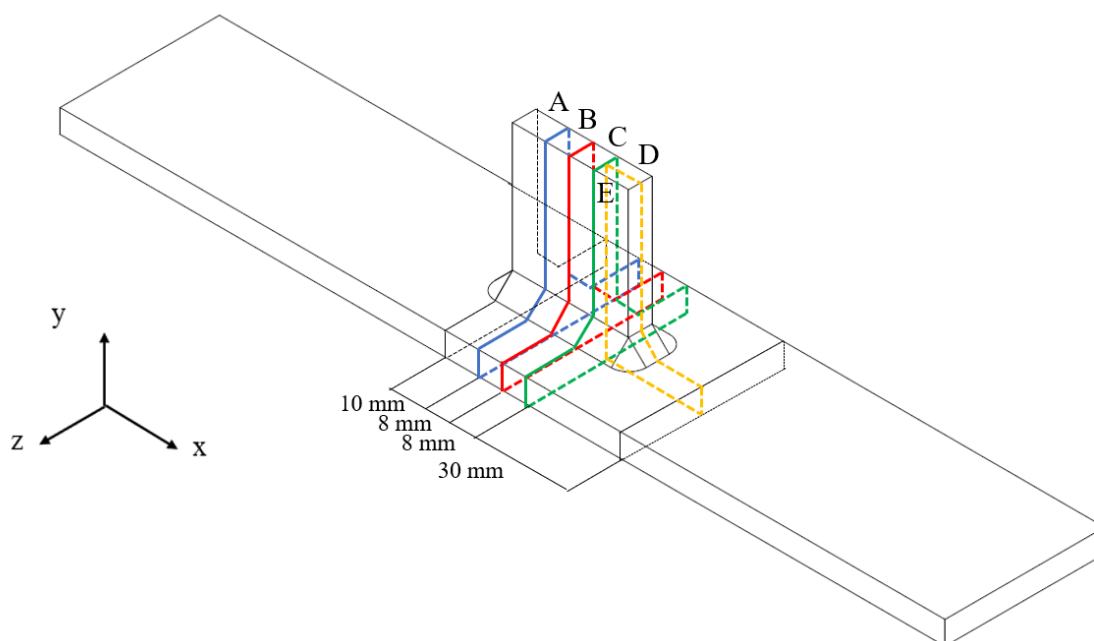


Figura 3.23 Schema delle sezioni di taglio

Per ognuna delle 5 sezioni si sono quindi ricavati i valori dell'angolo di apertura 2α e della lunghezza del cordone z .

Si riportano a titolo di esempio le misure campionate per la sezione D, figura (3.24):

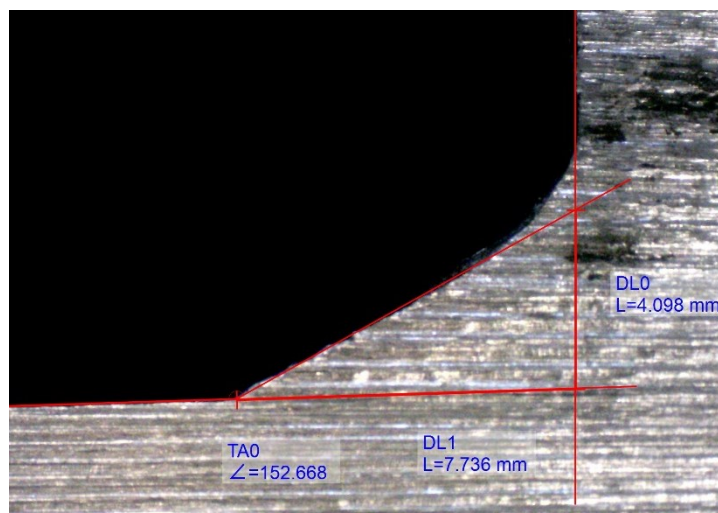


Figura 3.24 Esempio della misura della lunghezza del cordone z e dell'angolo di apertura 2α per la sezione D

Dalle osservazioni con il microscopio ottico si è quindi concluso che l'angolo di apertura del cordone di saldatura nei provini con irrigidimento longitudinale è di 2α pari a circa 150° e non di 135° come riportato nella figura (3.20)

3.2.1.2 Misure con calibro digitale

In questo paragrafo vengono descritti i parametri acquisiti con calibro digitale riguardanti la geometria generale del giunto saldato. In particolare, si calcolano le aree in corrispondenza del piede cordone per ogni saldatura che serviranno per calcolare le tensioni agenti a piede cordone. Di seguito si riportano in figura (3.25) i parametri misurati.

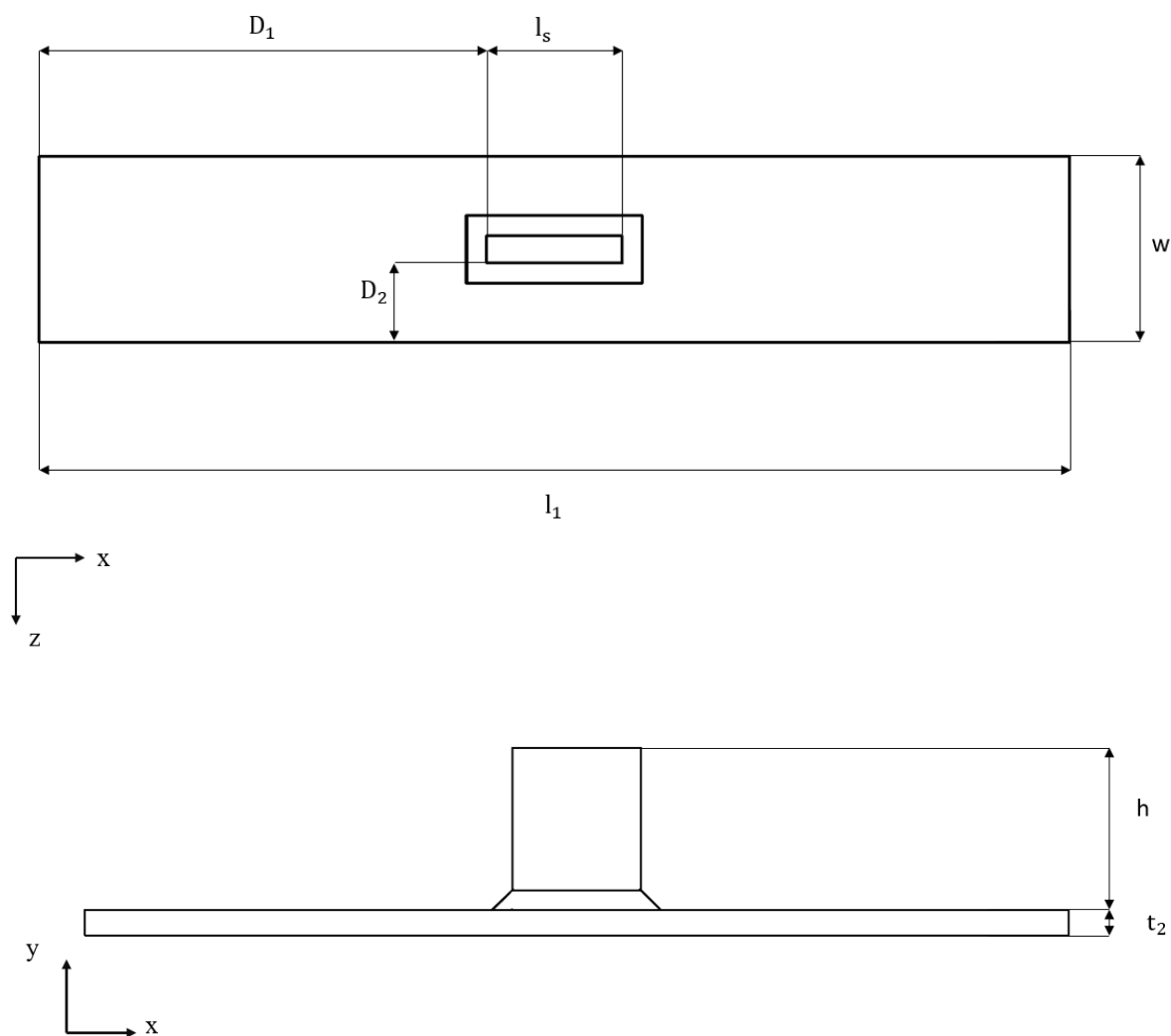


Figura 3.25 Quote dei parametri geometrici generali.

3.2.1.3 Misure di disallineamento

Come già descritto nel paragrafo (3.1.1.3) anche in questo viene analizzato il disallineamento del piatto principale in seguito alla saldatura che genera delle tensioni sul componente. A differenza del caso precedente però, i provini analizzati presentano una profondità modesta che quindi è necessario tenere in considerazione. Si sono presi tre punti sul piatto principale di sinistra e tre punti sul piatto principale di destra a distanza nota e scelti due differenti percorsi A e B per valutarne eventuali differenze e disallineamenti non solo lungo l'asse x del provino ma anche lungo l'asse z dello stesso. I diversi punti con le relative distanze sono riportati nella seguente figura (3.26):

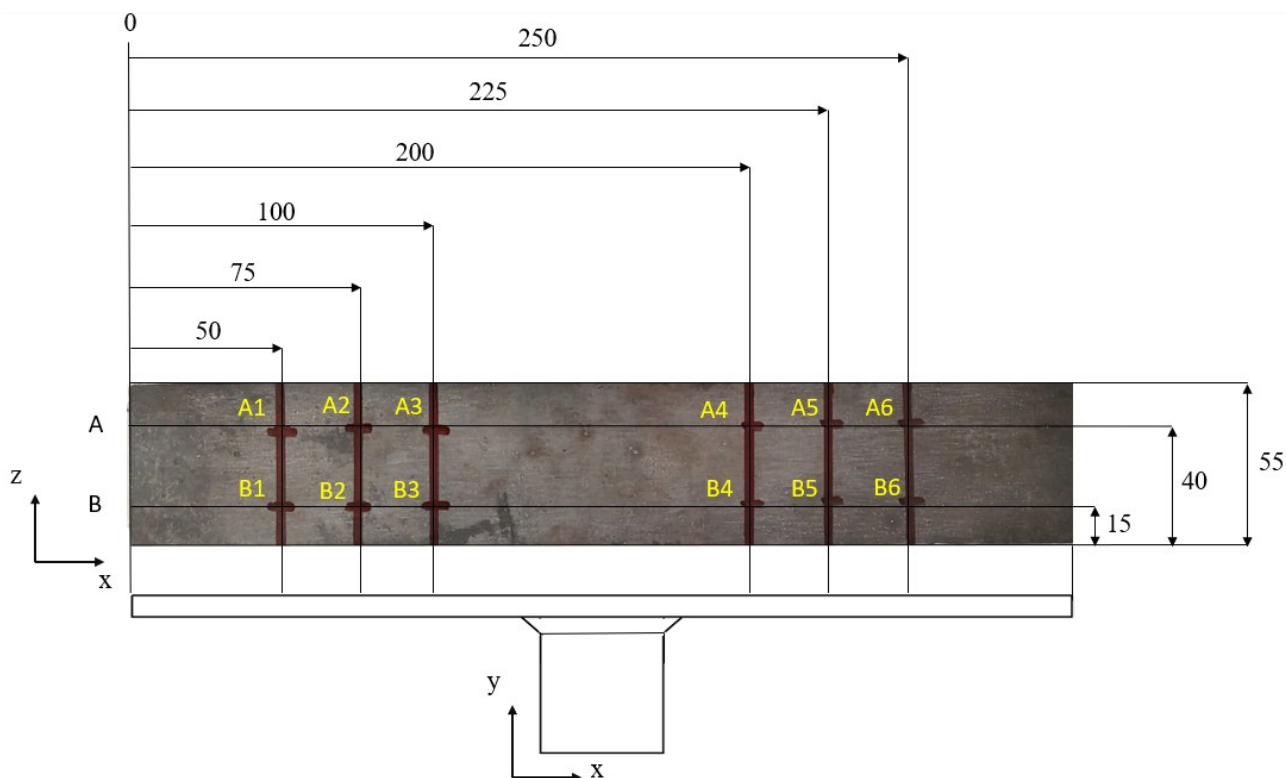


Figura 3.26 Indicazioni delle quote lungo l'asse x del provino in cui è stata calcolata la quota y con il comparatore.

Il setup sperimentale per l'acquisizione delle quote y nei punti sopraindicati è descritto nel paragrafo (3.1.1.3). Si è fissata un'estremità del componente all'asse di rotazione del tornio spento e con un comparatore solidale al tornio si sono calcolate le quote in direzione y spostandosi lungo l'asse x del provino. In seguito, a tutte le misure è stato applicato un offset di 10 mm. Si è calcolato poi l'angolo di disallineamento β con la seguente formula:

$$\beta = \tan^{-1} \frac{Y_{*3} - Y_{*1}}{X_{*3} - X_{*1}} - \tan^{-1} \frac{Y_{*6} - Y_{*4}}{X_{*6} - X_{*4}} \quad (3.3)$$

Dove al posto di (*) è da sostituire il valore del percorso seguito quindi A o B.

Si riporta, come per i provini con irrigidimento trasversale, il sistema di riferimento per la valutazione del verso dell'angolo β nella seguente figura (3.27):

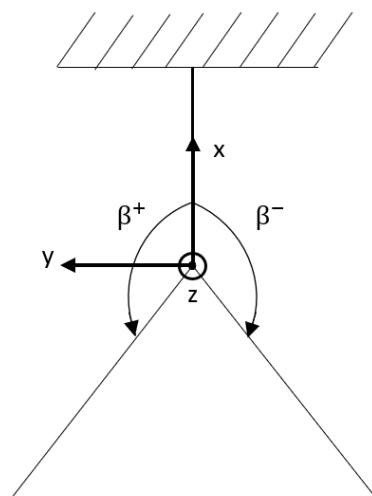


Figura 3.27 Sistema di riferimento per l'angolo β .

Nella seguente tabella si riportano i dati misurati e l'angolo β calcolato con l'equazione (3.3):

Percorso A							
Provino	Y_{A1} [mm]	Y_{A2} [mm]	Y_{A3} [mm]	Y_{A4} [mm]	Y_{A5} [mm]	Y_{A6} [mm]	β [°]
L_01	10	9.95	9.88	10.09	10.3	10.46	-0.36
L_02	10	9.96	9.90	9.83	9.83	9.80	-0.08
L_03	10	10.02	10.01	10.55	10.46	10.42	0.16
L_04	10	9.97	9.89	9.82	9.82	9.74	-0.03
L_05	10	10.03	10.11	9.43	9.40	9.35	0.22
L_06	10	9.97	9.86	10.06	10.22	10.36	-0.30
L_07	10	9.98	9.86	9.82	9.78	9.70	0.02
L_08	10	9.96	9.88	9.83	9.81	9.71	0.02
L_09	10	10.04	10.15	10.22	10.26	10.32	0.06
L_10	10	10.01	10.03	10.26	10.19	10.11	0.21
L_11	10	9.99	9.98	10.45	10.58	10.73	-0.34
L_12	10	9.96	9.86	10.03	10.05	10.07	-0.21
L_13	10	9.98	9.97	9.59	9.64	9.65	-0.10
L_14	10	10.01	10.03	10.45	10.56	10.71	-0.26
L_15	10	10.02	10.04	10.65	10.77	11	-0.35
L_16	10	9.95	9.90	10.20	10.30	10.35	-0.29
L_17	10	9.96	9.90	9.70	9.84	9.96	-0.41
L_18	10	9.96	9.94	10.48	10.60	10.70	-0.32
L_19	10	9.95	9.90	9.71	9.67	9.65	-0.05
L_20	10	9.98	9.96	10.36	10.38	10.40	-0.09

Tabella 3.2 Valori degli angoli di disallineamento β lungo il percorso A.

Percorso B							
Provino	Y _{B1} [mm]	Y _{B2} [mm]	Y _{B3} [mm]	Y _{B4} [mm]	Y _{B5} [mm]	Y _{B6} [mm]	β [°]
L 01	10	9.95	9.87	10.08	10.28	10.46	- 0.38
L 02	10	9.97	9.89	9.81	9.81	9.78	-0.09
L 03	10	10.02	10.01	10.56	10.51	10.45	0.14
L 04	10	9.97	9.86	9.77	9.77	9.72	-0.10
L 05	10	10.03	10.11	9.40	9.38	9.34	0.23
L 06	10	9.95	9.88	10.07	10.26	10.36	- 0.37
L 07	10	9.95	9.89	9.80	9.79	9.60	0.10
L 08	10	9.95	9.84	9.82	9.82	9.56	0.11
L 09	10	10.04	10.17	10.22	10.30	10.43	0.05
L 10	10	9.98	9.97	10.26	10.18	10.11	0.24
L 11	10	9.99	9.98	10.47	10.60	10.75	-0.34
L 12	10	9.96	9.86	10.03	10.04	10.09	-0.22
L 13	10	9.97	9.95	9.54	9.58	9.61	-0.14
L 14	10	9.99	9.97	10.47	10.51	10.73	-0.33
L 15	10	10.02	10.04	10.64	10.78	10.95	-0.31
L 16	10	9.95	9.90	10.22	10.28	10.35	-0.26
L 17	10	9.95	9.88	9.65	9.80	9.94	-0.47
L 18	10	9.96	9.92	10.48	10.60	10.68	-0.32
L 19	10	9.93	9.88	9.65	9.62	9.60	-0.08
L 20	10	9.96	9.94	10.32	10.37	10.41	-0.17

Tabella 3.3 Valori degli angoli di disallineamento β lungo il percorso B.

Le figure (3.28), (3.29) rappresentano in un grafico qualitativo le quote x e y dei punti misurati e quindi l'andamento lungo il piatto seguendo il percorso A e il Percorso B:

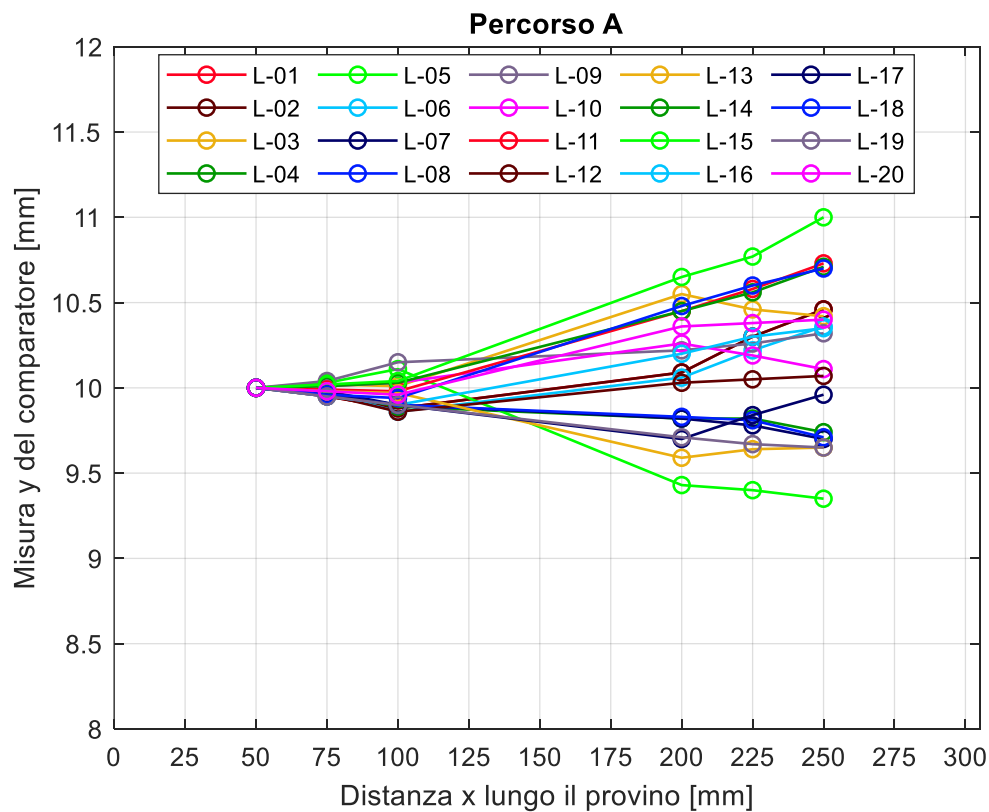


Figura 3.28 Valori delle quote y misurati con il comparatore lungo il percorso A.

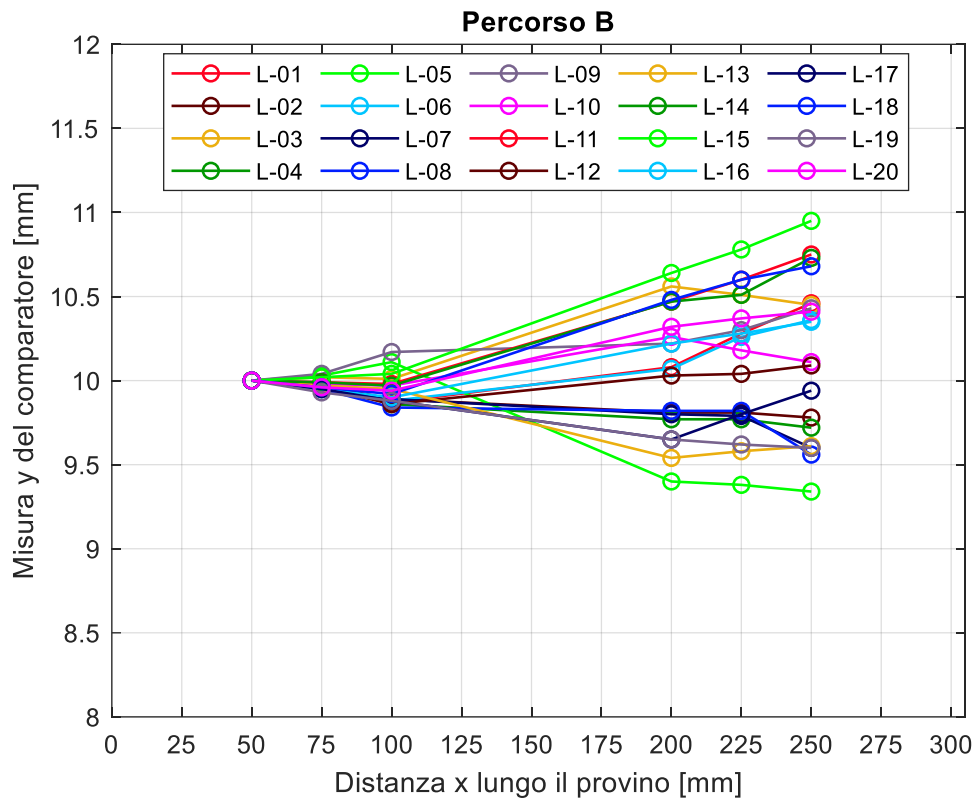


Figura 3.29 Valori delle quote y misurati con il comparatore lungo il percorso B.

Osservando i valori delle tabelle (3.2), (3.3) e le figure (3.28), (3.29) è possibile concludere che i valori di disallineamento lungo i percorsi A e B sono compatibili, perciò, è ragionevole assumere che non vi siano distorsioni del provino lungo il suo asse z.

3.3 Provini testa a testa rasati

I provini testa a testa rasati sono ottenuti mediante saldatura a piena penetrazione di due piatti saldati testa a testa e poi opportunamente tagliati. I piatti sono in acciaio S355J2+N. Tali provini sono caratterizzati dalla seguente geometria nominale:

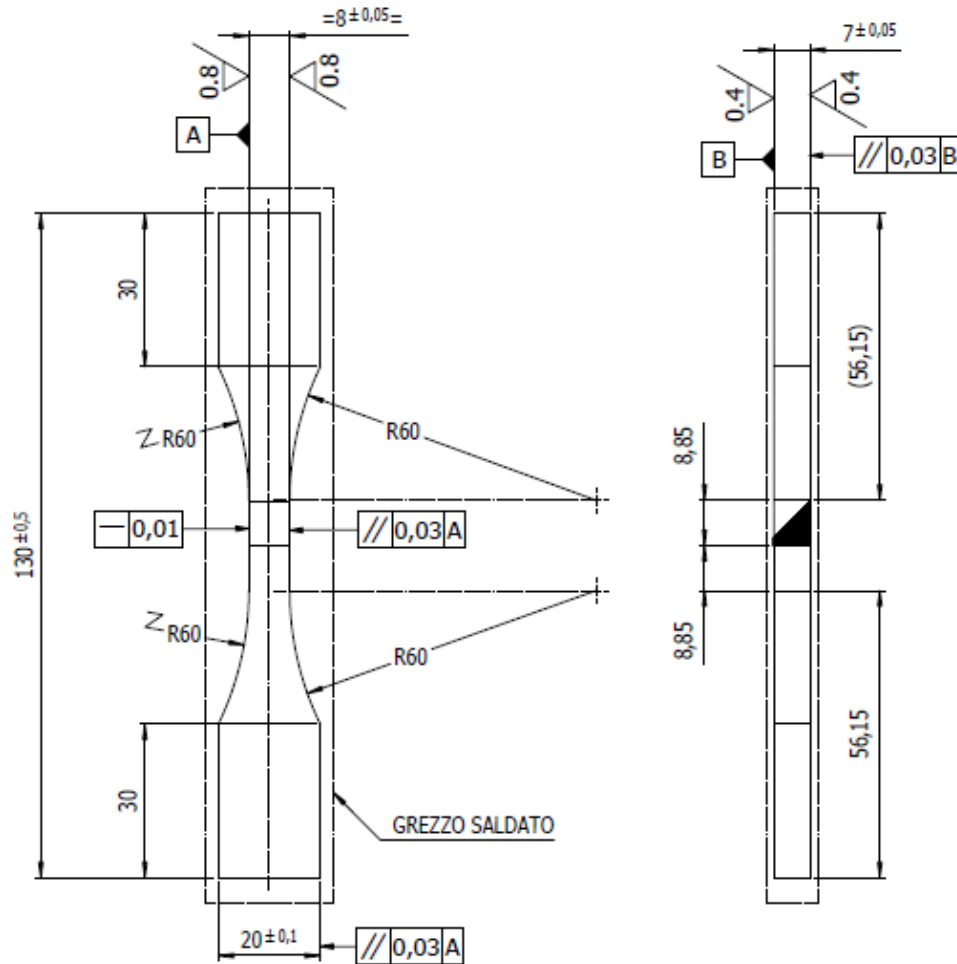


Figura 3.30 Modello CAD della geometria del giunto.

Al momento della fornitura i provini erano rettificati perciò non si sono rese necessarie operazioni particolari. Sono stati solamente sporcati con lubrificante WD-40 evitare che ossidassero.

Come per le altre due serie di provini anche questi sono stati identificati da un codice identificativo BW_XX (dove XX sta per il numero del provino). In totale sono stati utilizzati 20 provini e ad ognuno dei quali è stato assegnato un proprio sistema di riferimento visibile nella seguente figura (3.31):

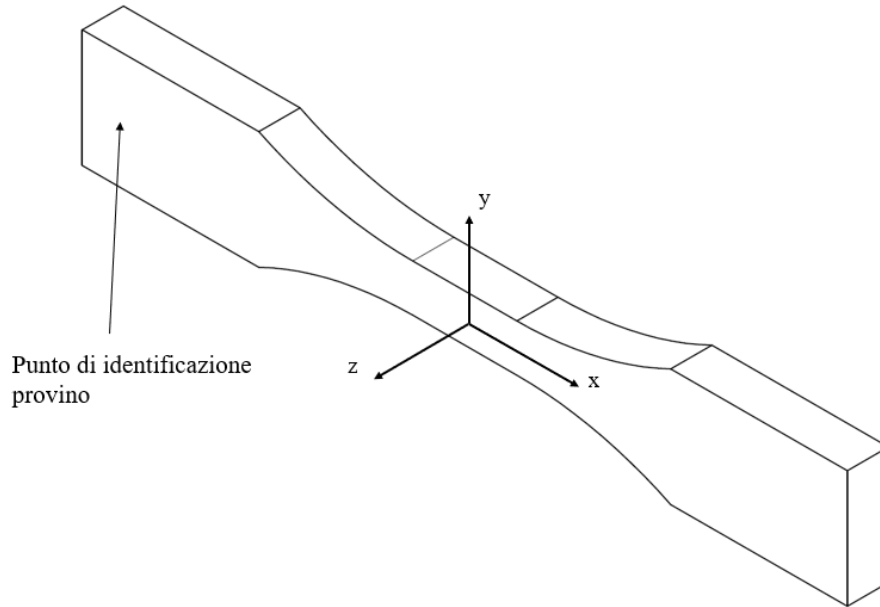


Figura 3.31 Rappresentazione del sistema di riferimento adottato.

3.3.1 Misure parametri geometrici

Ancora una volta, il fine dello studio di dettaglio della geometria è necessario per la determinazione del fattore di forma α . Per l'acquisizione delle misure principali di tale serie di provini si è adoperato solamente il calibro digitale in quanto non vi sono misure così di dettaglio che richiedano l'utilizzo del microscopio ottico. Infine, si è studiato il disallineamento dei due piatti saldati tra loro.

3.3.1.1 Misure con calibro digitale

In questo paragrafo vengono descritti i parametri acquisiti con calibro digitale riguardanti la geometria generale del giunto saldato. In particolare, si calcolano le aree in corrispondenza della saldatura che serviranno per calcolare le tensioni agenti. Di seguito si riportano in figura (3.32) i parametri misurati:

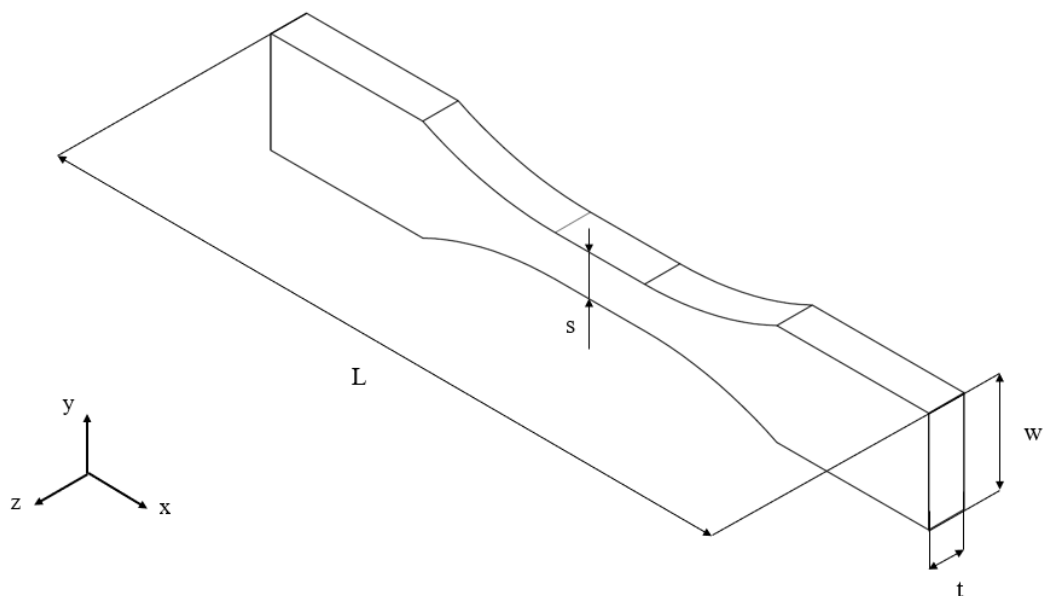


Figura 3.32 Quote dei parametri geometrici generali.

3.3.1.2 Misure di disallineamento

Come già descritto nel paragrafo (3.1.1.3) anche in questo viene analizzato il disallineamento del piatto principale in seguito alla saldatura che genera delle tensioni sul componente. Si è analizzato il disallineamento sia nel piano x-y sia nel piano x-z.

Nel piano x-y si sono presi tre punti sul piatto principale di sinistra e tre punti sul piatto principale di destra a distanza nota. I diversi punti con le relative distanze sono riportati nella seguente figura (3.33):

Il setup sperimentale per l'acquisizione delle quote y nei punti sopraindicati è descritto nel paragrafo (3.1.1.3).

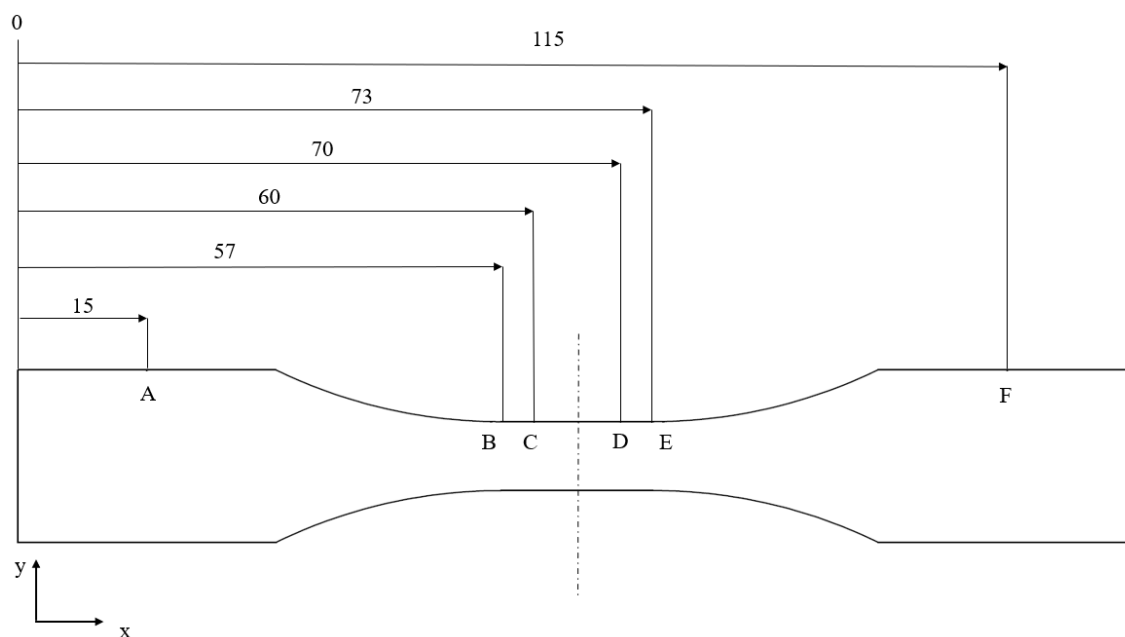


Figura 3.33 Indicazioni delle quote lungo l'asse x del provino in cui è stata calcolata la quota y con il comparatore nel piano (x-y).

Si è fissata un'estremità del componente all'asse di rotazione del tornio spento e con un comparatore solidale al tornio si sono calcolate le quote in direzione y spostandosi lungo l'asse x del provino. In seguito, a tutte le misure è stato applicato un offset di 10 mm. Si è calcolato poi l'angolo di disallineamento β nel piano (x,y) con la seguente formula:

$$\beta = \tan^{-1} \frac{Y_C - Y_B}{X_C - X_B} - \tan^{-1} \frac{Y_E - Y_D}{X_E - X_D} \quad (3.4)$$

Si riporta, il sistema di riferimento per la valutazione del verso dell'angolo β nel piano x-y nella seguente figura (3.34):

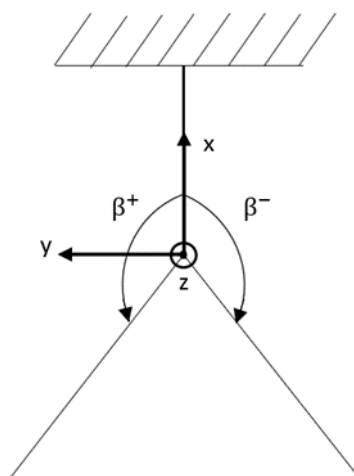


Figura 3.34 Sistema di riferimento per l'angolo β .

Nella seguente tabella si riportano i dati misurati e l'angolo β calcolato con ()

Provino	Y_A [mm]	Y_B [mm]	Y_C [mm]	Y_D [mm]	Y_E [mm]	Y_F [mm]	β [°]
BW_01	10	16.10	16.12	16.14	16.17	10.02	0.115
BW_02	10	15.97	15.98	16	16	10.02	- 0.115
BW_03	10	16.05	16.10	16.15	16.21	9.75	0.115
BW_04	10	15.85	15.82	15.80	15.78	10	0.115
BW_05	10	15.80	15.78	15.75	15.73	9.95	0
BW_06	10	15.95	15.96	15.97	15.98	10	0.101
BW_07	10	16	16	16	16.01	9.92	0.115
BW_08	10	15.85	15.86	15.86	15.86	9.95	- 0.115
BW_09	10	16.04	16.08	16.12	16.17	9.80	0.115
BW_10	10	15.75	15.78	15.80	15.81	10	- 0.230
BW_11	10	15.90	15.90	15.88	15.88	10.02	0
BW_12	10	15.90	15.89	15.84	15.86	10.03	0.115
BW_13	10	16	16.02	16.02	16.02	10.02	- 0.230
BW_14	10	15.97	16.01	16.02	16.03	10.04	- 0.230
BW_15	10	15.95	15.95	15.97	15.98	10.03	0
BW_16	10	15.95	15.95	15.97	15.98	10.02	0.115
BW_17	10	16.03	16.01	16.03	16.02	10.05	0.115
BW_18	10	15.96	15.95	15.96	15.96	10.06	0.115
BW_19	10	15.85	15.83	15.95	15.94	10.05	0.115
BW_20	10	15.84	15.85	15.86	15.86	10.05	- 0.115

Tabella 3.4 Valori degli angoli di disallineamento β nel piano (x-y).

Analizzando i dati di tabella (3.4) si può concludere che i valori di disallineamento dei due piatti presentano un ottimo grado di ripetibilità come ci si poteva aspettare in quanto le superfici di tali provini sono state rettificare.

Per il calcolo dell'angolo di disallineamento nel piano (x-z) sono stati presi sette punti sul piatto di sinistra e sette punti sul piano di destra a distanza nota.

I diversi punti con le relative distanze sono riportati nella seguente figura (3.35):

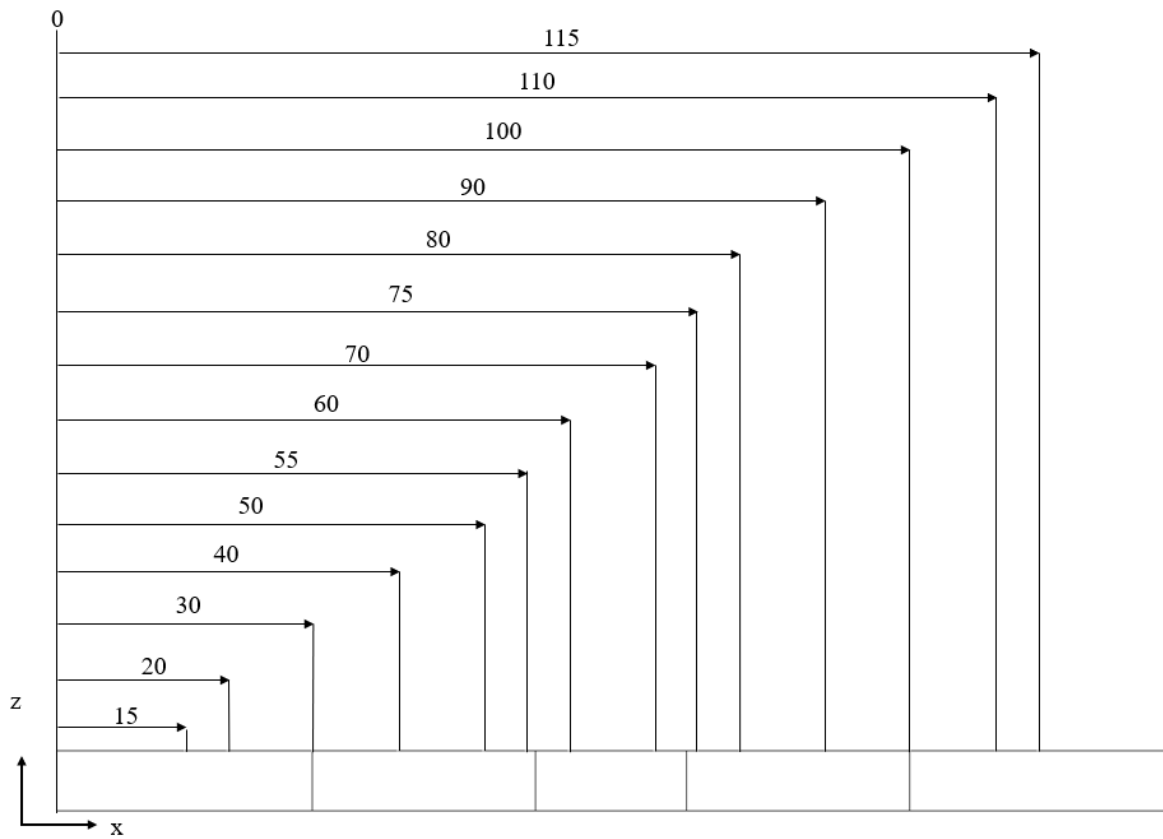


Figura 3.35 Indicazioni delle quote lungo l'asse x del provino in cui è stata calcolata la quota y con il comparatore nel piano (x-z).

Si riporta, il sistema di riferimento per la valutazione del verso dell'angolo γ nel piano x-y nella seguente figura (3.36):

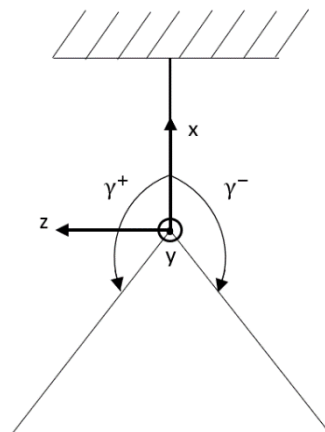


Figura 3.36 Sistema di riferimento per l'angolo β .

La figura (3.37) rappresenta in un grafico qualitativo le quote x e z dei punti misurati e quindi l'andamento lungo il piatto:

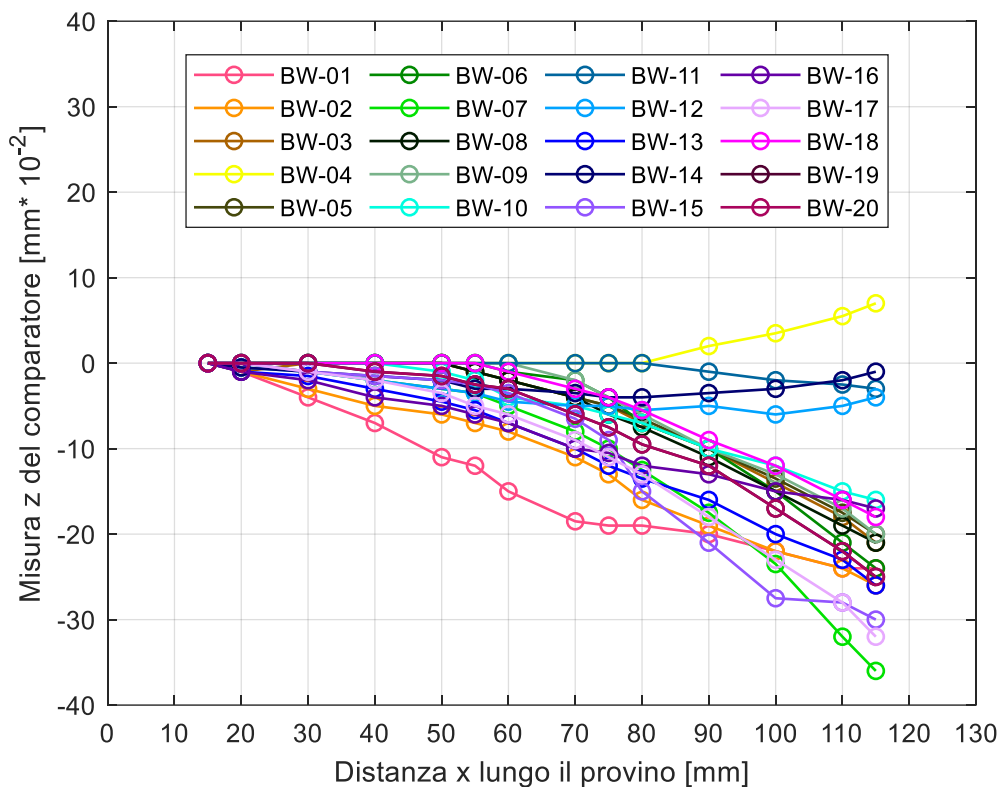


Figura 3.37 Valori delle quote y misurati con il comparatore nel piano (x-y).

Come si può notare dalla figura (3.37) tutti i provini sono stati orientati in maniera tale che presentassero andamento simile nel piano (x-z). Si è poi proceduto al calcolo dell'angolo γ di disallineamento per ogni provino. Si riporta a titolo di esempio il calcolo dell'angolo γ per il provino BW-01 nella figura (3.38):

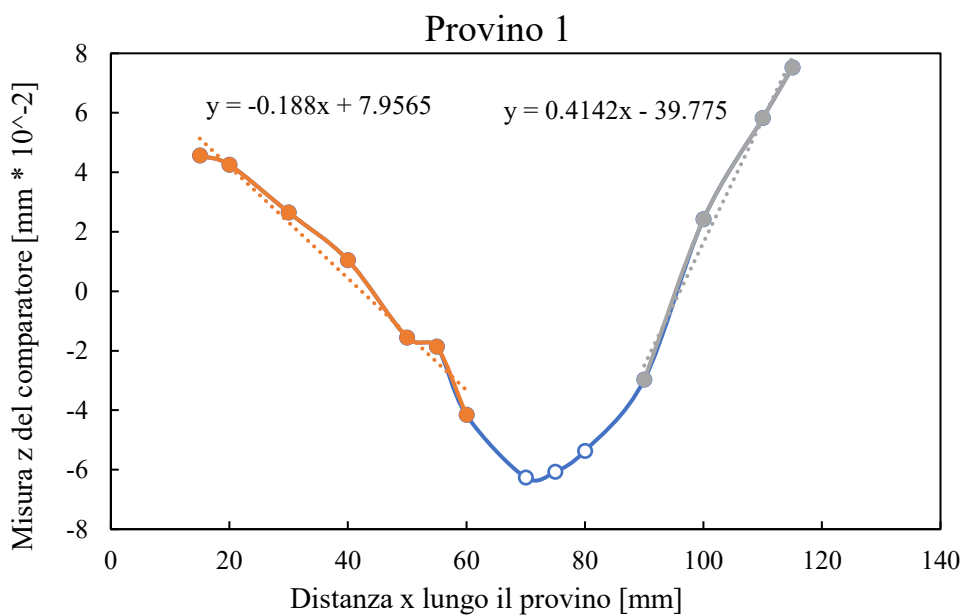


Figura 3.38 Valori delle quote y del provino BW_01 misurati con il comparatore nel piano (x-z).

Si sono interpolati i punti nei due piatti di sinistra e di destra tramite rette interpolanti di cui è riportata l'equazione in figura (3.37) e quindi calcolato l'angolo γ tramite la relazione:

$$\gamma = \left(\tan^{-1} \left(-0.188 \cdot 10^{-2} \right) \frac{180}{\pi} \right) - \left(\tan^{-1} \left(0.4142 \cdot 10^{-2} \right) \frac{180}{\pi} \right) = -0.345^\circ \quad (3.5)$$

Nella seguente tabella (3.5) si riportano i valori dell'angolo γ per ogni provino:

Provino	γ [°]
BW_01	-0.345
BW_02	-0.187
BW_03	0.239
BW_04	-0.110
BW_05	0.212
BW_06	0.279
BW_07	0.376
BW_08	0.217
BW_09	0.220
BW_10	0.146
BW_11	0.164
BW_12	0
BW_13	0.132
BW_14	0
BW_15	0.37
BW_16	0
BW_17	0.244
BW_18	0.202
BW_19	0.270
BW_20	0.244

Tabella 3.5 Valori degli angoli di disallineamento β nel piano (x-z).

4 Prove sperimentali

4.1 Provini testa a testa rasati: stima delle sollecitazioni secondarie

L'obiettivo di questo paragrafo è la stima delle sollecitazioni secondarie indotte dall'afferraggio in macchina di prova sul provino. A causa delle distorsioni del provino dovute alla saldatura, infatti, l'afferraggio può comportare l'insorgere di sollecitazioni secondarie sul provino che alterano lo stato reale di sollecitazione rispetto a quello nominale. È doveroso precisare che tali sollecitazioni sono solitamente dovute al fatto che i cunei della macchina di prova, responsabili dell'afferraggio del provino, presentano rigidità superiore al provino stesso e quindi indurranno degli spostamenti generalizzati (deformazioni) sul componente stesso. Risulta evidente quindi che variando l'orientazione del provino in macchina tali sollecitazioni secondarie varieranno; si opererà quindi per scegliere l'orientazione più favorevole del provino cioè quella che genererà minor contributo di sollecitazioni secondarie. Data la natura del fenomeno è ragionevole affermare che le tensioni in gioco, indotte dalla macchina sul provino, sono momento flettente e in alcuni casi taglio. Per valutare tale comportamento si è estensimetrato il provino BW_01 che presentava angolo di disallineamento γ più elevato (vedi paragrafo 3.3.1.2). Si sono disposti otto estensimetri a distanza nota come da figura (4.1):

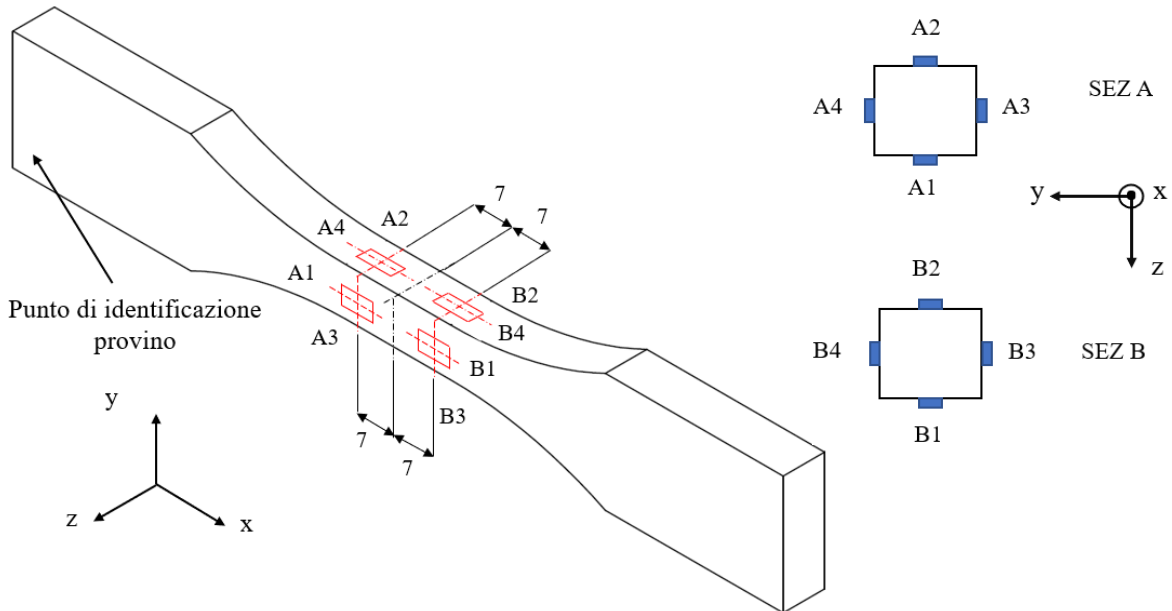


Figura 4.1 Indicazione della posizione in cui sono stati incollati gli estensimetri nel provino BW_01.

Per l'acquisizione dei dati si è utilizzata una centralina IMC CS-7008-FD figura (4.2) e figura (4.3) collegata al PC. Gli otto estensimetri sono stati collegati agli ingressi analogici nella configurazione a quarto di ponte per registrare in maniera indipendente le deformazioni.



Figura 4.2 Centralina IMC CS-7008-FD.



Figura 4.3 Set up della centralina IMC CS-7008-FD [29].

Dopo aver collegato la centralina al PC e aver verificato che gli estensimetri acquisiscano correttamente, il provino BW_01 è stato montato nella macchina di prova Schenck Hydropuls PSA 100. Si è prima afferrato il provino con la traversa superiore e poi, dopo aver azzerato i canali di acquisizione della centralina, si è afferrato il provino anche inferiormente. Il setup della macchina di prova con il provino montato è raffigurato dalla seguente figura (4.4). Tale configurazione è la I, le altre configurazioni verranno discusse nel paragrafo successivo.

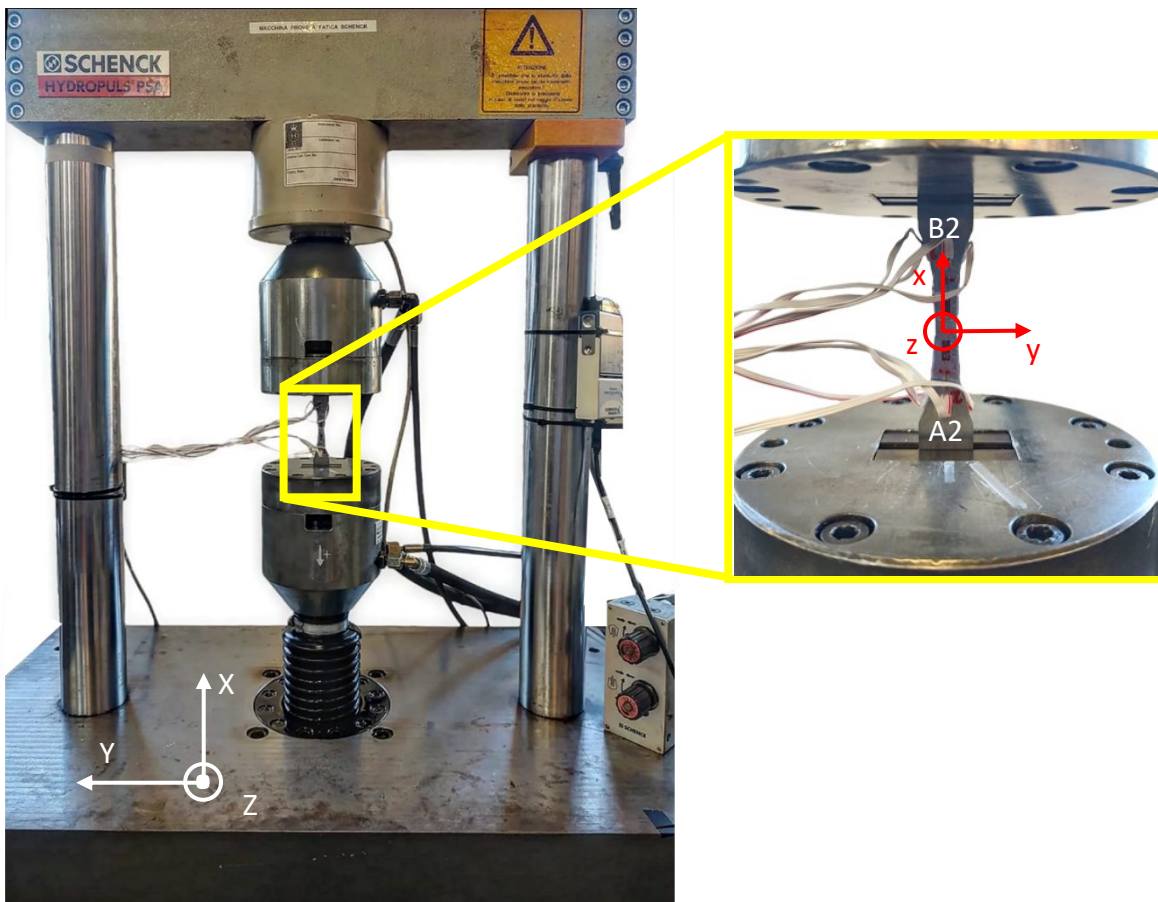


Figura 4.4 Montaggio del provino BW_01 nella macchina di prova Schenck Hydropuls PSA 100 nella configurazione I.

L'obiettivo del test è quello di analizzare le variazioni delle sollecitazioni indotte dall'afferraggio durante una prova di fatica. Si può dimostrare che tali sollecitazioni dipendono dal carico assiale applicato dalla macchina di prova. Sono state quindi applicate una serie di rampe di carico per osservare tali variazioni. La procedura prevede di scegliere gli estremi della rampa congruenti con i carichi che verranno applicati durante le prove, aumentare o diminuire il carico in termini di forza e applicare tale carico in modo discreto. Ad ogni step, una volta che la macchina di prova ha raggiunto la forza impostata, si registrano le misure di deformazione acquisite con l'unità di controllo. Si sono poi valutati eventuali effetti di isteresi e di linearità: la rampa di carico applicata includeva carichi crescenti e decrescenti (per rilevare eventuali effetti di isteresi) ed è stata eseguita sia per carichi positivi che negativi (per valutare la linearità). In questo caso la forza è stata variata tra ± 10 kN con un gradino variabile in base al livello di carico come mostrato in figura (4.5):

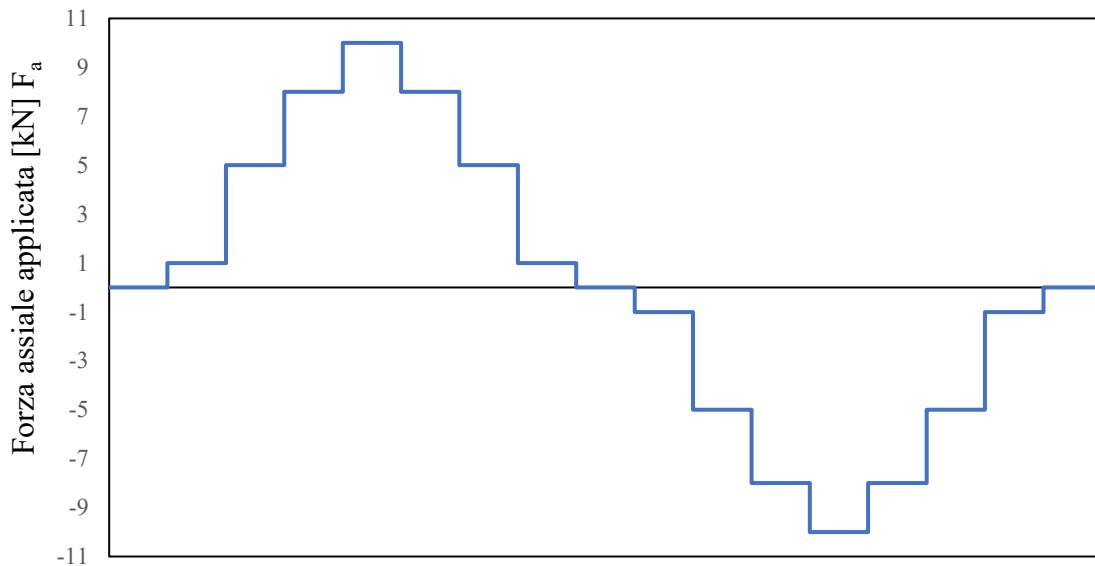


Figura 4.5 Rampa di carico per le analisi delle sollecitazioni secondarie.

Le misure di deformazione sono state poi elaborate per ottenere le deformazioni dovute alla trazione e le deformazioni dovute al momento flettente nelle sezioni A e B ($ax =$ axial, $b =$ bending):

$$\varepsilon_{m,A} = \frac{\varepsilon_{A1} + \varepsilon_{A2} + \varepsilon_{A3} + \varepsilon_{A4}}{4} \quad (4.1)$$

$$\varepsilon_{m,B} = \frac{\varepsilon_{B1} + \varepsilon_{B2} + \varepsilon_{B3} + \varepsilon_{B4}}{4} \quad (4.2)$$

$$\varepsilon_{b,A,1-2} = \frac{\varepsilon_{A1} - \varepsilon_{A2}}{2} \quad (4.3)$$

$$\varepsilon_{b,A,3-4} = \frac{\varepsilon_{A3} - \varepsilon_{A4}}{2} \quad (4.4)$$

$$\varepsilon_{b,B,1-2} = \frac{\varepsilon_{B1} - \varepsilon_{B2}}{2} \quad (4.5)$$

$$\varepsilon_{b,B,3-4} = \frac{\varepsilon_{B3} - \varepsilon_{B4}}{2} \quad (4.6)$$

Da tali valori di deformazione è possibile ricavare le corrispondenti componenti tensionali moltiplicandole per il modulo elastico pari a $E = 206 \text{ GPa}$.

I risultati ottenuti in termini di tensioni al variare del carico assiale sono riportati nella seguente figura (4.6). La tensione σ_{th} è stata ottenuta dividendo il valore della forza applicata per l'area della sezione pari a $A = 56.14 \text{ mm}^2$.

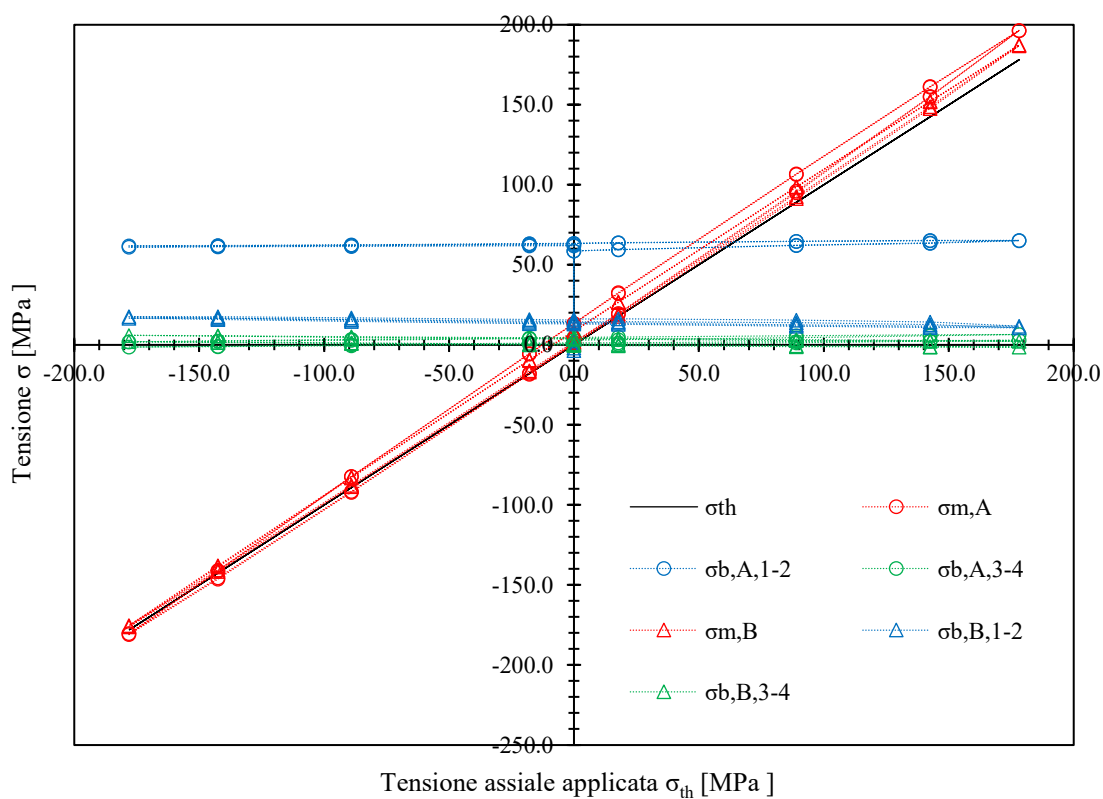


Figura 4.6 Andamento delle tensioni durante l'applicazione della storia di carico della figura (4.5).

Analizzando tale grafico si può apprezzare come vi sia un lieve comportamento isteretico, ovvero i valori durante la fase di carico sono leggermente diversi dai valori durante lo scarico. L'errore massimo tra la fase di carico e la fase di scarico è pari a:

- Sezione A tensione assiale: errore massimo pari al 6.6% calcolato rispetto alla tensione massima calcolata nella sezione A;
- Sezione A1-A2 tensione flessionale: errore massimo pari al 6.5% calcolato rispetto alla tensione massima calcolata nella sezione A;
- Sezione A3-A4 tensione flessionale: errore massimo pari al 9.7% calcolato rispetto alla tensione massima calcolata nella sezione A;
- Sezione B tensione assiale: errore massimo pari al 4.5% al calcolato rispetto alla tensione massima calcolata nella sezione B;
- Sezione B1-B2 tensione flessionale: errore massimo pari al 15% calcolato rispetto alla tensione massima calcolata nella sezione B;
- Sezione B3-B4 tensione assiale: errore massimo pari al 8.6% calcolato rispetto alla tensione massima calcolata nella sezione B;

La tensione flessionale presenta un andamento lineare con il carico applicato e può essere scomposta in due contributi, uno *medio* ed uno *ciclico*. Il primo si presenta al momento dell'afferraggio ($F=0 \text{ kN}$); in linea teorica se non vi fossero contributi di momento flettente si dovrebbe registrare tensione $\sigma_b = 0$ nelle due sezioni A e B per una forza applicata pari a 0 kN . Sperimentalmente invece si registrano valori diversi da zero nelle due sezioni. Il secondo contributo, dato dalla componente ciclica, si ha quando si applica un carico diverso da zero ed è proporzionale al carico stesso. Tale comportamento può essere riassunto dalla seguente equazione (4.7):

$$\sigma_b = \sigma_{m,F=0KN} + k\sigma_{th} \quad (4.7)$$

Analizzando le tensioni flessionali nella sezione A (A1-A2, A3-A4) e nella sezione B (B1-B2, B3-B4) si può ragionevolmente affermare che non vi sia componente ciclica nella tensione flessionale ($k=0$, rette circa orizzontali e parallele all'asse σ_{th}).

Di seguito vengono riportati gli andamenti dei momenti flettenti lungo il provino BW_01 per i casi di forza assiale nulla.

Tensione flessionale media σ_f estensimetri 1-2 [MPa]

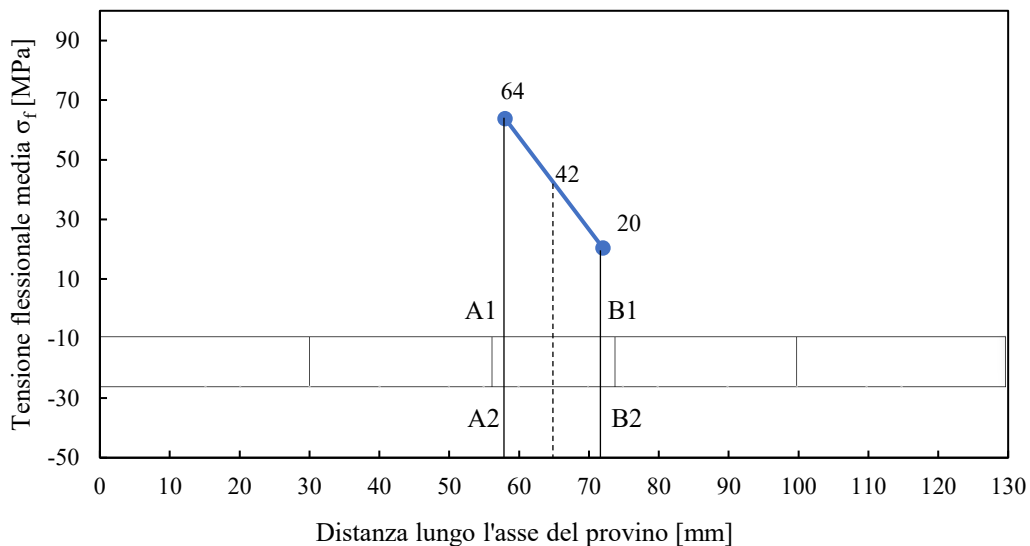


Figura 4.7 Andamento delle tensioni flessionali lungo il giunto nel piano (x-y) nella configurazione I.

Tensione flessionale media σ_f estensimetri 3-4 [MPa]

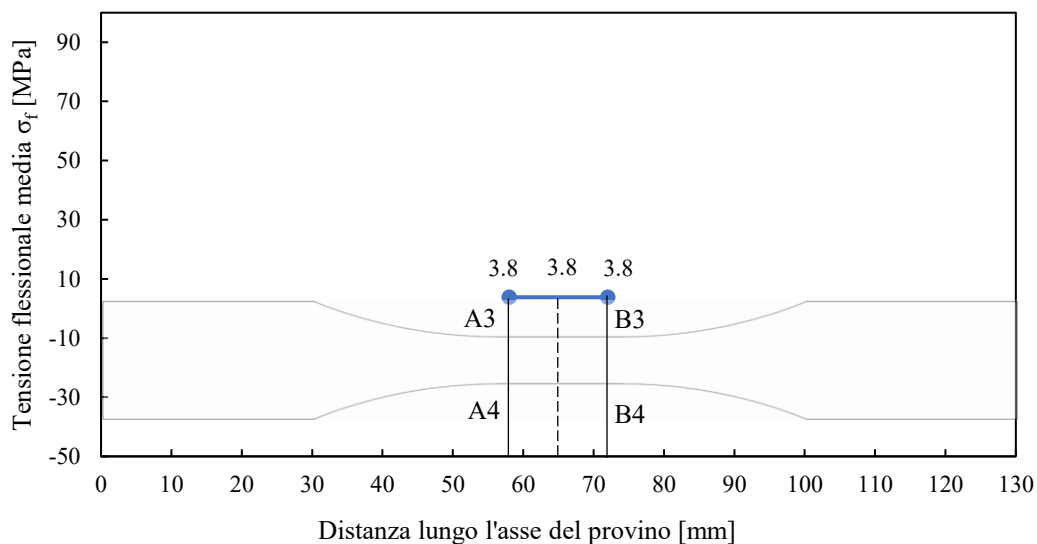


Figura 4.8 Andamento delle tensioni flessionali lungo il giunto nel piano (x-z) nella configurazione I.

Ipotizzando che la rottura avvenga in mezzeria del provino ad una distanza quindi di circa 65 mm dal bordo dello stesso e analizzando i valori ricavati in tale configurazione (provino orientato come in figura (4.4)), per tenere in considerazione delle sollecitazioni secondarie di momento flettente, nel caso più gravoso, risulta necessario applicare una tensione media $\sigma_m = -42 \text{ MPa}$. Il segno meno nella tensione media deriva da considerazioni riguardanti il diagramma di Haigh il quale afferma che applicando una tensione media diversa da 0 e in particolare maggiore di 0, il limite di fatica ad ampiezza costante diminuisce. Viceversa, applicando una tensione media minore di 0 il limite di fatica non subisce significative variazioni e rimane pressoché costante.

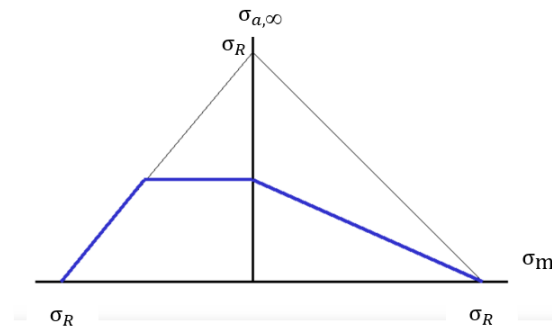


Figura 4.9 Diagramma di Haigh.

Oltre alla configurazione appena analizzata sono state studiate tutte le altre possibili modalità di afferraggio del provino BW_01 in macchina.

4.1.1 Configurazione II

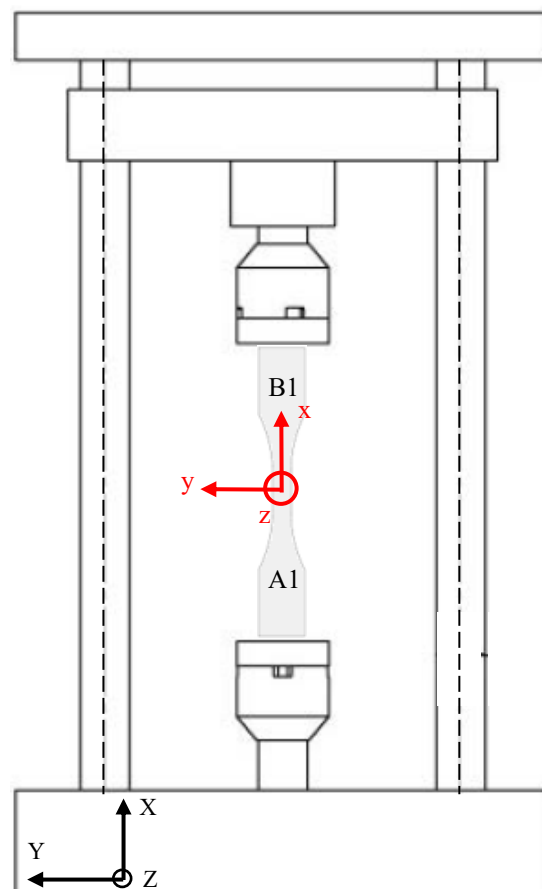


Figura 4.10 Montaggio del provino BW_01 nella macchina di prova Schenck Hydropulsar PSA 100 nella configurazione II.

Come per la configurazione I, anche per la configurazione II si è analizzato sempre per il provino BW_01 l'andamento del momento flettente lungo il provino nel caso di forza assiale applicata nulla, figure (4.11) (4.12).

Tensione flessionale media σ_f estensimetri 1-2 [MPa]

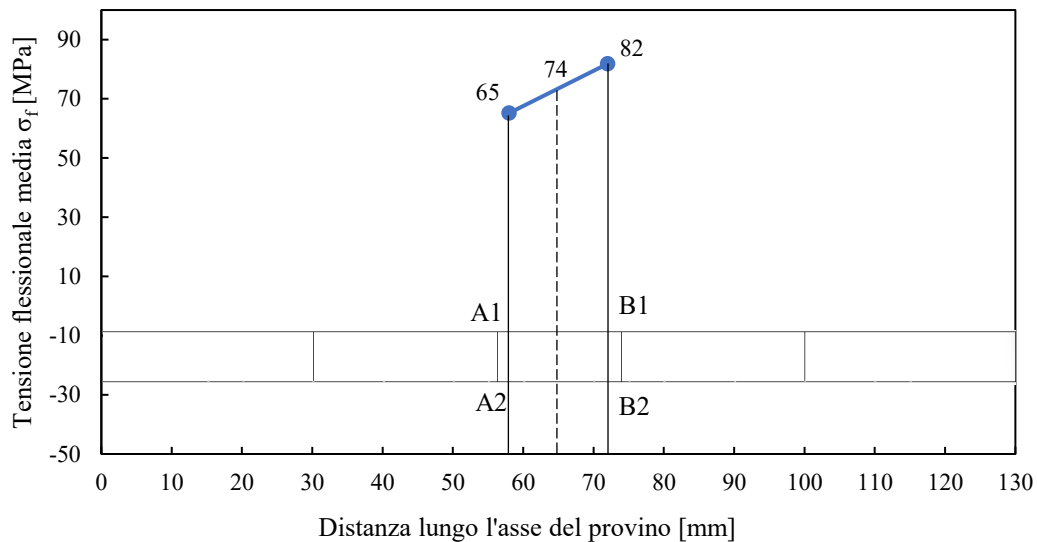


Figura 4.11 Andamento delle tensioni flessionali lungo il giunto nel piano (x-y) nella configurazione II.

Tensione flessionale media σ_f estensimetri 3-4 [MPa]

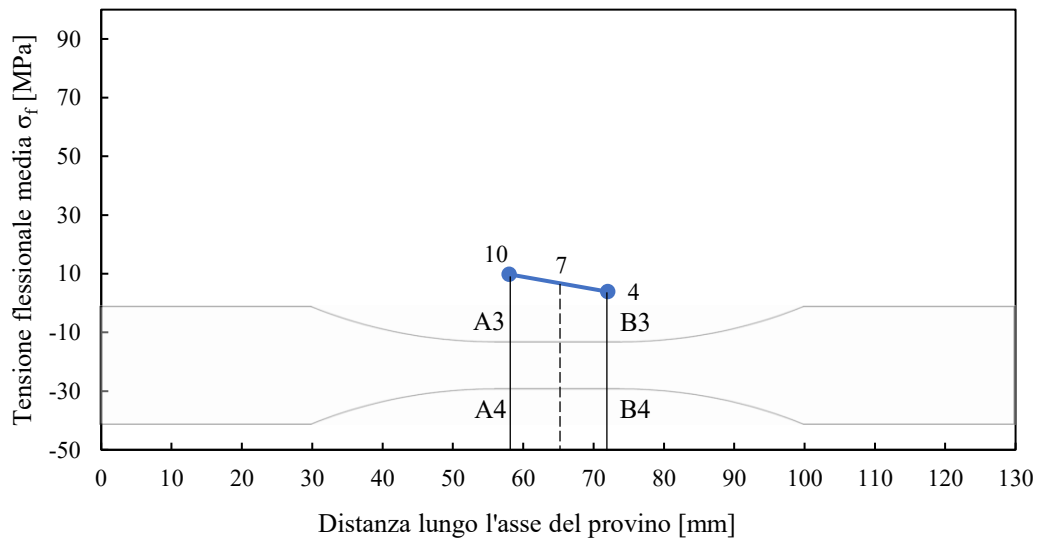


Figura 4.12 Andamento delle tensioni flessionali lungo il giunto nel piano (x-z) nella configurazione II.

4.1.2 Configurazione III

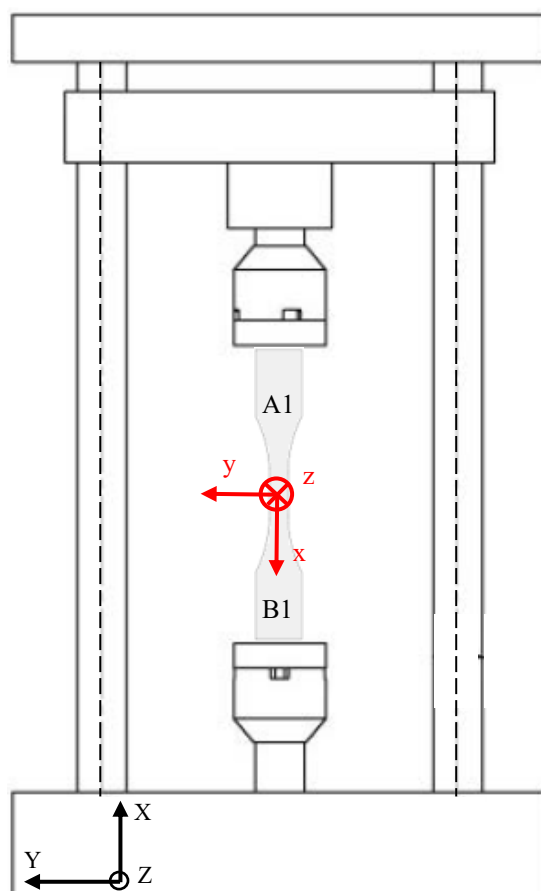


Figura 4.13 Montaggio del provino BW_01 nella macchina di prova Schenck Hydropulsar PSA 100 nella configurazione III.

Anche per la configurazione III si è analizzato sempre per il provino BW_01 l'andamento del momento flettente lungo il provino nel caso di forza assiale applicata nulla, figure (4.14) (4.15).

Tensione flessionale media σ_f estensimetri 1-2 [MPa]

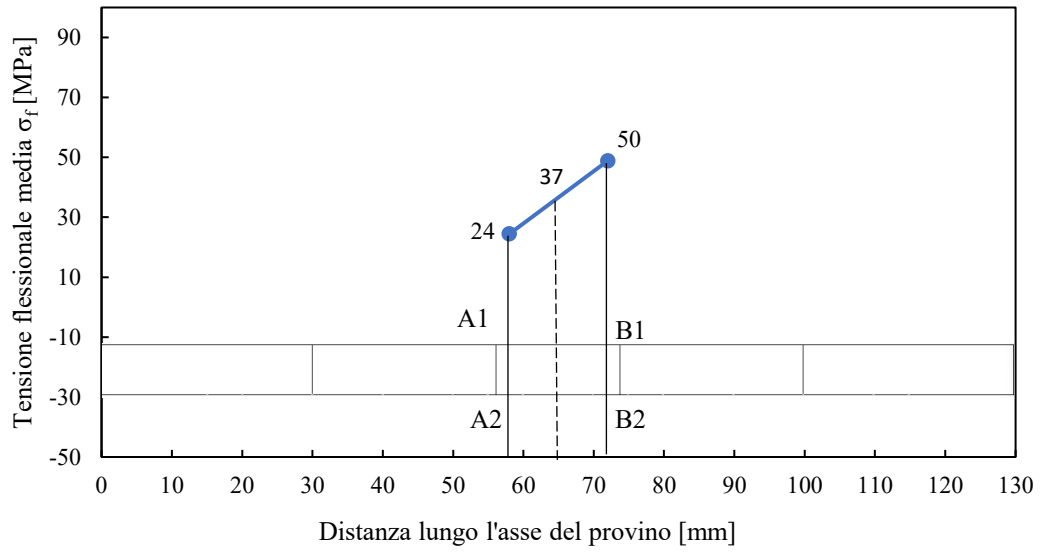


Figura 4.14 Andamento delle tensioni flessionali lungo il giunto nel piano (x-y) nella configurazione III.

Tensione flessionale media σ_f estensimetri 3-4 [MPa]

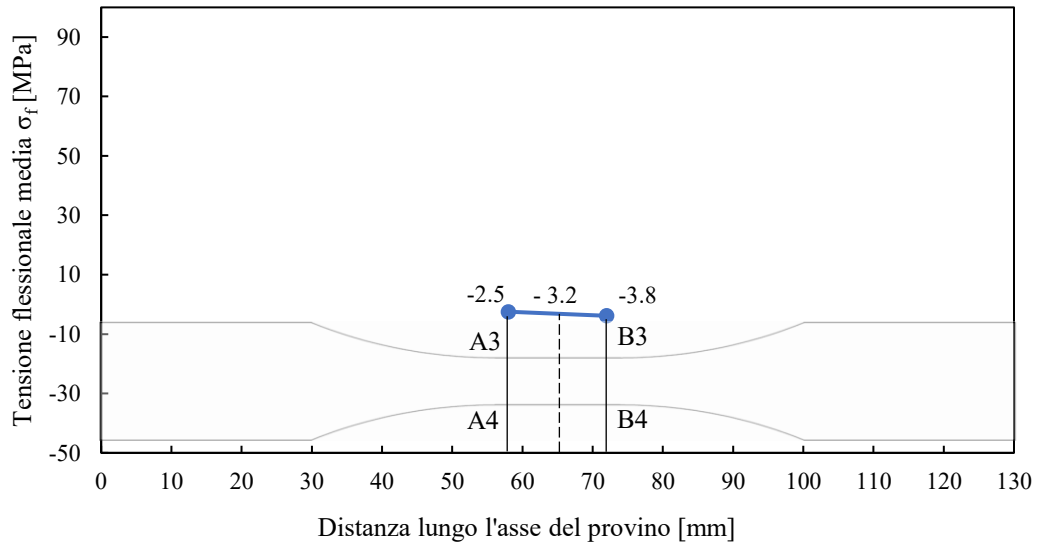


Figura 4.15 Andamento delle tensioni flessionali lungo il giunto nel piano (x-z) nella configurazione III.

4.1.3 Configurazione IV

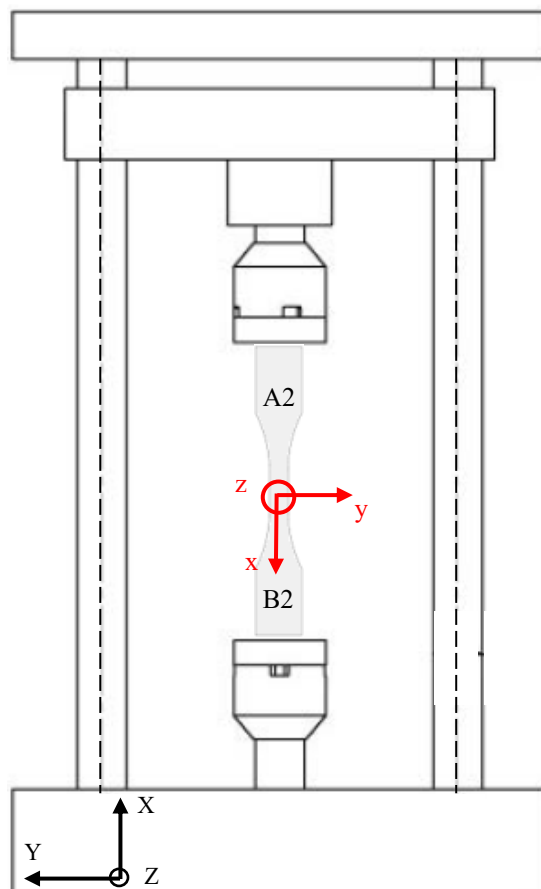


Figura 4.16 Montaggio del provino BW_01 nella macchina di prova Schenck Hydropulsar PSA 100 nella configurazione IV.

Anche per la configurazione IV si è analizzato sempre per il provino BW_01 l'andamento del momento flettente lungo il provino nel caso di tensione assiale applicata nulla, figure (4.18) (4.19).

Tensione flessionale media σ_f estensimetri 1-2 [MPa]

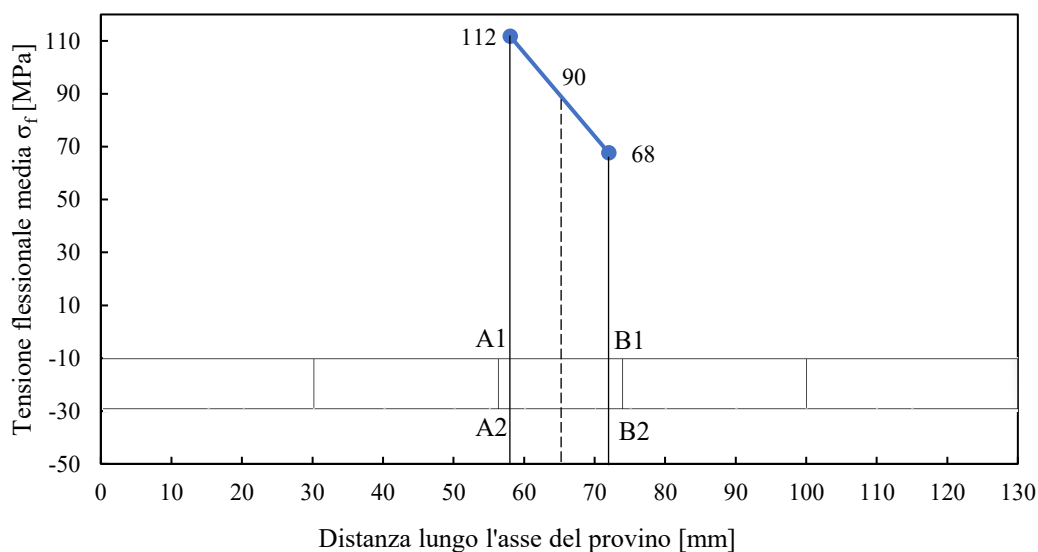


Figura 4.17 Andamento delle tensioni flessionali lungo il giunto nel piano (x-y) nella configurazione IV.

Tensione flessionale media σ_f estensimetri 3-4 [MPa]

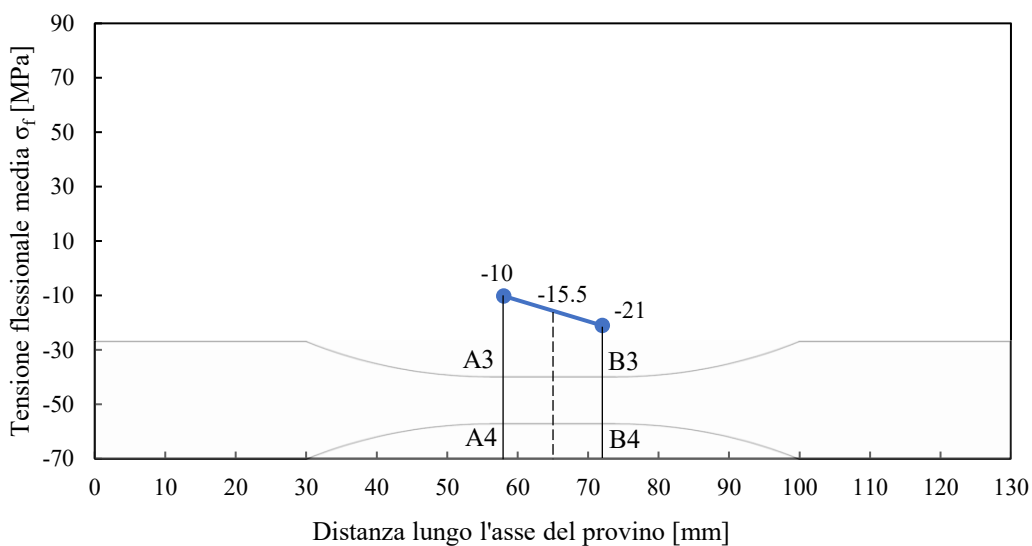


Figura 4.18 Andamento delle tensioni flessionali lungo il giunto nel piano (x-z) nella configurazione IV.

Analizzando i valori di momento flettente ricavati nelle quattro configurazioni è possibile concludere che la configurazione di montaggio in macchina influisce molto sui valori di tensioni reali applicate al provino. Si consideri ad esempio la configurazione IV in cui a forza assiale nulla si è convinti di applicare una tensione assiale e flettente nulla ma in realtà si sta applicando una tensione di circa 90 MPa di flessione nella sezione di mezzaria. Tale comportamento potrebbe essere causato dal fatto che le superfici dei provini BW non risultano essere rettificata e quindi “dritte” (vedi paragrafo 3.3.1.2). Altro aspetto da considerare è se vi sia o meno una certa eccentricità delle teste della macchina di prova Schenck Hidropulse. Se tale caratteristica non vi fosse, cambiando la configurazione, gli otto estensimetri dovrebbero leggere sempre la stessa grandezza, a meno degli errori di misura, cosa che non si verifica. In conclusione, si è deciso di montare i provini tutti nella configurazione I che presentava valori di momento flettente sia nel piano (x-y) che nel piano (x-z) inferiori rispetto alle altre configurazioni.

4.2 Provini con irrigidimento longitudinale: stima delle sollecitazioni secondarie

L'obiettivo di questo paragrafo è la stima delle sollecitazioni secondarie indotte dall'afferraggio in macchina di prova sul provino con irrigidimento longitudinale. Come per i giunti testa a testa rasati, si è estensimetrato il provino L_15 e si sono disposti quattro estensimetri. Per valutare in definitiva la posizione degli estensimetri si è indagato l'andamento delle tensioni σ_x lungo la superficie del piatto. In figura (4.19) e (4.20) si riporta il loro andamento in funzione della distanza d dal piede cordone al tratto afferrato in macchina di prova.

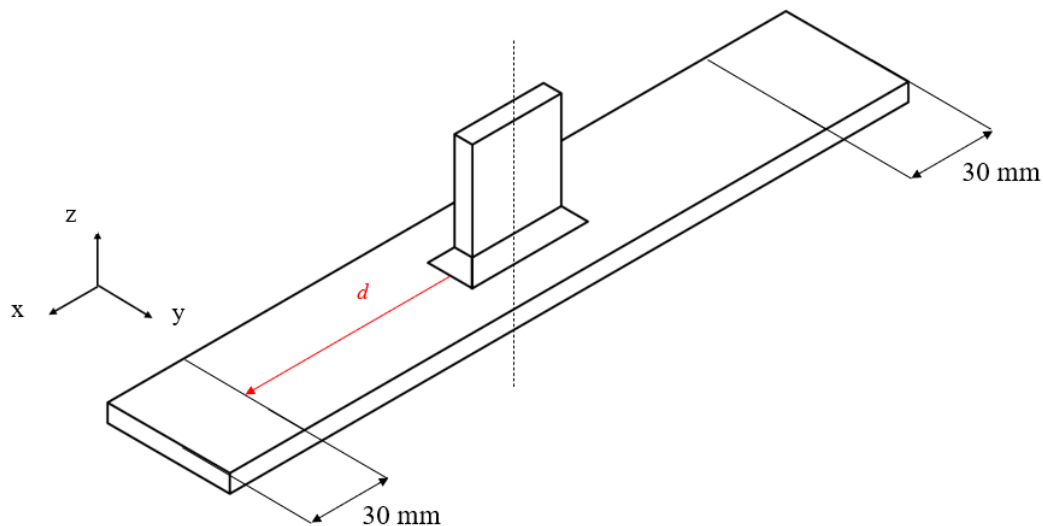


Figura 4.19 Schema per il calcolo della distanza in cui incollare gli estensimetri

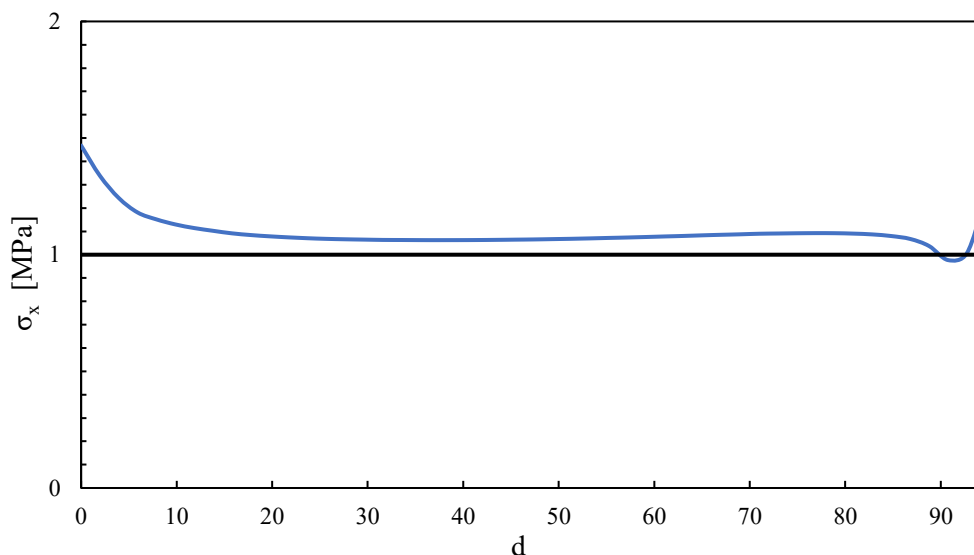


Figura 4.20 Risultati FEM dell'andamento delle tensioni σ_{xx} lungo la superficie del giunto d considerando l'effetto del clampaggio.

Come si può notare l'andamento delle tensioni è costante per gran parte della lunghezza del piatto. In particolare, nella regione del piede le tensioni diventano uniformi dopo circa 30 mm dal piede cordone. In definitiva gli estensimetri sono stati posizionati ad una distanza di 35 mm dal piede del cordone di saldatura e numerati in base alla loro posizione come riportato nella seguente figura (4.21):

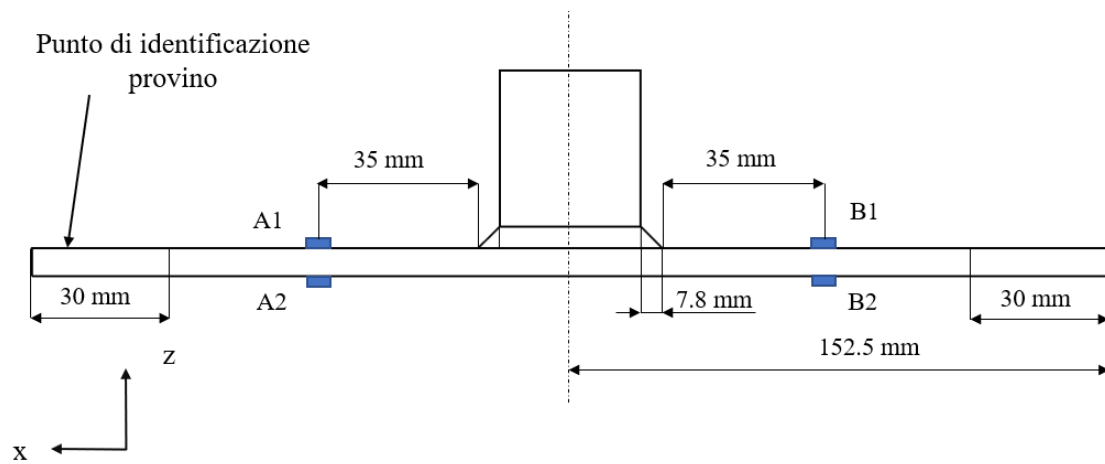


Figura 4.21 Indicazioni e nomenclatura della posizione dove incollare gli estensimetri.

Per l'acquisizione dei dati si è utilizzata una centralina IMC CS-7008-FD collegata al PC. I quattro estensimetri sono stati collegati agli ingressi analogici nella configurazione a quarto di ponte per registrare in maniera indipendente le deformazioni.

Dopo aver collegato la centralina al PC e aver verificato che gli estensimetri acquisiscano correttamente, il provino estensimetrato è stato montato nella macchina di prova MFL SYSTEME utilizzata per prove statiche o a fatica che consente di applicare forze e spostamenti uniassiali in direzione dell'asse del cilindro idraulico con una forza massima applicabile di 250 kN. Si è prima afferrato il provino con la traversa superiore e poi, dopo aver azzerato i canali di acquisizione della centralina, si è afferrato il provino anche inferiormente. Il setup della macchina di prova con il provino montato è raffigurato dalla seguente figura (4.22). Come per i giunti testa a testa rasati, anche in questo caso sono state analizzate quattro diverse configurazioni di montaggio in macchina di prova (le medesime al paragrafo precedente).

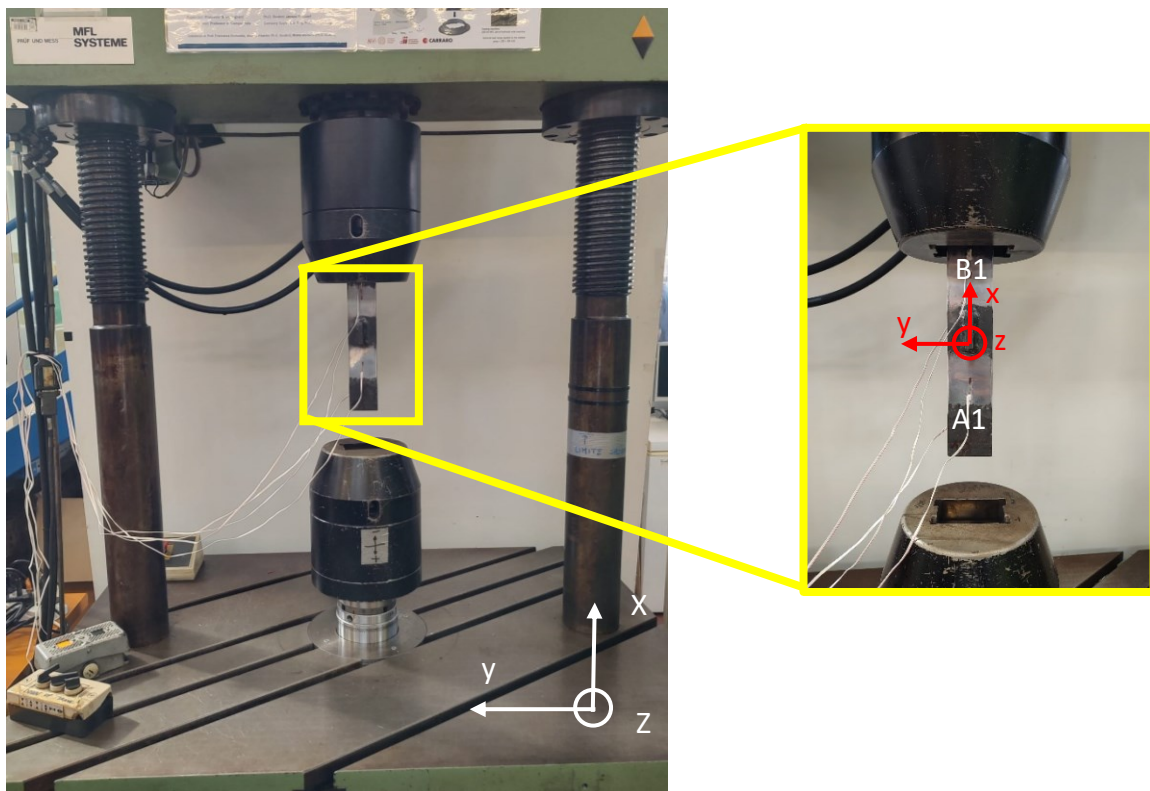


Figura 4.22 Montaggio del provino L_15 nella macchina di prova MFL SYSTEME nella configurazione I.

Come nel paragrafo precedente è stata impostata una rampa di carico che includesse carichi crescenti e decrescenti (per rilevare eventuali effetti di isteresi) ed è stata eseguita sia per carichi positivi che negativi (per valutare la linearità). In questo caso la forza è stata variata tra ± 75 kN con un gradino variabile in base al livello di carico come mostrato in figura (4.23)

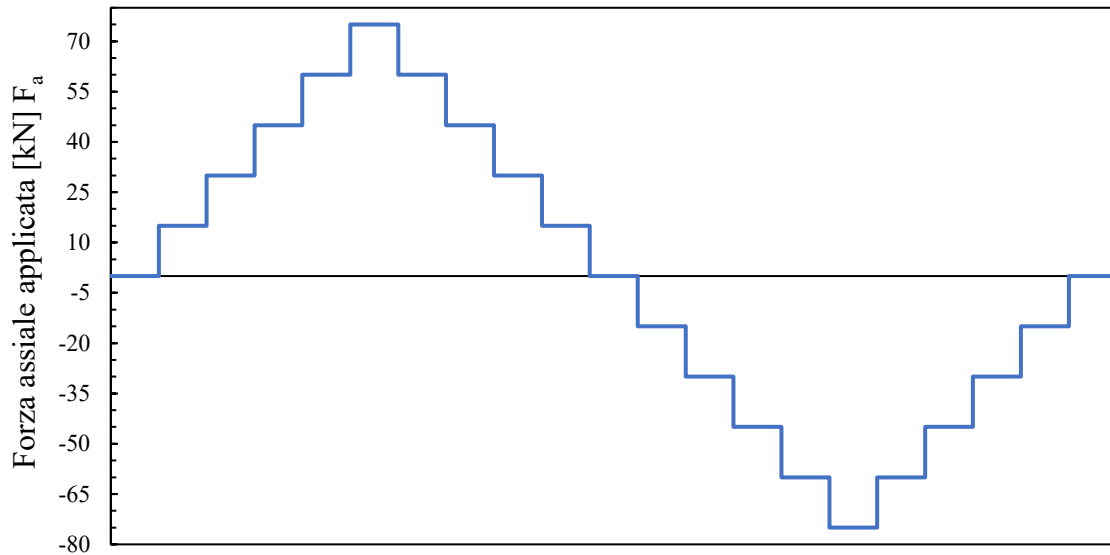


Figura 4.23 Rampa di carico per le analisi delle sollecitazioni secondarie

Le misure di deformazione sono state poi elaborate per ottenere le deformazioni dovute alla trazione e le deformazioni dovute al momento flettente nelle sezioni A e B (a_x = axial, b = bending):

$$\varepsilon_{m,A} = \frac{\varepsilon_{A1} + \varepsilon_{A2} + \varepsilon_{A3} + \varepsilon_{A4}}{4} \quad (4.8)$$

$$\varepsilon_{m,B} = \frac{\varepsilon_{B1} + \varepsilon_{B2} + \varepsilon_{B3} + \varepsilon_{B4}}{4} \quad (4.9)$$

$$\varepsilon_{b,A,1-2} = \frac{\varepsilon_{A1} - \varepsilon_{A2}}{2} \quad (4.10)$$

$$\varepsilon_{b,B,1-2} = \frac{\varepsilon_{B1} - \varepsilon_{B2}}{2} \quad (4.11)$$

Da tali valori di deformazione è possibile ricavare le corrispondenti componenti tensionali moltiplicandole per il modulo elastico pari a $E = 206$ GPa.

I risultati ottenuti in termini di tensioni al variare del carico assiale sono riportati nella seguente figura (4.24).

La tensione σ_{th} è stata ottenuta dividendo il valore della forza applicata per l'area della sezione pari a $A = 440.5$ mm².

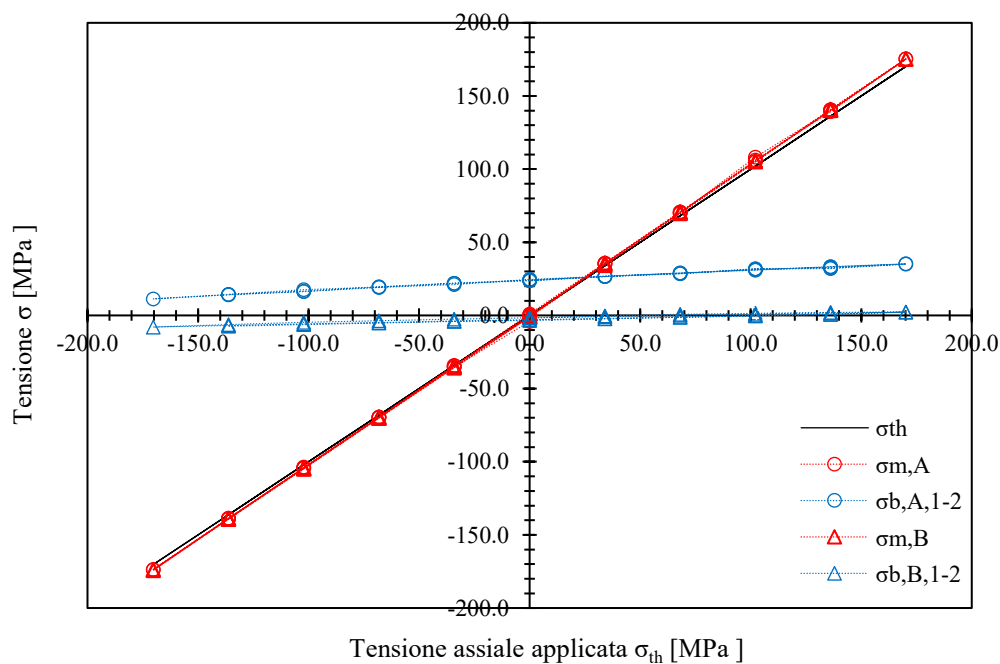


Figura 4.24 Andamento delle tensioni durante l'applicazione della storia di carico di figura (4.23).

La tensione flessionale presenta un andamento lineare con il carico applicato e può essere scomposta in due contributi, uno *medio* ed uno *ciclico*. Il primo si presenta al momento dell'afferraggio ($F=0$ kN); in linea teorica se non vi fossero contributi di momento flettente si dovrebbe registrare tensione $\sigma_b = 0$ nelle due sezioni A e B per una forza applicata pari a 0 kN. Sperimentalmente invece si registrano valori diversi da zero nelle due sezioni ($\sigma_{m,F=0KN}$). Il secondo contributo, dato dalla componente ciclica, si ha quando si applica un carico diverso da zero ed è proporzionale al carico stesso. Tale comportamento può essere riassunto dalla seguente equazione ():

$$\sigma_b = \sigma_{m,F=0KN} + k\sigma_{th} \quad (4.12)$$

Dove nel caso della sezione A, $\sigma_{m,A,F=0KN} = 24$ MPa e $k = 0.07$ mentre nella sezione B, $\sigma_{m,B,F=0KN} = -2.5$ MPa e $k = 0.03$.

Di seguito in figura (4.25) si riporta l'andamento del momento flettente lungo il provino L_15 per i casi di forza assiale nulla.

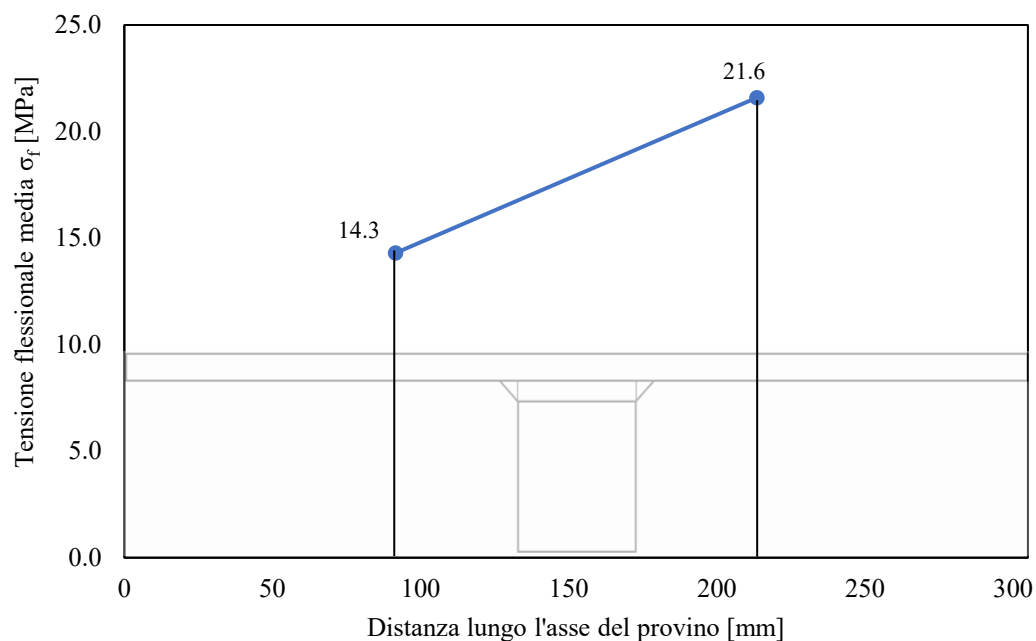


Figura 4.25 Andamento delle tensioni flessionali lungo il giunto nella configurazione I.17

Variando la configurazione dalla prima alla quarta di montaggio del provino in macchina di prova si sono registrati sempre gli stessi valori di momento flettente nei quattro estensimetri, da cui è possibile concludere che i risultati delle prove di fatica risulteranno essere indipendenti dalla configurazione di montaggio del provino nella macchina di prova.

Analizzando poi il diagramma di momento flettente della figura (4.25) si nota come vi sia una forte componente di taglio lungo il provino estensimetrato (provino L_15) che può essere derivante da una quota di eccentricità tra i due piatti dello stesso. Il provino, quindi, è stato oggetto di misure più accurate con il comparatore a quote diverse di misura. I risultati sono riassunti nella figura (4.26):

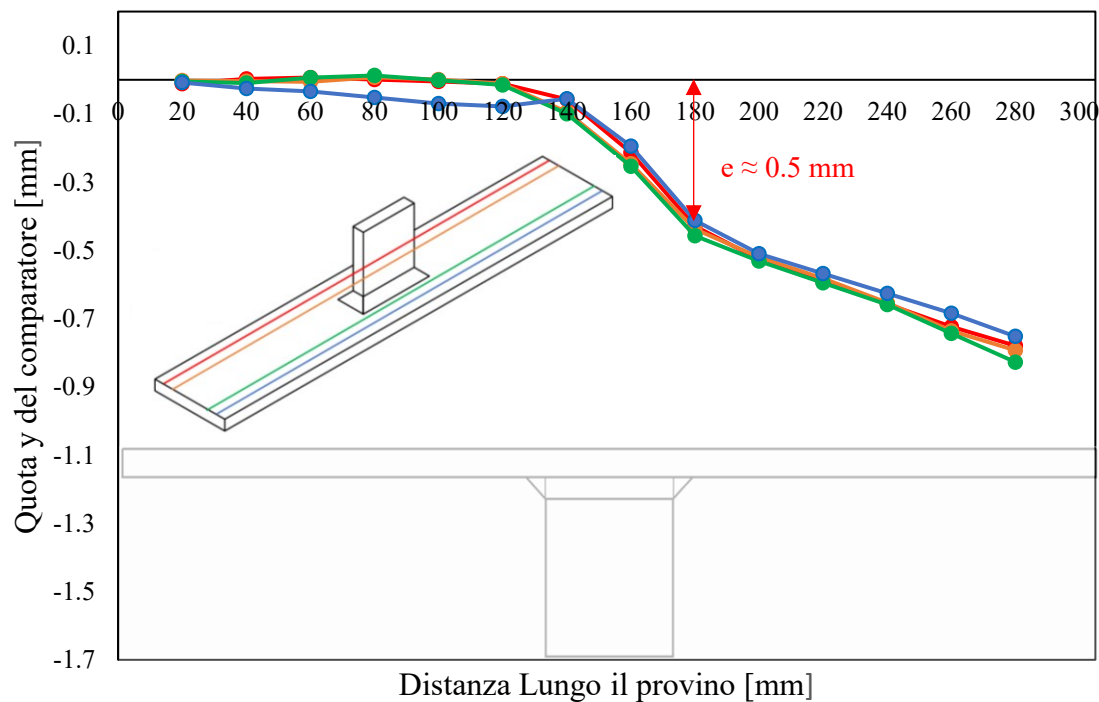


Figura 4.26 Analisi della quota y del giunto con comparatore in diversi percorsi.

Da tali misure si è quindi ricavata la quota di eccentricità circa pari a $e \approx 0.5 \text{ mm}$ possibile causa di tensioni di taglio lungo il provino.

4.2.1 Modellazione cordone di saldatura per il calcolo della tensione di picco equivalente $\Delta\sigma_{eq,peak}$

Nel calcolo della tensione equivalente di $\Delta\sigma_{eq,peak}$ sono state adottate 3 diverse configurazioni per la modellazione del cordone di saldatura per i provini con irrigidimento longitudinale:

- Configurazione A: funzione Sweep di Solidworks (Sweep è uno strumento di estrusione che consente di estrudere un profilo come un cerchio o un quadrato o una forma complessa lungo un tracciato) + tratto rettilineo;
- Configurazione B: funzione Loft di Solidworks (il Loft crea una funzione tramite transizioni tra profili. Un loft può essere dato da una base, un taglio o una superficie);
- Configurazione C: funzione Sweep.

In tutte e tre le configurazioni sono state ricavate le tensioni dovute a modo I di apertura e modo III di strappo. I parametri utilizzati per il calcolo della tensione equivalente sono riassunti di seguito nella tabella (4.1):

d	8/3	mm
R_o	0.28	mm
ν	0.3	
2α	135	°
$\Delta\sigma_{nom}$	1	MPa

Tetra 10				
MODO I			MODO III	
K_{FE}^*	1.21		K_{FE}^{***}	1.74
c_{w1}	0.5		c_{w3}	0.5
e_1	0.118		e_3	0.258
f_{w1}	1.293		f_{w3}	2.056
$I-\lambda_1$	0.326		$I-\lambda_3$	0.199

Tabella 4.1 Parametri per il calcolo della tensione equivalente $\Delta\sigma_{eq,peak}$ per un angolo di apertura 2α pari a 135° .

Le condizioni di vincolo e carico sono le seguenti e rappresentate dalla figura (4.27):

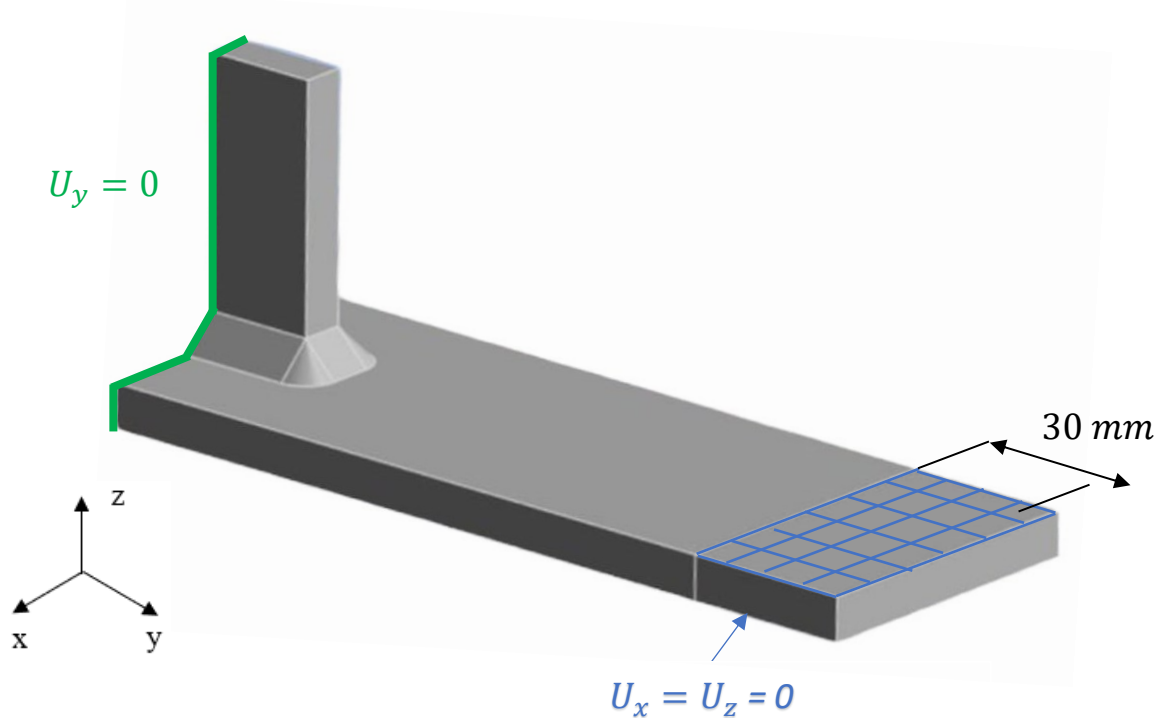


Figura 4.27 Condizioni di carico e vincolo

Per la configurazione A il cordone di saldatura è schematizzato nella seguente figura (4.28):

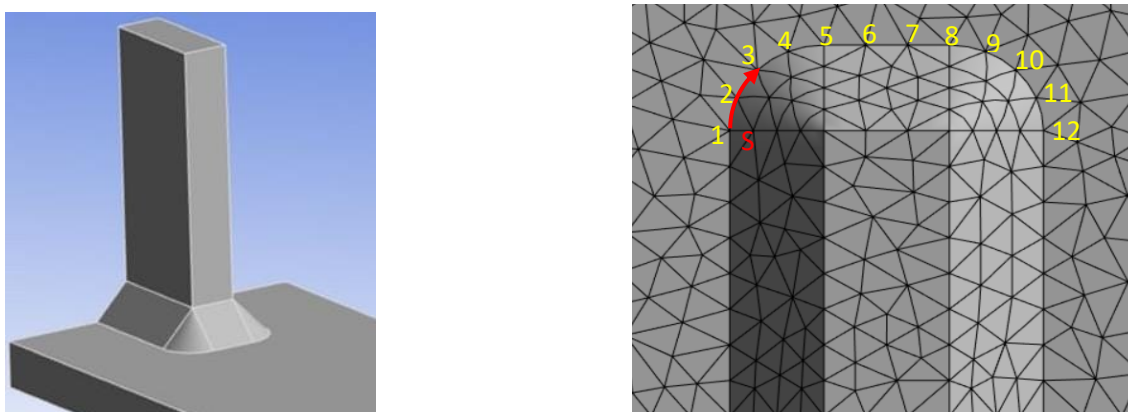


Figura 4.28 Rappresentazione del cordone di saldatura nella configurazione A.

Nella seguente tabella (4.2) e figura (4.29) si riportano le tensioni relative ai nodi di figura (4.28):

NODO	S/S_{MAX}	$\Delta\sigma_{peak,1 MPa}$ [MPa]	$\Delta\tau_{peak,1 MPa}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{modo I}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{modo III}$ [MPa]
1	0	0	0	0	0	0
2	0.088	0.220	0.393	0.592	0.200	0.558
3	0.175	0.734	0.502	0.975	0.666	0.712
4	0.263	1.252	0.339	1.233	1.136	0.481
5	0.351	1.516	0.140	1.390	1.375	0.199
6	0.450	1.565	0.015	1.420	1.420	0.022
7	0.550	1.562	0.008	1.417	1.417	0.012
8	0.649	1.557	0.059	1.415	1.413	0.084
9	0.737	1.340	0.233	1.260	1.215	0.331
10	0.825	0.860	0.401	0.966	0.780	0.570
11	0.912	0.315	0.374	0.603	0.286	0.531
12	1.000	0	0	0	0	0

Tabella 4.2 Valori numerici della tensione di picco equivalente $\Delta\sigma_{eq,peak}$ e delle componenti di tensione dovuti a modo I ($\Delta\sigma_{modo I}$) e modo III ($\Delta\sigma_{modo III}$) nella configurazione A.

Configurazione A

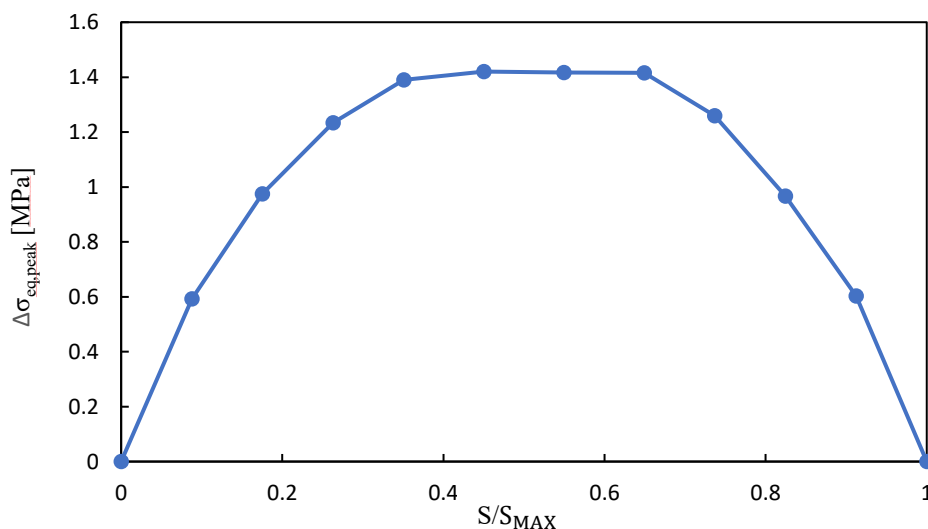


Figura 4.29 Andamento della tensione equivalente di picco $\Delta\sigma_{eq,peak}$ lungo il cordone di saldatura nella configurazione A.

Nella configurazione B il cordone di saldatura è schematizzato dalla seguente figura (4.30):

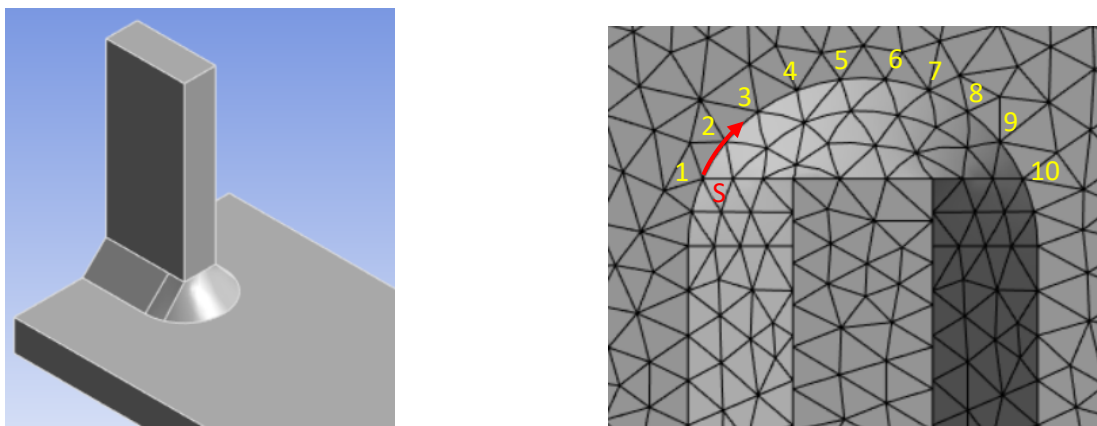


Figura 4.30 Rappresentazione del cordone di saldatura nella configurazione B.

Nella seguente tabella (4.3) e figura (4.31) si riportano le tensioni relative ai nodi di figura (4.30):

NODO	S/S _{MAX}	$\Delta\sigma_{peak,1 MPa}$ [MPa]	$\Delta\tau_{peak,1 MPa}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{modo I}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{modo III}$ [MPa]
1	0	0	0	0	0	0
2	0.111	0.522	0.536	0.897	0.474	0.761
3	0.222	0.959	0.537	1.156	0.870	0.762
4	0.333	1.347	0.417	1.358	1.222	0.592
5	0.444	1.592	0.189	1.469	1.445	0.269
6	0.556	1.637	0.086	1.490	1.485	0.122
7	0.667	1.445	0.326	1.390	1.311	0.463
8	0.778	1.067	0.485	1.188	0.968	0.689
9	0.889	0.630	0.524	0.939	0.571	0.745
10	1.000	0	0	0	0	0

Tabella 4.3 Valori numerici della tensione di picco equivalente $\Delta\sigma_{eq,peak}$ e delle componenti di tensione dovuti a modo I ($\Delta\sigma_{modo I}$) e modo III ($\Delta\sigma_{modo III}$) nella configurazione B.

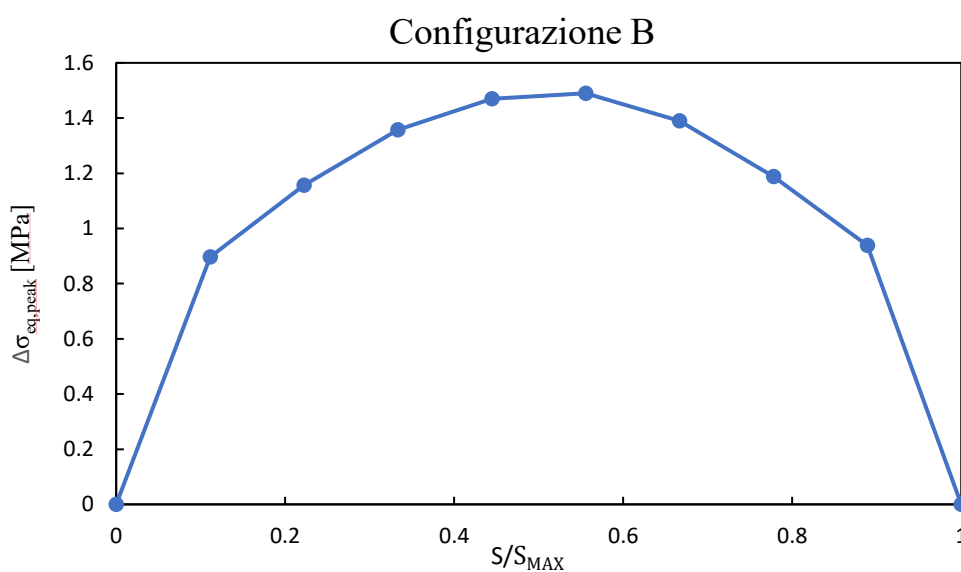


Figura 4.31 Andamento della tensione equivalente di picco $\Delta\sigma_{eq,peak}$ lungo il cordone di saldatura nella configurazione B.

Nella configurazione C il cordone di saldatura è schematizzato dalla seguente figura (4.32):

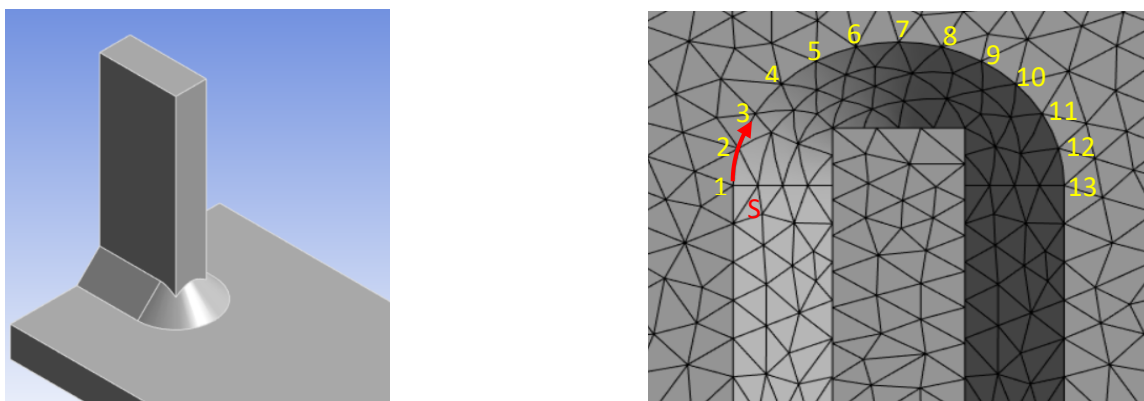


Figura 4.32 Rappresentazione del cordone di saldatura nella configurazione C.

Nella seguente tabella (4.4) e figura (4.33) si riportano le tensioni relative ai nodi di figura (4.32):

NODO	S/S_{MAX}	$\Delta\sigma_{peak,1 MPa}$	$\Delta\tau_{peak,1 MPa}$	$\Delta\sigma_{eq,peak}$	$\Delta\sigma_{modo I}$	$\Delta\sigma_{modo III}$
		[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]
1	0	0	0	0	0	0
2	0.083	0.014	0.311	0.442	0.013	0.441
3	0.167	0.311	0.468	0.722	0.282	0.664
4	0.250	0.744	0.551	1.034	0.675	0.783
5	0.333	1.190	0.508	1.299	1.080	0.721
6	0.417	1.508	0.345	1.453	1.368	0.489
7	0.500	1.610	0.099	1.467	1.460	0.141
8	0.583	1.499	0.170	1.381	1.360	0.242
9	0.667	1.221	0.392	1.240	1.108	0.556
10	0.750	0.823	0.506	1.036	0.747	0.719
11	0.833	0.409	0.491	0.789	0.371	0.697
12	0.917	0.069	0.345	0.494	0.063	0.490
13	1.000	0	0	0	0	0

Tabella 4.4 Valori numerici della tensione di picco equivalente $\Delta\sigma_{eq,peak}$ e delle componenti di tensione dovuti a modo I ($\Delta\sigma_{modo I}$) e modo III ($\Delta\sigma_{modo III}$) nella configurazione C.

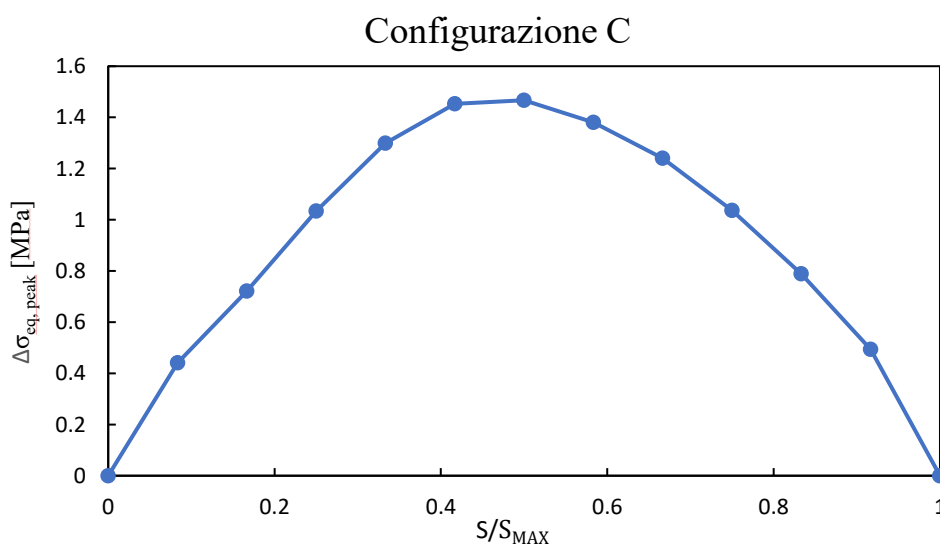


Figura 4.33 Andamento della tensione equivalente di picco $\Delta\sigma_{eq,peak}$ lungo il cordone di saldatura nella configurazione C.

In figura (4.34) si riporta l'andamento della tensione equivalente di picco lungo il cordone di saldatura nelle 3 configurazioni analizzate:

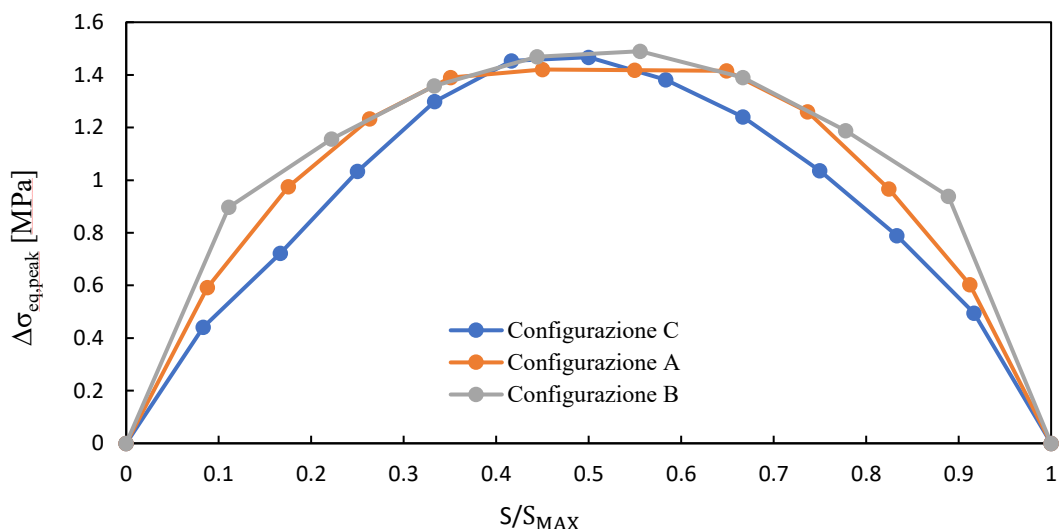


Figura 4.3418 Andamento della tensione equivalente di picco $\Delta\sigma_{eq,peak}$ lungo il cordone di saldatura nelle tre diverse configurazioni.

Dalla figura (4.34) risulta evidente come la modellazione del cordone di saldatura non influisca in maniera evidente sulla stima della tensione equivalente $\Delta\sigma_{eq,peak}$ con errore massimo, nel punto con la tensione $\Delta\sigma_{eq,peak}$ massima, tra la configurazione C e la A del 3.3 % e tra la configurazione B e A del 4.9 %. Si è quindi scelto di modellare il cordone di saldatura secondo la configurazione A.

La modellazione del cordone di saldatura è stata poi particolarizzata al caso in esame con angolo di apertura 2α pari a 150° (vedi paragrafo 3.2.1.1) con le medesime condizioni al contorno e nella configurazione A. I parametri per il calcolo della tensione equivalente sono i seguenti:

d	8/3	mm
R_o	0.28	mm
ν	0.3	
2α	150	$^\circ$
$\Delta\sigma_{nom}$	1	MPa

Tetra 10			
MODO I		MODO III	
K_{FE}^*	1.43	K_{FE}^{***}	1.91
c_{w1}	0.5	c_{w3}	0.5
e_1	0.104	e_3	0.247
f_{w1}	1.199	f_{w3}	1.917
$I-\lambda_1$	0.247	$I-\lambda_3$	0.141

Tabella 4.5 Parametri per il calcolo della tensione equivalente $\Delta\sigma_{eq,peak}$ per un angolo di apertura 2α pari a 150° .

In figura (4.35) e in tabella (4.6) si riportano i risultati.

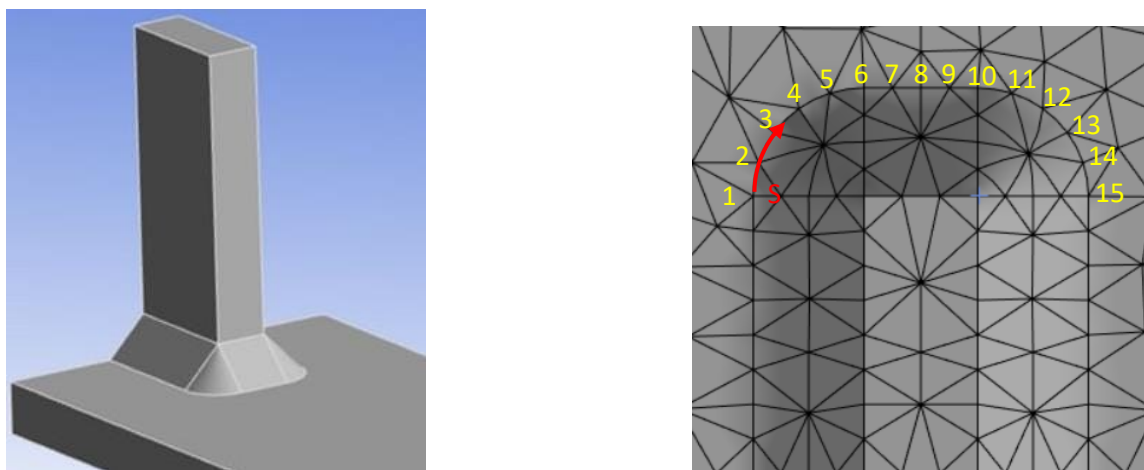


Figura 4.35 Rappresentazione del cordone di saldatura per un angolo di apertura 2α pari a 150° .

NODO	S/S _{MAX}	$\Delta\sigma_{peak,1}$ MPa [MPa]	$\Delta\tau_{peak,1}$ MPa [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{modo I}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{modo III}$ [MPa]
1	0	0	0	0.000	0	0
2	2.667	0.252	0.289	0.447	0.214	0.392
3	5.333	0.538	0.431	0.741	0.456	0.584
4	8.000	0.976	0.372	0.968	0.827	0.504
5	10.667	1.314	0.238	1.160	1.114	0.322
6	13.334	1.499	0.112	1.280	1.271	0.152
7	16.000	1.533	0.065	1.303	1.300	0.088
8	18.667	1.526	0.055	1.296	1.293	0.075
9	21.334	1.533	0.065	1.303	1.300	0.088
10	24.000	1.499	0.112	1.280	1.271	0.152
11	26.667	1.314	0.238	1.160	1.114	0.322
12	29.334	0.976	0.372	0.968	0.827	0.504
13	32.000	0.538	0.431	0.741	0.456	0.584
14	34.667	0.252	0.289	0.447	0.214	0.392
15	37.334	0	0	0	0	0

Tabella 4.6 Valori numerici della tensione di picco equivalente $\Delta\sigma_{eq,peak}$ e delle componenti di tensione dovuti a modo I ($\Delta\sigma_{modo I}$) e modo III ($\Delta\sigma_{modo III}$) nel caso di angolo di apertura pari a 150°.

Si è quindi considerata una tensione di picco equivalente $\Delta\sigma_{modo I} = 1.533$ MPa e $\Delta\sigma_{modo III} = 0.065$ MPa.

4.2.2 Analisi con la curva R ciclica nel caso di R=-1 e angolo di apertura $2\alpha=150^\circ$

4.2.2.1 Stima della Driving Force

In questo paragrafo viene determinata la curva di driving force relativa ad una cricca che propaga al piede del cordone di saldatura. La driving force è stata valutata con la seguente equazione già discussa nel primo capitolo:

$$\Delta K_I = \alpha \Delta\sigma_g \sqrt{\pi a} \quad (4.13)$$

Per ricavare tale parametro, sono state fatte delle analisi FEM statiche nelle quali è stata applicata una tensione pari a 1 MPa di trazione alla sezione del piatto principale del giunto con una cricca ellittica centrata in mezzzeria del cordone di saldatura propagante dal piede del cordone. Si è quindi calcolato il K_I lungo il fronte di cricca che nel caso di tensione unitaria corrisponde al prodotto tra il fattore di forma α e $\sqrt{\pi a}$ come descritto dall'equazione (4.14):

$$K_I = \alpha \sigma_g (= 1) \sqrt{\pi a} = \alpha \sqrt{\pi a} \quad (4.14)$$

Il modello è stato realizzato in ANSYS Workbench utilizzando il Fracture Tool con elementi Tetra 10 e dimensione di elemento $d = 8/3 = 2.667$ mm. La suddetta driving force è stata stimata per angolo di apertura 2α pari a 135° e 150° a parità di geometria del giunto che presenta la seguente geometria:

- Lunghezza del piatto $l_p = 305$ mm
- Lunghezza irrigiditore $l_i = 40$ mm
- Raggio di raccordo al piede cordone $\rho = 0$ mm
- Altezza irrigiditore $h = 50$ mm
- Spessore del piatto $t_p = 8$ mm
- Spessore dell'irrigiditore $t_i = 8$ mm
- Lunghezza del cordone $z_{135^\circ} = 6$ mm $z_{150^\circ} = 7.8$ mm
- Angolo di apertura 2α pari a 135° e 150°

Per il calcolo della driving force sono state fatte le seguenti assunzioni in accordo con [17]:

- Raggio del piede di saldatura nullo, $\rho = 0$;
- Cricca che si propaga lungo la bisettrice dell'intaglio a V;
- Fronte di cricca rettilineo (rapporto tra i semiassi c ed a dell'ellisse pari ad infinito).

Sono necessarie poche parole sul punto di innesco della cricca poiché la sua posizione coincide con la punta dell'intaglio a V, cioè il piede del cordone di saldatura. Per quanto riguarda la direzione di crescita della cricca, diversamente da quanto suggerito dalle raccomandazioni internazionali [1], [2], si assume che il percorso della cricca di fatica sia allineato alla bisettrice dell'intaglio,

L'ultimo aspetto importante che merita di essere menzionato e discusso è l'effetto della forma di cricca. Solitamente, le cricche da fatica sono schematizzate come archi semiellittici aventi il centro in corrispondenza della punta della saldatura, un asse orientato attraverso lo spessore e corrispondente alla profondità della cricca a , e l'altro descritto dal rapporto c/a (Figura 15). Sebbene in letteratura si assuma comunemente una cricca semicircolare $c/a = 1$ (almeno come rapporto di aspetto iniziale c_i/a_i), diversi studi hanno esplorato la propagazione della cricca da fatica su diverse geometrie di provino scoprendo che queste, sono caratterizzate da rapporti di aspetto più elevati $c/a > 1$.

In particolare, Maddox [22], [23] ha analizzato la variazione della forma del fronte della cricca durante le prove di fatica su provini con irrigidimenti longitudinali saldati d'angolo realizzati in acciaio BS 968:1962 di 12,7 mm di spessore. Ha osservato rapporti c/a relativamente elevati nel regime di fessura corta (figura (4.36)) e ha identificato una relazione lineare approssimativa tra a e $2c$, che può essere scritta come segue:

$$\frac{c}{a} = 1.290 + \frac{3.355}{a[\text{mm}]} \quad (4.15)$$

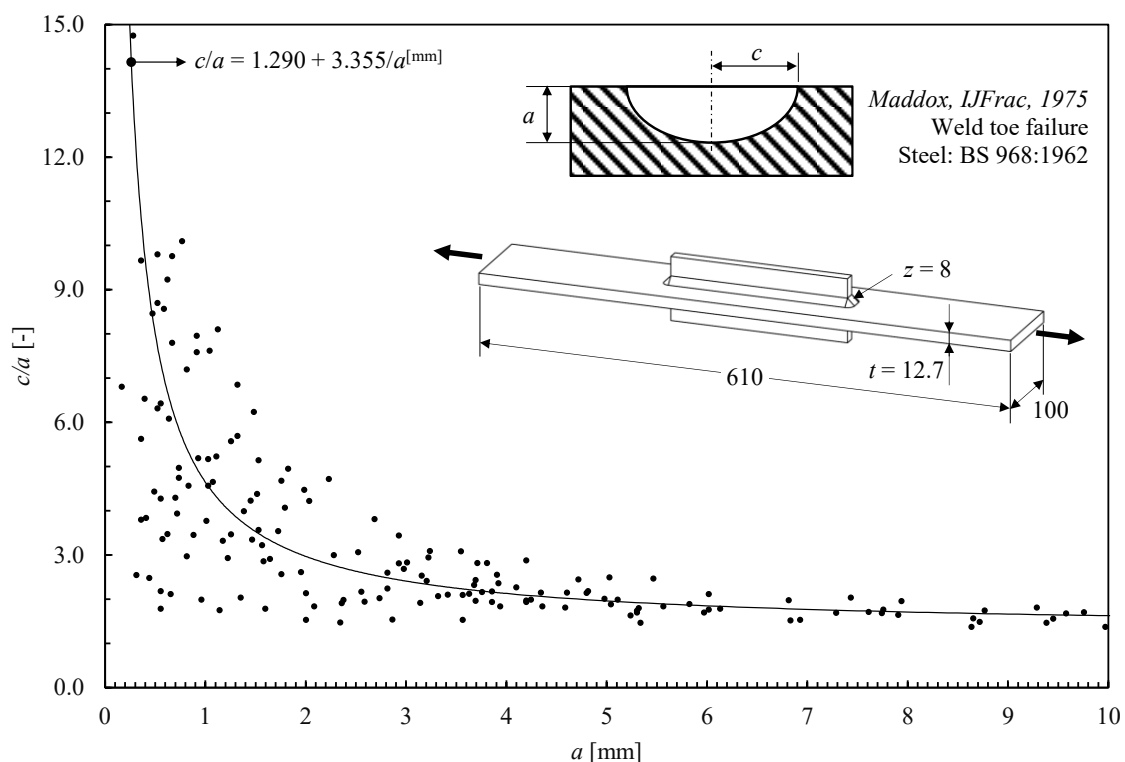


Figura 4.36 Variazione della forma del fronte della cricca c/a durante le prove di fatica su provini con irrigidimenti longitudinali

L'equazione (4.15) suggerisce che minore è la dimensione della cricca a , maggiore è il rapporto di forma c/a , cioè le cricche corte in corrispondenza del cordone di saldatura propagano in maniera planare e non ellittica. Degno di nota, questa osservazione è in ottimo accordo con Verreman et al. [24], [25] che hanno scoperto un comportamento simile su diverse geometrie di giunzione. Secondo Verreman et al. [24], [25] la ragione di una tale forma di cricca a fronte rettilinea nella fase iniziale della propagazione della cricca dovrebbe essere attribuita all'effetto di intensa concentrazione delle sollecitazioni in corrispondenza al piede della saldatura,

che promuove la propagazione lungo la linea del cordone della saldatura, dove le sollecitazioni locali sono elevate e si riducono lungo lo spessore della piastra, le sollecitazioni diminuiscono improvvisamente sotto la superficie.

Sono state effettuate simulazioni FEM per studiare l'effetto del rapporto di forma c/a sulla forza motrice imponendo un rapporto d'aspetto costante $c/a = 1, 3, 5, 10$ e ∞ sia nel caso di angolo di apertura pari a 135° che nel caso di angolo di apertura pari a 150° .

La driving force per un valore di $c/a = \infty$ (cioè fronte di cricca planare) è stata calcolata con la seguente equazione (4.16) già discussa nel primo capitolo, dove si ricorda che il SIF K_I di cricche corte che si propagano lungo la bisettrice di un intaglio a V acuto è completamente determinato dal campo di sollecitazione della configurazione non criccata (cioè dal $NSIF K_I^V$):

$$\Delta K_I = C_{2\alpha} \sqrt{\pi} \cdot a^{\lambda_1 - 0.5} \cdot \Delta K_I^V \quad (4.16)$$

Nel caso di $2\alpha = 135^\circ$:

- $K_I^V \cong K_{FE}^* \cdot \sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak} \cdot d^{1-\lambda_1} = 1.21 \cdot 1.565 \cdot 2.667^{1-0.674} = 2.613 \text{ MPa mm}^{0.326}$
- $C_{2\alpha} = 0.503$
-

Nel caso di $2\alpha = 150^\circ$:

- $K_I^V \cong K_{FE}^* \cdot \sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak} \cdot d^{1-\lambda_1} = 1.43 \cdot 1.533 \cdot 2.667^{1-0.752} = 2.802 \text{ MPa mm}^{0.326}$
- $C_{2\alpha} = 0.486$

Il valore di K_I è stato valutato nel punto A della cricca, cioè nel punto corrispondente alla massima profondità della cricca nel provino come rappresentato dalla seguente figura (4.37):

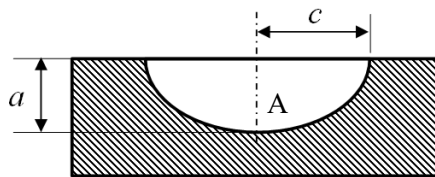


Figura 4.37 Esempio di una cricca semiellittica con semiassi di lunghezza a e c.

Le condizioni di vincolo e carico sono analoghe a quelle impostate per il calcolo della tensione equivalente di picco $\Delta\sigma_{eq, peak}$ e di seguito riportate in figura (4.38):

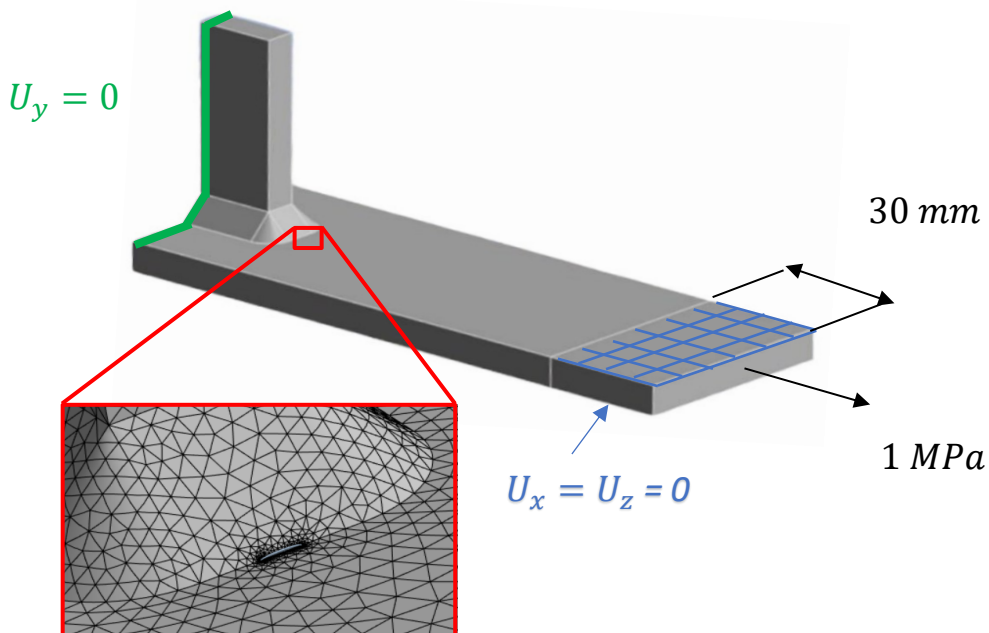


Figura 4.38 Condizioni di vincolo e carico per il calcolo della driving force applicando una tensione di 1 MPa

Si riportano quindi nelle seguenti figure (4.39),(4.40) l'evoluzione del rapporto K_I/σ_g al variare della lunghezza di cricca a nel caso di $2\alpha = 135^\circ$ e $2\alpha = 150^\circ$.

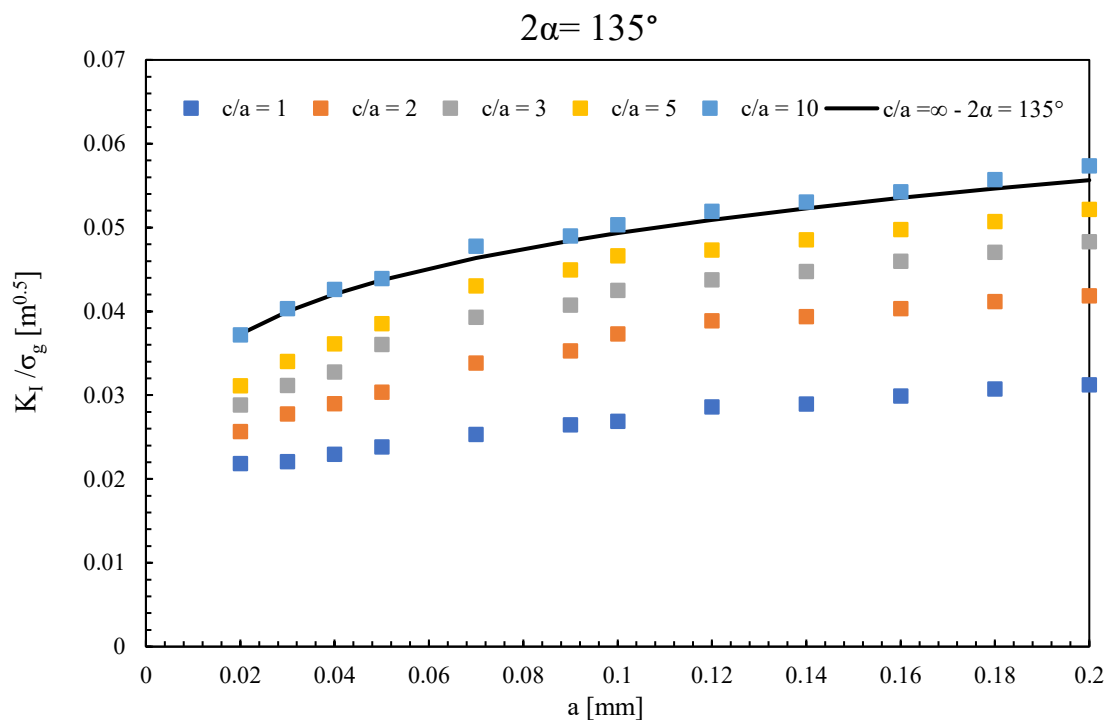


Figura 4.39 Andamento della driving force applicando 1 MPa per diversi rapporti di forma c/a per angolo di apertura pari a 135°

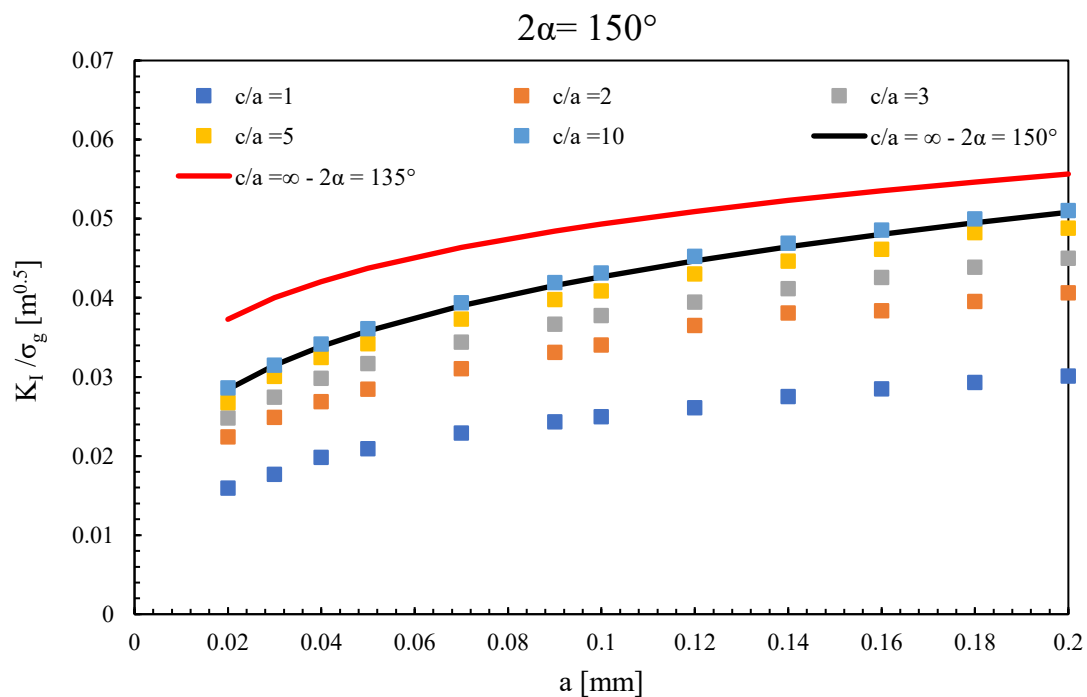


Figura 4.40 Andamento della driving force applicando 1 MPa per diversi rapporti di forma c/a per angolo di apertura pari a 150°

Le figure (4.39), (4.40) mostrano che per una geometria di provino fissa, carichi esterni e lunghezza della cricca, l'aumento del rapporto di aspetto c/a comporta un aumento del SIF. È interessante notare che i risultati ottenuti mostrano anche che non è possibile trovare alcuna differenza significativa tra la forza motrice di una cricca con fronte rettilineo attraverso lo spessore ($c/a = \infty$) e quella di una cricca con c/a maggiore di 10. Di conseguenza, l'ipotesi semplificativa di una cricca con fronte rettilineo passante per lo spessore con rapporto di aspetto $c/a = \infty$ fornisce un'accurata descrizione della driving force sperimentale.

4.2.2.2 Stima dell'NSIF di soglia $\Delta K_{I,th}^V$

Come descritto in [17], a questo punto, sotto le ipotesi fatte e stabilito l'angolo di apertura dell'intaglio 2α pari a 150° , è stato applicato il metodo della curva R ciclica per stimare il limite di fatica dei giunti con irrigidimento longitudinale. In particolare, avendo note la dimensione di cricca iniziale a_i e la curva R ciclica (vedi paragrafo 1.4), l'output dell'analisi con la curva R è stato la driving force al limite di fatica. Quest'ultima è stata valutata per mezzo dell'equazione (4.16) dove l'unica incognita era rappresentata dal valore di NSIF al limite di fatica $\Delta K_{I,th}^V$, ottenuto scalando il valore di ΔK_I^V con il criterio di tangenza (o innescò) delle curve R ciclica e di driving. Infatti, il valore del parametro NSIF è univocamente definito dall'equazione (4.15) una volta definito l'angolo di apertura dell'intaglio 2α . È importante sottolineare che il limite di fatica così definito, espresso per mezzo di un NSIF di soglia $\Delta K_{I,th}^V$, dipende solo dall'angolo di apertura dell'intaglio 2α oltre che dal materiale e dal rapporto di ciclo, ma non dalla geometria del componente o dal tipo di sollecitazione agente (purché la cricca sia sollecitata a puro modo I).

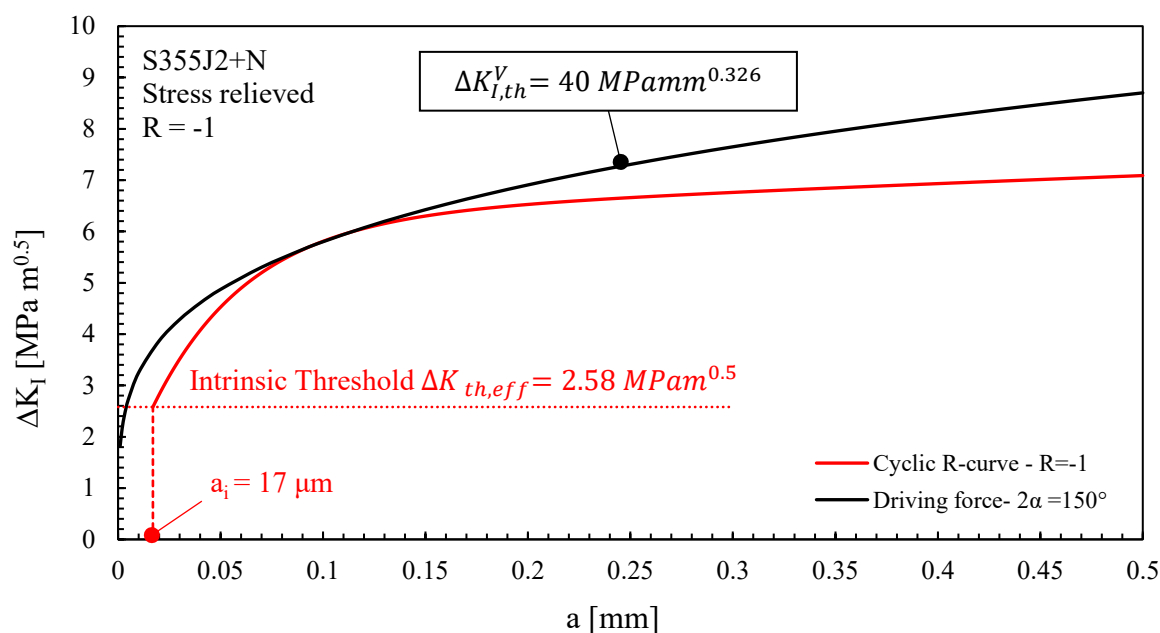


Figura 4.41 Risultato dell'analisi della curva R ciclica per angolo di apertura $2\alpha = 150^\circ$ sotto carico assiale completamente invertito ($R = -1$).

È importante sottolineare che la lunghezza di cricca iniziale a_i è stata assunta pari a $17 \mu\text{m}$ come nel caso di angolo di apertura pari a 135° in quanto in letteratura non vi erano informazioni riguardanti la variazione di tale parametro in funzione dell'angolo di apertura del cordone di saldatura.

In conclusione, secondo l'analisi con la curva R, l'NSIF di soglia per le rotture al piede cordone ($2\alpha = 150^\circ$) di un giunto in acciaio strutturale S355J2+N privo di tensioni residue e soggetto a carichi ciclici con rapporto di ciclo $R = -1$ è stato stimato pari a $\Delta K_{I,th}^V = 40 \text{ MPa mm}^{0.326}$. Il parametro così ottenuto rappresenta un valore di soglia che va confrontato con il valore di NSIF applicato al componente analizzato ΔK_I : se $\Delta K_I > \Delta K_{I,th}^V$ il componente è sollecitato ad un livello di carico superiore al limite di fatica (ovvero la driving force corrispondente non interseca mai la curva R ciclica), viceversa, se $\Delta K_I \leq \Delta K_{I,th}^V$ allora il componente è in condizioni di sicurezza in quanto sollecitato ad un livello di carico più basso, o tutt'al più uguale, al limite di fatica del componente.

4.2.2.3 Peak Stress Method: tensione di picco equivalente di soglia $\Delta\sigma_{eq,peak,th}$

Noto l'NSIF di soglia calcolato nel paragrafo precedente è possibile stimare la tensione di picco equivalente in soglia $\Delta\sigma_{eq,peak,th}$ per una sollecitazione di puro modo I con la seguente equazione (4.17) già riportata nel primo capitolo:

$$\Delta\sigma_{eq,peak,th} = \sqrt{c_{w1}} \cdot \sqrt{\frac{2e_1}{1-\nu^2}} \cdot \left(\frac{1}{R_0}\right)^{1-\lambda_1} \cdot \Delta K_{I,th}^V \quad (4.17)$$

Inserendo i valori di c_{w1} pari a 0.5, $e_1 = 0.104$, $R_0 = 0.28$ mm, $1 - \lambda_1 = 0.247$ e $\Delta K_{I,th}^V = 40 \text{ MPamm}^{0.326}$, si ricava una tensione di picco equivalente al limite di fatica $\Delta\sigma_{eq,peak,th} = 176 \text{ MPa}$.

Il parametro così ottenuto è stato confrontato con i dati sperimentali per valutare l'accuratezza del metodo proposto nella stima del limite di fatica. In tabella 4.1 vengono riportati i risultati delle prove a fatica dove per il calcolo della tensione equivalente $\Delta\sigma_{eq,peak}$ si è utilizzata la seguente equazione:

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = \sqrt{c_{w1}f_{w1}^2\Delta\sigma_{peak,1MPa}^2 + c_{w3}f_{w3}^2\Delta\tau_{peak,1MPa}^2} \Delta\sigma \quad (4.18)$$

Dove i valori di c_{w1} , f_{w1} , $\Delta\sigma_{peak,1MPa}$, c_{w3} , f_{w3} e $\Delta\tau_{peak,1MPa}$ sono riportati nella tabella (4.7).

#	Material	w	t	A	$\Delta\sigma$	f	R	N_f	$\Delta\sigma_{eq,peak}$
[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm ²]	[MPa]	[Hz]	[-]	[cycles]	[MPa]
6	S355J2+N	54.82	8.04	440.75	261	7	-1.00	Run out	338
6	S355J2+N	54.82	8.04	440.75	499	3	-1.00	18647	646
1	S355J2+N	54.85	8.06	442.09	385	7	-1.00	61442	498
7	S355J2+N	54.91	8.02	440.38	363	8	-1.00	363055	470
5	S355J2+N	54.82	8.02	439.66	341	10	-1.00	324704	442
4	S355J2+N	54.81	8.08	442.86	316	10	-1.00	663055	409
2	S355J2+N	54.94	8.05	442.27	294	5	-1.00	Run out	380

Tabella 4.7 Valori di carico applicati sperimentalmente per i provini con irrigidimento longitudinale

Si riportano quindi in figura (4.42) i dati sperimentali nelle di progettazione curve proposte dal PSM per valutare l'accuratezza del metodo proposto.

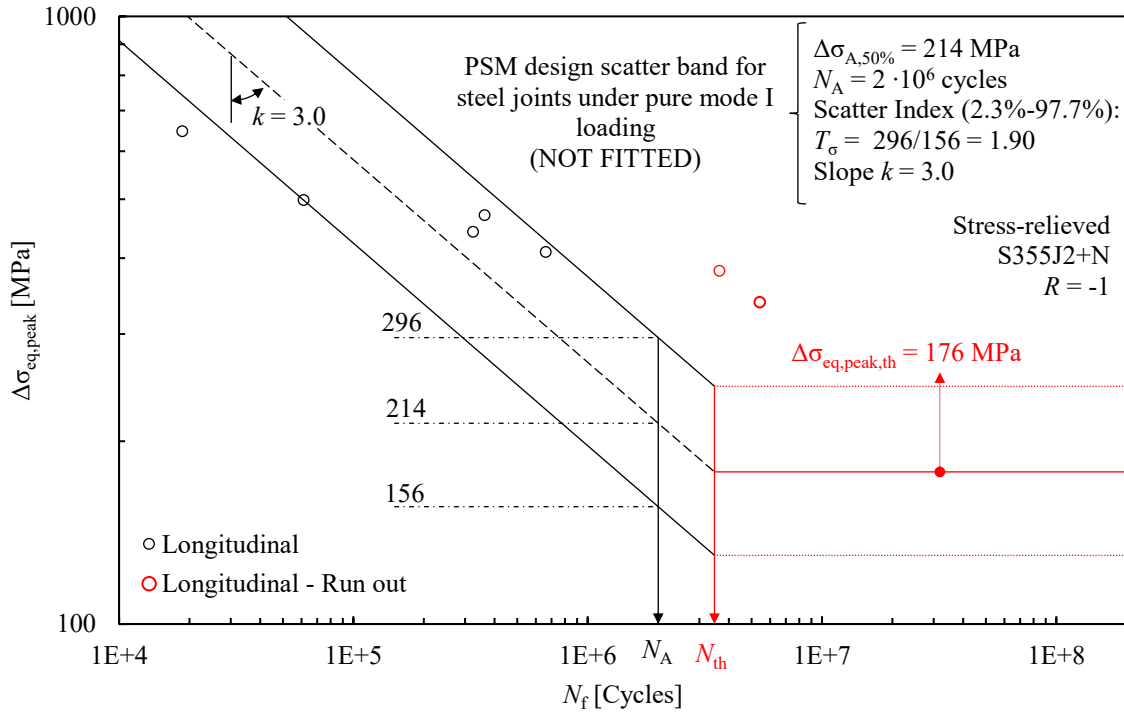


Figura 4.42 Confronto dei dati sperimentali con la banda di progetto PSM [3].

Com'è possibile notare dalla figura (4.42) il valore di $\Delta\sigma_{eq,peak,th}$ risulta essere inferiore ai dati ricavati sperimentalmente e perciò in termini di progettazione a vita infinita, in favore di sicurezza. Tale scostamento potrebbe essere legato ad una non corretta assunzione della lunghezza di cricca iniziale a_i nella caratterizzazione della curva R ciclica. Come riportato poi nel capitolo 3 i provini con irrigidimento longitudinale presentano valori modesti di angoli di disallineamento che non sono stati presi in considerazione nel settaggio dei parametri nella macchina di prova. A causa di questi, si generano delle tensioni di momento flettente analizzate nel capitolo 3 di cui nuovamente non si è tenuto in considerazione. Da tali conclusioni, quindi, è possibile concludere che il valore di limite di fatica trovato risulta essere una prima stima dello stesso e non il suo valore più accurato.

4.3 Stima del limite di fatica per rapporto di ciclo $R=0$ e angolo di apertura $2\alpha=135^\circ$

In tale paragrafo è stata riproposta la procedura per la stima del limite di fatica con l'analisi con la curva R ciclica nel caso di rapporto di ciclo diverso da -1 e in particolare uguale a 0. Come primo step è stato necessario determinare la curva R ciclica per $R=0$. Non essendoci dati in letteratura a riguardo si è optato per adottare l'ipotesi semplificativa di utilizzare la curva R ciclica per $R=0.1$ (presente in letteratura) per determinare il limite di fatica per giunzioni saldate sollecitate a $R=0$.

Si è adottata la seguente espressione di Maierhofer [14] per la stima della curva per $R=0.1$:

$$\Delta K_{th} = \Delta K_{th,eff} + (\Delta K_{th,LC} - \Delta K_{th,eff}) \left[1 - \sum_{i=1}^n v_i e^{-\frac{\Delta a}{l_i}} \right] \quad (4.19)$$

Dove v_i e l_i sono coefficienti da trovare con best fit sui dati sperimentali, a condizione che sia soddisfatta la seguente condizione di vincolo:

$$\sum_{i=1}^n v_i = 1 \quad (4.20)$$

Il best fit è stato eseguito sfruttando lo strumento di curve fitting implementato in Matlab® imponendo $i = 2$ e i parametri risultanti dove $\Delta K_{th,eff} = 2.58 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$, $\Delta K_{th,LC} = 5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$, $\nu_1 = 0.938$, $l_1 = 2.073 \text{ mm}$, $\nu_2 = 1 - \nu_1 = 0.062$, $l_2 = 2.045 \text{ mm}$.

La curva corrispondente è riportata come linea rossa continua nella figura (4.43):

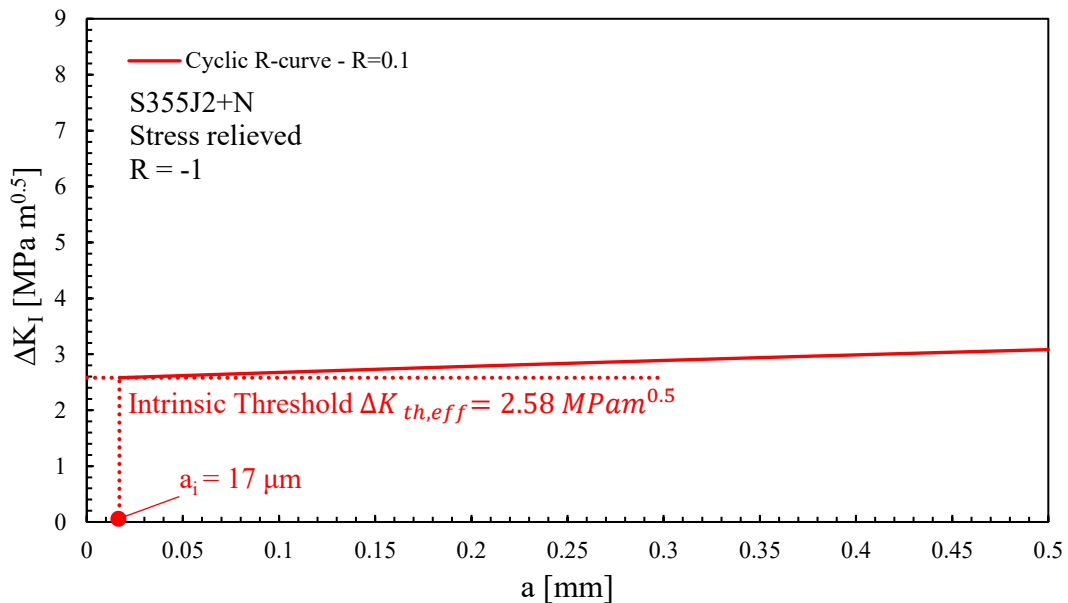


Figura 4.43 Curva R ciclica per rapporto di ciclo pari a R=0.1 con l'assunzione di a_i pari a $17 \mu\text{m}$

È importante sottolineare che la lunghezza di cricca iniziale a_i è stata assunta pari a $17 \mu\text{m}$ come nel caso di angolo di apertura pari a 135° in quanto in letteratura non vi erano informazioni riguardanti la variazione di tale parametro in funzione dell'angolo di apertura del cordone di saldatura.

Per l'analisi nel caso di R=0 sono stati analizzati dati presenti in letteratura proposti da Gurney [26] il quale analizzò una serie di provini saldati con angolo di apertura pari a 135° e sollecitati a R=0. La geometria di tali giunti è riportata in figura (4.44):

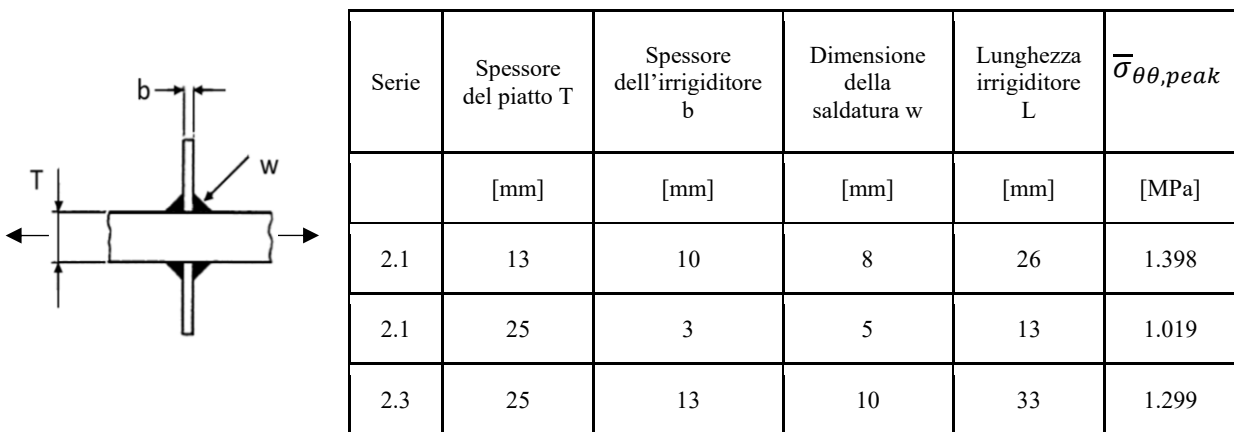


Figura 4.44 geometria dei giunti analizzati da Gurney[26]

Per il calcolo della driving force sono state adottate le assunzioni riportate nel paragrafo (4.2.2.1). Le condizioni di vincolo e carico sono riportate nella seguente figura (4.45):

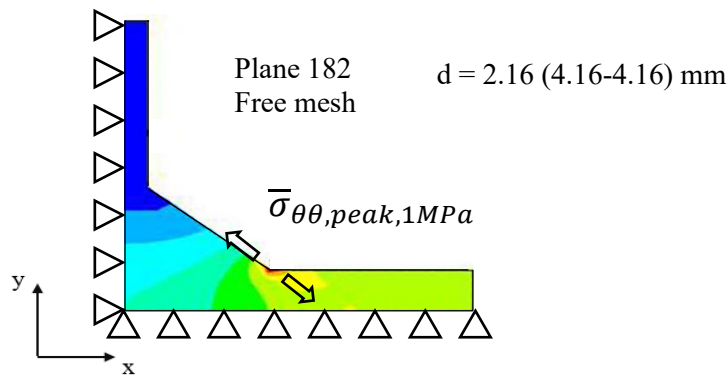


Figura 4.45 Condizioni di vincolo e carico

Si riporta nella seguente figura (4.46) l'andamento della driving force calcolata con l'equazione (4.16):

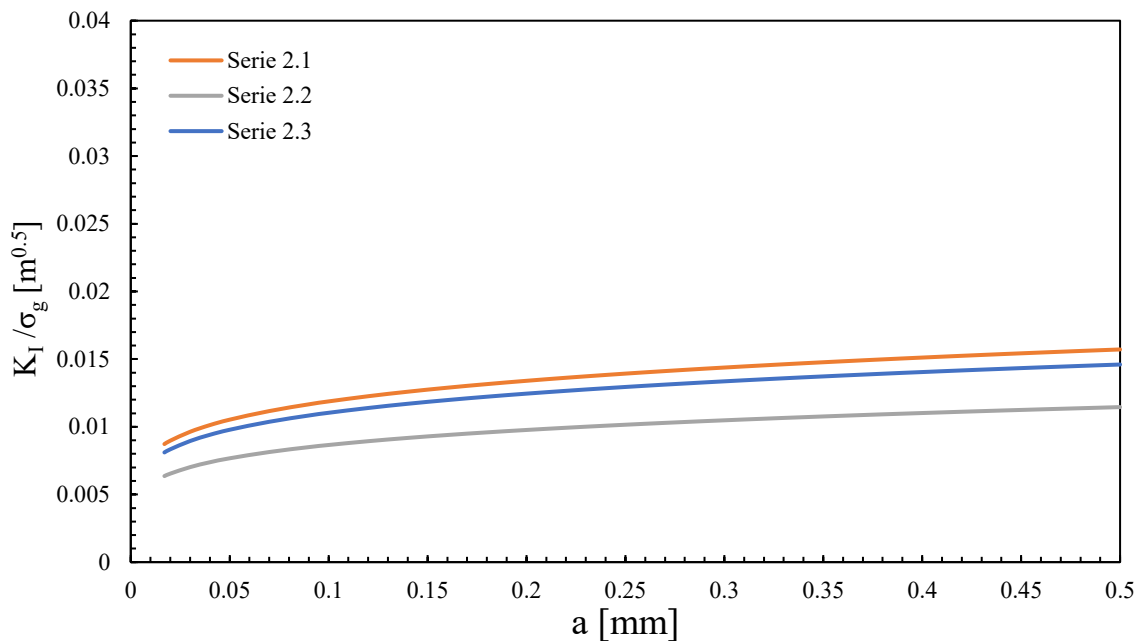


Figura 4.46 Driving force per le tre diverse geometrie di provini analizzati da Gurney [26]

Dalla figura (4.46) si nota che curve non risultano sovrapposte in quanto nell'equazione (4.16) sono stati introdotti i valori della tensione di picco equivalente $\bar{\sigma}_{\theta\theta,peak}$ riassunti in figura (4.44) e quindi si potrebbe concludere che le curve di driving force dipendano dalla geometria del componente. Nella condizione di limite di fatica però con l'approccio con la curva R ciclica tale valore di soglia è espresso per mezzo di un NSIF di soglia $\Delta K_{I,th}^V$, dipende quindi solo dall'angolo di apertura dell'intaglio 2α oltre che dal materiale e dal rapporto di ciclo, ma non dalla geometria del componente o dal tipo di sollecitazione agente (purché la cricca sia sollecitata a puro modo I). Si riporta quindi nella seguente figura (4.47) la driving force al limite di fatica con indicata la curva R ciclica. È possibile notare come non si raggiunga una vera e propria condizione di tangenza bensì una condizione di incidenza tra la curva R ciclica stessa e la driving force al limite di fatica che esprime una condizione di soglia $a_i = 17 \mu\text{m}$ in condizioni closure free di cricche per fatica. Tale condizione è rappresentata dalla seguente figura (4.47):

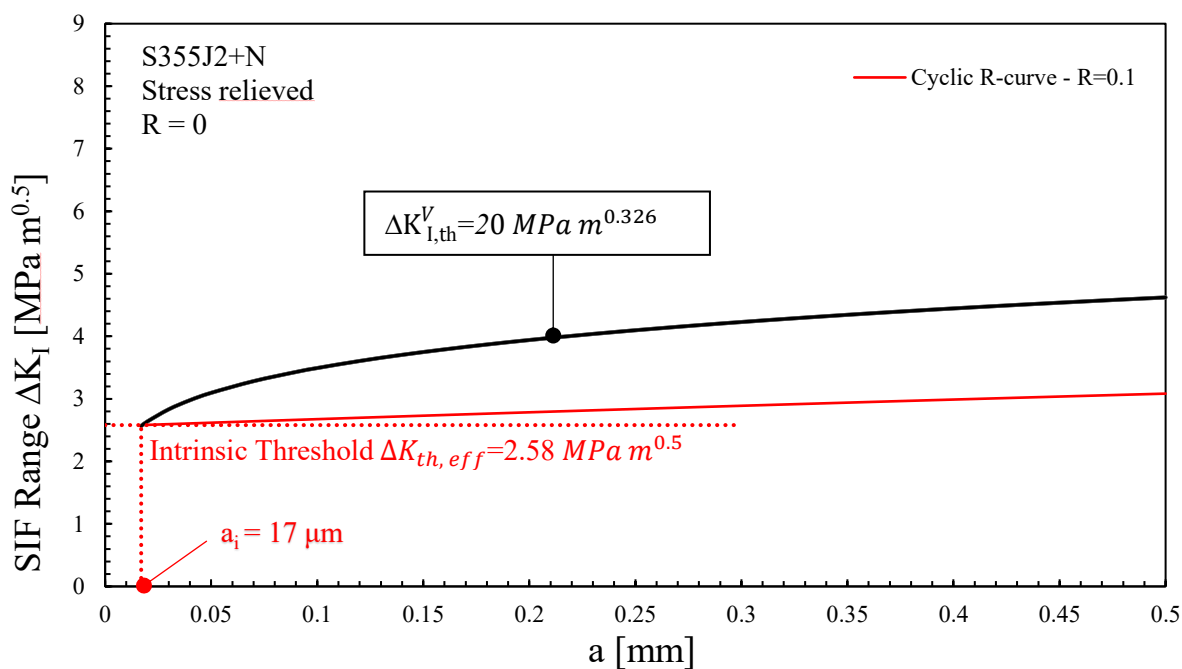


Figura 4.47 Analisi con la curva R ciclica nel caso di R=0 e angolo di apertura pari a 135°

Noto quindi il valore di $\Delta K_{I,th}^V = 20 \text{ MPa m}^{0.326}$ con l'equazione (4.17) si è calcolato il valore della tensione equivalente di picco di soglia $\Delta \sigma_{eq,peak,th}$ che è stato trovato essere pari a $\Delta \sigma_{eq,peak,th} = 142 \text{ MPa}$. A questo punto tale valore è stato inserito nelle bande del PSM e confrontato con i dati analizzati di Gurney [26].

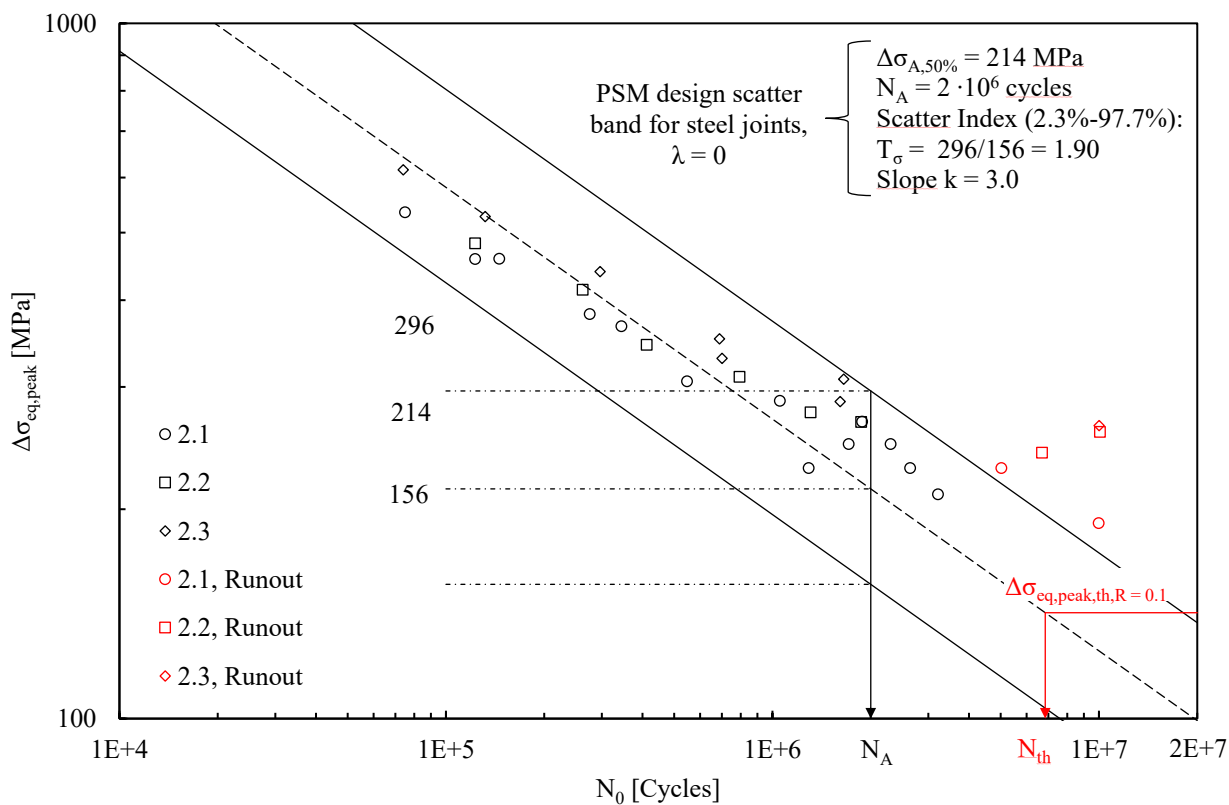


Figura 4.48 C Confronto dei dati sperimentali con la banda di progetto PSM [3].

Anche in questo caso il valore di $\Delta\sigma_{eq,peak,th}$ trovato risulta essere inferiore al valore di limite di fatica trovato sperimentalmente. Questo può essere dovuto ad una assunzione di a_i non corretta dall'assunzione che la curva R ciclica per rapporto di ciclo $R=0.1$ fosse rappresentativa della curva R ciclica per $R=0$.

Conclusioni

In questo lavoro di tesi è stata applicata l'analisi con la curva R ciclica con l'obiettivo di stimare il limite di fatica di giunzioni saldate. Per applicare tale metodo, che è basato sulla meccanica della frattura, è fondamentale conoscere due elementi: l'andamento della curva di driving force al limite di fatica ad ampiezza costante del componente e la curva R ciclica. Il primo strumento sintetizza il livello di sollecitazione all'apice della cricca mentre il secondo quantifica le condizioni di soglia per una cricca fisicamente corta. La curva della driving force è stata ricavata tramite analisi FEM del giunto con una cricca propagante dal piede cordone con le ipotesi semplificative riportate nel paragrafo (1.4.2) nel caso di sollecitazione applicata pari a 1 MPa. La curva R ciclica per acciaio strutturale S355J2+N per rapporto di ciclo pari a R=-1 è stata ricavata da letteratura [17]. Il metodo prevede poi di scalare la driving force in termini di NSIF (corrispondente ad un certo livello di range di tensione applicata) fino al raggiungimento della condizione di tangenza con la curva R ciclica stessa. Il metodo è stato applicato a diverse geometrie di giunti saldati e in particolare a giunti con irrigidimento longitudinale in acciaio S355J2+N in condizioni di *stress relieved* con rapporto di ciclo R=-1 e angolo di apertura pari a 150°. Il limite stimato in termini di tensione equivalente di picco di soglia è pari a $\Delta\sigma_{eq,peak,th} = 176 \text{ MPa}$. Confrontando tale valore con i dati sperimentali è risultato essere in favore di sicurezza. È importante sottolineare però che nell'analisi con la curva R ciclica non si sono tenuti in considerazione dei valori di disallineamento del provino che possono indurre una tensione di momento flettente lungo il provino e quindi una tensione media σ_m diversa da 0 che comporta un rapporto di ciclo R diverso da -1. Altro aspetto da tenere in considerazione è che la lunghezza iniziale a_i è stata assunta pari a 17 μm anche nel caso di angolo di apertura pari a 150°. La procedura è stata poi estesa per rapporto di ciclo pari a R=0 e angolo di apertura pari a 135° e si è stimato un limite di fatica in termini di tensione equivalente di picco di soglia è pari a $\Delta\sigma_{eq,peak,th} = 142 \text{ MPa}$. Tale valore è stato confrontato con i dati presenti in letteratura proposti da Gurney [26] e anche in questo caso risulta essere in favore di sicurezza. È bene tenere in considerazione che anche in questo caso la lunghezza a_i è stata assunta pari a 17 μm perché non vi erano altre informazioni presenti in letteratura e che si è ipotizzato che la curva R ciclica per rapporto di ciclo pari a R=0.1 fosse rappresentativa del caso di R=0 in quanto in letteratura non vi erano informazioni a riguardo.

Bibliografia

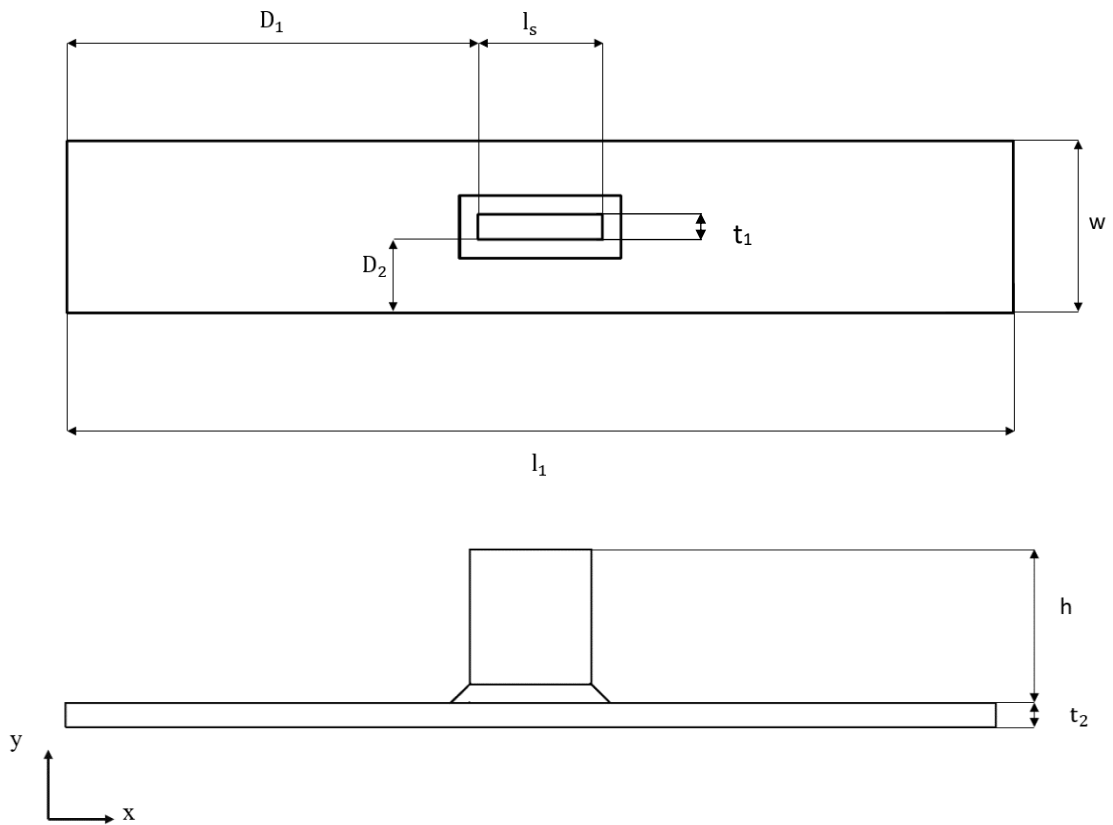
- [1] “Eurocode 3: Design of steel structures,” vol. 1–9. CEN, 2011.
- [2] A. F. Hobbacher, “Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components,” 2016.
- [3] G. Meneghetti and A. Campagnolo, “State-of-the-art review of peak stress method for fatigue strength assessment of welded joints,” *Int. J. Fatigue*, 2020.
- [4] N. E. Frost, “Non-Propagating Cracks in Vee- Notched Specimens Subject to Fatigue Loading,” 1957.
- [5] R. A. Smith and K. J. Miller, “Prediction of fatigue regimes in notched components,” *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 20, pp. 201–206, 1978.
- [6] K. Tanaka and Y. Akiniwa, “Resistance-curve method for predicting propagation threshold of short fatigue cracks at notches,” *Eng. Fract. Mech.*, vol. 30, pp. 863–876, 1988.
- [7] G. R. Irwin, “Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing,” vol. 24, pp. 229–301, 1958.
- [8] B. Gross and A. Mendelson, “Plane Elastostatic Analysis of V-Notched Plates,” vol. 8, pp. 267–276, 1972.
- [9] H. Tada, P. C. Paris, and G. R. Irwin, “The stress analysis of cracks handbook,” *ASME Press*, p. 677.
- [10] P. C. Paris and F. Erdogan, “A Critical Analysis of Crack Propagation Laws S,” *Jpirnal Basic Eng*, pp. 528–533, 1963.
- [11] Kitagawa H and Takahashi S., “Applicability of fracture mechanics to very small cracks or the cracks in the early stage,” *Proc of 2nd int conf mech behave mater*, pp. 627–631, 1976.
- [12] El Haddad MH, Smith KN, and Topper, “Fatigue crack propagation of short cracks,” *Trans ASME J Engng Mater Technol* , 1979.
- [13] W. Elber, “Fatigue crack closure under cyclic tension,” *Eng. Fract. Mech.*, vol. 2, pp. 37–45, 1970.
- [14] Maierhofer J, Pippan R, and Gänser H-P, “Modified NASGRO equation for physically short cracks,” *Int J Fatigue* , 2014.
- [15] U. Zerbst, M. Vormwald, R. Pippan, H. P. Gänser, C. Sarrazin-Baudoux, and M. Madia, “About the fatigue crack propagation threshold of metals as a design criterion - A review,” *Eng. Fract. Mech.*, vol. 153, 2015.
- [16] U. Zerbst, M. Madia, and M. Vormwald, “Applying fracture mechanics to fatigue strength determination – Some basic considerations,” *Int. J. Fatigue*, 2019.
- [17] Luca Vecchiato, Giovanni Moda, Mauro Madia, and Giovanni Meneghetti, “Estimating the constant amplitude fatigue limit of welded joints using the cyclic R-curve analysis for the lifetime assessment according to the Peak Stress Method,” *Int. J. Fatigue, Under Revision*, 2022.
- [18] “ISO 12108:2018”.
- [19] Livieri P and Tovo R, “The use of the JV parameter in welded joints: Stress analysis and fatigue assessment,” *Int. J. Fatigue*, 2009.
- [20] B. Atzori, P.Lazzarin, and G.Meneghetti, “A unified treatment of the mode I fatigue limit of components containing notches or defects,” *Int J Fract*, 2005.
- [21] “Ansys-Fracture analysis guide-Realise 2020 R2 July 2020”.
- [22] Maddox SJ, “An analysis of fatigue cracks in fillet welded joints,” *Int. J. Fatigue*, 1975.
- [23] Maddox SJ, “Calculating the fatigue strength of a welded joint using fracture mechanics,” . *Metal Construction and British Welding Journal*, 1970.
- [24] Verreman Y and Bailon JP, “Fatigue short crack propagation and plasticity-induced crack closure at the toe of a fillet welded joint,” *The Behaviour of Short Fatigue Cracks, London*, 1976.
- [25] Verreman Y and Nie B, “Short crack growth and coalescence along the toe of a manual fillet weld,” *Fatigue Fract Eng Mater Struct* , 1991.
- [26] T R Gurney, “The fatigue strenght of transverse fillet welded joints,” 1991.

- [27] Atzori B, “Appunti di Costruzione di macchine,” 2° edizione *Libreria internazionale Cortina Padova*.
- [28] R. O. Ritchie, “Mechanisms of Fatigue Crack Propagation in Metals , Ceramics and Composites : Role of Crack Tip Shielding,” *Mater. Sci. Eng*, vol. 103, pp. 15–28, 1988.
- [29] Prof. Giovanni Meneghetti and Ing. Davide Cortivo, “Guida centralina CS-7008-FD,” 2021.

Appendice A

Schede provino

In questa appendice sono riportate le schede provino contenenti i parametri relativi alla geometria, parametri di carico e l'angolo di disallineamento del piatto principale β secondo i due percorsi A e B. Di seguito sono riportate le immagini relative alla nomenclatura dei parametri geometrici riportati nelle schede.



Specimen: L_06

Test: Force controlled fatigue test	Material: S355J2+N
Type: Welded- longitudinal stiffness joint	Test Operator: Giovanni Mazzucato
Welding process: Submerged arc welding	Condition: Stress Relieved

Geometrical data:

$D_1 = 133 \text{ mm}$	$t_2 = 8.02 \text{ mm}$	$L_1 = 303.6 \text{ mm}$	$W = 54.92 \text{ mm}$
$D_2 = 24.4 \text{ mm}$	$t_1 = 8.03 \text{ mm}$	$L_s = 39.89 \text{ mm}$	$h = 49.77 \text{ mm}$
$\beta_A = -0.50^\circ$			
$\beta_B = -0.47^\circ$			

Load data:Staircase:

Type: Constant amplitude	Testing machine: MFL SYSTEME
$\Delta F = 115 \text{ kN}$	$R = -1$
$f = 7 \text{ Hz}$	Run-out (Y / N): Y
$N = 5444006 \text{ cycles}$	Failure Location: ---

Run-out retested:

Type: Constant amplitude	Testing machine: MFL SYSTEME
$\Delta F = 220 \text{ kN}$	$R = -1$
$f = 3 \text{ Hz}$	Run-out (Y / N): Y
$N = 18647 \text{ cycles}$	Failure Location: Toe

Broken specimen:

A



B



B



A

Specimen: L_01

Test: Force controlled fatigue test	Material: S355J2+N
Type: Welded- longitudinal stiffness joint	Test Operator: Giovanni Mazzucato
Welding process: Submerged arc welding	Condition: Stress Relieved

Geometrical data:

$D_1 = 132.4$ mm	$t_1 = 8.04$ mm	$L_1 = 303$ mm	$W = 54.95$ mm
$D_2 = 24.20$ mm	$t_2 = 8.06$ mm	$L_s = 39.95$ mm	$h = 49.94$ mm
$\beta_A = -0.56^\circ$			
$\beta_B = -0.58^\circ$			

Load data:Staircase:

Type: Constant amplitude	Testing machine:
$\Delta F = 170$ kN	R = -1
f = 7 Hz	Run-out (Y / N): N
N = 61442 cycles	Failure Location: Toe

Broken specimen:

A



B



B



A

Specimen: L_07

Test: Force controlled fatigue test	Material: S355J2+N
Type: Welded- longitudinal stiffness joint	Test Operator: Giovanni Mazzucato
Welding process: Submerged arc welding	Condition: Stress Relieved

Geometrical data:

$D_1 = 132.3$ mm	$t_1 = 8.03$ mm	$L_1 = 304.5$ mm	$W = 54.91$ mm
$D_2 = 24.8$ mm	$t_2 = 8.02$ mm	$L_s = 39.95$ mm	$h = 49.91$ mm
$\beta_A = 0.09^\circ$			
$\beta_B = 0.10^\circ$			

Load data:

Staircase:

Type: Constant amplitude	Testing machine:
$\Delta F = 160$ kN	$R = -1$
$f = 8$ Hz	Run-out (Y / N): N
$N = 363055$ cycles	Failure Location: Toe

Broken specimen:



A

B



B

A

Specimen: L_05

Test: Force controlled fatigue test	Material: S355J2+N
Type: Welded- longitudinal stiffness joint	Test Operator: Giovanni Mazzucato
Welding process: Submerged arc welding	Condition: Stress Relieved

Geometrical data:

$D_1 = 132.5$ mm	$t_1 = 8.03$ mm	$L_1 = 304$ mm	$W = 54.92$ mm
$D_2 = 24.9$ mm	$t_2 = 8.02$ mm	$L_s = 39.81$ mm	$h = 49.92$ mm
$\beta_A = 0.22^\circ$			
$\beta_B = 0.19^\circ$			

Load data:Staircase:

Type: Constant amplitude	Testing machine:
$\Delta F = 150$ kN	$R = -1$
$f = 10$ Hz	Run-out (Y / N): N
$N = 324704$ cycles	Failure Location: Toe

Broken specimen:

A



B



B



A

Specimen: L_04

Test: Force controlled fatigue test	Material: S355J2+N
Type: Welded- longitudinal stiffness joint	Test Operator: Giovanni Mazzucato
Welding process: Submerged arc welding	Condition: Stress Relieved

Geometrical data:

$D_1 = 132.6$ mm	$t_1 = 8.05$ mm	$L_1 = 304$ mm	$W = 54.91$ mm
$D_2 = 25$ mm	$t_2 = 8.08$ mm	$L_s = 39.91$ mm	$h = 49.56$ mm
$\beta_A = -0.07^\circ$			
$\beta_B = -0.10^\circ$			

Load data:Staircase:

Type: Constant amplitude	Testing machine:
$\Delta F = 140$ Mpa	R = -1
f = 10 Hz	Run-out (Y / N): N
N = 663055 cycles	Failure Location: Toe

Broken specimen:

A



B



B



A

Specimen: L_02

Test: Force controlled fatigue test	Material: S355J2+N
Type: Welded- longitudinal stiffness joint	Test Operator: Giovanni Mazzucato
Welding process: Submerged arc welding	Condition: Stress Relieved

Geometrical data:

$D_1 = 132.8$ mm	$t_1 = 8.07$ mm	$L_1 = 304$ mm	$W = 54.94$ mm
$D_2 = 24.4$ mm	$t_2 = 8.05$ mm	$L_S = 39.93$ mm	$h = 49.75$ mm
$\beta_A = -0.08^\circ$			
$\beta_B = -0.09^\circ$			

Load data:**Staircase:**

Type: Constant amplitude	Testing machine:
$\Delta F = 130$ kN	R = -1
$f = 5$ Hz	Run-out (Y / N): Y
N = 3658471 cycles	Failure Location: ---
