



UNIVERSITÀ
DEGLI STUDI
DI PADOVA

UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI PADOVA

Dipartimento di Ingegneria Industriale DII

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica

**Valutazione del comportamento a fatica di giunti saldati
MIG e FSW in lega di alluminio riciclato mediante
approcci locali**

Relatore: Prof. Alberto Campagnolo

Correlatore: Ing. Luigi Mario Viespoli

Laureando: Matteo Zanon

Matricola: 2021367

Anno Accademico 2022/2023

Ai miei genitori per non avermi mai limitato nelle scelte della vita e per avermi sempre supportato nelle mie decisioni, ai nonni che mi hanno cresciuto come un figlio, al prof. Albero Campagnolo e all'Ing. Luigi Mario Viespoli per avermi dato l'opportunità di poter svolgere la tesi di laurea sotto la loro supervisione e per avermi aiutato a portarla a termine, alla prof.ssa Adriana De Nadai per avermi supportato nello studio della lingua inglese, al collega e amico Damian Cataudella per avermi sopportato e supportato durante i quattro mesi di Erasmus in Norvegia e infine volevo ringraziare l'Università degli studi di Padova per i servizi offerti durante il mio percorso di studi e la Norvegia e Sintef Industry per avermi accolto e fatto sentire a casa.

SOMMARIO

In questo lavoro di tesi è stato analizzato il comportamento a fatica di giunti saldati testa a testa a piena penetrazione in alluminio riciclato, saldati tramite il processo di saldatura ad arco di tipo metal-inert-gas (MIG) e il processo di saldatura friction stir welding (FSW), attraverso l'utilizzo di approcci globali e locali. In particolare per i giunti saldati tramite MIG, essendo affetti da un'elevata distorsione sia assiale che angolare, sono state inizialmente condotte delle prove sperimentali per determinare la sollecitazione di flessione statica secondaria indotta nei provini durante l'afferraggio nella macchina di prova e la sollecitazione di flessione ciclica secondaria indotta durante l'applicazione del carico ciclo assiale. I risultati raccolti sono stati confrontati con le formule proposte in letteratura delle IIW Recommendations. Successivamente è stato analizzato il comportamento a fatica dei giunti saldati testa a testa ottenuti tramite il processo di saldatura MIG, rielaborando i dati sperimentali originalmente espressi in termini di tensione nominale, utilizzando gli approcci PSM e SED. I risultati ottenuti sono stati confrontati con le bande di dispersione presenti in letteratura per il SED e il PSM. Infine è stato analizzato il comportamento a fatica dei giunti saldati testa a testa ottenuti tramite il processo di saldatura FSW. Inizialmente i dati sperimentali, espressi in termini di tensione nominale, sono stati confrontati con le curve di progettazione proposte in letteratura da Lomolino et al. e Maggiolini et al. per i giunti FSW. Successivamente i dati sperimentali sono stati analizzati applicando l'approccio SED, calcolando prima sotto l'ipotesi di provino liscio (privo di effetto di intaglio) e successivamente modellando l'effetto d'intaglio al piede del cordone di saldatura il range della densità di energia di deformazione tramite un'analisi FEM in Ansys®. I risultati ottenuti sono stati confrontati con la banda SED, presente in letteratura, relativa ai giunti saldati tramite saldatura ad arco in alluminio.

ABSTRACT

In this thesis project, the fatigue behaviour of MIG and friction stir welding (FSW) full penetration butt welded joints in recycled aluminium was investigated using the global and local approaches. Specifically, for the MIG welded joints, where both axial and angular misalignments were found, a number of experimental test were performed to determine the static secondary bending induced by the sample grip on machine test and the cyclic secondary bending induced during the application of cyclic axial force. The obtained results were compared with the formulas proposed in literature by IIW Recommendations. After, the fatigue behaviour of MIG welded joints was analysed by FE analysis using SED and PSM. The results were compared with the SED and PSM scatter bands found in literature. Finally, the fatigue behaviour of FSW butt welded joints was analysed by first comparing the nominal stress data with the Lomolino et al. and Maggiolini et al. scatter bands and subsequently determining the SED first under assumption of plain sample and later modelling the notch effect in the FE analysis. The results were compared with the SED scatter band proposed in literature for arc welded joints.

INDICE

1	Analisi dei principali processi di saldatura per le leghe di alluminio	1
1.1	Friction Stir Welding (FSW)	1
1.2	Metal Inert Gas welding (MIG)	4
2	Approcci per l'analisi della resistenza a fatica dei giunti saldati	7
2.1	Introduzione	7
2.2	Nominal Stress Method	8
2.2.1	Nominal Stress	8
2.2.2	Resistenza a fatica secondo Nominal Stress Method	8
2.3	Hot Spot Method	13
2.3.1	Structural Hot Spot Stress	13
2.3.2	Resistenza a fatica secondo Hot Spot Method	16
2.4	Effective Notch Stress Method	18
2.4.1	Effective Notch Stress	18
2.4.2	Resistenza a fatica secondo Effective Notch Stress Method	19
2.5	Stress Intensity Factor Method	19
2.5.1	Stress Intensity Factor	19
2.5.2	Resistenza a fatica basata sull'analisi della propagazione della cricca	20
2.6	Resistenza a fatica determinata tramite test sperimentali	21
2.7	Analisi dei fattori che influenzano la resistenza a fatica dei giunti saldati	21
2.8	Verifica di fatica	27
2.8.1	Verifiche di fatica utilizzando le curve S-N	28
2.8.2	Verifica basata sulla propagazione della cricca per fatica	30
2.8.3	Verifica di fatica basata su test sperimentali	30
2.9	Approcci locali	31
2.9.1	Analisi del campo di tensione all'apice di un intaglio a V	31
2.9.2	Analisi di intagli a V con angolo di apertura 2α fissato e MODO I di sollecitazione	33
2.9.2.1	Metodi di calcolo di K_1 mediante FEM	34
2.9.3	Analisi di intagli a V con 2α diverso e modo I e II di sollecitazione	38
2.9.3.1	Determinazione R_c	40
2.9.3.1.1	Determinazione di R_c per giunti saldati in acciaio	41
2.9.3.1.2	Determinazione di R_c per giunti saldati in alluminio	42
2.9.3.2	Determinazione del SED mediato tramite FEM	43
3	Addestramento 2D	53
3.1	Geometrie analizzate	53

3.2 Analisi del giunto saldato C-NLC con $a=13\text{mm}$, $b=8\text{mm}$ e $t=10\text{mm}$ soggetto alla sollecitazione di trazione	54
3.2.1 Determinazione Notch Stress Intensity Factor (NISIF)	54
3.2.2 Determinazione Strain Energy Density (SED).....	59
3.2.3 Determinazione Hot Spot Stress.....	61
3.2.4 Determinazione “Hot Spot Stress”	64
3.2.5 Determinazione Peak Stress (PSM).....	66
3.3 Schemi di calcolo delle altre geometrie di giunti saldati analizzate	73
3.4 Presentazione dei risultati e delle bande di dispersione per la progettazione ottenute	75
3.5 Confronto tra le bande di dispersione ottenute e quelle presenti in letteratura	79
4 Analisi disallineamento dei giunti saldati.....	85
4.1 Analisi del disallineamento assiale in un giunto saldato testa a testa.....	85
4.1.1 Effetto dell’afferraggio in assenza del carico assiale	85
4.1.2 Effetto del carico assiale in assenza degli afferraggi.....	86
4.1.3 Effetto del carico assiale in presenza degli afferraggi	87
4.2 Analisi del disallineamento angolare di un giunto saldato testa a testa.....	88
4.2.1 Effetto dell’afferraggio in assenza del carico assiale	88
4.2.2 Effetto del carico assiale in assenza degli afferraggi.....	89
4.2.3 Effetto del carico assiale in presenza degli afferraggi	90
4.3 Analisi disallineamento assiale e angolare di un giunto saldato testa a testa	91
4.3.1 Effetto del carico assiale in assenza degli afferraggi.....	91
4.3.2 Effetto del carico assiale in presenza degli afferraggi.....	91
4.4 Confronto tra le formule IIW Recommendations e le formule analitiche ottenute precedentemente.....	92
4.5 Analisi non lineare.....	94
4.6 Analisi sperimentale dell’influenza del disallineamento assiale ed angolare.....	95
4.6.1 Analisi del campo di tensione.....	95
4.6.2 Estensimetri a resistenza metallica.....	97
4.6.3 Ponte di Wheatstone	99
4.6.4 Descrizione della prova sperimentale.....	101
4.6.4.1 Geometrie dei provini analizzati e metodo di misurazione del disallineamento	101
4.6.4.2 Tipologia macchina di prova	103
4.6.4.3 Tipologia di estensimetri utilizzati	103
4.6.4.4 Posizionamento degli estensimetri e procedura di incollaggio degli estensimetri .	103
4.6.4.5 Determinazione del ciclo di carico e dei parametri del ciclo di carico.....	105
4.6.4.6 Procedura di esecuzione della prova sperimentale	105

4.6.4.7 Presentazione dei risultati ottenuti	108
5 Applicazione degli approcci locali ai giunti saldati in alluminio riciclato tramite MIG.....	117
5.1 Test sperimentali	117
5.1.1 Materiale.....	117
5.1.2 Hardness profile	117
5.1.3 Parametri della prova di fatica.....	119
5.1.4 Geometrie dei giunti saldati analizzate	120
5.2 Analisi del disallineamento	122
5.3 Determinazione Peak Stress (PSM)	127
5.4 Determinazione Strain Energy Density (SED).....	134
6 Analisi dei giunti saldati in alluminio riciclato tramite FSW	141
6.1 Curve di resistenza a fatica per i giunti saldati tramite FSW presenti in letteratura	141
6.2 Test sperimentali	143
6.2.1 Materiale.....	143
6.2.2 Hardness profile	143
6.2.3 Parametri del processo di saldatura	145
6.2.4 Parametri prova di fatica	145
6.2.5 Analisi dei dati sperimentali.....	146
6.3 Applicazione del SED ai giunti saldati tramite FSW	150
6.3.1 Influenza del “welding flash” nella resistenza a fatica dei giunti FSW	150
6.3.2 Determinazione del SED in ipotesi di provino liscio	152
6.3.3 Determinazione del SED attraverso Ansys®	154
7 Analisi della superficie di frattura di fatica	163
7.1 Introduzione	163
7.2 Analisi della superficie di frattura dei provini saldati tramite MIG e FSW	169
CONCLUSIONI	179
BIBLIOGRAFIA	181

CAPITOLO 1

Analisi dei principali processi di saldatura per le leghe di alluminio

1.1 Friction Stir Welding (FSW)

Friction Stir Welding (FSW) è un processo di saldatura allo stato solido in cui, al contrario dei processi di saldatura convenzionali, la giunzione avviene a temperature inferiori, circa 75-80%, rispetto al punto di fusione del materiale base (BM), ovvero senza fondere il materiale.

Inizialmente tale processo di saldatura è stato sviluppato per la giunzione di leghe di alluminio e successivamente è stato implementato per altri materiali quali acciaio, titanio e compositi con matrice polimerica.

Nella sua configurazione più elementare, il processo di saldatura FSW nelle leghe di alluminio viene eseguita con un utensile rotante in acciaio composto da una spalla (shoulder) e da un perno di diametro inferiore (pin o probe), il quale viene inserito tra le facce adiacenti dei due pezzi da unire e traslato lungo la linea di giunzione. La rotazione del perno genera calore per attrito tra l'utensile e il pezzo da lavorare, il quale rammollisce il materiale da unire. Successivamente il movimento relativo costante del perno rispetto al pezzo da saldare causa il mescolamento dei due materiali da unire generando così la giunzione allo "stato solido".

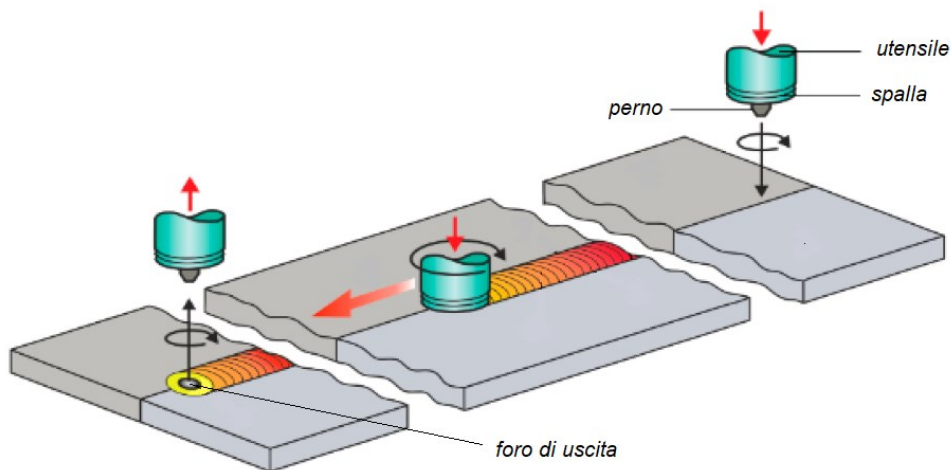


Figura 1.1 Schema FSW

Grazie alla natura del processo di saldatura FSW non c'è bisogno di utilizzare materiale d'apporto durante la saldatura, in quanto il volume di materiale, in prossimità delle facce da unire di entrambi i pezzi, viene mescolato e formerà la saldatura.

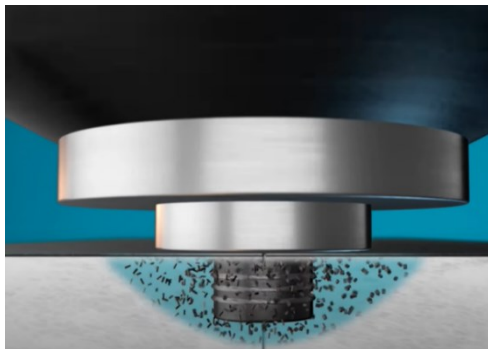


Figura 1.2 Mescolamento del materiale durante il processo di saldatura

Il minore apporto di calore introdotto dal processo di saldatura FSW durante la saldatura, rispetto ai convenzionali processi di saldatura per fusione, permette di ottenere una minore zona termicamente alterata (ZTA o HAZ), una minore distorsione, tensioni residue ridotte, proprietà meccaniche eccellenti e una maggiore resistenza a fatica dei giunti saldati.

La combinazione tra il calore e la deformazione plastica introdotti nel materiale da saldare, genera quattro diverse zone microstrutturali nei giunti saldati:

1. Materiale base (BM)
2. Zona termicamente alterata (ZTA o HAZ)
3. Zona termo-meccanicamente alterata (TMAZ)
4. Zona di mescolamento (SZ)

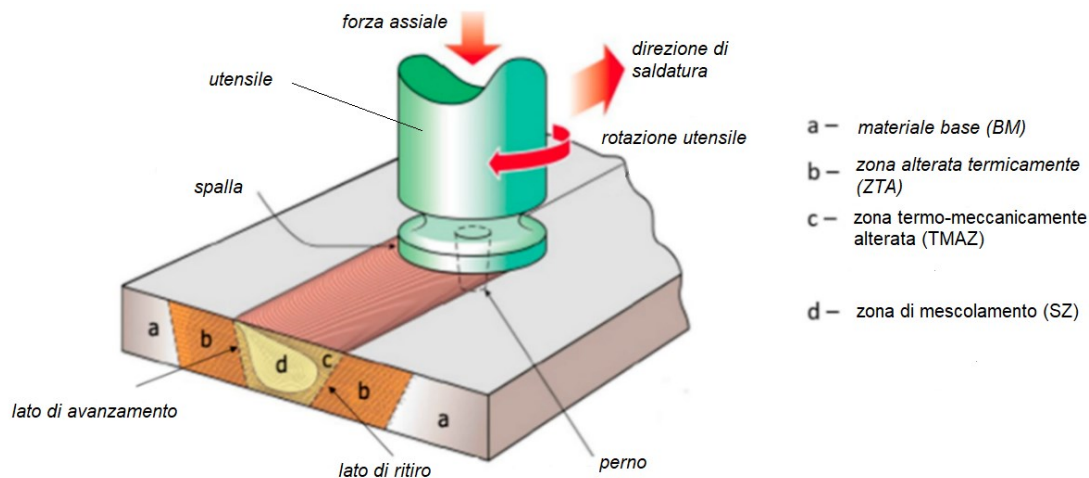


Figura 1.3 Forze in gioco durante il processo di saldatura e microstruttura del giunto saldato

Nella ZTA il materiale è alterato solo dal calore generato durante il processo di saldatura e non da deformazioni plastiche e la struttura dei grani in questa zona rimane simile a quella del materiale base. Spostandosi verso il centro della saldatura, nella TMAZ, i grani sono altamente deformati, ma non ci sono segni evidenti della ricristallizzazione del materiale, sebbene tale zona sia alterata sia termicamente sia meccanicamente. Al centro della saldatura, nella SZ, dove le deformazioni e le temperature sono abbastanza elevate da causare la ricristallizzazione dinamica del materiale, la microstruttura del materiale risulta composta da grani fini ed equiassici.

In letteratura, eseguendo test a fatica, è stato osservato che comunemente la cricca di fatica si innesca nella ZTA dove la microstruttura del materiale presenta dei grani di dimensioni maggiori e con proprietà meccaniche inferiori rispetto al BM e SZ. In particolare, solitamente la cricca si innesca nel lato di avanzamento della ZTA, in quanto, durante il processo di unione, il materiale presente sul lato di avanzamento oppone una maggiore resistenza alla rotazione dell'utensile, generando così un calore di attrito più elevato e producendo una ZTA più tenera rispetto al lato di ritiro.

I parametri che influenzano maggiormente il processo di saldatura FSW sono i seguenti:

- Geometria dell'utensile: la geometria dell'utensile gioca un ruolo critico nel riscaldamento e nel flusso del materiale. L'utensile ha due funzioni primarie: il riscaldamento localizzato e la gestione del flusso del materiale. Nella fase iniziale di inserimento dell'utensile, tra le facce adiacenti dei due materiali da saldare, il riscaldamento del materiale deriva principalmente dall'attrito tra il perno e il materiale da saldare. Successivamente l'utensile viene inserito fino a quando la spalla dell'utensile tocca il pezzo da saldare generando così la componente principale per attrito del riscaldamento. La spalla dell'utensile inoltre svolge anche la funzione di confinamento del volume di materiale riscaldato. La seconda funzione dell'utensile è quella di mescolare e spostare il materiale nella zona di saldatura. Geometrie

complesse dell'utensile possono essere adottate per modificare il flusso e la miscelazione del materiale, alterando così la microstruttura e le proprietà del materiale, e ridurre le forze di processo.

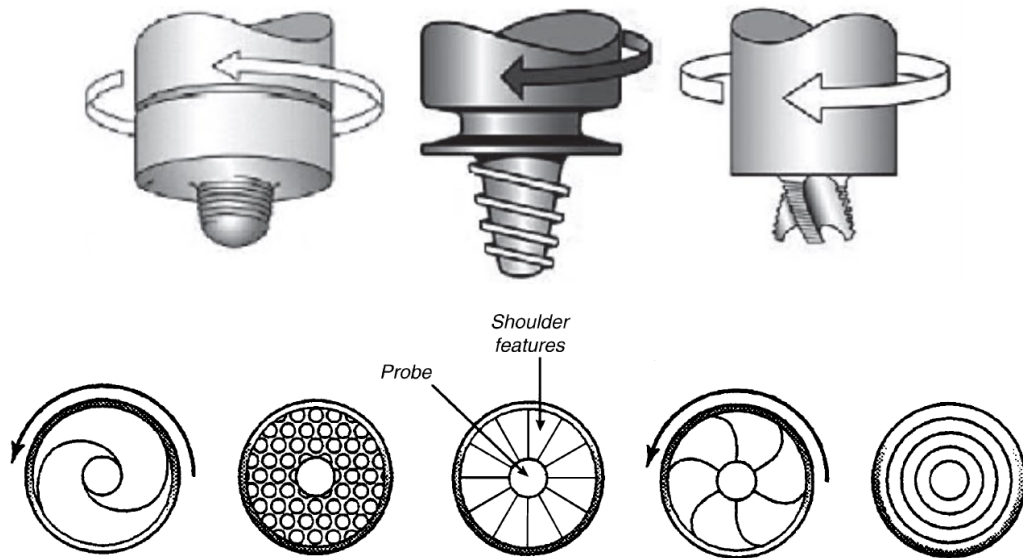


Figura 1.4 Esempio di geometrie del perno e della spalla dell'utensile utilizzabili nella FSW

- Velocità di rotazione dell'utensile [giri/min].
- Velocità di avanzamento dell'utensile (velocità di saldatura) [mm/min].
La velocità di rotazione e la velocità di avanzamento dell'utensile influenzano le modalità di ricristallizzazione dinamica del materiale nei pressi della SZ, influenzando la microstruttura e le proprietà meccaniche del giunto saldato.
- Profondità di inserimento dell'utensile nel pezzo da saldare (target depth): quando la profondità di inserimento è troppo bassa, la spalla dell'utensile non entra in contatto con la superficie del pezzo da saldare e quindi la spalla dell'utensile in rotazione non è in grado di spostare efficacemente il materiale mescolato generando saldature con scanalature superficiali. Invece, quando la profondità di inserimento è troppo elevata la spalla dell'utensile si inserisce nel pezzo generando una saldatura concava.
- Preriscaldamento e/o raffreddamento materiale da saldare: per materiali con elevato punto di fusione quali acciaio e titanio il calore prodotto per attrito può non essere sufficiente per rammollire e deformare il materiale attorno all'utensile in rotazione, quindi è necessario preriscaldare il materiale con un sorgente di calore esterna per ottenere saldature continue prive di difetti. Dall'altra parte, nei materiali aventi un basso punto di fusione quali alluminio e magnesio un raffreddamento del materiale può essere usato per ridurre la crescita dei grani ricristallizzati nella SZ.
- Tipologia materiale da saldare.

Le potenzialità del processo di saldatura FSW rispetto ai tradizionali metodi di saldatura per fusione sono i seguenti:

- Elevata resistenza a fatica, duttilità e proprietà meccaniche;
- Ampia gamma di materiali saldabili;
- Possibilità di saldare materiali diversi tra loro;
- Utensile non "consumabile" e assenza di necessità del materiale d'apporto;
- Elevata efficienza energetica;
- Ridotto livello di distorsione e tensioni residue presenti nel giunto saldato;
- Buona finitura superficiale;

- FSW è un processo di saldatura environmental friendly;

Le limitazioni del processo di saldatura FSW da segnalare sono le seguenti:

- Presenza del foro di uscita alla fine della saldatura;
- Richiesta di attrezzatura speciale per il bloccaggio del materiale da unire, dovuta alle elevate forze in gioco durante il processo di saldatura;
- Richiesta di particolare attenzione quando si esegue la saldatura di piatti aventi spessori diversi tra loro o quando il percorso di saldatura non è lineare;
- Ridotta velocità di avanzamento di saldatura rispetto ai tradizionali metodi di saldatura per fusione;

Attualmente il processo di saldatura FSW per le leghe di alluminio viene utilizzato in campo aerospaziale, ferroviario, navale ed automobilistico.

1.2 Metal Inert Gas welding (MIG)

Metal Inert Gas (MIG) è un processo di saldatura ad arco a filo continuo mediante il quale due componenti vengono saldati tra di loro attraverso un arco elettrico generato tra l'elettrodo (materiale d'apporto) e il materiale base, mentre un gas di protezione protegge il bagno di saldatura dagli agenti inquinanti presenti nell'atmosfera e garantisce la stabilità dell'arco elettrico.

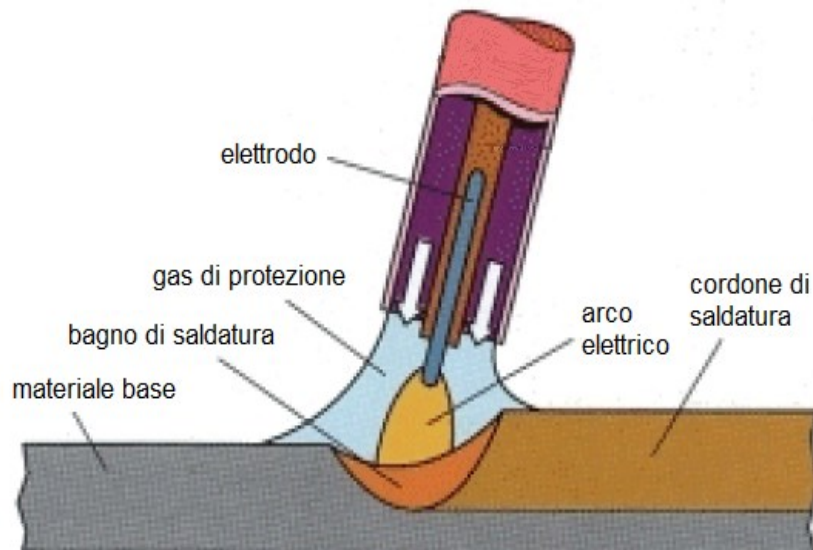


Figura 1.5 Schema MIG

Nel processo di saldatura MIG il bagno di saldatura viene costantemente alimentato con il materiale d'apporto attraverso un apposito sistema di alimentazione.

I parametri che influenzano maggiormente il processo di saldatura MIG sono i seguenti:

- Finitura superficiale del materiale da saldare;
- Tipologia del materiale da saldare;
- Temperatura di fusione del materiale da saldare;
- Caratteristiche elettriche di processo utilizzate (tensione, intensità di corrente e polarità);
- Tipologia gas di protezione utilizzato;
- Velocità di saldatura ed orientazione pistola di saldatura;

- Velocità di alimentazione del materiale d'apporto;

Il calore introdotto nel materiale da saldare genera tre diverse zone microstrutturali nei giunti saldati:

1. Materiale base (BM)
2. Zona termicamente alterata (ZTA o HAZ)
3. Zona fusa (FZ)

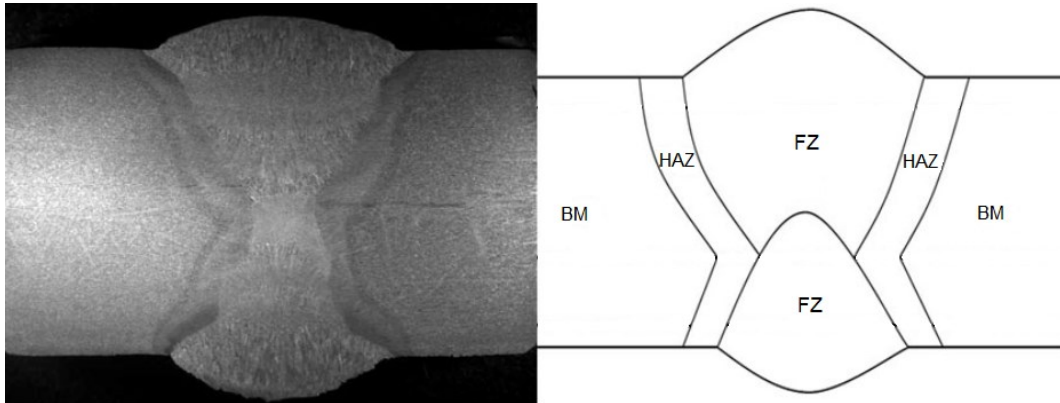


Figura 1.6 *Microstruttura del giunto saldato*

Le potenzialità del processo di saldatura MIG rispetto ai tradizionali metodi di saldatura per fusione sono i seguenti:

- Alta flessibilità del processo di saldatura;
- Possibilità di automatizzazione;
- Possibilità di saldare piastre con spessori ridotti;
- Assenza della scoria di saldatura;
- Alta velocità di saldatura e produttività;
- Ampia gamma di materiali saldabili;

Le limitazioni del processo di saldatura MIG da segnalare sono le seguenti:

- Necessità di utilizzare il gas di protezione;
- Necessità di saldare in ambienti protetti da fonti d'aria che potrebbe inibire l'effetto del gas di protezione;

Il processo di saldatura MIG per le leghe di alluminio attualmente viene utilizzato in campo automobilistico.

CAPITOLO 2

Approcci per l'analisi della resistenza a fatica dei giunti saldati

2.1 Introduzione

Nella valutazione delle prestazioni a fatica è fondamentale una stima efficace del carico di fatica a cui la struttura o il componente in esame devono essere sottoposti per tutta la loro vita di progetto. Per stimare in modo corretto il carico di fatica a cui la struttura o il componente è soggetto durante la sua vita di progetto tutti i carichi variabili agenti sulla struttura devono essere considerati. Tali carichi possono provenire da fonti diverse ed essere significativi in diverse fasi del ciclo di vita della struttura o del componente in esame come ad esempio la costruzione, il trasporto, l'installazione e la messa in servizio.

Solitamente la storia di carico, rappresentante tutte le fluttuazioni delle tensioni a cui la struttura è sottoposta durante la sua vita di progetto, viene analizzata attraverso dei metodi di conteggio dei cicli (metodo Rainflow o metodo del Serbatoio) per determinare l'istogramma di carico, necessario in fase di progettazione per valutare la vita a fatica della struttura o del componente analizzato.

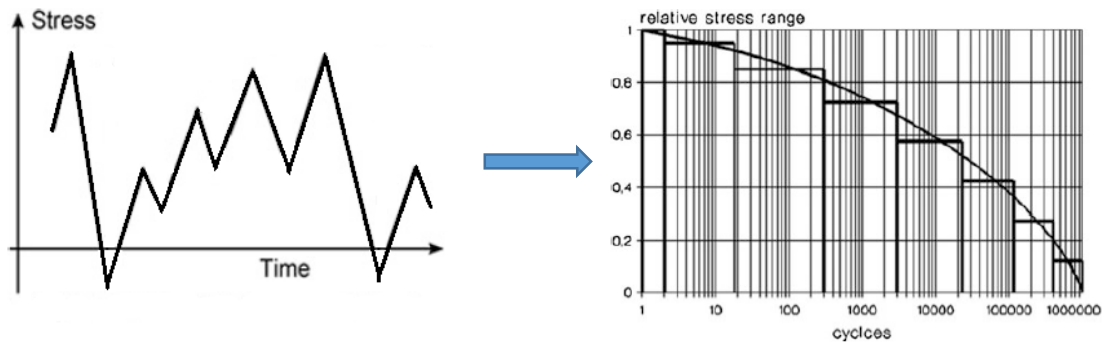


Figura 2.1 Storia di carico e istogramma di carico [1]

Generalmente la valutazione del fenomeno di fatica nei giunti saldati è basata sul range di tensione, $\Delta\sigma$, o sul range del fattore di intensificazione delle tensioni, ΔK :

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (2.1.a)$$

$$\Delta K = K_{max} - K_{min} \quad (2.1.b)$$

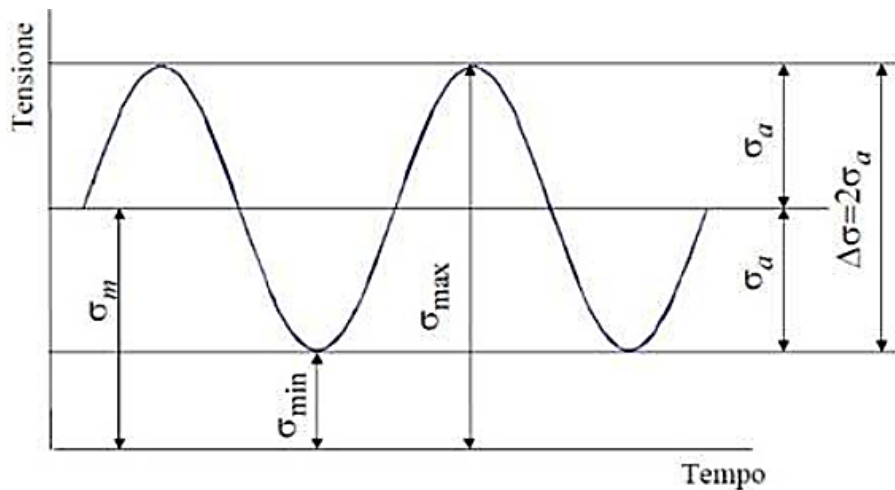


Figura 2.2 Parametri del ciclo di tensione

I metodi principali, presenti in letteratura, per valutare il fenomeno di fatica nei giunti saldati sono i seguenti:

- Nominal Stress Method
- Hot-Spot Stress Method
- Effective Notch Stress Method
- Fracture Mechanics
- Component Testing
- Approcci locali

2.2 Nominal Stress Method

2.2.1 Nominal Stress

La tensione nominale (Nominal Stress) è la tensione media calcolata nei pressi del piede cordone di saldatura o nella sezione di gola della saldatura assumendo un comportamento lineare elastico del materiale ed utilizzando le formule della meccanica classica. L'effetto di innalzamento locale delle tensioni dovuto dalla presenza del cordone di saldatura è trascurato nel calcolo della tensione nominale, mentre viene considerato l'innalzamento delle tensioni dovuto dalla configurazione geometrica globale del componente.

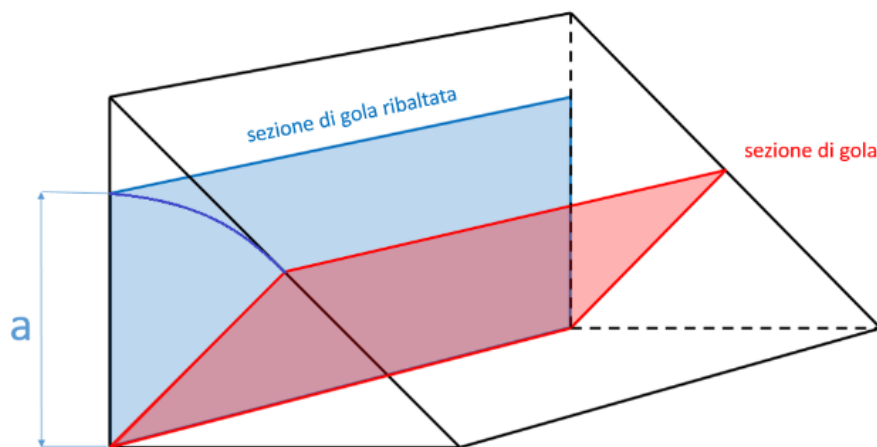


Figura 2.3 Sezione di gola del cordone di saldatura

2.2.2 Resistenza a fatica secondo Nominal Stress Method

La resistenza a fatica dei giunti saldati viene determinata tramite test sperimentali ad ampiezza di sollecitazione costante. I dati ottenuti vengono rappresentati in un diagramma in scala doppio logaritmica dove lungo l'asse delle ascisse viene riportato il numero di cicli e lungo l'asse delle ordinate viene riportato il range di tensione applicato, ottenendo così le curve S-N. Tali curve sono caratterizzate rispettivamente dalla seguente equazione:






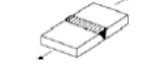
$$\Delta\sigma^m \cdot N = cost. \quad \text{per sollecitazioni normali} \quad (2.2.a)$$

$$\Delta\tau^m \cdot N = cost. \quad \text{per sollecitazioni tangenziali} \quad (2.2.b)$$

Le curve di fatica S-N ottenute tramite test sperimentali includono:

- effetto di concentrazioni delle tensioni dovuto dalla geometria dei particolari;
- effetto locale di concentrazione delle tensioni dovuto dalla geometria della saldatura;
- direzione del carico applicato;
- tensioni residue;

Le curve di fatica dei giunti saldati sono indipendenti dalla tensione di rottura del materiale, σ_R , e sono identificate da un valore di resistenza a fatica caratteristico del particolare classificato definito in MPa a $2 \cdot 10^6$ cicli. Tale valore rappresenta la classe di fatica o categoria del particolare classificato (FAT class). La categoria (FAT class) di un particolare, determinata a $2 \cdot 10^6$ cicli, deve essere determinata con una probabilità di sopravvivenza del 95% ed un intervallo di confidenza del 75%.

No.	Structural Detail	Description (St. = steel; Al. = aluminium)	FAT St.	FAT Al.	Requirements and remarks
200	Butt welds, transverse loaded				
211		Transverse loaded butt weld (X-groove or V-groove) ground flush to plate, 100 % NDT	112	45	All welds ground flush to surface, grinding parallel to direction of stress. Weld run-on and run-off pieces to be used and subsequently removed. Plate edges ground flush in direction of stress. Welded from both sides. Misalignment <5 % of plate thickness Proved free from significant defects by appropriate NDT
212		Transverse butt weld made in shop in flat position, NDT weld reinforcement <0.1 A thickness	90	36	Weld run-on and run-off pieces to be used and subsequently removed. Plate edges ground flush in direction of stress. Welded from both sides. Misalignment <5 % of plate thickness
213		Transverse butt weld not satisfying conditions of 212, NDT Al.: Butt weld with toe angle $\leq 50^\circ$ Butt welds with toe angle $> 50^\circ$	80	32 25	Weld run-on and run-off pieces to be used and subsequently removed. Plate edges ground flush in direction of stress. Welded from both sides. Misalignment <10 % of plate thickness
214		Transverse butt weld, welded on non-fusible temporary backing, root crack	80	28	Backing removed, root visually inspected Misalignment <10 % of plate thickness
215		Transverse butt weld on permanent backing bar	71	25	Misalignment <10 % of plate thickness
216		Transverse butt welds welded from one side without backing bar, full penetration Root checked by appropriate NDT including visual inspection NDT without visual inspection No NDT	71 63 36	28 20 12	Misalignment <10 % of plate thickness

(continued)

Tabella 2.1 Esempio dei dettagli classificati per tensione nominale normale [1]

No	Description (St. = steel; Al. = aluminium)	FAT St.	FAT Al.
1	Parent metal or full penetration butt weld; $m = 5$ down to $1E8$ cycles	100	36
2	Fillet weld or partial penetration butt weld; $m = 5$ down to $1E8$ cycles	80	28

Tabella 2.2 Dettagli classificati per tensione nominale tangenziale [1]

Secondo le IIW Recommendations [1], tradizionalmente le curve S-N per le tensioni normali presentano una pendenza pari a $m=3$ fino a $N= 10^7$ dove la curva presenta il “punto di ginocchio” rappresentante il limite di fatica ad ampiezza costante (LFAC), mentre le curve S-N per le tensioni tangenziali presentano una pendenza pari a $m=5$ fino a $N=10^8$ dove la curva presenta il “punto di ginocchio”

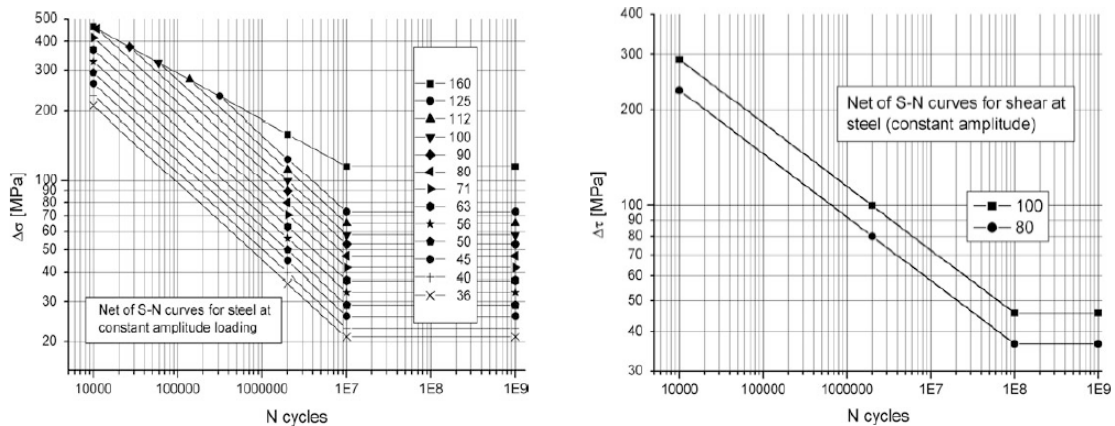


Figura 2.4 Curve S-N per le tensioni normali e tangenziali tradizionali [1]

Il tratto inclinato della curva S-N per tensioni normali presenta la seguente equazione:

$$\Delta\sigma^m \cdot N = cost. \quad \text{con } m = 3 \text{ se } N \leq 10^7 \quad (2.3)$$

ne consegue che noto $\Delta\sigma_c$ si può calcolare il valore di $\Delta\sigma_D$ nel seguente modo:

$$\Delta\sigma_c^3 \cdot N_c = \Delta\sigma_D^3 \cdot N_D \quad \rightarrow \quad \Delta\sigma_D = \Delta\sigma_c \cdot \left(\frac{N_c}{N_D}\right)^{\frac{1}{3}} = \Delta\sigma_c \cdot \left(\frac{2}{10}\right)^{\frac{1}{3}} = 0,585 \cdot \Delta\sigma_c \quad (2.4)$$

dove:

$\Delta\sigma_c$: categoria del particolare costruttivo

$\Delta\sigma_D$: limite di fatica ad ampiezza costante (LFAC)

Il tratto inclinato della curva S-N per tensioni tangenziali presenta la seguente equazione:

$$\Delta\tau^m \cdot N = cost. \quad \text{con } m = 5 \text{ se } N \leq 10^8 \quad (2.5)$$

ne consegue che noto $\Delta\tau_c$ si può calcolare il valore di $\Delta\tau_L$ nel seguente modo:

$$\Delta\tau_c^5 \cdot N_c = \Delta\tau_L^5 \cdot N_L \quad \rightarrow \quad \Delta\tau_L = \Delta\tau_c \cdot \left(\frac{N_c}{N_L}\right)^{\frac{1}{5}} = \Delta\tau_c \cdot \left(\frac{2}{100}\right)^{\frac{1}{5}} = 0,457 \cdot \Delta\tau_c \quad (2.6)$$

dove:

$\Delta\tau_c$: categoria del particolare costruttivo

$\Delta\tau_L$: cut-off limit

Tuttavia nuovi test sperimentali hanno evidenziato che il LFAC non esiste e che le curve S-N sia per le tensioni normali sia per le tensioni tangenziali continuano con una pendenza inferiore, pari a $m=22$, dopo il punto di ginocchio.

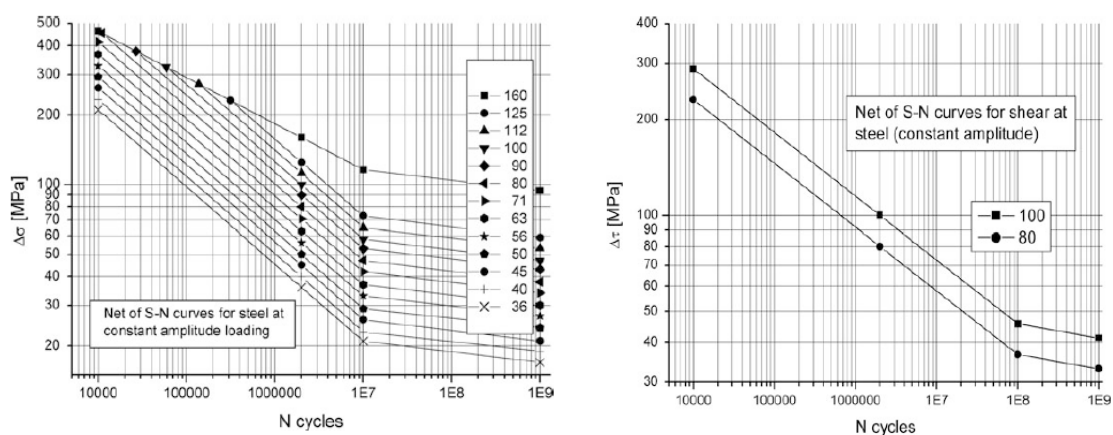


Figura 2.5 Curve S-N per le tensioni normali e tangenziali senza LFAC [1]

Tutte le curve S-N dei giunti saldati sono limitate dalla curva S-N del materiale base, FAT160, che rappresenta il provino liscio per i giunti saldati, ovvero un giunto saldato testa a testa rasato.

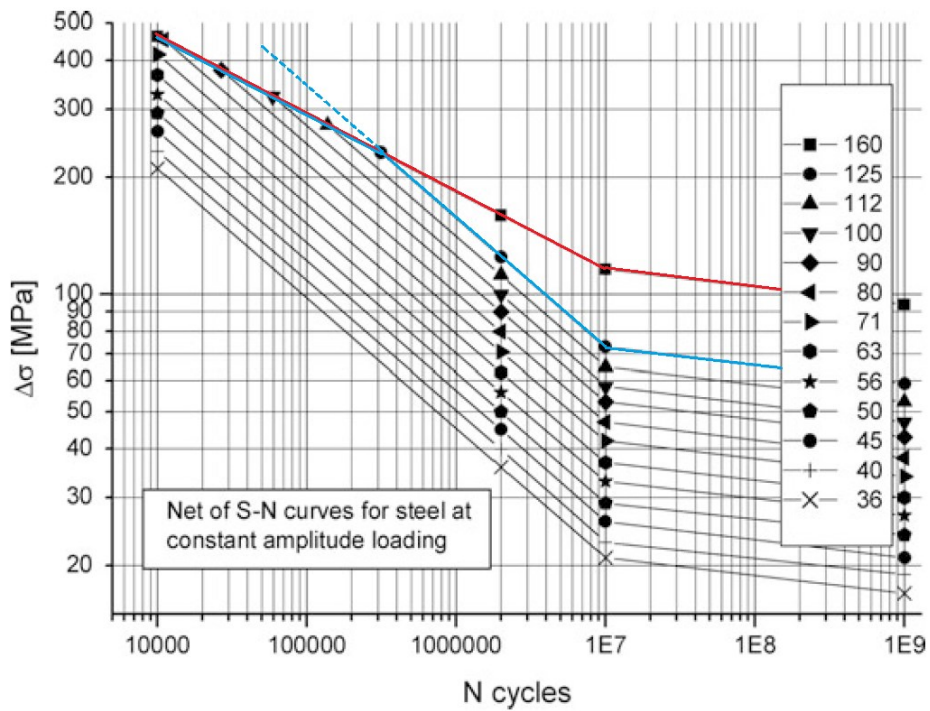


Figura 2.6 Curve S-N limitate dal materiale base [1]

Secondo la EN 1993-1-9 (2005) – Eurocodice 3 [2], invece le curve S-N per tensioni normali presentano una pendenza pari a $m=3$ fino a $N=5 \cdot 10^6$ dove la curva presenta il “punto di ginocchio” rappresentante il limite di fatica ad ampiezza costante (LFAC) e una pendenza pari $m=5$ fino a $N=10^8$ dove la curva presenta il limite di fatica ad ampiezza variabile o cut-off limit (LFAV).

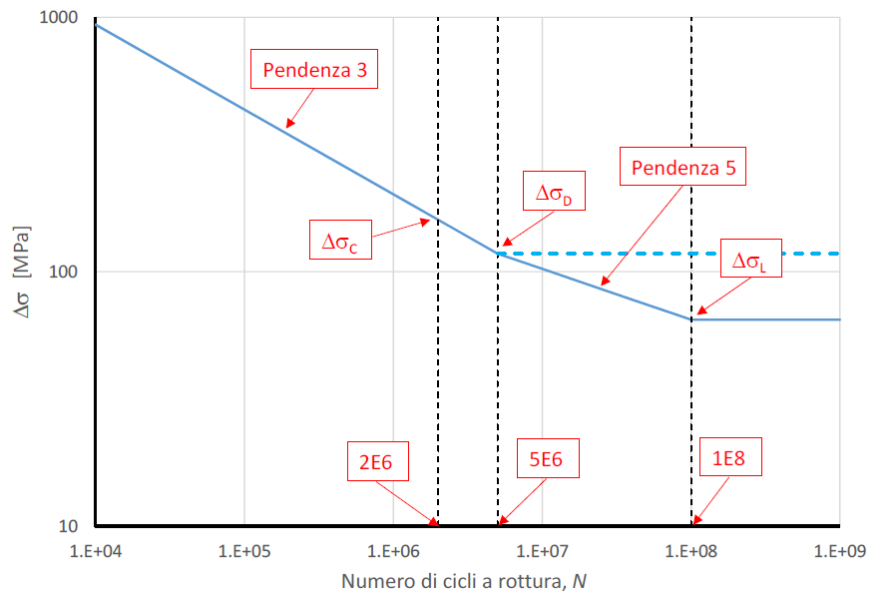


Figura 2.7 Curva resistenza a fatica $\Delta\sigma$ -N generica

Il tratto inclinato della curva S-N presenta la seguente equazione:

$$\Delta\sigma^m \cdot N = \text{cost.} \quad \text{con} \quad \begin{array}{ll} m = 3 & \text{se } N \leq 5 \cdot 10^6 \\ m = 5 & \text{se } 5 \cdot 10^6 < N \leq 10^8 \end{array} \quad (2.7)$$

ne consegue che noto $\Delta\sigma_c$ si possono calcolare i valori di $\Delta\sigma_D$ e $\Delta\sigma_L$ nel seguente modo:

$$\Delta\sigma_c^3 \cdot N_c = \Delta\sigma_D^3 \cdot N_D \quad \rightarrow \quad \Delta\sigma_D = \Delta\sigma_c \cdot \left(\frac{N_c}{N_D}\right)^{\frac{1}{3}} = \Delta\sigma_c \cdot \left(\frac{2}{5}\right)^{\frac{1}{3}} = 0,737 \cdot \Delta\sigma_c \quad (2.8.a)$$

$$\Delta\sigma_D^5 \cdot N_D = \Delta\sigma_L^5 \cdot N_L \quad \rightarrow \quad \Delta\sigma_L = \Delta\sigma_D \cdot \left(\frac{N_D}{N_L}\right)^{\frac{1}{5}} = \Delta\sigma_D \cdot \left(\frac{5}{100}\right)^{\frac{1}{5}} = 0,549 \cdot \Delta\sigma_D = 0,405 \cdot \Delta\sigma_c \quad (2.8.b)$$

dove:

$\Delta\sigma_c$: categoria del particolare costruttivo

$\Delta\sigma_D$: limite di fatica ad ampiezza costante (LFAC)

$\Delta\sigma_L$: limite di fatica ad ampiezza variabile o cut-off limit (LFAV)

A differenza delle curve S-N per le tensioni normali, le curve S-N per tensioni tangenziali presentano una pendenza pari a $m=5$ fino a $N=10^8$ dove la curva presenta il “punto di ginocchio” rappresentante il limite di fatica ad ampiezza variabile (LFAV).

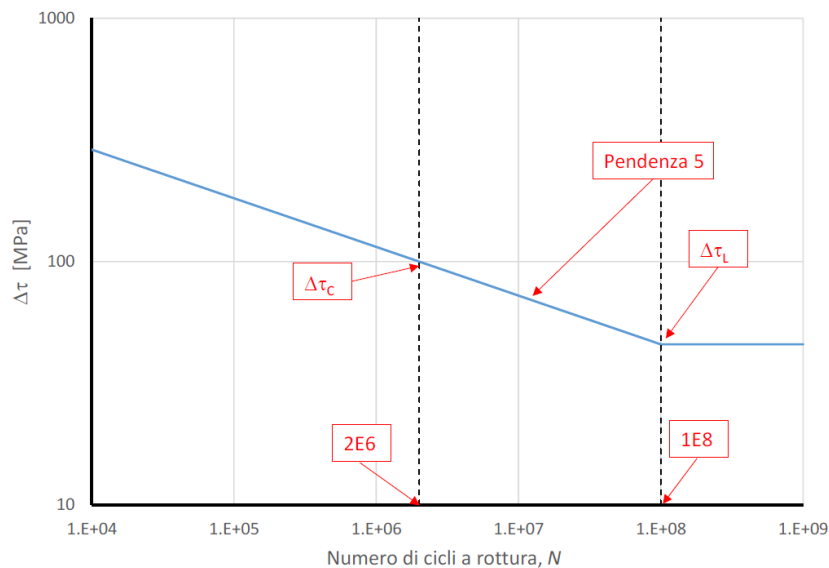


Figura 2.8 Curva resistenza a fatica $\Delta\tau$ - N generica

Il tratto inclinato della curva S-N presenta la seguente equazione:

$$\Delta\tau^m \cdot N = cost. \quad \text{con } m = 5 \text{ se } N \leq 10^8 \quad (2.9)$$

ne consegue che noto $\Delta\tau_c$ si può calcolare il valore di $\Delta\tau_L$ nel seguente modo:

$$\Delta\tau_c^5 \cdot N_c = \Delta\tau_L^5 \cdot N_L \quad \rightarrow \quad \Delta\tau_L = \Delta\tau_c \cdot \left(\frac{N_c}{N_L}\right)^{\frac{1}{5}} = \Delta\tau_c \cdot \left(\frac{2}{100}\right)^{\frac{1}{5}} = 0,457 \cdot \Delta\tau_c \quad (2.10)$$

dove:

$\Delta\tau_c$: categoria del particolare costruttivo

$\Delta\tau_L$: cut-off limit

Osservazione

Le curve di resistenza a fatica S-N presentate da IIW Recommendations differiscono leggermente da quelle presentate dalla EN 1993-1-9 (2005) - Eurocodice 3

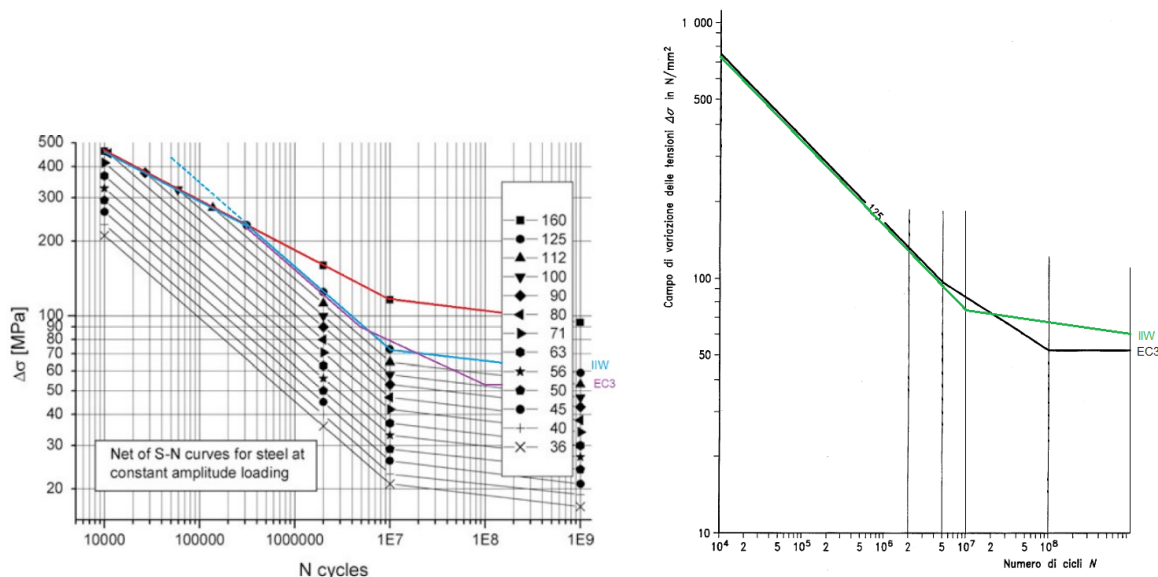


Figura 2.9 Curve S-N fornite da IIW vs curve S-N fornite da EC3

2.3 Hot Spot Method

2.3.1 Structural Hot Spot Stress

La tensione geometrica o di Hot Spot calcolata nel punto critico (hot spot) include tutti gli effetti di innalzamento delle tensioni del dettaglio strutturale escludendo quelli locali dovuti dal profilo del cordone di saldatura. Dunque, la tensione di picco non lineare elastica causata dall'intaglio presente al piede cordone di saldatura è esclusa nel calcolo della tensione di hot spot.

Il metodo della tensione di Hot Spot viene tipicamente utilizzato quando non è possibile definire la tensione nominale a causa della geometria complessa della struttura.

Generalmente la tensione di Hot Spot viene determinata tramite un'analisi agli elementi finiti, FEA creando il modello FE in modo tale da rispettare le condizioni al contorno a cui è sottoposta la struttura reale. Il modello FE creato può essere discretizzato sia con elementi shell sia con elementi solidi.

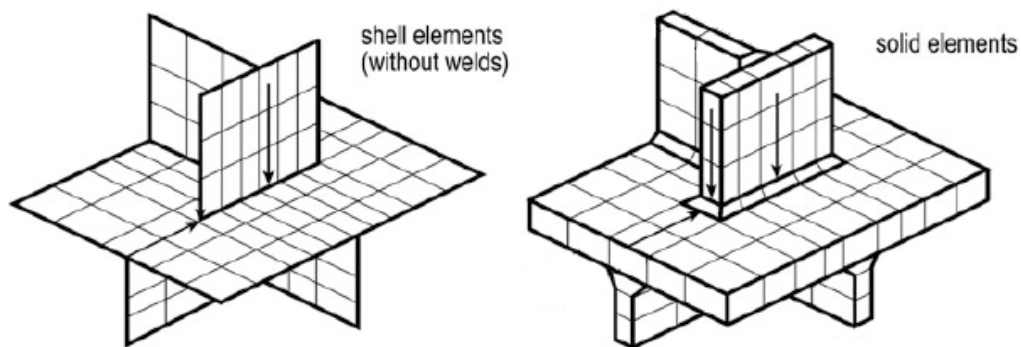


Figura 2.10 Mesh con elementi shell vs mesh con elementi solidi [1]

Esistono due tipologie di punti critici (hot spot) definiti in base al loro posizionamento:

- Tipo a: posizionamento nel piede cordone di saldatura nella superficie della piastra
- Tipo b: posizionamento nel piede cordone di saldatura nel bordo della piastra

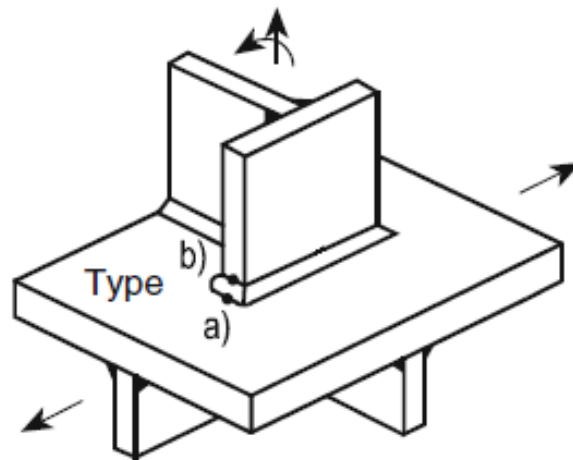


Figura 2.11 Tipologia di hot spot [1]

La tensione di Hot Spot al piede del cordone di saldatura viene determinata, in base alla posizione del punto critico nel cordone di saldatura, tramite estrapolazione utilizzando dei punti di riferimento.

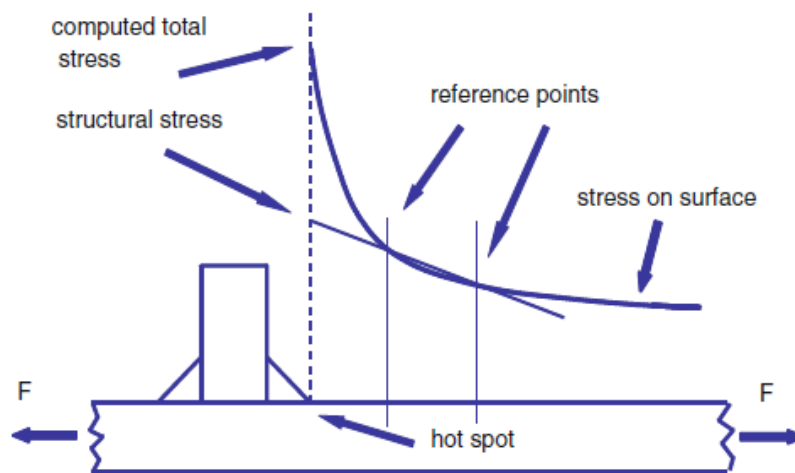


Figura 2.12 Determinazione tensione di Hot-Spot [1]

Il numero dei punti di riferimento utilizzati e il loro posizionamento varia in base alla tipologia dell'equazione analitica utilizzata per determinare la tensione di Hot Spot e in base alla posizione del punto critico (tipo a o tipo b). Le formule utilizzate per estrapolare la tensione di Hot Spot sono le seguenti:

1. Hot-Spot tipo a

- 1.1 Mesh raffinata con elementi di lunghezza non superiore a $0.4 \cdot t$ nel punto critico, valutazione delle tensioni in due punti di riferimento a $0.4 \cdot t$ e $1.0 \cdot t$ e determinazione della tensione di Hot Spot al piede di saldatura tramite estrapolazione lineare:

$$\sigma_{HS} = 1.67 \cdot \sigma_{0.4t} - 0.67 \cdot \sigma_{1.0t} \quad (2.11)$$

- 1.2 Mesh raffinata con elementi di lunghezza non superiore a $0.4 \cdot t$ nel punto critico, valutazione delle tensioni in tre punti di riferimento a $0.4 \cdot t$, $0.9 \cdot t$ e $1.4 \cdot t$ e determinazione della tensione di Hot Spot al piede di saldatura tramite estrapolazione quadratica (tale metodo si usa quando si verifica un significativo incremento non lineare della tensione strutturale verso il punto critico):

$$\sigma_{HS} = 2.52 \cdot \sigma_{0.4t} - 2.24 \cdot \sigma_{0.9t} + 0.72 \cdot \sigma_{1.4t} \quad (2.12)$$

- 1.3 Mesh grossolana con elementi di ordine superiore aventi lunghezza pari allo spessore della piastra nel punto critico, valutazione delle tensioni in due punti di riferimento a $0.5 \cdot t$ e $1.5 \cdot t$ e determinazione della tensione di Hot Spot al piede di saldatura tramite estrapolazione lineare:

$$\sigma_{HS} = 1.50 \cdot \sigma_{0.5t} - 0.50 \cdot \sigma_{1.5t} \quad (2.13)$$

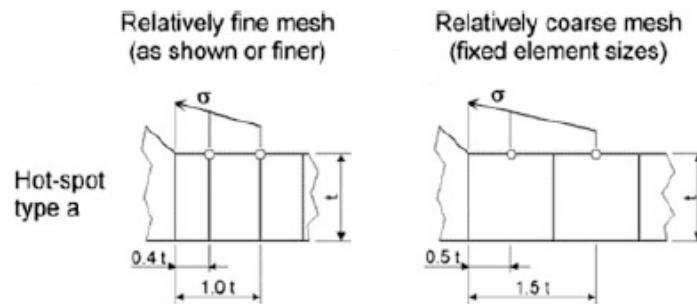


Figura 2.13 Disposizione dei punti di riferimento nel caso Hot-Spot tipo a [1]

2. Hot-Spot tipo b

- 2.1 Mesh raffinata con elementi di lunghezza non superiore a 4mm nel punto critico, valutazione delle tensioni in tre punti di riferimento a 4, 8 e 12mm e determinazione della tensione di Hot Spot al piede di saldatura tramite estrapolazione quadratica:

$$\sigma_{HS} = 3 \cdot \sigma_{4mm} - 3 \cdot \sigma_{8mm} + \sigma_{12mm} \quad (2.14)$$

- 2.2 Mesh grossolana con elementi di ordine superiore aventi lunghezza pari a 10mm nel punto critico, valutazione delle tensioni nei punti medi dei primi due elementi e determinazione della tensione di Hot Spot al piede di saldatura tramite estrapolazione lineare:

$$\sigma_{HS} = 1.50 \cdot \sigma_{5mm} - 0.50 \cdot \sigma_{15mm} \quad (2.15)$$

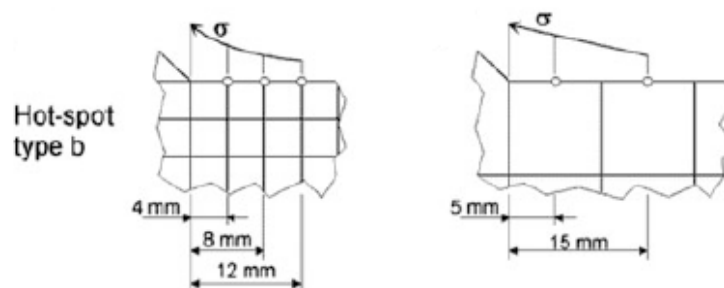


Figura 2.14 Disposizione dei punti di riferimento nel caso Hot-Spot tipo b [1]

Per misurare sperimentalmente la tensione di Hot Spot gli estensimetri devono avere dimensioni non maggiori di 0.2·t e il loro posizionamento e il numero dipende dalla tipologia dei punti critici analizzati:

1. Hot spot tipo a

- 1.1 Due estensimetri posizionati nei punti di riferimento a 0.4·t e 1.0·t e determinazione della deformazione di Hot Spot al piede del cordone di saldatura tramite estrapolazione lineare:

$$\varepsilon_{HS} = 1.67 \cdot \varepsilon_{0.4t} - 0.67 \cdot \varepsilon_{1.0t} \quad (2.16)$$

- 1.2 Tre estensimetri posizionati nei punti di riferimento a 0.4·t, 0.9·t e 1.4·t e determinazione della deformazione di Hot Spot al piede del cordone di saldatura tramite estrapolazione quadratica (tale metodo si usa quando si verifica un incremento significativo non lineare della tensione strutturale verso il punto critico):

$$\varepsilon_{HS} = 2.52 \cdot \varepsilon_{0.4t} - 2.24 \cdot \varepsilon_{0.9t} + 0.72 \cdot \varepsilon_{1.4t} \quad (2.17)$$

2. Hot spot tipo b

- 2.1 Tre estensimetri posizionati nei punti di riferimento a 4, 8, 12mm dal piede di saldatura e determinazione della deformazione di Hot Spot al piede del cordone di saldatura tramite estrapolazione quadratica:

$$\varepsilon_{HS} = 3 \cdot \varepsilon_{4mm} - 3 \cdot \varepsilon_{8mm} + \varepsilon_{12mm} \quad (2.18)$$

Nota ε_{hs} , se lo stato di tensione è uniassiale, σ_{hs} sarà pari a:

$$\sigma_{HS} = E \cdot \varepsilon_{HS} \quad (2.19)$$

Invece se lo stato di tensione è biassiale, σ_{hs} sarà pari a:

$$\sigma_{HS} = E \cdot \varepsilon_x \cdot \frac{1 + \nu \cdot \varepsilon_y / \varepsilon_x}{1 - \nu^2} \quad (2.20)$$

2.3.2 Resistenza a fatica secondo Hot Spot Method

La resistenza a fatica di un componente quando si utilizza la tensione di Hot-Spot può essere determinata con due modalità distinte:

1. Utilizzando le curve di resistenza S-N basate sulla tensione di Hot-Spot:

Le curve di resistenza S-N per la valutazione di resistenza dei giunti saldati in base alla tensione geometrica di Hot-Spot sono diverse e limitate rispetto a quelle fornite per la valutazione dei giunti saldati in base alla tensione nominale. Le curve S-N relative al metodo Hot Spot sono solitamente riferite a saldature di tipo as-welded se non diversamente specificato, includono gli effetti delle tensioni residue sul particolare e sono limitate dalla resistenza a fatica del materiale base (giunto saldato testa a testa rasato).

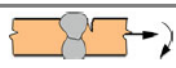
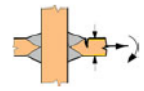
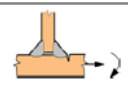
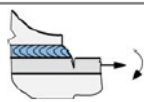
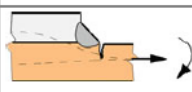
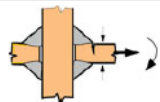
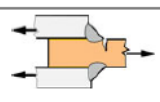
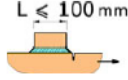
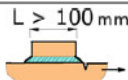
No.	Structural detail	Description	Requirements	FAT Steel	FAT Alu.
1		Butt joint	As welded, NDT	100	40
2		Cruciform or T-joint with full penetration K-butt welds	K-butt welds, no lamellar tearing	100	40
3		Non load-carrying fillet welds	Transverse non-load carrying attachment, not thicker than main plate, as welded	100	40
4		Bracket ends, ends of longitudinal stiffeners	Fillet welds welded around or not, as welded	100	40
5		Cover plate ends and similar joints	As welded	100	40
6		Cruciform joints with load-carrying fillet welds	Fillet welds, as welded	90	36
7		Lap joint with load carrying fillet welds	Fillet welds, as welded	90	36
8		Type "b" joint with short attachment	Fillet or full penetration weld, as welded	100	40
9		Type "b" joint with long attachment	Fillet or full penetration weld, as welded	90	36

Tabella 2.3 Dettagli strutturali per la valutazione della resistenza a fatica secondo Hot-Spot stress [1]

2. Utilizzando le curve di resistenza dei dettagli strutturali classificati:

La procedura da seguire è la seguente:

- Selezionare il dettaglio di riferimento avente la classe di resistenza di fatica, FAT_{ref} , nota in modo che sia il più simile possibile al dettaglio da valutare;
- Identificare il tipo di tensione con cui la resistenza a fatica è espressa (solitamente la resistenza a fatica viene espressa utilizzando la tensione nominale);
- Creare un modello agli elementi finiti per il dettaglio di riferimento e per il dettaglio da valutare utilizzando la stessa tipologia di mesh e di elementi della mesh;
- Caricare il dettaglio di riferimento e il dettaglio da valutare con il carico identificato nel punto b);
- Determinare la tensione di Hot-Spot nel dettaglio di riferimento, $\sigma_{hs,ref}$, e nel dettaglio da valutare, $\sigma_{hs,assess}$;
- Determinazione della classe di resistenza a $2 \cdot 10^6$ cicli per il dettaglio da valutare, FAT_{assess} , utilizzando la seguente formula:

$$FAT_{assess} = \frac{\sigma_{hs,ref}}{\sigma_{hs,assess}} \cdot FAT_{ref} \quad (2.21)$$

2.4 Effective Notch Stress Method

2.4.1 Effective Notch Stress

La tensione effettiva all'apice dell'intaglio (Effective Notch Stress) è la tensione totale all'apice dell'intaglio calcolata assumendo un comportamento lineare elastico del materiale. Per considerare la variazione del profilo della saldatura, così come il comportamento non lineare elastico del materiale all'apice dell'intaglio, il profilo reale della saldatura viene sostituito con un profilo effettivo generato disegnando una circonferenza di raggio, r , all'apice dell'intaglio del profilo reale. Per gli acciai e le leghe di alluminio il raggio, r , all'apice intaglio è pari a 1mm.

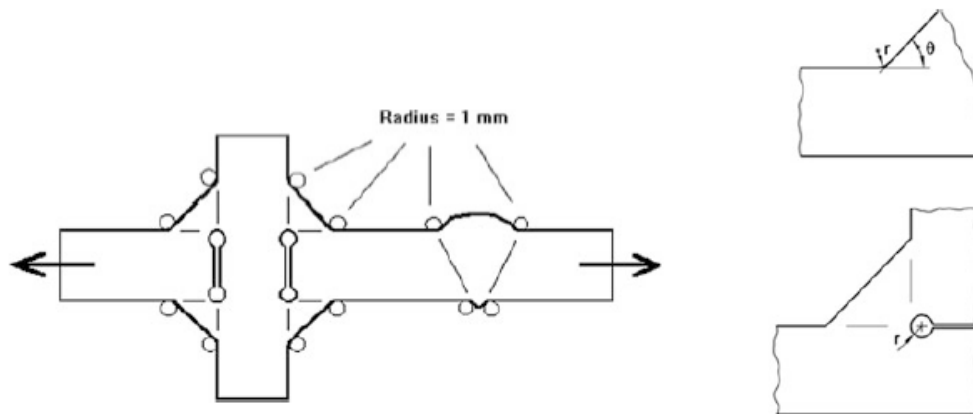
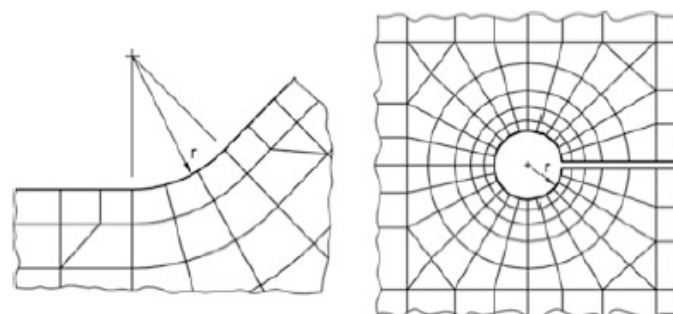


Figura 2.15 Generazione profilo effettivo della saldatura [1]

Il metodo è applicabile solo per saldature di tipo as-welded, per giunti saldati aventi siti di potenziale cedimento per fatica nei pressi del piede o della radice di saldatura e per piastre di spessore maggiore o uguale a 5mm.

La tensione effettiva all'apice dell'intaglio o il fattore di concentrazione delle tensioni può essere calcolato tramite formule parametriche, utilizzando degli appositi diagrammi o mediante un'analisi agli elementi finiti.

Per determinare Effective Notch Stress attraverso FEA, la dimensione degli elementi non deve essere superiore a $1/6$ del raggio, r , in caso di elementi lineari e non superiore a $1/4$ del raggio, r , per elementi di ordine superiore in prossimità dall'apice dell'intaglio.



Element type	Relative size	Absolute size [mm]	No. of elements in 45° arc	No. of elements in 360° arc
Quadratic with mid-side nodes	$\leq r/4$	≤ 0.25	≥ 3	≥ 24
Linear	$\leq r/6$	≤ 0.15	≥ 5	≥ 40

Figura 2.16 Determinazione Effective Notch Stress tramite FEA e dimensione raccomandata dell'elemento della mesh [1]

2.4.2 Resistenza a fatica secondo Effective Notch Stress Method

La resistenza a fatica relativa alla tensione effettiva all'apice dell'intaglio viene fornita per mezzo di tabelle per i giunti saldati as-welded in acciaio e in lega di alluminio. I valori di resistenza a fatica forniti includono l'effetto delle tensioni residue.

No.	Quality of weld notch	Description	FAT
1	Effective notch radius equal to 1 mm replacing weld toe and weld root notch	Notch as-welded, normal welding quality $m = 3$	225

Tabella 2.4 Resistenza a fatica relativa alla tensione effettiva all'intaglio per acciaio [1]

No.	Quality of weld notch	Description	FAT
1	Effective notch radius equal to 1 mm replacing weld toe and weld root notch	Notch as-welded, normal welding quality $m = 3$	71

Tabella 2.5 Resistenza a fatica relativa alla tensione effettiva all'intaglio per leghe di alluminio [1]

2.5 Stress Intensity Factor Method

2.5.1 Stress Intensity Factor

La meccanica della frattura lineare elastica, MFLE, viene usata per diversi scopi:

- Valutazione della frattura in componenti contenenti cricche;
- Valutazione della vita a fatica in componenti criccati;
- Previsione della vita a fatica in componenti severamente intagliati;

La procedura di valutazione e previsione della vita a fatica di un componente viene eseguita mediante la determinazione delle modalità di propagazione della cricca da una dimensione iniziale, a_i , fino ad una dimensione finale, a_f .

Il parametro che descrive il fenomeno di fatica, in termini di propagazione della cricca, è il range del fattore di intensificazione delle tensioni (SIF: stress intensity factor), ΔK .

La configurazione di riferimento nella MFLE è la cricca centrale in una piastra infinita.

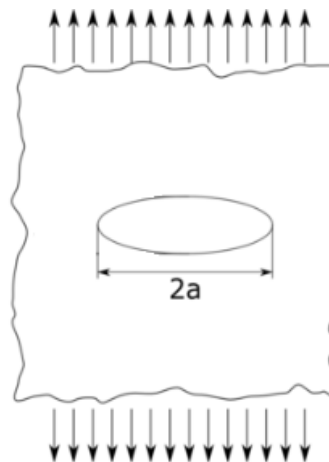


Figura 2.17 Configurazione di riferimento per MFLE

Il range del fattore di intensificazione delle tensioni per la configurazione di riferimento è definito nel seguente modo:

$$\Delta K = \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad \text{dove} \quad \begin{array}{l} \Delta\sigma: \text{range della tensione (solitamente nominale) calcolata} \\ \text{all'apice della cricca assumendo che la cricca non sia presente} \\ a: \text{semi lunghezza della cricca} \end{array} \quad (2.22)$$

Nei componenti reali possono essere presenti varie tipologie di configurazioni di cricca, pertanto occorre introdurre una funzione di correzione per generalizzare la trattazione. Tale funzione di correzione, $Y_u(a)$, viene stabilita in base alla configurazione della cricca e alla tipologia della sollecitazione agente sul componente esaminato. Quindi la formula generale per la determinazione del range del fattore di intensificazione delle tensioni sarà la seguente:

$$\Delta K = \Delta\sigma \cdot Y_u(a) \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (2.23)$$

Il fattore di intensificazione delle tensioni può essere determinato tramite formule parametriche o tramite un'analisi agli elementi finiti.

2.5.2 Resistenza a fatica basata sull'analisi della propagazione della cricca

La resistenza a fatica basata sulla propagazione della cricca è caratterizzata attraverso la legge di Paris:

$$\frac{da}{dN} = C_0 \cdot \Delta K^m \quad \text{se } \Delta K > \Delta K_{th} \quad \text{altrimenti } \frac{da}{dN} = 0 \quad (2.24)$$

Dove:

C_0, m : costanti del materiale della piastra

ΔK : range del fattore di intensificazione delle tensioni

ΔK_{th} : range del fattore di intensificazione delle tensioni di soglia sotto il quale si assume non avvenga la propagazione della cricca (limite di fatica per i componenti criccati)

Units	Paris power law parameters	Threshold values ΔK_{th}			
		$R \geq 0.5$	$0 \leq R < 0.5$	$R < 0$	Surface crack depth < 1 mm
K [N · mm ^{-3/2}] da/dN [mm/cycle]	$C_0 = 5.21 \cdot 10^{-13}$ m = 3.0	63	170– 214 · R	170	≤63
K [MPa√m] da/dN [m/cycle]	$C_0 = 1.65 \cdot 10^{-11}$ m = 3.0	2.0	5.4– 6.8 · R	5.4	≤2.0

Tabella 2.6 Parametri legge di Paris per acciaio [1]

Units	Paris power law parameters	Threshold values ΔK_{th}			
		$R \geq 0.5$	$0 \leq R < 0.5$	$R < 0$	Surface crack depth < 1 mm
K [N · mm ^{-3/2}] da/dN [mm/cycle]	$C_0 = 1.41 \cdot 10^{-11}$ m = 3.0	21	56.7– 72.3 · R	56.7	≤21
K [MPa√m] da/dN [m/cycle]	$C_0 = 4.46 \cdot 10^{-10}$ m = 3.0	0.7	1.8– 2.3 · R	1.8	≤0.7

Tabella 2.7 Parametri legge di Paris per alluminio [1]

2.6 Resistenza a fatica determinata tramite test sperimentali

Test sperimentali possono essere usati per stabilire la curva di resistenza a fatica per componenti o per dettagli strutturali o per stabilire la resistenza di un materiale contro la propagazione della cricca.

I risultati sperimentali devono essere ottenuti utilizzando un rapporto di ciclo, R , costante. I dati S-N devono essere rappresentati in un grafico in scala doppio logaritmica avente come ascissa il valore di resistenza del provino espressa in numero di cicli, N , e come ordinata il range di tensione applicato, $\Delta\sigma$. I dati relativi alla propagazione della cricca devono essere rappresentati in un grafico doppio logaritmico avente come ascissa il range del fattore di intensificazione delle tensioni, ΔK , e come ordinata la velocità di propagazione della cricca da/dN .

I dati sperimentali di fatica sono dispersi, quindi per la valutazione statistica bisogna assumere una distribuzione log-normale gaussiana. Se è possibile almeno 10 provini devono essere testati. Dai dati sperimentali analizzati si estrae infine il valore caratteristico, determinato con una probabilità di sopravvivenza del 95% e con un intervallo di confidenza del 75%.

2.7 Analisi dei fattori che influenzano la resistenza a fatica dei giunti saldati

I fattori che influenzano la resistenza a fatica sono:

→ Rapporto di ciclo, R :

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (2.25)$$

Per rapporti di ciclo $R < 0.5$ la classe di resistenza dei giunti saldati, FAT class, può essere migliorata attraverso il fattore $f(R)$.

I seguenti casi devono essere distinti:

I. Componenti non saldati e componenti con tensioni residue trascurabili ($< 0.2 \cdot f_y$):

$$f(R) = \begin{cases} 1.6 & \text{se } R < -1 \\ -0.4 \cdot R + 1.2 & \text{se } -1 \leq R \leq 0.5 \\ 1 & \text{se } R > 0.5 \end{cases} \quad (2.26)$$

II. Componenti strutturali a parete sottile contenenti piccole saldature:

$$f(R) = \begin{cases} 1.3 & \text{se } R < -1 \\ -0.4 \cdot R + 0.9 & \text{se } -1 \leq R \leq 0.5 \\ 1 & \text{se } R > 0.5 \end{cases} \quad (2.27)$$

III. Componenti saldati, componenti a parete spessa e componenti contenenti tensioni residue elevate:

$$f(R) = 1 \quad (2.28)$$

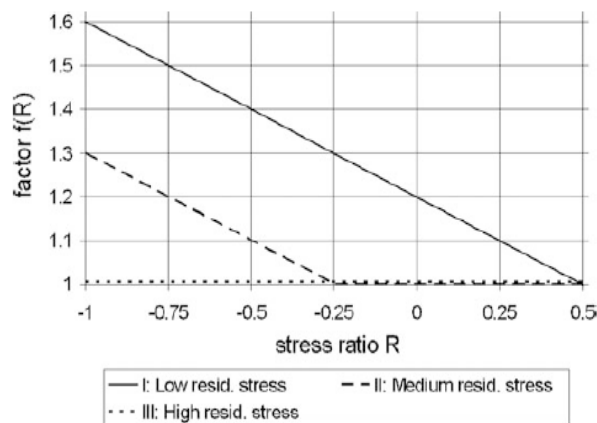


Figura 2.18 Andamento fattore $f(R)$ [1]

Inoltre nei componenti non saldati o nei componenti saldati che hanno subito un trattamento termico di distensione è possibile tener conto dell'effetto della tensione media nel seguente modo:

$$\Delta\sigma_{red} = \begin{cases} \Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} & \text{se } \sigma_{min} > 0 \\ \sigma_{max} - 0,6 \cdot \sigma_{min} & \text{se } \sigma_{min} < 0, \sigma_{max} > 0 \end{cases} \quad (2.29)$$

→ Spessore del piatto saldato:

Modifiche della resistenza a fatica sono richieste per il metodo della tensione nominale e per il metodo della tensione di Hot-Spot di "tipo a" quando lo spessore della piastra, t , è maggiore di 25 mm. L'influenza dello spessore della piastra nella resistenza a fatica è presa in considerazione moltiplicando la FAT class del dettaglio strutturale per un fattore di riduzione $f(t)$ determinato attraverso la seguente equazione:

$$f(t) = \left(\frac{t_{ref}}{t_{eff}}\right)^n \quad \text{dove} \quad \begin{array}{l} t_{ref} = 25 \text{ mm} \\ n: \text{esponente di correzione tabellato} \\ t_{ref}: \text{spessore effettivo della piastra} \end{array} \quad (2.30)$$

Joint category	Condition	n
Cruciform joints, transverse T-joints, plates with transverse attachments, ends of longitudinal stiffeners	as-welded	0.3
Cruciform joints, transverse T-joints, plates with transverse attachments, ends of longitudinal stiffeners	toe ground	0.2
Transverse butt welds	as-welded	0.2
Butt welds ground flush, base material, longitudinal welds or attachments to plate edges	any	0.1

Tabella 2.8 Tabella esponente di correzione n [1]

Per determinare lo spessore effettivo della piastra, t_{eff} , si procede nel seguente modo:

$$t_{eff} = \begin{cases} t & \text{se } L/t > 2 \\ \max(0.5 \cdot L, t_{ref}) & \text{se } L/t \leq 2 \end{cases} \quad (2.31)$$

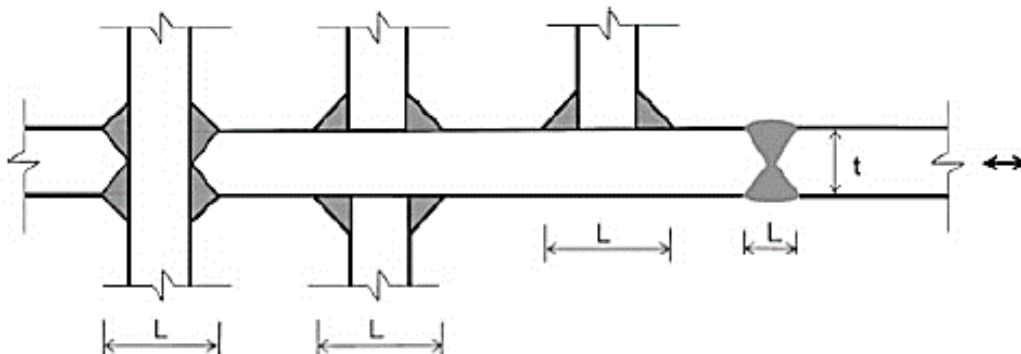


Figura 2.19 Determinazione dello spessore effettivo della piastra [1]

→ Tecniche di miglioramento post saldatura della resistenza a fatica nei giunti saldati:

Le principali tecniche post saldatura per migliorare la resistenza di fatica nei giunti saldati sono le seguenti:

- a) Metodi di miglioramento del profilo di saldatura:
 - Lavorazione meccanica o molatura della superficie di saldatura;
 - Rifusione del piede di saldatura mediante TIG, plasma o laser dressing;
- b) Metodi di miglioramento delle tensioni residue:
 - Trattamento di pallinatura della superficie (Peening);
 - Trattamento di distensione delle tensioni (Stress relief);
- c) Metodi di miglioramento delle condizioni ambientali:
 - Rivestimento in pittura;
 - Rivestimento in resina;

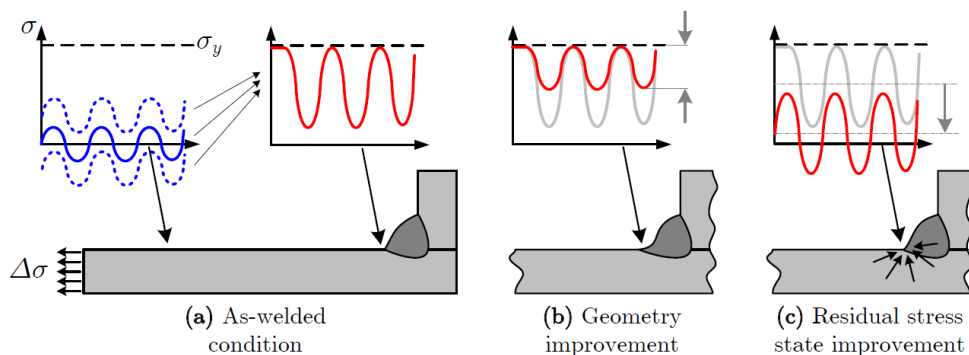


Figura 2.20 *Principali tecniche di miglioramento post saldatura della resistenza di fatica nei giunti saldati [3]*

Analisi dei metodi più frequentemente utilizzati:

➤ Molatura

Le cricche di fatica al piede del cordone di saldatura si sviluppano solitamente in corrispondenza di un undercut o di un cold lap che sono caratteristiche intrinseche della maggior parte delle saldature ad arco.

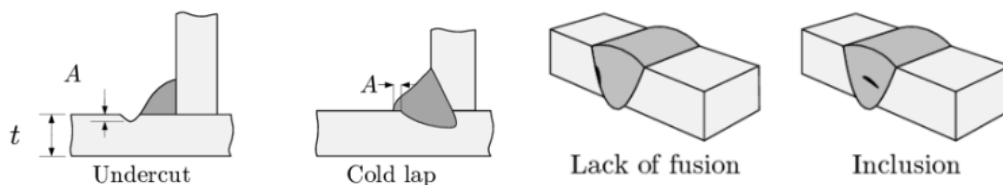


Figura 2.21 *Difetti principali della saldatura ad arco [3]*

Lo scopo principale del processo di molatura è di rimuovere queste imperfezioni e di creare una transizione graduale tra la saldatura e la piastra riducendo la concentrazione di tensione al piede del cordone di saldatura.

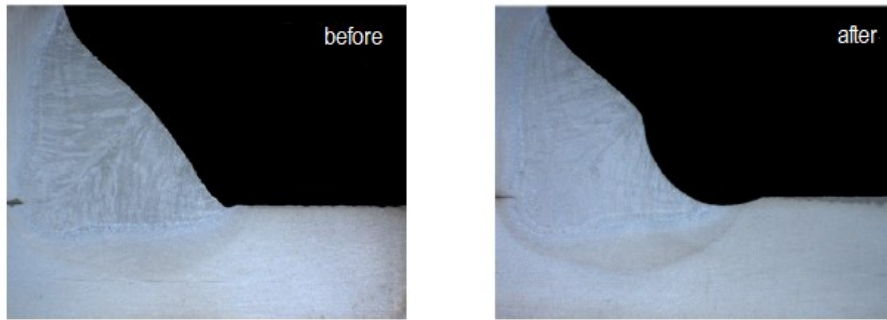
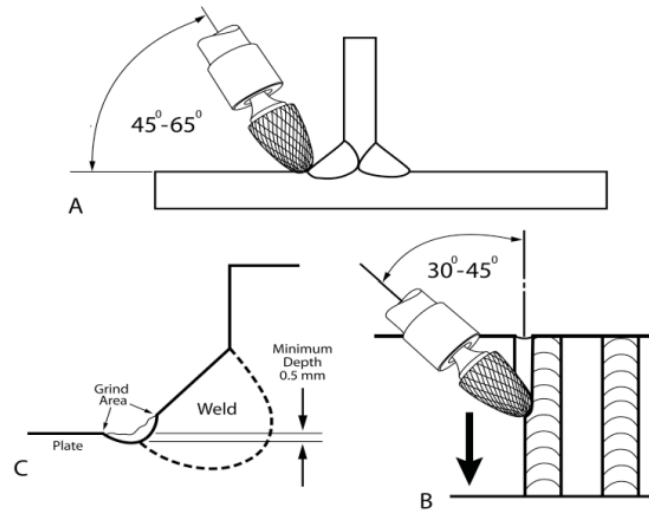


Figura 2.22 *Processo di molatura*

➤ TIG dressing

Tramite il processo di TIG dressing il piede del cordone di saldatura viene rifuso in modo tale da rimuovere le imperfezioni e di creare una transizione graduale tra il cordone di saldatura e la piastra riducendo la concentrazione delle tensioni.

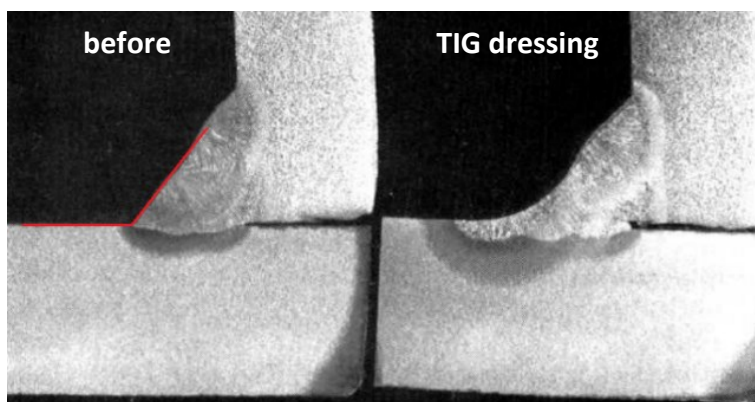


Figura 2.23 *TIG dressing*

➤ Hammer Peening

Tramite il processo di pallinatura il materiale al piede del cordone di saldatura viene deformato plasticamente in modo tale da generare delle tensioni residue di compressione.

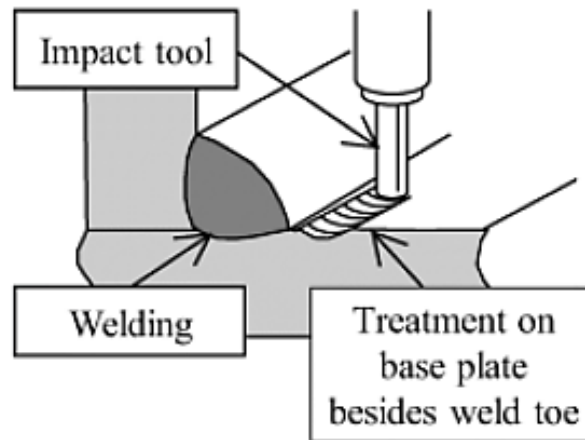


Figura 2.24 Processo di pallinatura

I trattamenti post saldatura sono solitamente considerati soluzioni costose, ma in alcuni casi, dove solo una piccola zona del componente deve essere trattata, l'applicazione locale dei trattamenti post saldatura può essere in realtà la soluzione meno costosa rispetto all'aumento dello spessore del piatto per ridurre lo stato tensionale nei pressi del cordone di saldatura.

→ Effetto della temperatura:

Uno dei parametri principali che governa la resistenza a fatica è il modulo elastico, E , il quale decresce all'aumentare della temperatura. Pertanto la classe di resistenza dei componenti sottoposti ad elevate temperature, FAT_{HT} , può essere calcolata nel seguente modo:

$$FAT_{HT} = FAT_{20^{\circ}C} \cdot \frac{E_{HT}}{E_{20^{\circ}C}} \quad (2.32)$$

Per elevate temperature, i dati di resistenza a fatica per i componenti in acciaio possono essere modificati attraverso un fattore di riduzione $f(T)$.

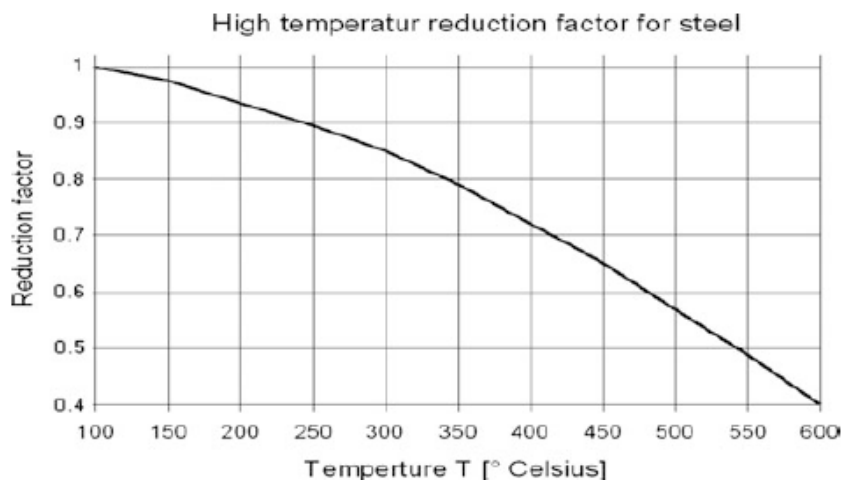


Figura 2.25 Andamento fattore di riduzione $f(T)$ [1]

→ Effetto della corrosione:

L'esposizione non protetta di un componente alle condizioni atmosferiche o ad ambienti corrosivi può determinare una riduzione della resistenza a fatica del componente. Gli effetti dipendono principalmente dal tempo di esposizione del componente a tali condizioni. Tipicamente per i giunti saldati operanti in ambiente corrosivo è raccomandato ridurre la resistenza a fatica tramite il fattore [1, 3]:

$$f(env) \leq 0.7 \quad (2.33)$$

→ Disallineamento:

Il disallineamento causa una sollecitazione di flessione secondaria che si sovrappone al carico applicato, quindi il carico agente sulla saldatura aumenta e di conseguenza si riduce la vita a fatica del giunto saldato.

Generalmente nelle analisi FEM il giunto saldato viene analizzato tramite un modello FEM ideale con assenza di disallineamento, il quale successivamente viene quantificato attraverso il fattore di correzione, $f(mis)$.

Tale fattore abbassa la curva di resistenza del giunto saldato in funzione all'entità del disallineamento. In letteratura sono presenti diverse formule per determinare il fattore correttivo $f(mis)$ presente nei giunti saldati.

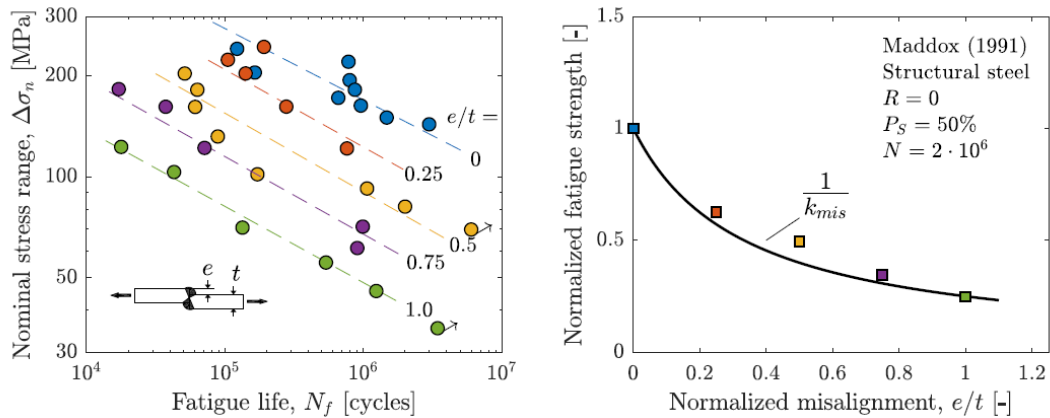


Figura 2.26 Esempio dell'effetto del disallineamento assiale [3]

→ Qualità della saldatura:

La qualità della saldatura è un parametro che influenza la resistenza dei giunti saldati e, in accordo con la normativa ISO 5817, si distingue in tre classi: classe D, C e B.

Secondo le IIW Recommendations, tutte le saldature soggette a fatica devono essere almeno di classe B.

La casa automobilistica Volvo [4] propone invece un sistema di valutazione della qualità delle saldature basato sulla valutazione della geometria del piede del cordone della saldatura.

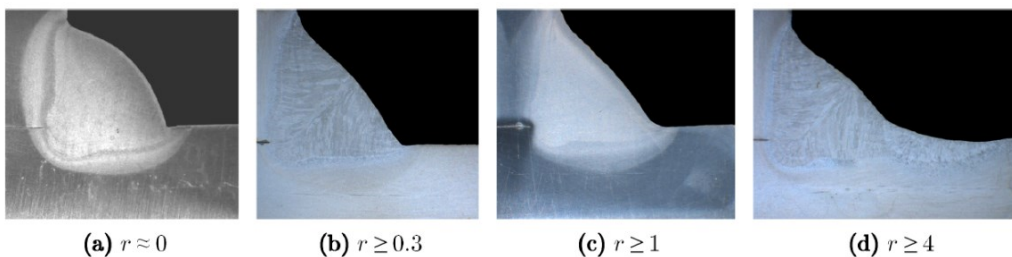


Figura 2.27 Esempio geometrie del piede cordone della saldatura [3]

Nella tabella seguente sono presenti, secondo Volvo, i fattori di correzione della resistenza a fatica per giunti saldati:

Weld class	VS	VE	VD	VC	VB
Description	Static	Cheap	Normal	Good	PWT
Min. toe radius, r	-	-	0.3mm	1mm	4mm
Max. undercut (BW), A	$0.2t$	$0.10t$	$0.05t$	$0.04t$	NA
Max. undercut, (FW), A	$0.2t$	$0.15t$	$0.10t$	$0.08t$	NA
Max. misalignment, e	5mm	$0.1t$	$0.1t$	$0.05t$	NA
Max. cold lap, A	-	1mm	0.3mm	1mm	NA
Example Fig. 53	-	(a)	(b)	(c)	(d)
$f(\text{qual})$	-	0.75	1.00	1.25	1.50

Tabella 2.9 Tipologie classi della qualità della saldatura [4]

La classe VD fornita da Volvo corrisponde alla classe B fornita della ISO 5817. La classe VB, può essere invece ottenuta solo attraverso i trattamenti di post saldatura come ad es. molatura o TIG dressing.

2.8 Verifica di fatica

Nella valutazione del fenomeno di fatica si possono distinguere tre metodi:

- Metodi di valutazione basati su curve S-N:
 - Nominal Stress Approach
 - Structural Hot Spot Stress Approach
 - Effective Notch Stress Approach
- Metodi basati sulla propagazione della cricca per fatica
- Metodi di verifica sperimentali basati su test di fatica dei componenti o di intere strutture

Fatigue action	Fatigue resistance	Assessment procedure
Forces on component	Resistance determined by test of component	Component testing
Nominal stress in section	Resistance given by tables of structural details in terms of a set of S-N curves	Summation of cumulative damage
Structural hot-spot stress at weld toe	Resistance against structural hot-spot stress in terms of S-N curves	
Effective notch stress in weld notch	Resistance against effective notch stress in terms of a universal S-N curve	
Stress intensity at crack tip	Resistance against crack propagation in terms of the material parameters of the crack propagation law	Summation of crack increments

Tabella 2.10 Metodi di valutazione del fenomeno di fatica [1]

2.8.1 Verifiche di fatica utilizzando le curve S-N

Si ricorda che prima di effettuare la verifica di resistenza a fatica della struttura o del componente analizzato occorre verificare staticamente il componente o la struttura verificando che il valore di progetto del range di tensione, $\Delta\sigma_{S,d}$, non superi il limite imposto dalle proprietà del materiale:

$$\Delta\sigma_{S,d} \leq 1.5 \cdot f_y \quad \text{per le tensioni normali} \quad (2.34.a)$$

$$\Delta\sigma_{S,d} \leq \frac{1.5 \cdot f_y}{\sqrt{3}} \quad \text{per le tensioni tangenziali} \quad (2.34.b)$$

Dove:

f_y : tensione di snervamento del materiale

La valutazione della resistenza a fatica, nei componenti saldati, si effettua utilizzando il range di tensione di progetto, $\Delta\sigma_{S,d}$, o lo spettro di carico sotto forma di range di tensione, $\Delta\sigma_{i,S,d}$, e la curva S-N di resistenza di progetto basata sul range di tensione di resistenza di progetto, $\Delta\sigma_{R,d}$, ricavato attraverso l'appropriata FAT class modificata considerando il rapporto di ciclo, lo spessore della piastra, i trattamenti post saldatura ect...

$$\Delta\sigma_{i,S,d} = \Delta\sigma_{i,S,k} \cdot \gamma_F \quad (2.35)$$

$$\Delta\sigma_{R,d} = \frac{\Delta\sigma_{R,k}}{\gamma_M} \quad (2.36)$$

Dove:

γ_M : *fattore parziale di sicurezza per la resistenza a fatica*

γ_F : *fattore parziale di sicurezza per i carichi di fatica*

$\Delta\sigma_{i,S,k}$: *spettro di carico caratteristico*

$\Delta\sigma_{R,k}$: *range di tensione di resistenza caratteristico (FAT class modificata)*

Le verifiche di fatica utilizzando le curve S-N posso essere distinte in due tipologie:

- Verifiche in termini di cicli

$$N_{calc} = 2 \cdot 10^6 \cdot \left(\frac{\Delta\sigma_{R,d}}{\Delta\sigma_{S,d}} \right)^m \quad \text{oppure} \quad N_{calc} = 2 \cdot 10^6 \cdot \left(\frac{\Delta\sigma_{R,d}}{\Delta\sigma_{eq,S,d}} \right)^m \quad (2.37)$$

$$N_{calc} \geq N_{spec} \quad (2.38)$$

Dove:

$\Delta\sigma_{S,d}$: valore di progetto del range di tensione ad ampiezza costante

$\Delta\sigma_{eq,S,d}$: valore di progetto del range di tensione equivalente, derivato dallo spettro di carico

$\Delta\sigma_{R,d}$: valore di progetto di resistenza a fatica a $2 \cdot 10^6$ cicli derivato dalla FAT class del dettaglio strutturale modificata

N_{calc} : numero di cicli di vita calcolato

N_{spec} : numero di cicli di vita specificato dal progetto

- Verifiche in termini di tensione

➤ Per **carichi ad ampiezza costante** si ottiene:

$$\Delta\sigma_{S,d} = \Delta\sigma_{S,K} \cdot \gamma_F \leq \Delta\sigma_{R,d} = \frac{\Delta\sigma_{R,k}}{\gamma_M} \quad \text{per le tensioni normali} \quad (2.39.a)$$

$$\Delta\tau_{S,d} = \Delta\tau_{S,K} \cdot \gamma_F \leq \Delta\tau_{R,d} = \frac{\Delta\tau_{R,k}}{\gamma_M} \quad \text{per le tensioni tangenziali} \quad (2.39.b)$$

$$\left(\frac{\Delta\sigma_{S,d}}{\Delta\sigma_{R,d}}\right)^2 + \left(\frac{\Delta\tau_{S,d}}{\Delta\tau_{R,d}}\right)^2 \leq CV \quad \text{per le tensioni multi-assiali} \quad (2.39.c)$$

dove:

$$\Delta\sigma_{R,d} = \Delta\sigma_{R,k} \cdot \left(\frac{2 \cdot 10^6}{N_{spec}}\right)^{\frac{1}{m}}$$

CV: costante tabellata

➤ Per **carichi ad ampiezza variabile** bisogna applicare la legge di Palmgren-Miner:

Se il range di tensione massimo di progetto dello spettro di carico, $\Delta\sigma_{\max,S,d}$, è minore del limite di fatica di progetto della curva di resistenza S-N, $\Delta\sigma_{L,R,d}$, allora la vita a fatica del giunto saldato può essere assunta come infinita, altrimenti la valutazione della vita a fatica deve soddisfare la seguente relazione:

$$D_{calc} = \sum \frac{n_i}{N_i} \leq 1 \quad (2.40)$$

Dove:

D_{calc} : sommatoria del danno calcolata

n_i : numero di cicli compiuti a $\Delta\sigma_{i,S,d}$

N_i : numero di cicli a rottura a $\Delta\sigma_{i,S,d}$

2.8.2 Verifica basata sulla propagazione della cricca per fatica

La procedura di verifica è basata sulla legge di Paris:

$$\frac{da}{dN} = C_0 \cdot \Delta K^m \quad \text{se } \Delta K > \Delta K_{th} \quad (2.41.a)$$

$$\frac{da}{dN} = 0 \quad \text{se } \Delta K \leq \Delta K_{th} \quad (2.41.b)$$

La vita a fatica, N , è determinata attraverso l'integrazione della legge di Paris. Il numero di cicli di vita determinato, N , dovrà essere maggiore o uguale al numero di cicli di vita richiesta da progetto, N_{spec} .

$$dN = \frac{da}{C_0 \cdot \Delta K^m} \rightarrow \int_0^N dN = \int_{x=a_i}^{x=a_f} \frac{dx}{C_0 \cdot \Delta K^m} \rightarrow N = \int_{x=a_i}^{x=a_f} \frac{dx}{C_0 \cdot \Delta K^m} \quad (2.42.a)$$

$$N \geq N_{spec} \quad (2.42.b)$$

Dove:

a_i : lunghezza di cricca iniziale

a_f : lunghezza di cricca finale

N_{calc} : numero di cicli di vita calcolato

N_{spec} : numero di cicli di vita specificato dal progetto

2.8.3 Verifica di fatica basata su test sperimentali

Valutazioni sperimentali della resistenza a fatica di strutture o di componenti possono essere richiesti per le seguenti motivazioni:

- Verifica di un progetto con insufficiente conoscenza o esperienza sul comportamento a fatica;
- Verifica di componenti o strutture per una determinata probabilità di sopravvivenza sottoposti ad una specifica storia di carico;
- Ottimizzazione della progettazione e fabbricazione di un componente in termini di peso, sicurezza ed economicità dopo il progetto iniziale;

La vita a fatica richiesta o utile del componente o della struttura, N_D , deve essere minore del valore minimo della vita a fatica ricavata tramite i test sperimentali, N_T :

$$N_D < \frac{N_T}{F} \quad (2.43)$$

Dove:

F : fattore di correzione tabellato dipendente dal numero di risultati sperimentali disponibili

2.9 Approcci locali

2.9.1 Analisi del campo di tensione all'apice di un intaglio a V

Si prenda in esame un intaglio a V e si considerino valide le seguenti ipotesi di lavoro:

- Plane Stress (MODO I e MODO II)
- Zona plastica ridotta
- Intaglio acuto ($0 \leq \rho \leq 4 \cdot a_0$)

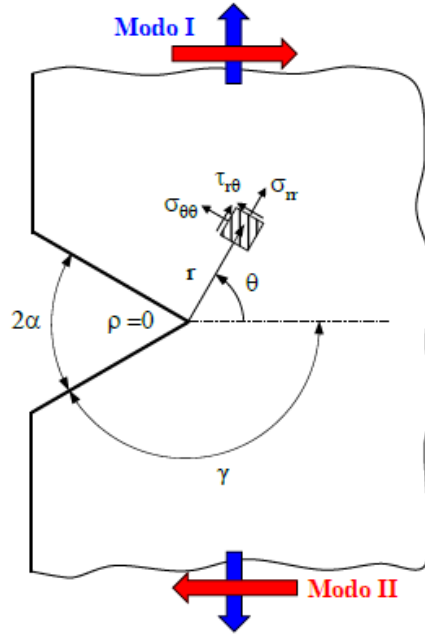


Figura 2.28 Sistema di riferimento in coordinate polari (r, ϑ) per un intaglio a V [5]

Secondo Williams [6] anche in un intaglio a V, come si verifica in una cricca, il campo di tensione in prossimità dell'apice dell'intaglio è singolare. In un sistema di riferimento in coordinate polari (r, ϑ) il campo di tensione, quando il componente intagliato è soggetto ad una sollecitazione di puro modo I, è dato dalla seguente relazione:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{\vartheta\vartheta} \\ \sigma_{rr} \\ \tau_{r\vartheta} \end{pmatrix} = \lambda_1 \cdot r^{\lambda_1-1} \cdot a_1 \left[\begin{pmatrix} (1 + \lambda_1) \cos(1 - \lambda_1)\vartheta \\ (3 - \lambda_1) \cos(1 - \lambda_1)\vartheta \\ (1 - \lambda_1) \sin(1 - \lambda_1)\vartheta \end{pmatrix} + \chi_1 \cdot (1 - \lambda_1) \cdot \begin{pmatrix} \cos(1 + \lambda_1)\vartheta \\ -\cos(1 + \lambda_1)\vartheta \\ \sin(1 + \lambda_1)\vartheta \end{pmatrix} \right] \quad (2.44.a)$$

mentre quando il componente è soggetto ad una sollecitazione di puro modo II, il campo di tensione è dato dalla seguente relazione:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{\vartheta\vartheta} \\ \sigma_{rr} \\ \tau_{r\vartheta} \end{pmatrix} = \lambda_2 \cdot r^{\lambda_2-1} \cdot a_2 \left[\begin{pmatrix} (1 + \lambda_2) \sin(1 - \lambda_2)\vartheta \\ (3 - \lambda_2) \sin(1 - \lambda_2)\vartheta \\ (1 - \lambda_2) \cos(1 - \lambda_2)\vartheta \end{pmatrix} + \chi_2 \cdot (1 + \lambda_2) \cdot \begin{pmatrix} \sin(1 + \lambda_2)\vartheta \\ -\sin(1 + \lambda_2)\vartheta \\ \cos(1 + \lambda_2)\vartheta \end{pmatrix} \right] \quad (2.44.b)$$

Dove:

$$\chi_i = -\frac{\sin[(1 - \lambda_i)\gamma]}{\sin[(1 + \lambda_i)\gamma]} \quad i = 1, 2 \quad (2.45)$$

Per dare un significato fisico alle costanti, a_1 e a_2 , presenti nelle formule di Williams, Gross e Mendelson [7] hanno proposto di estendere la definizione del fattore di intensificazione delle tensioni, comunemente usato per descrivere i campi di tensione all'apice di una cricca, per descrivere i campi di tensione in prossimità di un

intaglio a V definendo in un sistema di coordinate polari (r, ϑ) gli NSIF (notch stress intensity factor) relativi al modo I e modo II di sollecitazione:

$$K_1 = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0^+} \sigma_{\vartheta\vartheta}(r, \vartheta = 0) \cdot r^{1-\lambda_1} \quad (2.46.a)$$

$$K_2 = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0^+} \tau_{r\vartheta}(r, \vartheta = 0) \cdot r^{1-\lambda_2} \quad (2.46.b)$$

Utilizzando le definizioni di K_1 e K_2 fornite da Gross e Mendelson è possibile scrivere le equazioni di Williams per i campi di tensione all'apice dell'intaglio a V in funzione degli NSIF relativi al modo I e modo II di sollecitazione. Per il modo I si ottiene:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{\vartheta\vartheta} \\ \sigma_{rr} \\ \tau_{r\vartheta} \end{pmatrix} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \frac{r^{\lambda_1-1} \cdot K_1}{(1+\lambda_1) + \chi_1 \cdot (1-\lambda_1)} \left[\begin{pmatrix} (1+\lambda_1) \cos(1-\lambda_1)\vartheta \\ (3-\lambda_1) \cos(1-\lambda_1)\vartheta \\ (1-\lambda_1) \sin(1-\lambda_1)\vartheta \end{pmatrix} + \chi_1 \cdot (1-\lambda_1) \cdot \begin{pmatrix} \cos(1+\lambda_1)\vartheta \\ -\cos(1+\lambda_1)\vartheta \\ \sin(1+\lambda_1)\vartheta \end{pmatrix} \right] \quad (2.47.a)$$

mentre per il modo II si ottiene:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{\vartheta\vartheta} \\ \sigma_{rr} \\ \tau_{r\vartheta} \end{pmatrix} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \frac{r^{\lambda_2-1} \cdot K_2}{(1-\lambda_2) + \chi_2 \cdot (1+\lambda_2)} \left[\begin{pmatrix} (1+\lambda_2) \sin(1-\lambda_2)\vartheta \\ (3-\lambda_2) \sin(1-\lambda_2)\vartheta \\ (1-\lambda_2) \cos(1-\lambda_2)\vartheta \end{pmatrix} + \chi_2 \cdot (1+\lambda_2) \cdot \begin{pmatrix} \sin(1+\lambda_2)\vartheta \\ -\sin(1+\lambda_2)\vartheta \\ \cos(1+\lambda_2)\vartheta \end{pmatrix} \right] \quad (2.47.b)$$

Quando il componente intagliato è soggetto a sollecitazioni di modo I e di modo II, il campo di tensione può essere scritto come la somma del campo di tensione determinato dalla sollecitazione di modo I e del campo di tensione determinato dalla sollecitazione di modo II:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{\vartheta\vartheta} \\ \sigma_{rr} \\ \tau_{r\vartheta} \end{pmatrix} = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi} \cdot r^{1-\lambda_1}} \cdot \begin{pmatrix} f_{\vartheta\vartheta}(\vartheta) \\ f_{rr}(\vartheta) \\ f_{r\vartheta}(\vartheta) \end{pmatrix}_I + \frac{K_2}{\sqrt{2\pi} \cdot r^{1-\lambda_2}} \cdot \begin{pmatrix} f_{\vartheta\vartheta}(\vartheta) \\ f_{rr}(\vartheta) \\ f_{r\vartheta}(\vartheta) \end{pmatrix}_{II} \quad (2.48)$$

Dove:

$(1-\lambda_1)$, $(1-\lambda_2)$: rappresentano il grado di singolarità in funzione dell'angolo di apertura dell'intaglio a V, 2α

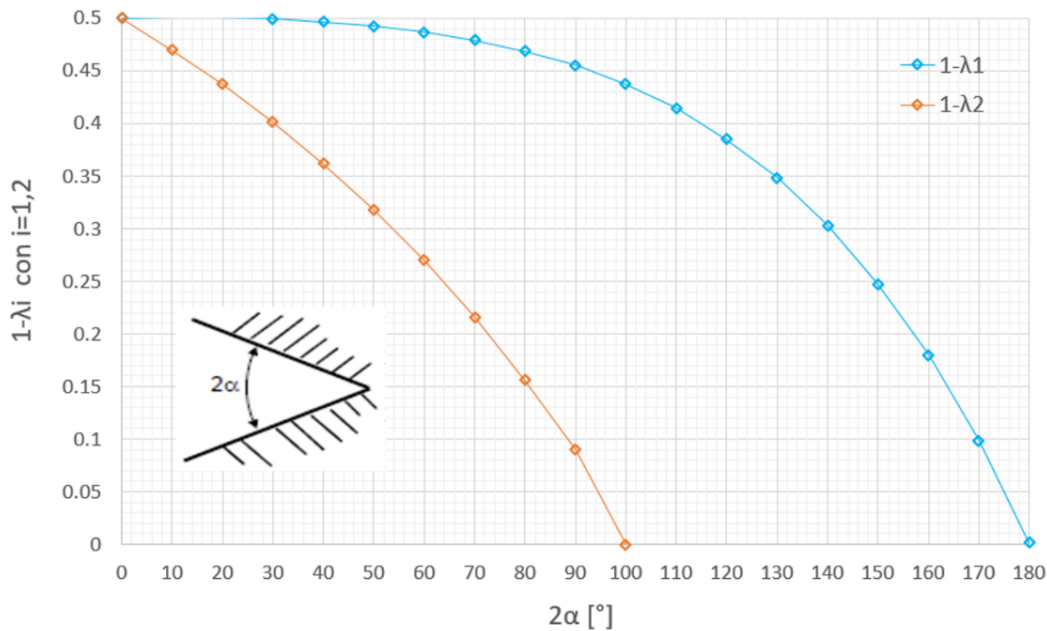


Figura 2.29 Andamento $(1-\lambda_1)$, $(1-\lambda_2)$ al variare dell'angolo di apertura 2α

2.9.2 Analisi di intagli a V con angolo di apertura 2α fissato e MODO I di sollecitazione

Se si analizza la resistenza a fatica di giunti saldati in acciaio di diversa geometria con il cordone di saldatura non portante utilizzando il metodo della tensione nominale $\Delta\sigma$, descritto nell'Eurocodice 3 o dalle IIW Recommendations, si osserva che i dati sperimentali sono contenuti in una banda di dispersione molto ampia a causa della variabilità delle geometrie considerate ed includere tutti i dati in un'unica banda di dispersione è una forzatura. Infatti il metodo della tensione nominale prevede di adottare diverse curve di resistenza S-N al variare della geometria del giunto saldato. Utilizzando invece l'intensità del campo di tensione locale, ΔK_1 , al piede del cordone di saldatura si ottiene una distribuzione dei dati sperimentali all'interno di una banda di dispersione molto più ristretta [8]. In altri termini ΔK_1 correla la resistenza a fatica dei giunti aventi diversa geometria e diverse dimensioni assolute, al contrario di $\Delta\sigma_{nom}$. Questo perché l'effetto della forma e delle dimensioni del giunto saldato sono inclusi nel parametro tensionale NSIF di modo I, K_1 .

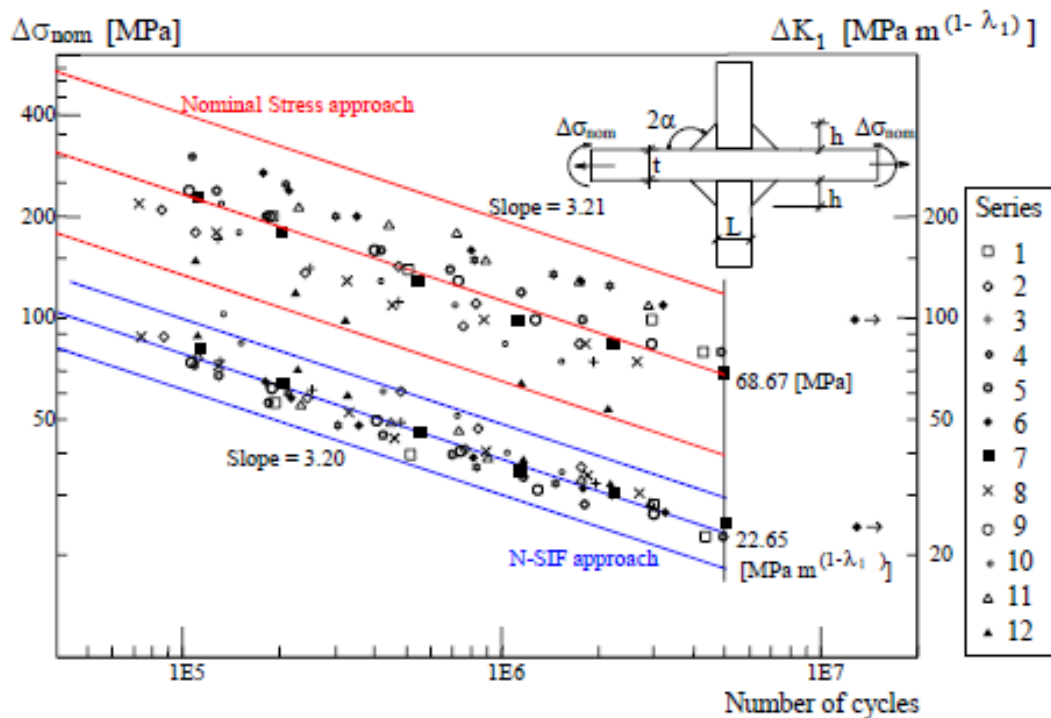


Figura 2.30 Bande per la progettazione a fatica di giunti saldati in acciaio secondo l'approccio nominale e NSIF [5,8]

I vantaggi di utilizzare un approccio locale espresso in funzione di ΔK_1 rispetto ad un approccio nominale sono:

- Presenza di un'unica curva di progettazione, qualunque sia la geometria del giunto;
- L'approccio locale espresso in funzione di ΔK_1 si adatta bene al calcolo agli elementi finti anche nel caso di strutture complesse, infatti le analisi FEM per loro natura forniscono le tensioni puntuali e non quelle nominali;

2.9.2.1 Metodi di calcolo di K_I mediante FEM

- Applicazione della definizione di K_I

Per determinare tramite FEM il valore K_I al piede del cordone di saldatura applicando direttamente la definizione analitica fornita da Gross e Mendelson, la densità di mesh deve essere estremamente fitta, circa 10^{-5} mm, al fine di cogliere il gradiente del campo di tensione locale necessario per determinare K_I .

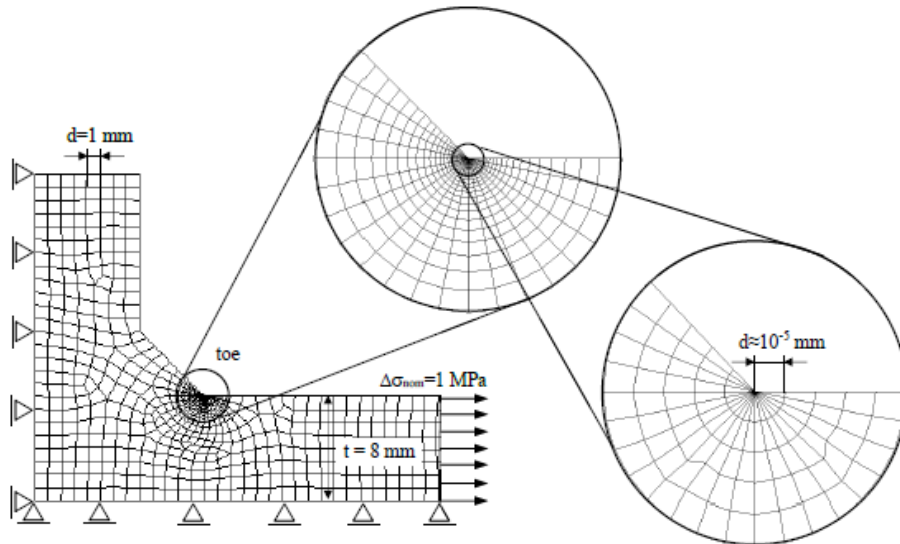


Figura 2.31 Mesh adottata per il calcolo di K_I secondo la definizione [5]

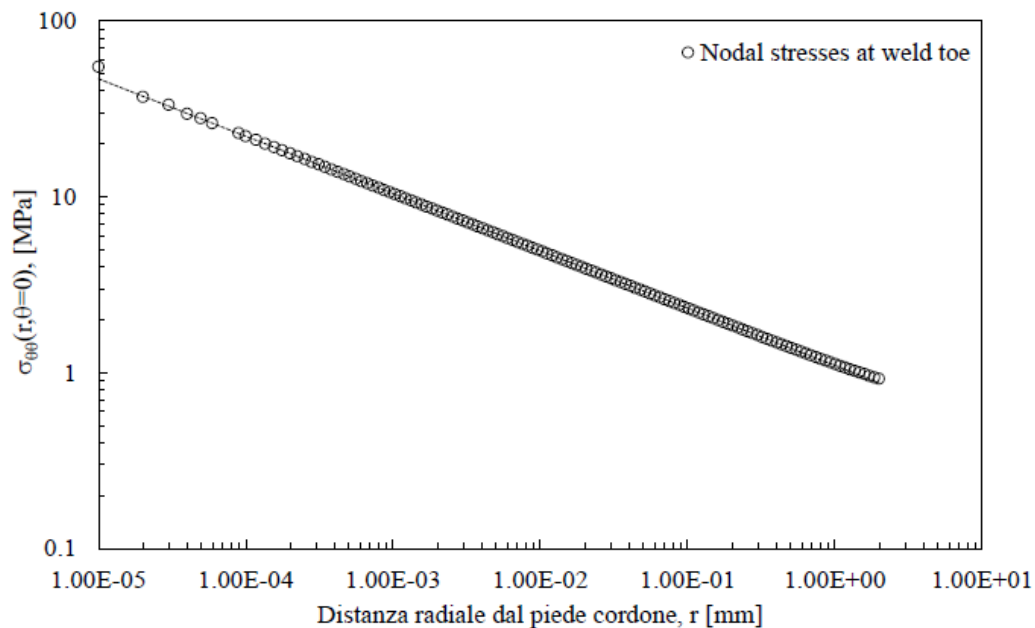


Figura 2.32 Campo di tensione singolare, lineare elastico al piede cordone di saldatura ottenuto tramite analisi FEM [5]

Tale metodo risulta poco utilizzabile in ambito industriale a causa dell'onere computazionale richiesto sia per l'elevata densità della mesh sia per le operazioni di post-processing necessarie per la rielaborazione del campo di tensione locale al fine di determinare il valore di K_I :

$$K_{1,j} = \sqrt{2\pi} \cdot \sigma_{\theta\theta,j} \cdot r_j^{1-\lambda_1} \quad (2.49)$$

➤ Applicazione Peak Stress Method (PSM)

Il Peak Stress Method è un approccio rapido e semplificato basato su un'analisi agli elementi finiti con mesh grossolane che consente di stimare rapidamente, K_1 , grazie alla tensione di picco, σ_{peak} , calcolata nel nodo situato all'apice dell'intaglio a V tramite un'analisi agli elementi finiti [9]:

$$K_1 = K_{FE}^* \cdot \sigma_{peak} \cdot d^{1-\lambda_1} \quad (2.50)$$

Dove:

d : dimensione media degli elementi finiti "global element size"

K_{FE}^* : fattore di correzione che dipende dal software, dalla tipologia di elemento e dalla conformazione della mesh utilizzata

Condizioni di applicabilità PSM:

- **Software utilizzabile:**
 - Ansys®
- **Tipologia di elemento:**
 - Piano quadrangolare a 4 nodi a funzioni di forma lineare (PLANE42 oppure PLANE182 con K-option1=3)
 - Solido brick a 8 nodi a funzioni di forma lineari (SOLID45 oppure SOLID185 con K-option2=3)
- **Conformazione della mesh:**
 - Mesh generata automaticamente dall'algoritmo "free-mesh generation" presente in Ansys®, dopo aver impostato la dimensione media di elemento da utilizzare con il comando "global element size". 4 elementi devono condividere il nodo posizionato all'apice dell'intaglio se l'angolo di apertura 2α è minore di 90° , mentre 2 elementi devono condividere il nodo all'apice dell'intaglio se l'angolo di apertura 2α è maggiore di 90° .

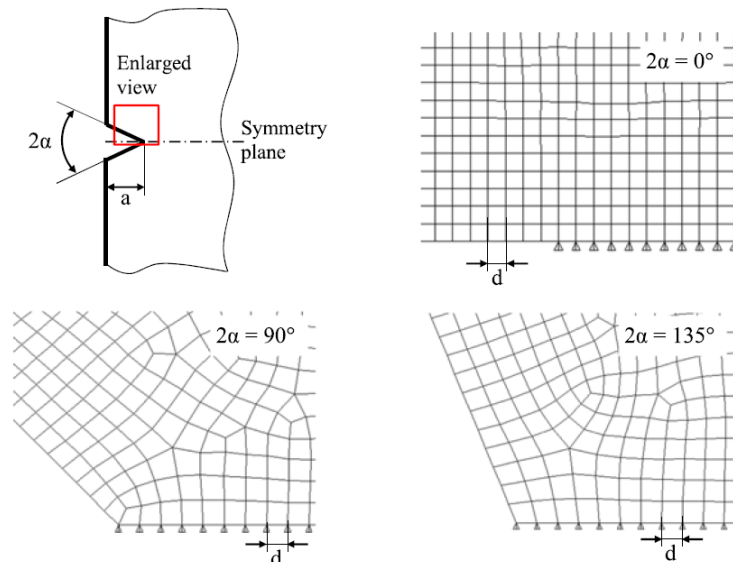


Figura 2.33 Conformazione della mesh [5]

In tali condizioni K_{FE}^* risulta essere pari a 1.38.

Per determinare K_1 utilizzando il PSM la dimensione media di elemento può essere scelta arbitrariamente a patto che il rapporto di densità di mesh, a/d , sia maggiore di 3 per ottenere $K_{FE}^* = 1.38 \pm 5\%$ [9,10].

"a" rappresenta la dimensione di riferimento del componente intagliato.

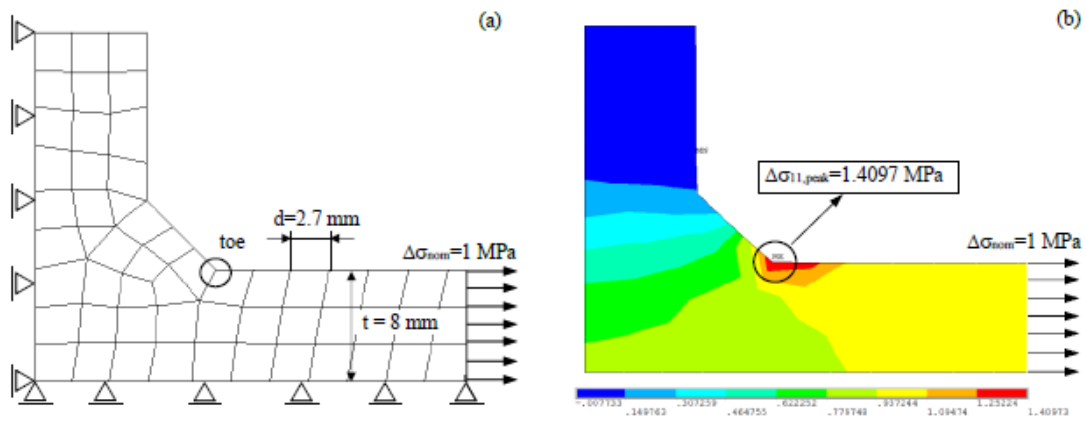


Figura 2.34 a) Mesh per l'applicazione PSM e b) plot della massima tensione principale [5]

I vantaggi di utilizzare il PSM rispetto all'approccio basato sulla definizione analitica, fornita da Gross e Mendelson, per determinare K_I sono i seguenti:

- Mesh di diversi ordini di grandezza più grossolane;
- Si utilizza solamente la tensione di picco valutata nel nodo posizionato all'apice intaglio a V e non un'intera distribuzione di tensione locale;

Osservazione

Ad oggi il PSM è stato calibrato per 7 programmi di calcolo:

Software	Element/No. of Nodes	Integration/ Gauss Points	Element Shape	Mesh Generation Technique	K_{FE}^*		K_{FE}^{**}	
					Value	Opening Angle	Value	Min a/d
Ansys 16 and 17	PLANE 182/4 node	Simple enhanced strain/ 2×2	Quadrangular	Free-mesh, global element size d	$1.38 \pm 5\%$	$0^\circ \leq 2\alpha \leq 135^\circ$	$3.38 \pm 3\%$	3
Abaqus 6.13 and 6.14	CPE4I/4-node	Incompatible modes/ 2×2	Quadrangular		$1.38 \pm 5\%$	$0^\circ \leq 2\alpha \leq 135^\circ$	$3.38 \pm 3\%$	3
Straus 7 R2.4.6	QUAD 4/4-node	Incompatible modes/ 2×2	Quadrangular		$1.38 \pm 5\%$	$0^\circ \leq 2\alpha \leq 135^\circ$	$3.38 \pm 3\%$	3
MSC Patran/Nastran 2014 and 2016	CQUAD4/4-node	Standard formulation/ 2×2	Quadrangular		$1.38 \pm 5\%$	$0^\circ \leq 2\alpha \leq 135^\circ$	$3.38 \pm 3\%$	3
Lusas 14.6-2	QPN4M/4-node	Full with Enh. Strain/ 2×2	Quadrangular		$1.38 \pm 5\%$	$0^\circ \leq 2\alpha \leq 135^\circ$	$3.38 \pm 3\%^a$	3
Hypermesh 14/Optistruct 14 implicit/Hyperview 14	Shell 4-node/CQUAD4	$n.a.$, 2×2	Quadrangular		$1.84 \pm 8\%$	$0^\circ \leq 2\alpha \leq 135^\circ$	$3.38 \pm 3\%$	3
Hypermesh 13/LSTC Ls-dyna R7.1.3 implicit/Hyperview 13	Shell 4-node/element formulation 13	$n.a.$, 2×2	Quadrangular		$1.84 \pm 8\%$	$0^\circ \leq 2\alpha \leq 135^\circ$	$3.38 \pm 3\%$	3

Mean values of non-dimensional ratios K_{FE}^* and K_{FE}^{**} and minimum mesh density ratio a/d for all considered FE codes.

^aCalibration obtained by adopting mapped-mesh with "global element size" d .

Tabella 2.11 Programmi di calcolo calibrati per il PSM [10]

2.9.3 Analisi di intagli a V con 2α diverso e modo I e II di sollecitazione

Considerando un giunto saldato con cordone di saldatura portante, la cricca di fatica che porta a rottura il giunto saldato può innescare sia dal piede (weld toe) sia della radice (weld root) del cordone di saldatura.

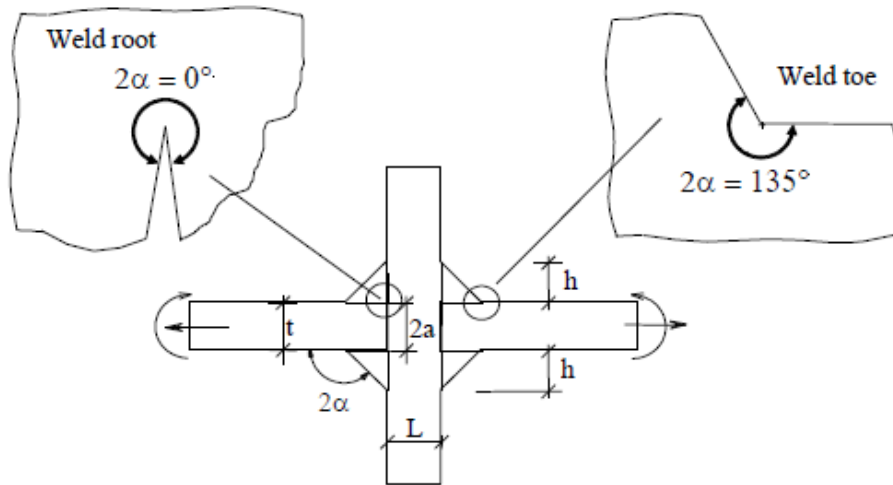


Figura 2.35 Giunto saldato con cordone di saldatura portante [5]

In particolare, nel piede del cordone di saldatura, $2\alpha=135^\circ$, il modo I è singolare e il modo II non è singolare, mentre nella radice del cordone di saldatura, $2\alpha=0^\circ$, sia il modo I che il modo II sono singolari. Nel caso in esame le linee di flusso delle tensioni in prossimità della radice di saldatura sono quasi ortogonali alla bisettrice dell'intaglio a V e quindi il modo II è trascurabile rispetto al modo I. Pertanto il campo locale di tensione al piede e alla radice del cordone di saldatura possono essere quantificati attraverso l'NSIF di modo I, K_I . Tuttavia non è possibile confrontare tra loro i campi locali di tensione al piede e alla radice del cordone di saldatura in termini di gravosità, in quanto non sono paralleli tra loro a causa del diverso grado di singolarità determinato dal diverso angolo di apertura, 2α .

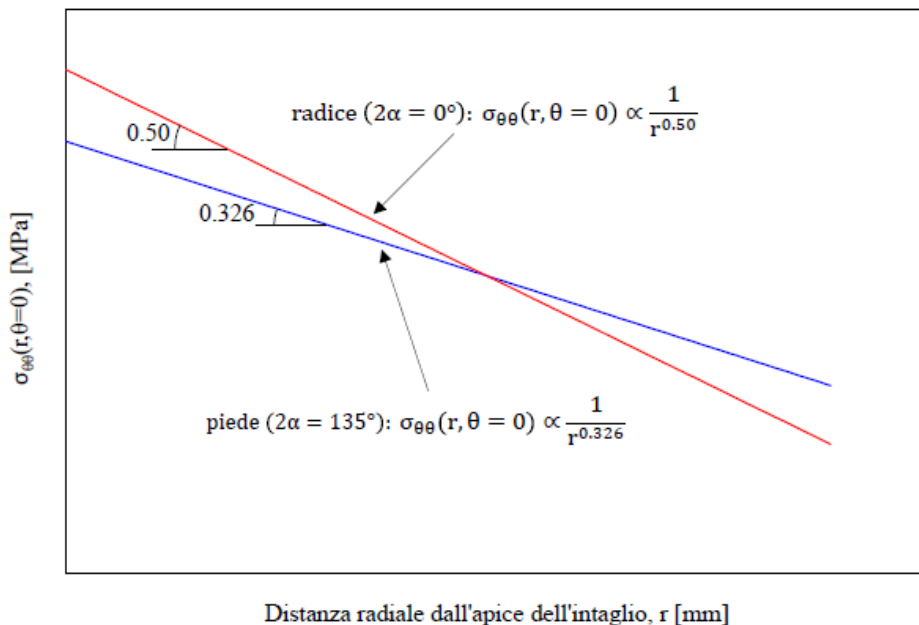


Figura 2.36 Confronto tra i campi locali di tensione al piede e alla radice del cordone di saldatura [5]

Per stabilire il punto di innesco della cricca di fatica in giunti saldati caratterizzati da diversi angoli di apertura, 2α , o sollecitati con modo I e modo II si applica il criterio energetico, SED, proposto da Lazzarin e Zambardi [11]. Tale criterio è basato sull'idea del volume strutturale elementare proposta da Neuber, secondo la quale i

materiali sono sensibili allo stato tensionale medio all'interno di un volume strutturale la cui dimensione è proprietà del materiale. Lo stato tensionale all'interno di un volume strutturale viene quantificato tramite l'energia di deformazione.

Il SED considera come parametro critico per la resistenza strutturale la densità di energia di deformazione mediata su un volume strutturale di raggio R_c .

La densità di energia di deformazione mediata in un volume di controllo nei pressi del piede e della radice del cordone di saldatura è una quantità scalare che dipende dagli NSIF di modo I e modo II nei problemi bidimensionali, mentre dipende dagli NSIF di modo I, modo II e modo III nei problemi tridimensionali. La valutazione della densità dell'energia di deformazione mediata implica la definizione del volume di controllo e del relativo raggio di controllo R_c , la cui dimensione è considerata una proprietà del materiale.

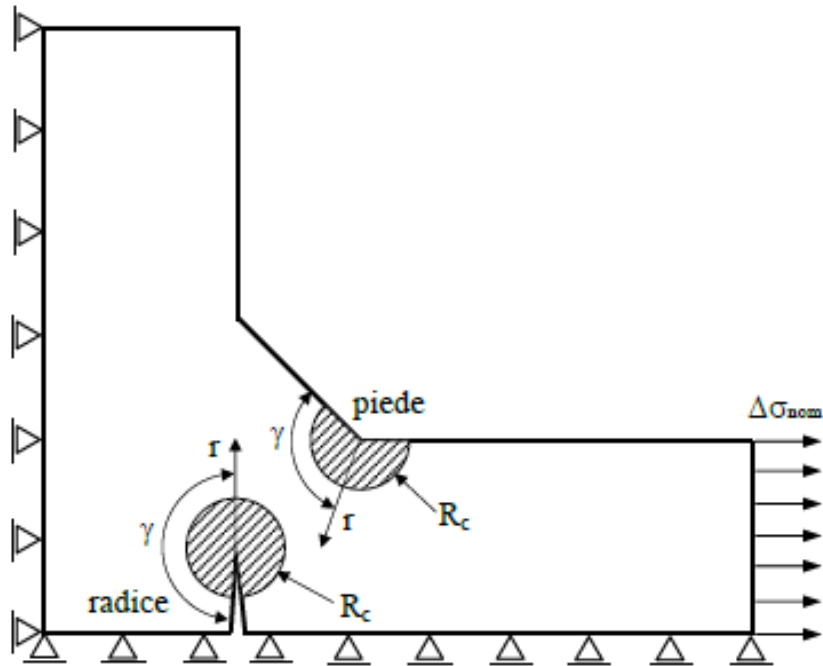


Figura 2.37 Volume strutturale di raggio R_c utilizzato per il calcolo del SED [5]

In un caso piano, la densità di energia di deformazione puntuale per un materiale isotropo e lineare, secondo Beltrami, è pari a:

$$W(r, \vartheta) = \frac{1}{2} \cdot \sigma_{rr} \cdot \varepsilon_{rr} + \frac{1}{2} \cdot \sigma_{\vartheta\vartheta} \cdot \varepsilon_{\vartheta\vartheta} + \frac{1}{2} \cdot \sigma_{zz} \cdot \varepsilon_{zz} + \frac{\tau_{r\vartheta}^2}{2 \cdot G} \quad (2.51)$$

Mentre la densità di energia di deformazione totale contenuta nel volume strutturale di raggio R_c vale:

$$\bar{W} = \frac{1}{V} \cdot \iiint W(r, \vartheta) \cdot dV = \dots = \frac{1}{E} \left(e_1 \cdot \frac{K_1^2}{R_c^{2(1-\lambda_1)}} + e_2 \cdot \frac{K_2^2}{R_c^{2(1-\lambda_2)}} \right) \quad (2.52)$$

Dove:

E: modulo elastico

$(1-\lambda_1)$, $(1-\lambda_2)$: grado di singolarità

R_c : raggio volume strutturale

e_1 , e_2 : funzioni dipendenti dall'angolo di apertura, 2α , e dal coefficiente di Poisson, ν

2α	λ_1	λ_2	Deformazione piana	
			$(\nu=0.3)$	
			e_1	e_2
0°	0.5000	0.5000	0.133	0.341
15°	0.5002	0.5452	0.140	0.306
30°	0.5014	0.5982	0.145	0.273
45°	0.5050	0.6597	0.149	0.243
60°	0.5122	0.7309	0.150	0.215
90°	0.5445	0.9085	0.146	0.168
100°	0.5628	0.9805	0.142	0.154
120°	0.6157	-	0.129	-
135°	0.6736	-	0.118	-
150°	0.7520	-	0.103	-
160°	0.8187	-	0.093	-
170°	0.9000	-	0.083	-

Tabella 2.12 Valori dei parametri per il calcolo del SED determinati per alcuni angoli di apertura con riferimento ad uno stato piano di deformazione (plane strain)

2.9.3.1 Determinazione R_c

Il raggio di controllo, R_c , può essere stimato, secondo la formulazione proposta da Lazzarin e Livieri [12], imponendo l'uguaglianza tra i valori della densità di energia di deformazione relativi al materiale liscio e al materiale intagliato calcolati al limite di fatica.

Con riferimento al materiale intagliato, se è nota la variazione di K_1 e se il contributo di modo II è trascurabile è possibile determinare $\overline{\Delta W^{int}}$ utilizzando l'espressione:

$$\overline{\Delta W^{int}} = \frac{e_1 \cdot \Delta K_{1D}^2}{E \cdot R_c^{2(1-\lambda_1)}} \quad (2.53)$$

Con riferimento al materiale liscio occorre considerare un giunto saldato testa a testa con cordone di saldatura rasato per considerare l'influenza delle alterazioni indotte dal processo di saldatura sulla resistenza a fatica, $\Delta\sigma_D$. $\overline{\Delta W^{liscio}}$ può essere determinato utilizzando la seguente espressione:

$$\overline{\Delta W^{liscio}} = \frac{\Delta\sigma_D^2}{2 \cdot E} \quad (2.54)$$

Uguagliando i valori della densità di energia di deformazione relativi al materiale liscio e al materiale intagliato calcolati al limite di fatica si ottiene:

$$\overline{\Delta W_D^{int}} = \frac{e_1 \cdot \Delta K_{1D}^2}{E \cdot R_c^{2(1-\lambda_1)}} = \frac{\Delta\sigma_D^2}{2 \cdot E} = \overline{\Delta W_D^{liscio}} \quad \rightarrow \quad R_c = \left(\sqrt{2 \cdot e_1} \cdot \left(\frac{\Delta K_{1D}}{\Delta\sigma_D} \right) \right)^{\frac{1}{1-\lambda_1}} \quad (2.55)$$

2.9.3.1.1 Determinazione di R_c per giunti saldati in acciaio

Per i giunti saldati in acciaio soggetti a modo I di sollecitazione e caratterizzati da rotture a fatica iniziate dal piede del cordone di saldatura noti il range della tensione limite di fatica a $5 \cdot 10^6$ cicli per il giunto saldato testa a testa rasato, $\Delta\sigma_D = 155$ MPa, e il range del fattore di intensificazione delle tensioni a $5 \cdot 10^6$ cicli, $\Delta K_{1D} = 211$ MPa mm^{0,326}, si ottiene un raggio di controllo $R_c = 0.28$ mm.

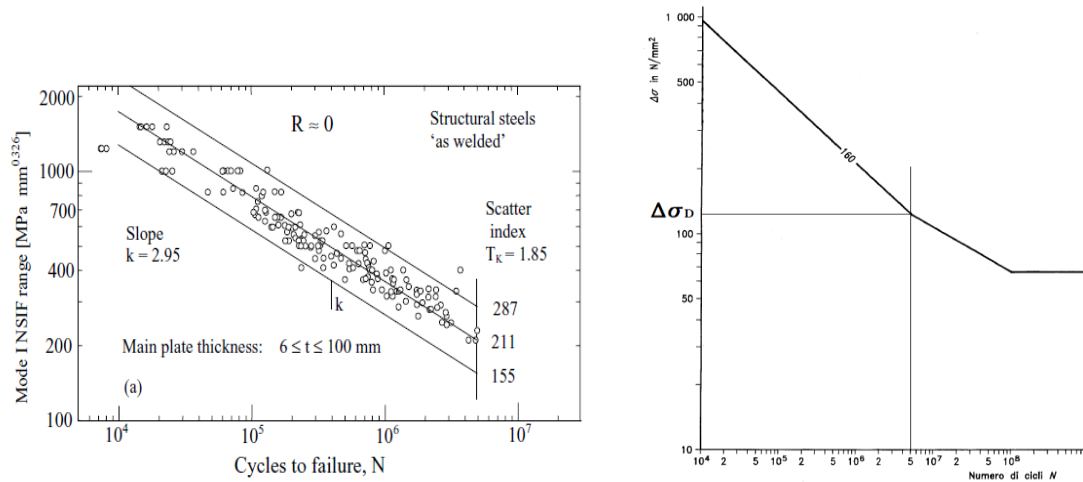


Figura 2.38 Curva di resistenza a fatica ΔK - N per i giunti saldati in acciaio soggetti a sollecitazione di modo I e caratterizzati da rotture a fatica iniziate dal piede cordone di saldatura [9] e curva di resistenza S - N per il giunto saldato in acciaio testa a testa rasato [2]

Per i giunti saldati in acciaio soggetti a modo I di sollecitazione e caratterizzati da rotture a fatica iniziate dalla radice del cordone di saldatura noti il range della tensione limite di fatica a $5 \cdot 10^6$ cicli per il giunto saldato testa a testa rasato, $\Delta\sigma_D = 155$ MPa, e il range del fattore di intensificazione delle tensioni a $5 \cdot 10^6$ cicli, $\Delta K_{1D} = 180$ MPa mm^{0,5}, si ottiene un raggio di controllo $R_c = 0.36$ mm. Tuttavia, a vantaggio di sicurezza, si assume anche per i giunti saldati in acciaio caratterizzati da rotture a fatica iniziate dalla radice del cordone di saldatura un raggio di controllo $R_c = 0.28$ mm.

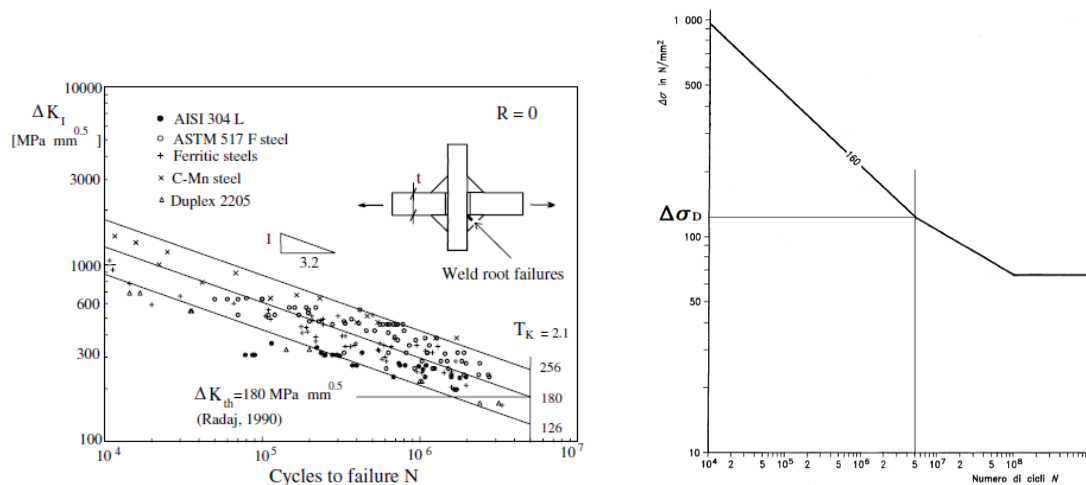


Figura 2.39 Curva di resistenza a fatica ΔK - N per i giunti saldati in acciaio soggetti a sollecitazione di modo I e caratterizzati da rotture a fatica iniziate dalla radice del cordone di saldatura [12] e curva di resistenza S - N per il giunto saldato in acciaio testa a testa rasato [2]

2.9.3.1.2 Determinazione di R_c per giunti saldati in alluminio

Per i giunti saldati in alluminio noti il range della tensione limite di fatica a $5 \cdot 10^6$ cicli per il giunto saldato testa a testa rasato, $\Delta\sigma_D = 96$ MPa, e il range del fattore di intensificazione delle tensioni a $5 \cdot 10^6$ cicli, $\Delta K_{ID} = 99$ MPa $\text{mm}^{0.326}$, si ottiene un raggio di controllo $R_c = 0.12$ mm.

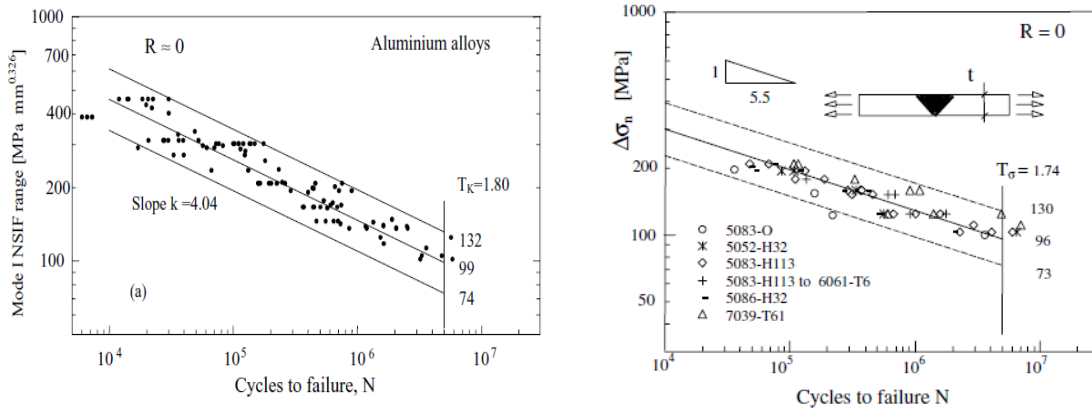


Figura 2.40 Curva di resistenza a fatica $\Delta K-N$ per i giunti saldati in alluminio soggetti a sollecitazione di modo I e caratterizzati da rotture a fatica iniziate dal piede cordone di saldatura [9] e curva di resistenza $S-N$ per il giunto saldato in alluminio testa a testa rasato [12]

Osservazione:

Vista l'ipotesi semplificativa introdotta nella determinazione di R_c , con riferimento al materiale intagliato, ci si aspetta che i valori determinati valgano solamente per puro modo I di sollecitazione, invece sperimentalmente si è notato che tali valori possono essere utilizzati anche quando il componente è soggetto ad una sollecitazione di modo I e di modo II.

Noto il valore di R_c è possibile applicare il criterio SED in ogni potenziale punto di innesco della cricca di fatica di un giunto saldato.

In base all'approccio SED la rottura a fatica è prevista nel punto critico caratterizzato dal valore più elevato del range della densità di energia di deformazione mediata sul volume di controllo, $\Delta\bar{W}$.

Noto il valore massimo di $\Delta\bar{W}$ è possibile prevedere la vita a fatica tramite la curva di progetto, riportata in [13], ottenuta secondo l'approccio SED.

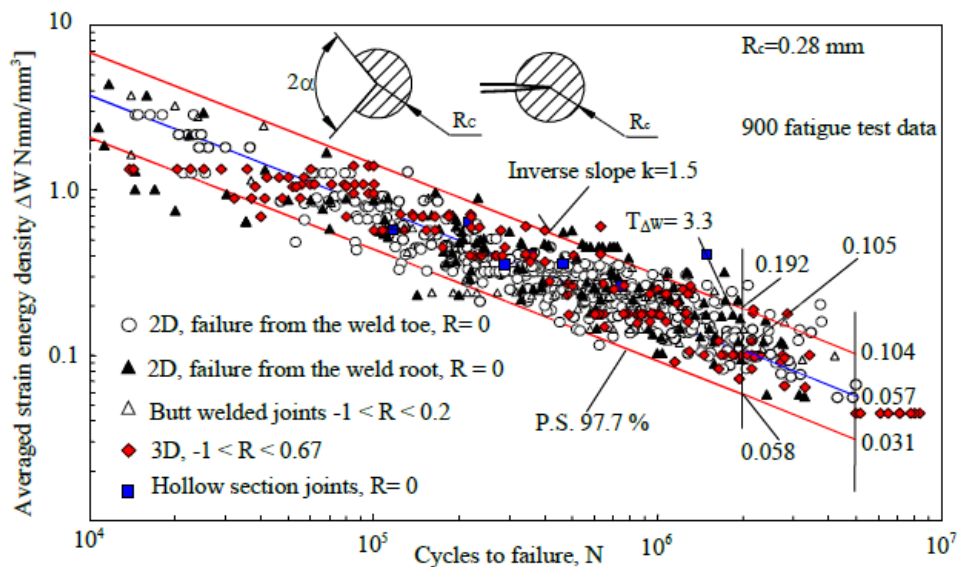


Figura 2.41 Banda per la progettazione a fatica di giunti saldati in acciaio secondo criterio SED [13]

2.9.3.2 Determinazione del SED mediato tramite FEM

- Calcolo degli NSIF, K_1 e K_2 , attraverso un'analisi agli elementi finiti con mesh fitte applicando le definizioni analitiche e sostituzione dei valori ottenuti nell'equazione in forma chiusa del SED (2.52).

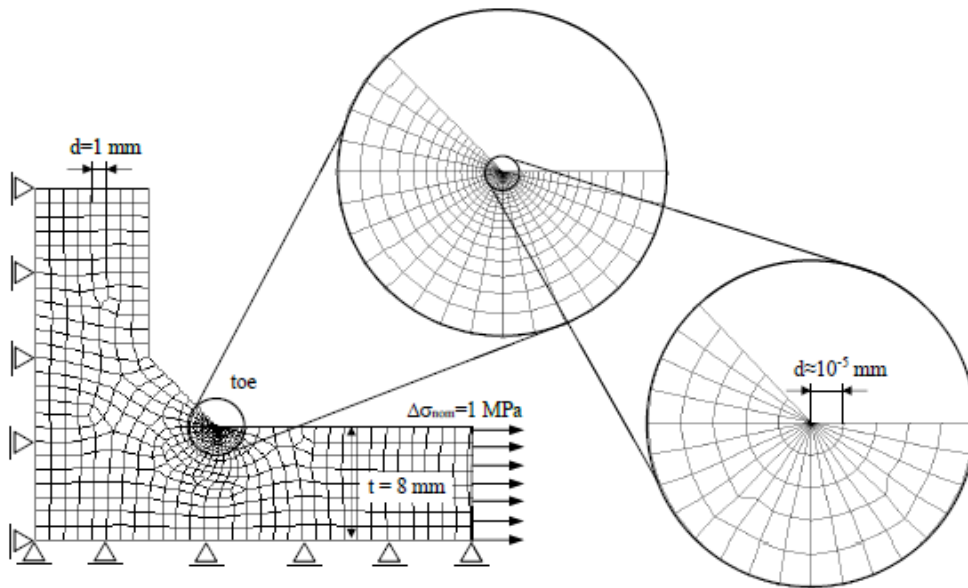


Figura 2.42 Esempio mesh adottata per il calcolo di K_1 secondo la definizione [5]

- Calcolo diretto del SED attraverso un'analisi agli elementi finiti con mesh rada all'interno del volume di controllo di raggio R_c , in quanto è stato dimostrato in [14] che il SED mediato è quasi insensibile alla dimensione della mesh.

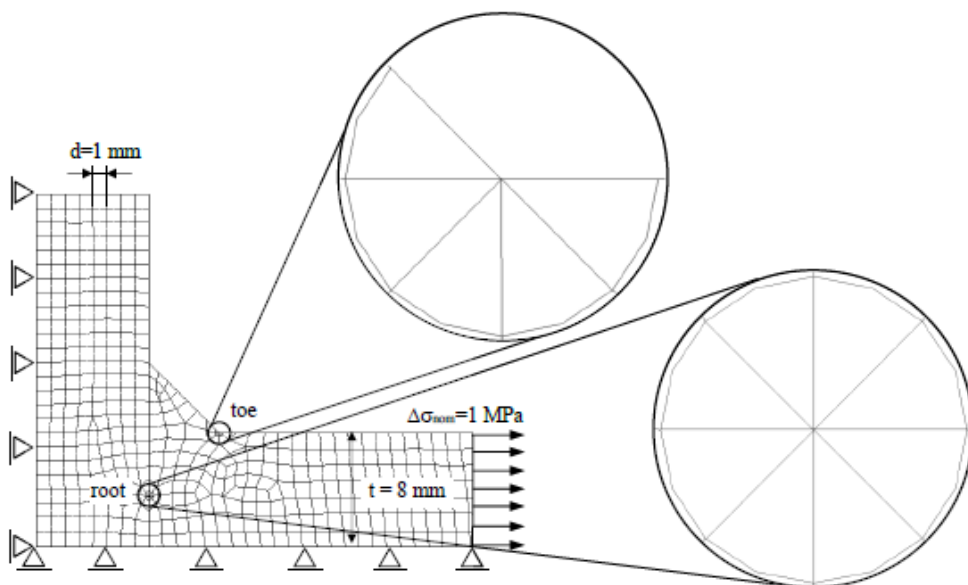


Figura 2.43 Esempio mesh rada all'interno del volume di controllo per il calcolo diretto del SED [5]

➤ Calcolo del SED mediato tramite l'applicazione del Peak Stress Method (PSM):

Caso 1: intaglio a V in condizioni di carico di puro modo I o modo I con modo II trascurabile

Sostituendo nell'espressione in forma chiusa del SED mediato (2.52) l'equazione (2.50) si ottiene:

$$\begin{cases} \Delta\bar{W} = \frac{1}{E} \left(e_1 \cdot \frac{\Delta K_1^2}{R_c^{2(1-\lambda_1)}} \right) \\ K_1 = K_{FE}^* \cdot \sigma_{\vartheta\vartheta, \vartheta=0, peak} \cdot d^{1-\lambda_1} \end{cases} \rightarrow \Delta\bar{W} = \frac{e_1}{E} \left(K_{FE}^* \cdot \Delta\sigma_{\vartheta\vartheta, \vartheta=0, peak} \cdot \left(\frac{d}{R_c} \right)^{1-\lambda_1} \right)^2 \quad (2.56)$$

Dove:

K_{FE}^* è pari a 1,38. Per quanto riguarda la densità di mesh richiesta, si deve adottare una densità di mesh tale per cui $a/d > 3$ per ottenere $K_{FE}^* = 1,38 \pm 5\%$.

$a = \min(l, z)$ per weld root e $a = t$ per weld toe, vedi Figura 2.44.

In ipotesi di stato piano di deformazione, è possibile ricavare una tensione equivalente di picco, $\Delta\sigma_{eq, peak}$, tramite la seguente espressione [15]:

$$\Delta\bar{W} = \frac{e_1}{E} \left(K_{FE}^* \cdot \Delta\sigma_{\vartheta\vartheta, \vartheta=0, peak} \cdot \left(\frac{d}{R_c} \right)^{1-\lambda_1} \right)^2 = \frac{1-\nu^2}{2E} \cdot \Delta\sigma_{eq, peak}^2 \quad (2.57)$$

Esplicitando $\Delta\sigma_{eq, peak}$ si ottiene:

$$\Delta\sigma_{eq, peak} = f_{w1} \cdot \Delta\sigma_{\vartheta\vartheta, \vartheta=0, peak} \quad (2.58.a)$$

$$f_{w1} = K_{FE}^* \cdot \sqrt{\frac{2e_1}{1-\nu^2}} \cdot \left(\frac{d}{R_c} \right)^{1-\lambda_1} \quad (2.58.b)$$

Secondo la formulazione PSM dell'approccio SED, la rottura a fatica è prevista nel punto caratterizzato dal valore più elevato di $\Delta\sigma_{eq, peak}$.

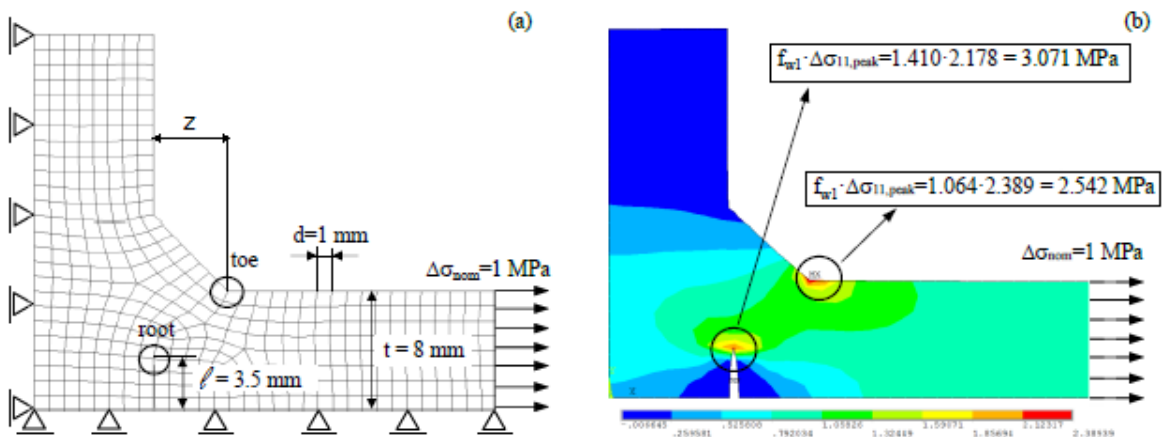


Figura 2.44 Esempio di applicazione PSM caso1 con modo II trascurabile

Il vantaggio principale di tale metodo è che non è necessario modellare il volume di controllo di raggio R_c per il calcolo del SED mediato.

Caso 2: intaglio a V in condizioni di carico di modo I e modo II

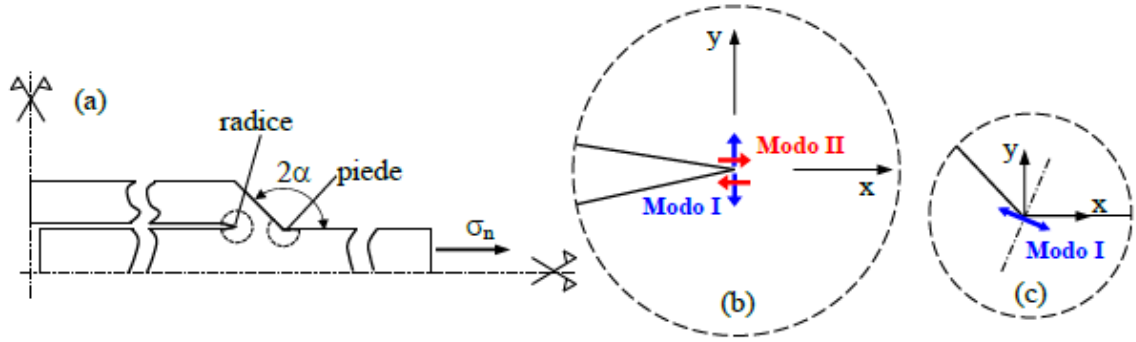


Figura 2.45 Esempio intaglio a V in condizioni di carico di modo I e modo II [5]

Nel caso in esame è possibile estendere la trattazione del caso 1 sostituendo nell'espressione in forma chiusa del SED mediato (2.52) l'equazione (2.50) e la relazione del NSIF di modo II presente in [16]:

$$\begin{cases} \Delta\bar{W} = \frac{1}{E} \left(e_1 \cdot \frac{\Delta K_1^2}{R_c^{2(1-\lambda_1)}} + e_2 \cdot \frac{\Delta K_2^2}{R_c^{2(1-\lambda_2)}} \right) \\ K_1 = K_{FE}^* \cdot \sigma_{\vartheta\vartheta, \vartheta=0, peak} \cdot d^{1-\lambda_1} \\ K_2 = K_{FE}^{**} \cdot \tau_{r\vartheta, \vartheta=0, peak} \cdot d^{1-\lambda_2} \end{cases}$$

$$\rightarrow \Delta\bar{W} = \frac{e_1}{E} \left(K_{FE}^* \cdot \Delta\sigma_{\vartheta\vartheta, \vartheta=0, peak} \cdot \left(\frac{d}{R_c} \right)^{1-\lambda_1} \right)^2 + \frac{e_2}{E} \left(K_{FE}^{**} \cdot \Delta\tau_{r\vartheta, \vartheta=0, peak} \cdot \left(\frac{d}{R_c} \right)^{1-\lambda_2} \right)^2 \quad (2.59)$$

Dove:

K_{FE}^{**} è pari a 3,38. Per quanto riguarda la densità di mesh richiesta, nel caso in cui anche il modo II di sollecitazione è singolare si devono adottare mesh più fitte, $a/d > 14$ per ottenere $K_{FE}^{**} = 3,38 \pm 5\%$.
 $a = \min(l, z)$.

Osservazione

La dimensione globale di elemento nel caso 2 deve essere più fitta rispetto al caso 1 in cui solo il modo I è singolare, dove $a/d > 3$, in modo tale rispettare la relazione $a/d > 14$ (condizione più restrittiva).

Anche in questo caso, in ipotesi di stato piano di deformazione, è possibile ricavare una tensione equivalente di picco, $\Delta\sigma_{eq, peak}$, tramite la seguente espressione [15]:

$$\Delta\bar{W} = \frac{e_1}{E} \left(K_{FE}^* \cdot \Delta\sigma_{\vartheta\vartheta, \vartheta=0, peak} \cdot \left(\frac{d}{R_c} \right)^{1-\lambda_1} \right)^2 + \frac{e_2}{E} \left(K_{FE}^{**} \cdot \Delta\tau_{r\vartheta, \vartheta=0, peak} \cdot \left(\frac{d}{R_c} \right)^{1-\lambda_2} \right)^2 = \frac{1-\nu^2}{2E} \cdot \Delta\sigma_{eq, peak}^2 \quad (2.60)$$

Esplicitando $\Delta\sigma_{eq, peak}$ si ottiene:

$$\Delta\sigma_{eq, peak} = \sqrt{f_{w1}^2 \cdot \Delta\sigma_{\vartheta\vartheta, \vartheta=0, peak}^2 + f_{w2}^2 \cdot \Delta\tau_{r\vartheta, \vartheta=0, peak}^2} \quad (2.61.a)$$

$$f_{w1} = K_{FE}^* \cdot \sqrt{\frac{2e_1}{1-\nu^2}} \cdot \left(\frac{d}{R_c} \right)^{1-\lambda_1} \quad (2.61.b)$$

$$f_{w2} = K_{FE}^{**} \cdot \sqrt{\frac{2e_2}{1-\nu^2}} \cdot \left(\frac{d}{R_c} \right)^{1-\lambda_2} \quad (2.61.c)$$

Secondo la formulazione PSM dell'approccio SED, la rottura a fatica è prevista nel punto caratterizzato dal valore più elevato di $\Delta\sigma_{eq, peak}$.

Caso 3: intaglio a V in condizioni di carico di modo I, modo II e modo III

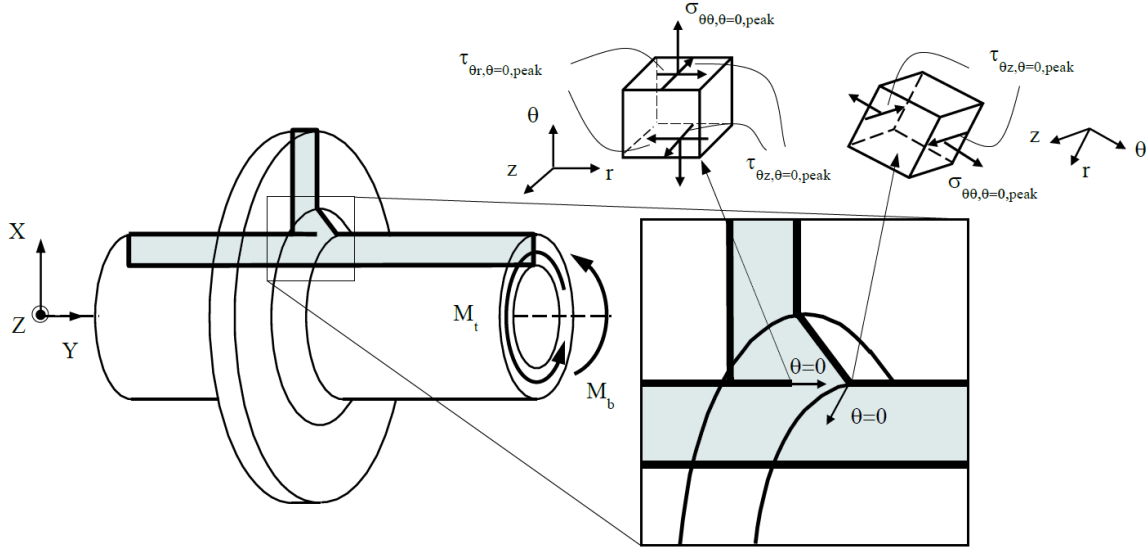


Figura 2.46 Esempio intaglio a V in condizioni di carico di modo I, modo II e modo III [17]

Nel caso in esame è possibile estendere la trattazione del caso I nel seguente modo [17]:

$$\begin{cases} \Delta\bar{W} = \frac{1}{E} \left(e_1 \cdot \frac{\Delta K_1^2}{R_c^{2(1-\lambda_1)}} + e_2 \cdot \frac{\Delta K_2^2}{R_c^{2(1-\lambda_2)}} + e_3 \cdot \frac{\Delta K_3^2}{R_c^{2(1-\lambda_3)}} \right) \\ K_1 = K_{FE}^* \cdot \sigma_{\vartheta\vartheta,\vartheta=0,peak} \cdot d^{1-\lambda_1} \\ K_2 = K_{FE}^{**} \cdot \tau_{r\vartheta,\vartheta=0,peak} \cdot d^{1-\lambda_2} \\ K_3 = K_{FE}^{***} \cdot \tau_{\vartheta z,\vartheta=0,peak} \cdot d^{1-\lambda_3} \end{cases}$$

$$\rightarrow \Delta\bar{W} = \frac{e_1}{E} \left(K_{FE}^* \cdot \Delta\sigma_{\vartheta\vartheta,\vartheta=0,peak} \cdot \left(\frac{d}{R_c} \right)^{1-\lambda_1} \right)^2 + \frac{e_2}{E} \left(K_{FE}^{**} \cdot \Delta\tau_{r\vartheta,\vartheta=0,peak} \cdot \left(\frac{d}{R_c} \right)^{1-\lambda_2} \right)^2 + \frac{e_3}{E} \left(K_{FE}^{***} \cdot \Delta\tau_{\vartheta z,\vartheta=0,peak} \cdot \left(\frac{d}{R_c} \right)^{1-\lambda_3} \right)^2 \quad (2.62)$$

Dove:

K_{FE}^{***} è pari a 1,93. Per quanto riguarda la densità di mesh richiesta, nel caso in cui anche il modo III di sollecitazione è singolare si devono adottare mesh più fitte, $a/d > 3$ per weld toe ($2\alpha=135^\circ$) e $a/d > 12$ per weld root ($2\alpha=0^\circ$) per ottenere $K_{FE}^{**} = 1,93 \pm 5\%$.

$a = \min(l, z, t)$ per weld root e $a=t$ per weld toe

Osservazione

La dimensione globale di elemento deve essere scelta in modo da rispettare la condizione più restrittiva imposta dalla densità di mesh, a/d .

In ipotesi di stato piano di deformazione, è possibile ricavare una tensione equivalente di picco, $\Delta\sigma_{eq,peak}$, tramite la seguente espressione [17]:

$$\Delta\bar{W} = \frac{e_1}{E} \left(K_{FE}^* \cdot \Delta\sigma_{\vartheta\vartheta,\vartheta=0,peak} \cdot \left(\frac{d}{R_c} \right)^{1-\lambda_1} \right)^2 + \frac{e_2}{E} \left(K_{FE}^{**} \cdot \Delta\tau_{r\vartheta,\vartheta=0,peak} \cdot \left(\frac{d}{R_c} \right)^{1-\lambda_2} \right)^2 + \frac{e_3}{E} \left(K_{FE}^{***} \cdot \Delta\tau_{\vartheta z,\vartheta=0,peak} \cdot \left(\frac{d}{R_c} \right)^{1-\lambda_3} \right)^2 = \frac{1-\nu^2}{2E} \cdot \Delta\sigma_{eq,peak}^2 \quad (2.63)$$

Esplicitando $\Delta\sigma_{eq,peak}$ si ottiene:

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = \sqrt{f_{w1}^2 \cdot \Delta\sigma_{\vartheta\vartheta,\vartheta=0,peak}^2 + f_{w2}^2 \cdot \Delta\tau_{r\vartheta,\vartheta=0,peak}^2 + f_{w3}^2 \cdot \Delta\tau_{\vartheta z,\vartheta=0,peak}^2} \quad (2.64.a)$$

$$f_{w1} = K_{FE}^* \cdot \sqrt{\frac{2e_1}{1-\nu^2}} \cdot \left(\frac{d}{R_c}\right)^{1-\lambda_1} \quad (2.64.b)$$

$$f_{w2} = K_{FE}^{**} \cdot \sqrt{\frac{2e_2}{1-\nu^2}} \cdot \left(\frac{d}{R_c}\right)^{1-\lambda_2} \quad (2.64.c)$$

$$f_{w3} = K_{FE}^{***} \cdot \sqrt{\frac{2e_3}{1-\nu^2}} \cdot \left(\frac{d}{R_c}\right)^{1-\lambda_3} \quad (2.64.d)$$

Secondo la formulazione PSM dell'approccio SED, la rottura a fatica è prevista nel punto caratterizzato dal valore più elevato di $\Delta\sigma_{eq,peak}$.

Osservazione

Si può infine notare come sia i valori dei parametri f_{w1} , f_{w2} e f_{w3} sia i valori delle tensioni di picco $\sigma_{\vartheta\vartheta,\vartheta=0,peak}$, $\sigma_{r\vartheta,\vartheta=0,peak}$ e $\sigma_{\vartheta z,\vartheta=0,peak}$ dipendano dalla dimensione di elemento, d , adottata per generare la mesh, mentre la tensione equivalente di picco, $\Delta\sigma_{eq,peak}$, è indipendente da d e quindi è *mesh insensitive*.

In conclusione, in Tabella 2.13, riportata in [18], vengono riassunti i parametri richiesti per applicare correttamente il PSM utilizzando Ansys®.

Loading	FE analysis		PSM parameters	$2\alpha = 0^\circ$	$2\alpha = 90^\circ$	$2\alpha = 120^\circ$	$2\alpha = 135^\circ$	α – root side	α – toe side
	2D/3D	FE type						$\min\{L, z\}$	t
Mode I	2D	Plane-4	K_{FE}^*	$1.38 \pm 3\%$					
	3D	Brick-8	$(a/d)_{min}$	3					
			FE at notch tip	4	4	2	2		
			K_{FE}^*	$1.75 \pm 22\%$					
			$(a/d)_{min}$	3					
			FE at notch tip	<i>not to be checked</i>					
Mode II			K_{FE}^*	$1.05 \pm 15\%$			$1.21 \pm 10\%$		
			$(a/d)_{min}$	3			1		
			FE at notch tip	<i>not to be checked</i>					
	2D	Plane-4	K_{FE}^{**}	$3.38 \pm 3\%$	$2.62 \pm 10\%$				
	3D	Brick-8	$(a/d)_{min}$	14	10			$\min\{L, z\}$	
			FE at notch tip	4	4				
Mode III			K_{FE}^{**}	$2.65 \pm 15\%$	$2.90 \pm 10\%$				
			$(a/d)_{min}$	3	1				
			FE at notch tip	<i>not to be checked</i>					
			K_{FE}^{**}	$1.63 \pm 20\%$	$2.65 \pm 10\%$				
			$(a/d)_{min}$	1	1				
			FE at notch tip	<i>not to be checked</i>					
Mode III	2D	Plane-4	K_{FE}^{***}	$1.93 \pm 3\%$					
	3D	Brick-8	$(a/d)_{min}$	12					
			FE at notch tip	4					
			K_{FE}^{***}	$2.50 \pm 15\%$					
			$(a/d)_{min}$	5					
			FE at notch tip	<i>not to be checked</i>					
Mode III			K_{FE}^{***}	$1.37 \pm 15\%$			$1.70 \pm 10\%$		
			$(a/d)_{min}$	3			3		
			FE at notch tip	<i>not to be checked</i>					

Tabella 2.13 Riassunto parametri richiesti per applicare il PSM utilizzando Ansys® [18]

Dopo aver introdotto il PSM, va notato che la calibrazione originale dei coefficienti K_{FE}^* , K_{FE}^{**} e K_{FE}^{***} è stata eseguita solo per alcuni angoli di apertura dell'intaglio a V : 0° , 90° , 120° e 135° . Questo è un limite importante per l'applicabilità generale del PSM alle strutture saldate come ad esempio i butt joint dove l'angolo di apertura dell'intaglio è diverso dagli angoli di apertura precedentemente riportati.

Per superare questi problemi, nell'articolo [19] i coefficienti K_{FE}^* , K_{FE}^{**} e K_{FE}^{***} sono stati calibrati per l'intera gamma degli angoli di apertura dell'intaglio a V , da 0° a 180° .

Di seguito si riportano le principali formule e i grafici riportati nell'articolo [19]:

$$1 - \lambda_i = a_i \cdot (2\alpha)^4 + b_i \cdot (2\alpha)^3 + c_i \cdot (2\alpha)^2 + d_i \cdot (2\alpha) + e_i \quad \text{dove } i = 1,2,3 \text{ e } 2\alpha [^\circ] \quad (2.65)$$

coefficient	$1 - \lambda_1$	$1 - \lambda_2$	$1 - \lambda_3$
a	$-5.643 \cdot 10^{-10}$	0	0
b	$5.379 \cdot 10^{-8}$	$-9.491 \cdot 10^{-8}$	$-3.768 \cdot 10^{-8}$
c	$-7.777 \cdot 10^{-6}$	$-9.802 \cdot 10^{-6}$	$-1.167 \cdot 10^{-7}$
d	$1.785 \cdot 10^{-4}$	$-2.906 \cdot 10^{-3}$	$-1.525 \cdot 10^{-3}$
e	0.5	0.5	0.5

Tabella 2.14 Coefficienti per stimare $1-\lambda_1$, $1-\lambda_2$ e $1-\lambda_3$

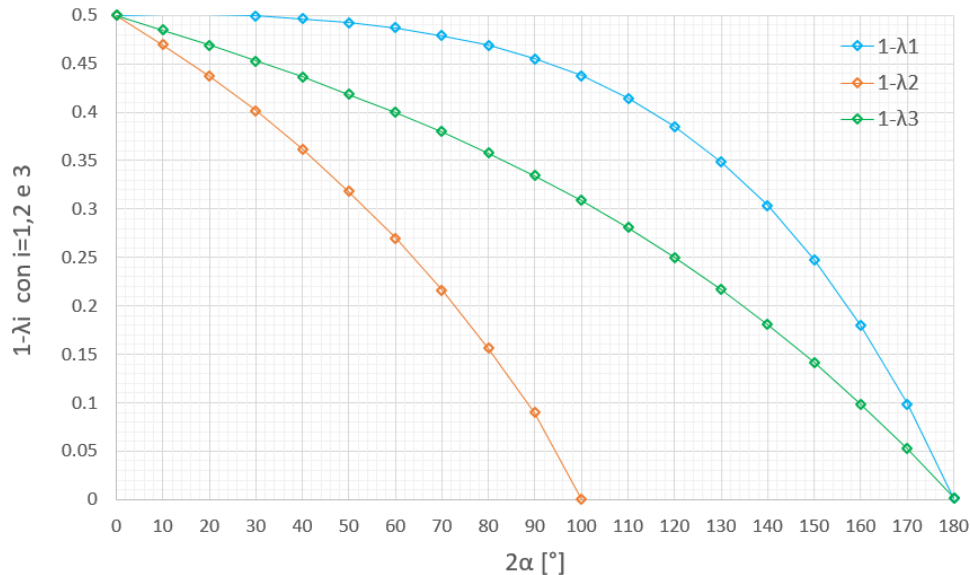


Figura 2.47 Andamento $1-\lambda_1$, $1-\lambda_2$ e $1-\lambda_3$ al variare dell'angolo di apertura dell'intaglio a V , 2α

$$e_1(2\alpha, \nu) = p_{00,i} + p_{10,i} \cdot (2\alpha) + p_{01,i} \cdot \nu + p_{20,i} \cdot (2\alpha)^2 + p_{11,i} \cdot (2\alpha \cdot \nu) + p_{30,i} \cdot (2\alpha)^3 + p_{21,i} \cdot (2\alpha)^2 \cdot \nu \quad \text{dove } i = 1,2,3 \text{ e } 2\alpha [^\circ] \quad (2.66)$$

coefficient	e_1	e_2	e_3
P_{00}	$2.289 \cdot 10^{-1}$	$3.761 \cdot 10^{-1}$	$3.183 \cdot 10^{-1}$
P_{10}	$6.818 \cdot 10^{-4}$	$-2.973 \cdot 10^{-3}$	$-8.842 \cdot 10^{-4}$
P_{01}	$-3.200 \cdot 10^{-1}$	$-1.154 \cdot 10^{-1}$	$3.183 \cdot 10^{-1}$
P_{20}	$-8.023 \cdot 10^{-6}$	$5.987 \cdot 10^{-6}$	$8.168 \cdot 10^{-15}$
P_{11}	$-3.688 \cdot 10^{-4}$	$1.695 \cdot 10^{-3}$	$-8.842 \cdot 10^{-4}$
P_{30}	$-3.771 \cdot 10^{-9}$	0	0
P_{21}	$1.169 \cdot 10^{-5}$	0	0

Tabella 2.15 Coefficienti per stimare e_1 , e_2 e e_3

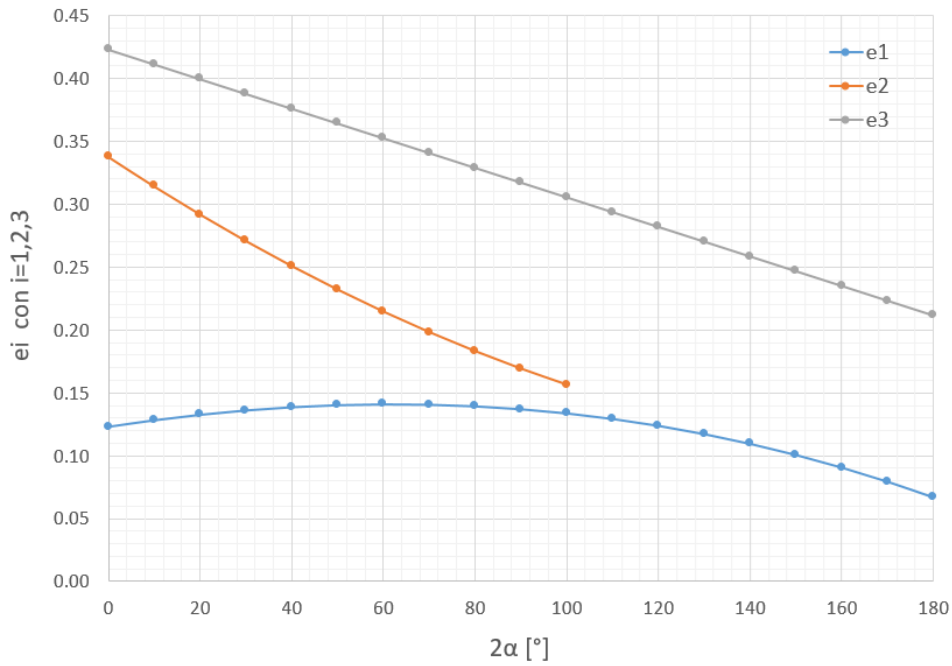


Figura 2.48 Andamento e_1 , e_2 e e_3 al variare dell'angolo di apertura dell'intaglio a V, 2α

$$K_{FE}^i = a_i \cdot (2\alpha)^5 + b_i \cdot (2\alpha)^4 + c_i \cdot (2\alpha)^3 + d_i \cdot (2\alpha)^2 + e_i \cdot (2\alpha) + f_i \quad \text{dove } i = *, **, *** \text{ e } 2\alpha[^\circ] \quad (2.67)$$

coefficient	K_{FE}^*		K_{FE}^{**}	K_{FE}^{***}	
	$0^\circ \leq 2\alpha < 120^\circ$	$120^\circ \leq 2\alpha \leq 180^\circ$		$0^\circ \leq 2\alpha < 120^\circ$	$120^\circ \leq 2\alpha \leq 180^\circ$
a	0	0	0	0	0
b	0	0	0	0	0
c	0	0	0	0	0
d	$1.943 \cdot 10^{-5}$	$2.679 \cdot 10^{-4}$	$2.665 \cdot 10^{-4}$	0	$6.377 \cdot 10^{-5}$
e	$-9.690 \cdot 10^{-4}$	$-6.086 \cdot 10^{-2}$	$-3.054 \cdot 10^{-2}$	0	$-7.573 \cdot 10^{-3}$
f	1.365	4.768	3.380	1.930	1.803

Tabella 2.16 Coefficienti per stimare K_{FE}^* , K_{FE}^{**} e K_{FE}^{***} per 4-node plane/8-node brick element

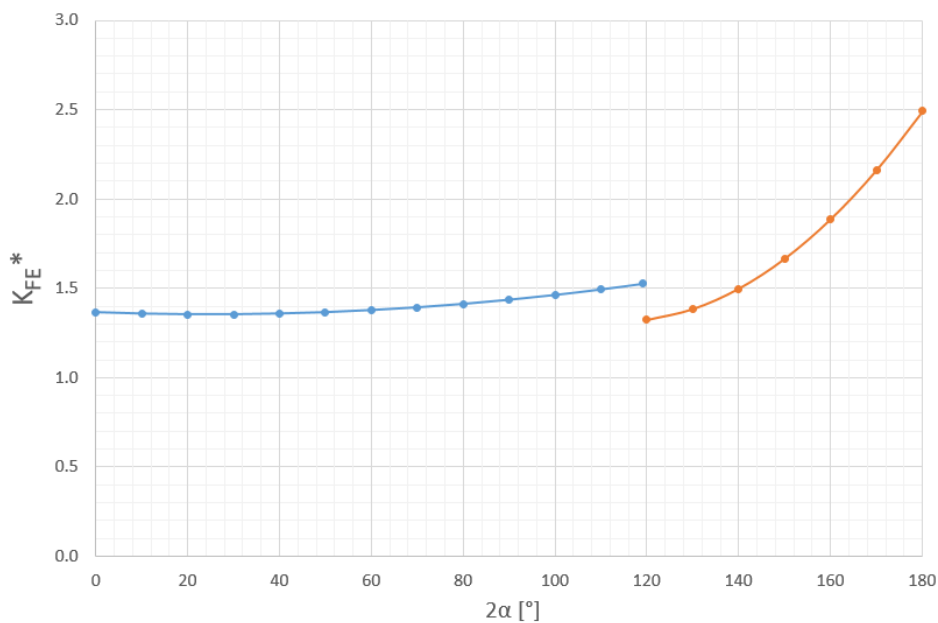


Figura 2.49 Andamento K_{FE}^* al variare dell'angolo di apertura dell'intaglio a V, 2α

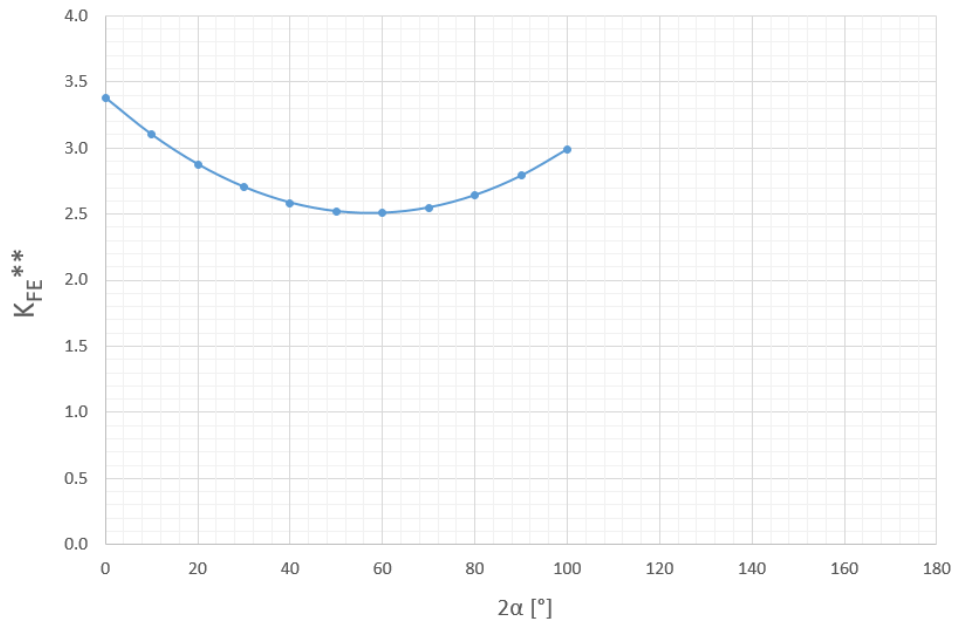


Figura 2.50 Andamento K_{FE}^{**} al variare dell'angolo di apertura dell'intaglio a V , 2α

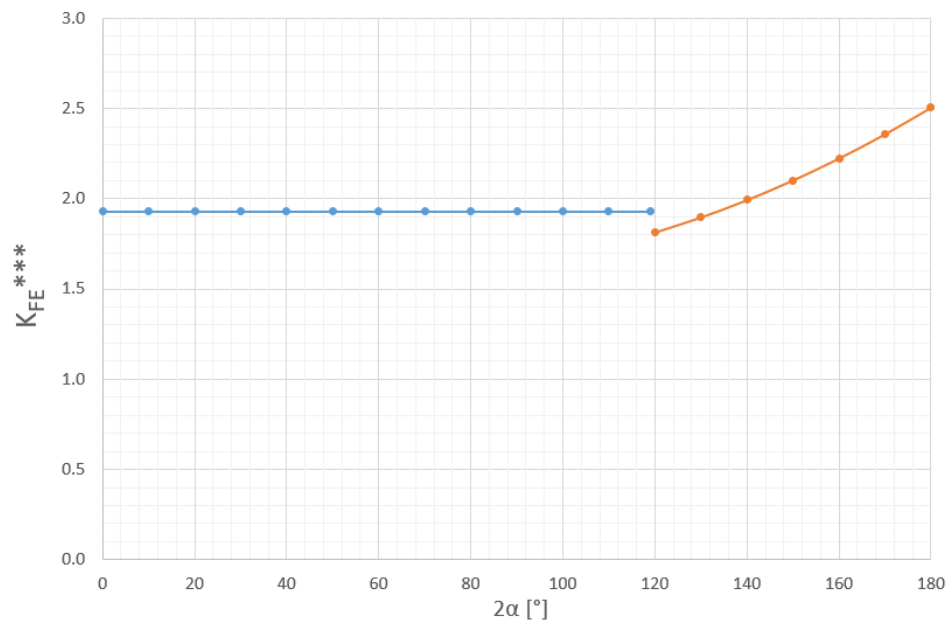


Figura 2.51 Andamento K_{FE}^{***} al variare dell'angolo di apertura dell'intaglio a V , 2α

CAPITOLO 3

Addestramento 2D

3.1 Geometrie analizzate

Obiettivo: eseguire l'analisi statistica dei dati di fatica forniti, tramite il foglio di calcolo Excel "Programma analisi statistica dei dati di fatica", dopo aver analizzato mediante gli approcci Nominal Stress, Hot Spot Stress, NSIF, SED e PSM i giunti saldati in acciaio, di seguito riportati, tramite Ansys®

Le geometrie dei giunti saldati in acciaio analizzate sono le seguenti [9]:

Series	Joint geometry	a [mm]	b [mm]	t [mm]	Load type
1	Cruciform-nlc	13	8	10	T
12	Cruciform-nlc	100	15	220	T
16	Cruciform-nlc	100	8	13	B
23	T-nlc	6	6	6	B

Tabella 3.1 Geometrie giunti saldati in acciaio analizzate

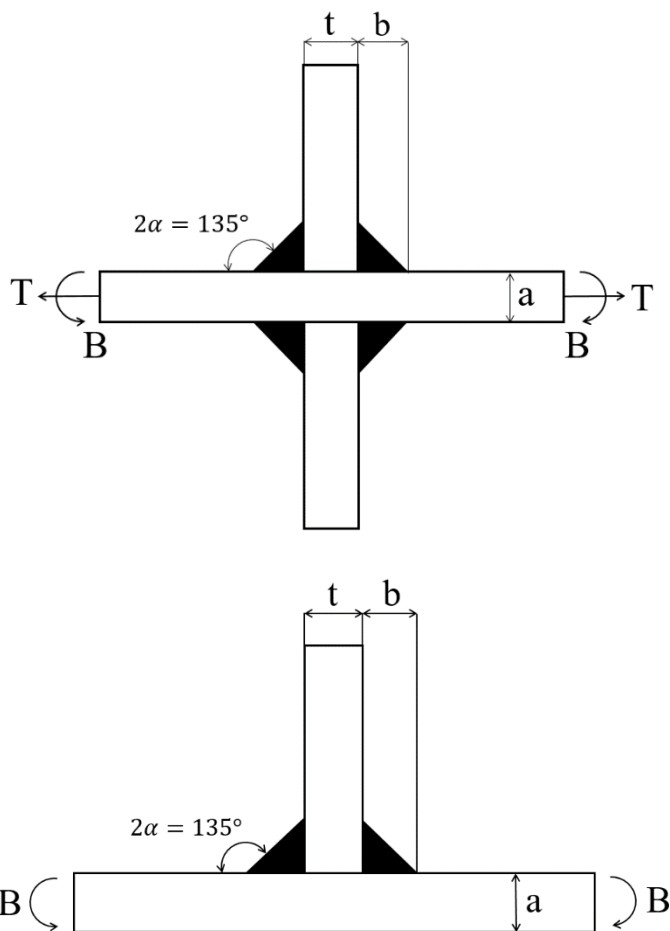


Figura 3.1 Geometrie dei giunti saldati in acciaio analizzate

3.2 Analisi del giunto saldato C-NLC con $a=13\text{mm}$, $b=8\text{mm}$ e $t=10\text{mm}$ soggetto alla sollecitazione di trazione

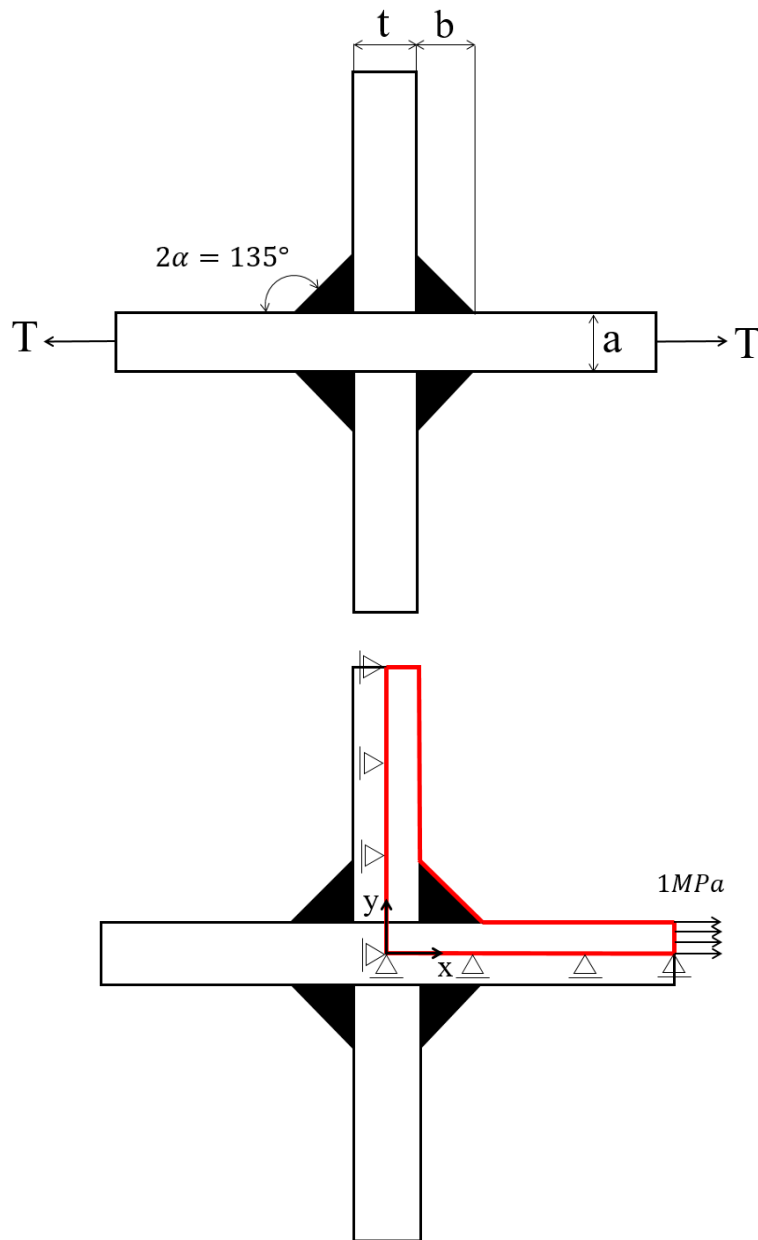


Figura 3.2 Geometria reale del giunto saldato e schema di calcolo utilizzato

3.2.1 Determinazione Notch Stress Intensity Factor (NISIF)

Per determinare tramite FEM il valore del NSIF di modo I, al piede cordone di saldatura, applicando direttamente la definizione, la densità di mesh deve essere estremamente fitta, circa 10^{-5} mm, al fine di cogliere il gradiente del campo di tensione locale necessario per determinare K_I .

Per garantire un infittimento graduale della mesh, avvicinandosi all'apice dell'intaglio, sono state create le seguenti aree guida:

- 2 settori circolari aventi raggio pari a 0.0001 mm con centro corrispondente all'apice dell'intaglio;
- 2 settori circolari aventi raggio pari a 0.28 mm con centro corrispondente all'apice dell'intaglio;

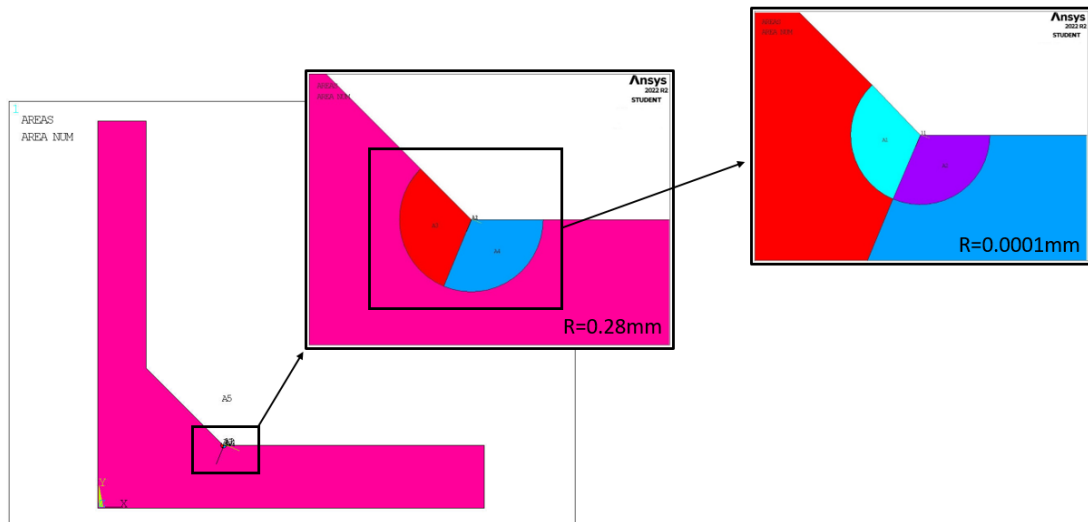
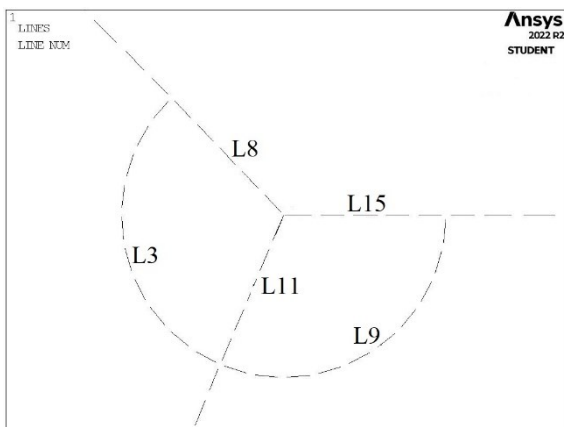


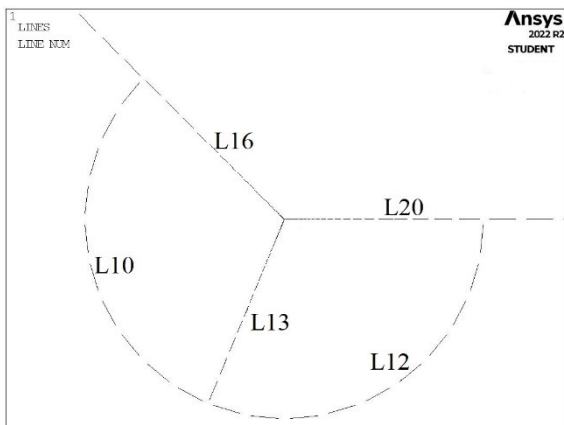
Figura 3.3 Aree guida utilizzate per la creazione della mesh

Successivamente le linee che delimitano i due settori circolari di raggio pari a 0.0001 mm sono state suddivise in modo tale da ottenere una dimensione massima dell'elemento della mesh pari a $2 \cdot 10^{-5}$ mm, mentre le linee che delimitano i due settori circolari di raggio pari a 0.28 mm sono state suddivise in modo tale da ottenere un inaffittimento progressivo della mesh avvicinandosi all'apice dell'intaglio.



LINEA	SUDDIVISIONI	SPACING RATIO
8	5	1
11	5	1
15	5	1
3	10	1
9	10	1

Figura 3.4 Suddivisione settori circolari aventi raggio pari a 0.0001 mm



LINEA	SUDDIVISIONI	SPACING RATIO
13	50	2000
16	50	2000
20	50	2000
10	10	1
12	10	1

Figura 3.5 Suddivisione settori circolari aventi raggio pari a 0.28 mm

Per la creazione della mesh si è utilizzato l'elemento PLANE 182 con le seguenti opzioni:

- K1 = 3 (simple enhanced strain);
- K3 = 2 (plane strain);

La mesh è stata generata scegliendo le seguenti tipologie di mesh:

- La mesh per i settori circolari aventi raggio pari a 0.0001 mm è stata generata utilizzando una mesh di tipo free e la funzione CONCENTRATION KEYPOINT in modo tale da ottenere un infittimento progressivo della mesh verso l'apice dell'intaglio;
Meshing → *Size CNTRLS* → *Concentration KPS* → *Create*:
NPT: selezionare il KP corrispondente all'apice dell'intaglio
DELR = 0.00002
RRAT = 1
NTHET = 4 (se l'angolo al centro è di 45°) o 8 (se l'angolo al centro è di 90°)
- La mesh per i settori circolari aventi raggio pari a 0.28 mm è stata generata utilizzando una mesh di tipo mapped;
- La mesh nell'area rimanente del giunto è stata generata utilizzando una mesh di tipo free prestando attenzione a non generare una mesh troppo distorta in prossimità dei settori circolari di raggio pari a 0.28 mm;

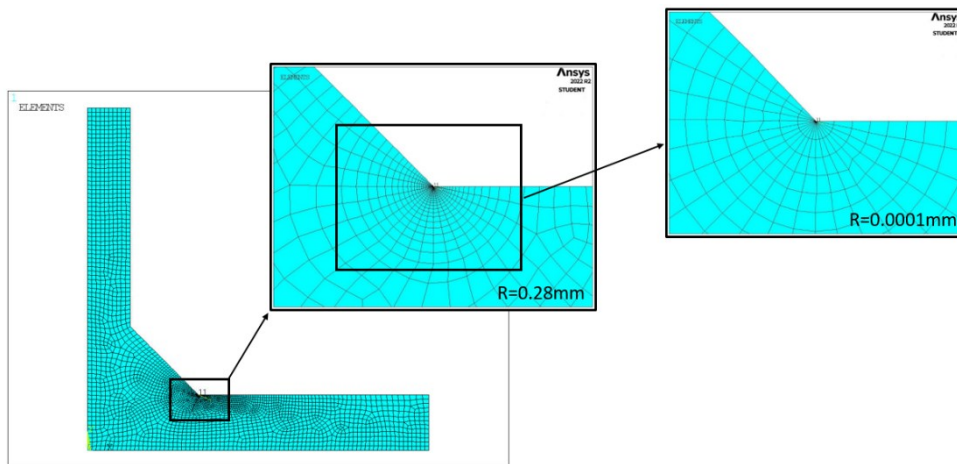


Figura 3.6 Mesh generata per la valutazione di ΔK_I

Infine il valore di $\Delta K_{I,1MPa}$ (NSIF di modo I) è stato determinato utilizzando la seguente procedura:

1. Definire un sistema di riferimento locale con centro situato all'apice dell'intaglio e con direzione x lungo la bisettrice dell'intaglio:
Workplane → *Local Coordinate Systems* → *Create Local CS* → *At specified Loc*: selezionare il nodo dove si vuole posizionare il Local Coordinate System e impostare *KCS=11*, *KCS= Cartesian* e *THXY=247.5°*

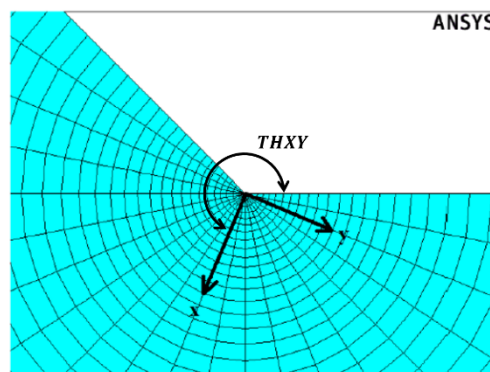


Figura 3.7 Sistema di riferimento locale con centro all'apice dell'intaglio

- Impostare come sistema di riferimento di output il sistema di riferimento locale creato al punto 1:
General Postproc → *Options for Output*: impostare *RSYS= Local System* e *Local System Reference=11*
- Creare un path lungo la bisettrice dell'intaglio selezionando tutti i nodi lungo la bisettrice dall'apice dell'intaglio fino al termine del settore circolare avente raggio pari a 0.28 mm ed associare ad ogni nodo il corrispondente valore della tensione σ_{yy} che nel sistema di riferimento locale creato corrisponde alla tensione $\sigma_{\theta\theta}$ dell'equazione (2.46.a)

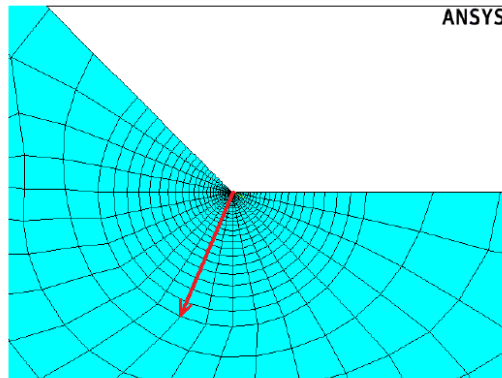


Figura 3.8 Path creato lungo la bisettrice dell'intaglio

- Diagrammare l'andamento delle tensioni $\Delta\sigma_{\theta\theta}$, che nel caso di rapporto di ciclo $R=0$ corrispondono alle tensioni $\sigma_{\theta\theta}$, in funzione della coordinata radiale r in un grafico in scala doppia logaritmica e verificare che il valore del grado di singolarità del campo di tensione sia effettivamente pari a $1-\lambda_1$, cioè pari a 0.326 per $2\alpha=135^\circ$

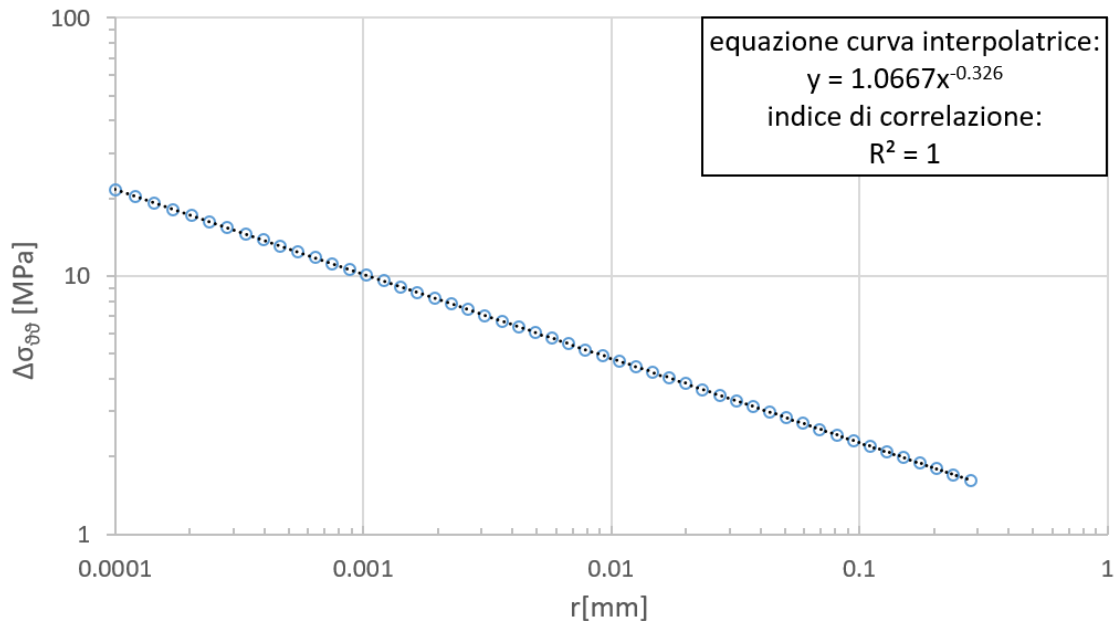


Figura 3.9 Andamento delle tensioni $\sigma_{\theta\theta}$ in funzione della distanza dall'apice dell'intaglio r

- Determinare il valore di $\Delta K_{1,1MPa}$ per tutti i nodi j -esimi in corrispondenza dell'apice dell'intaglio utilizzando l'espressione (2.49) ricavata dall'equazione (2.46.a):

$$\Delta K_1 \stackrel{\text{def}}{=} \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0^+} \Delta\sigma_{\theta\theta}(r, \vartheta = 0) \cdot r^{1-\lambda_1} \quad \rightarrow \quad \Delta K_{1,1MPa,j} = \sqrt{2\pi} \cdot \Delta\sigma_{\theta\theta,j} \cdot r_j^{1-\lambda_1}$$

Diagrammando l'andamento dei valori di $\Delta K_{1,1MPa}$ ottenuti in funzione della coordinata radiale r in un grafico in scala doppio logaritmica si può notare la costanza di $\Delta K_{1,1MPa}$ al variare della distanza dall'apice dell'intaglio, r , in prossimità dell'apice dell'intaglio

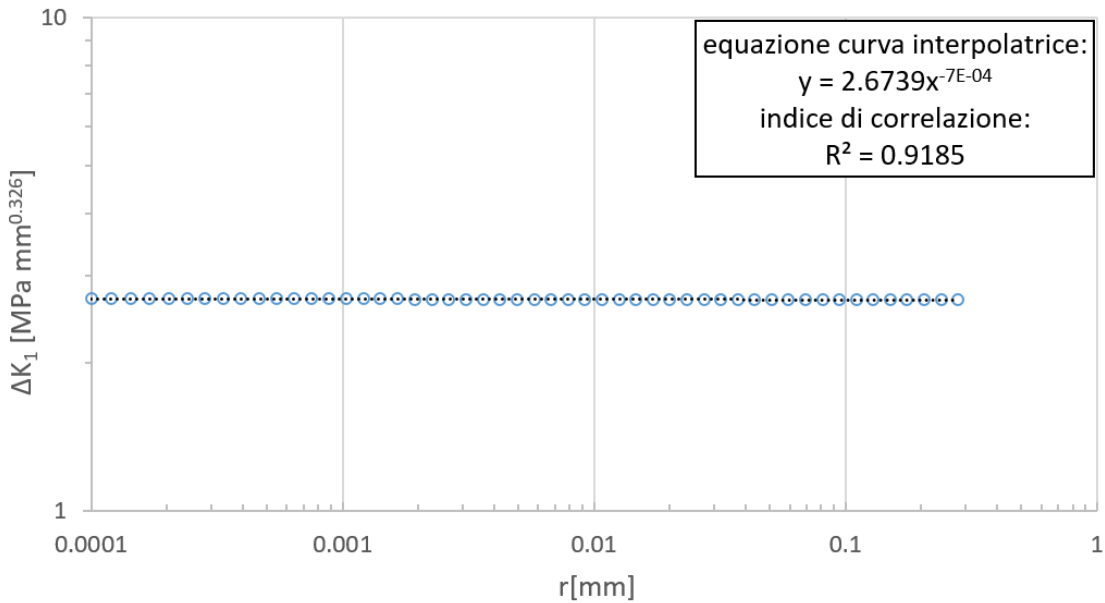


Figura 3.10 Andamento di $\Delta K_{1,1MPa}$ in funzione della distanza dall'apice dell'intaglio r

Osservazione:

Il valore di $\Delta K_{1,1MPa}$ determinato utilizzando la seguente procedura, $\Delta K_{1,1MPa} = 2.674 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{0.326}$, fa riferimento, nel caso in esame, a una sollecitazione applicata di trazione pari a 1 MPa. Per ottenere il valore di ΔK_1 relativo alla tensione nominale applicata al giunto saldato, $\Delta \sigma_{\text{nominale}}$, occorre utilizzare la seguente equazione:

$$\Delta K_1 = \Delta K_{1,1MPa} \cdot \frac{\Delta \sigma_{\text{nom}}}{1 \text{ MPa}} \quad (3.1)$$

I risultati ottenuti per il giunto saldato C-NLC con $a=13\text{mm}$, $b=8\text{mm}$ e $t=10\text{mm}$ soggetto a trazione sono i seguenti:

numero serie/referenza da paper	N [cicli]	$\Delta \sigma_{\text{nominale}}$ [MPa]	ΔK_1 [MPa mm ^{0.326}]
C-NLC con $a=13\text{mm}$, $b=8\text{mm}$ e $t=10\text{mm}$ soggetto a trazione	192000	200	535
	507000	140	374
	2937000	100	267
	4297000	80	214

Tabella 3.2 Riassunto dei risultati di ΔK_1 per il giunto saldato C-NLC con $a=13\text{mm}$, $b=8\text{mm}$ e $t=10\text{mm}$ soggetto a trazione

3.2.2 Determinazione Strain Energy Density (SED)

Il SED considera come parametro critico per la resistenza strutturale la densità di energia di deformazione mediata su un volume strutturale di raggio R_c . La valutazione della densità dell'energia di deformazione mediata implica la definizione del volume di controllo e del relativo raggio di controllo R_c , la cui dimensione è considerata una proprietà del materiale.

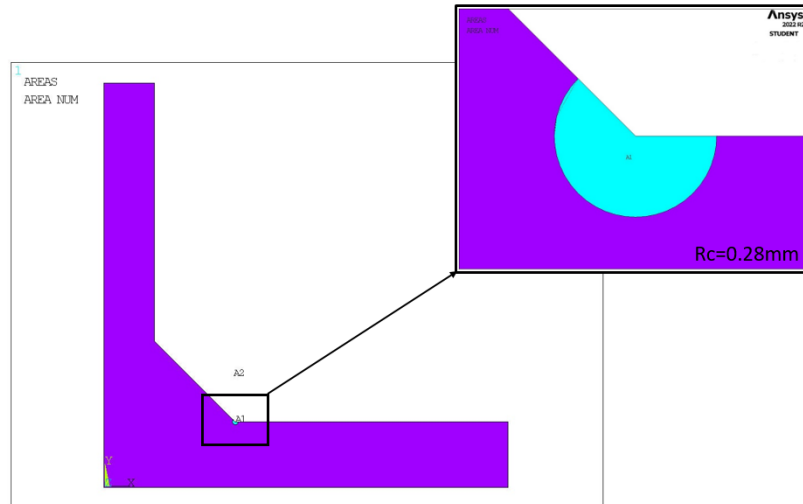


Figura 3.11 Generazione volume di controllo di raggio R_c

Il SED può essere determinato attraverso un'analisi agli elementi finiti con mesh refine all'interno del volume di controllo di raggio R_c .

Per la creazione della mesh si è utilizzato l'elemento PLANE 182 con le seguenti opzioni:

- $K1 = 3$ (simple enhanced strain)
- $K3 = 2$ (plane strain)

La mesh è stata generata scegliendo le seguenti tipologie di mesh:

- La mesh per il volume di controllo avente raggio pari a 0.28 mm è stata generata utilizzando una mesh di tipo free impostando una dimensione globale dell'elemento pari a 0.05 mm
- La mesh nell'area rimanente del giunto è stata generata utilizzando una mesh di tipo free prestando attenzione a non generare una mesh troppo distorta nella prossimità del volume di controllo

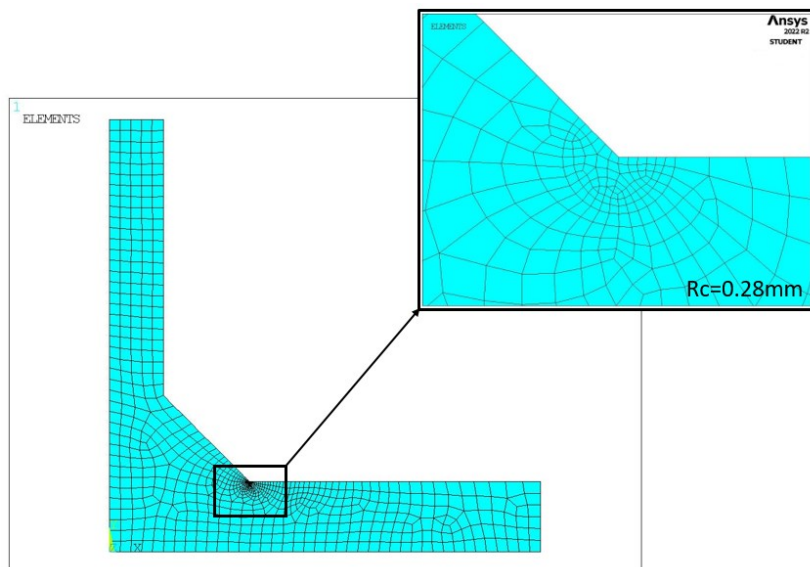


Figura 3.12 Mesh generata per la valutazione del SED

Il valore del SED è stato determinato estrapolando all'interno del volume di controllo il valore totale dei parametri SENE (element strain energy) e VOLU (element volume) utilizzando la seguente relazione:

$$SED = \Delta\bar{W} = \frac{\sum_i SENE_i}{\sum_i VOLU_i} = \frac{SENE_{tot}}{VOLU_{tot}} \quad (3.2)$$

Osservazione:

Il valore del SED determinato utilizzando la seguente procedura fa riferimento, nel caso in esame, a una sollecitazione applicata di trazione pari a 1 MPa. Per ottenere il valore del SED relativo alla tensione nominale applicata al giunto saldato, $\Delta\sigma_{nominale}$, occorre utilizzare la seguente relazione:

$$\Delta\bar{W} = \Delta\bar{W}_{1MPa} \cdot \left(\frac{\Delta\sigma_{nom}}{1MPa}\right)^2 \quad (3.3)$$

I risultati ottenuti per il giunto saldato C-NLC con a=13mm, b=8mm e t=10mm soggetto a trazione sono i seguenti:

numero serie/referenza da paper	N [cicli]	$\Delta\sigma_{nominale}$ [MPa]	$\Delta\bar{W}$ [MJ/m ³]
C-NLC con a=13mm, b=8mm e t=10mm soggetto a trazione	192000	200	0.38
	507000	140	0.18
	2937000	100	0.09
	4297000	80	0.06

Tabella 3.3 Riassunto dei risultati di $\Delta\bar{W}$ per il giunto saldato C-NLC con a=13mm, b=8mm e t=10mm soggetto a trazione

Infine è stato verificato che il SED è quasi praticamente insensibile alla mesh (mesh insensitive) variando la dimensione dell'elemento all'interno del volume di controllo.

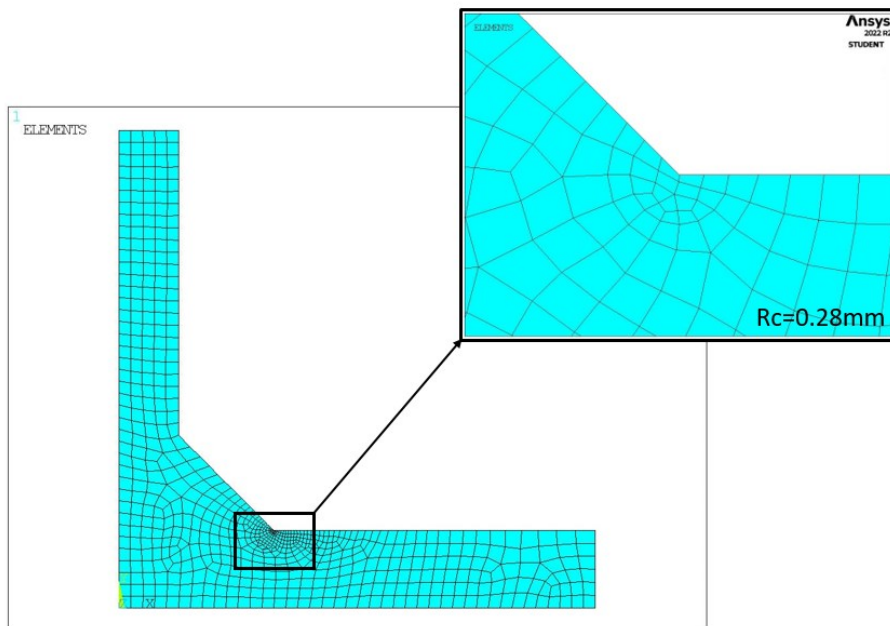


Figura 3.13 Mesh generata per la valutazione mesh insensitive del SED

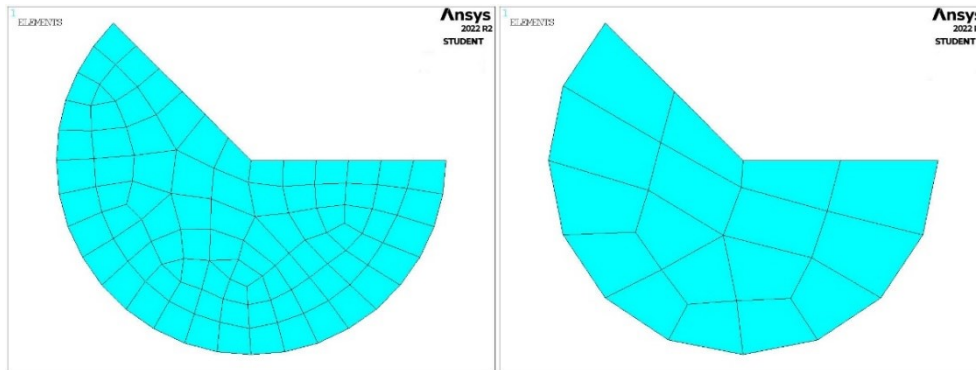


Figura 3.14 Confronto tra le mesh utilizzate all'interno del volume di controllo per analizzare l'insensibilità alla mesh del SED

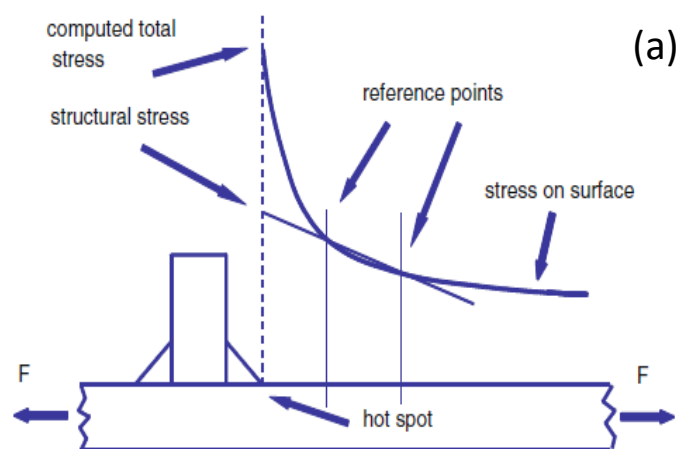
I risultati ottenuti mettono in luce che variando la dimensione globale degli elementi all'interno del volume di controllo il valore del SED ottenuto con una mesh rada è prossimo, deviazione percentuale pari a 1%, al valore ottenuto in precedenza con una mesh più raffinata.

SED con d=0.14 all'interno volume controllo			SED con d=0.05 all'interno volume controllo		
sigma	1	MPa	sigma	1	MPa
SENE	1.42E-06	MJ	SENE	1.44E-06	MJ
VOLU	0.150012	m ³	VOLU	0.153187	m ³
SED	9.490E-06	MJ/m ³	SED	9.377E-06	MJ/m ³

Tabella 3.4 Confronto dei valori del SED ottenuti variando la dimensione globale dell'elemento all'interno del volume di controllo

3.2.3 Determinazione Hot Spot Stress

La tensione di Hot Spot al piede del cordone di saldatura viene determinata tramite estrapolazione utilizzando dei punti di riferimento. Il numero dei punti di riferimento utilizzati e il loro posizionamento varia in base alla tipologia di equazione utilizzata per determinare la tensione di Hot Spot e dalla posizione del punto critico.



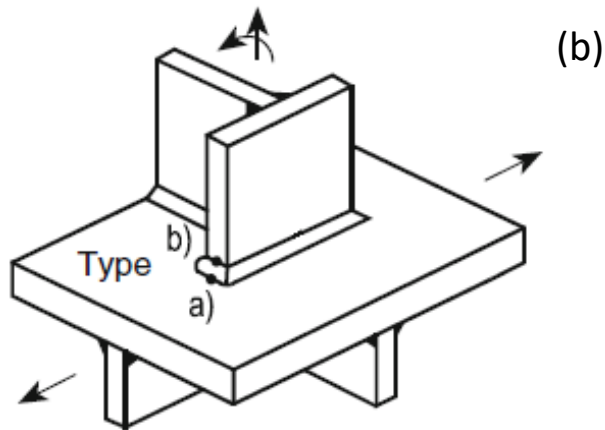


Figura 3.15 (a) Determinazione della tensione di Hot Spot, (b) Tipologia di Hot Spot [2]

Per generare la mesh in modo tale che i nodi della mesh siano posizionati esattamente a $0.4 \cdot T$ e $1.0 \cdot T$ dal piede cordone di saldatura, il giunto saldato è stato suddiviso generando le seguenti aree guida:

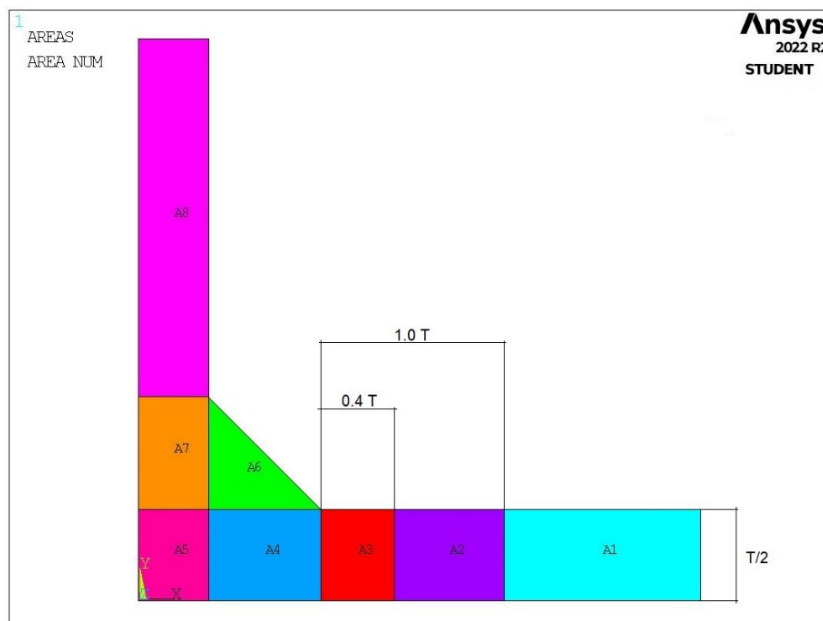


Figura 3.16 Generazione aree guida

Per la creazione della mesh si è utilizzato l'elemento PLANE 182 con le seguenti opzioni:

- $K1 = 3$ (simple enhanced strain)
- $K3 = 2$ (plane strain)

La mesh è stata generata utilizzando una mesh di tipo mapped con elementi di lunghezza non superiore a $0.4 \cdot T$ nel punto critico. Nel caso in esame la dimensione massima ammissibile di elemento è pari a 5.2 mm. La mesh è stata creata utilizzando una mesh di tipo mapped utilizzando una "global element size" pari a 2.6 mm.

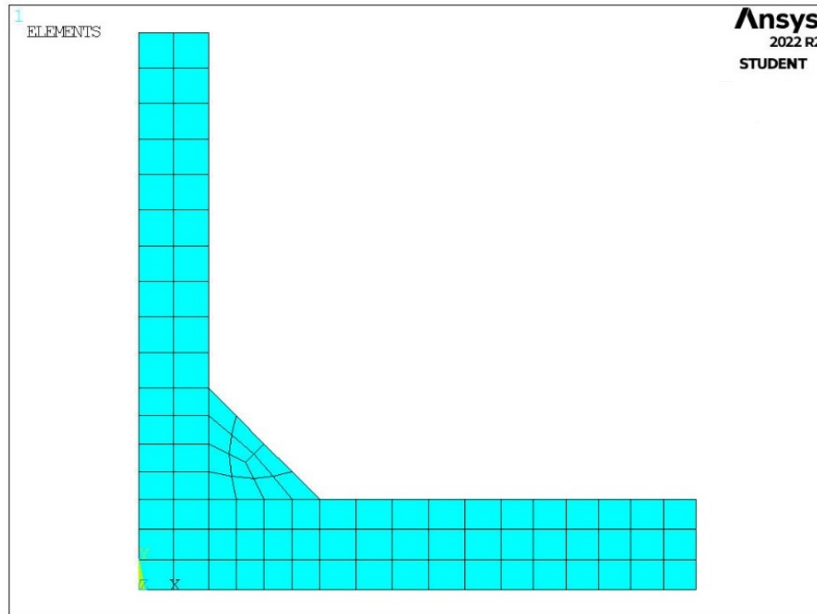


Figura 3.17 Mesh generata per la valutazione la tensione di Hot Spot

Nel caso in esame la tensione di Hot Spot è stata determinata utilizzando la relazione “Hot-Spot tipo a”, valutando le tensioni in due punti di riferimento a 0.4·T e 1.0·T e determinando la tensione di hot spot al piede del cordone di saldatura tramite estrapolazione lineare utilizzando l’equazione (2.11):

$$\sigma_{HS} = 1.67 \cdot \sigma_{0.4T} - 0.67 \cdot \sigma_{1.0T}$$

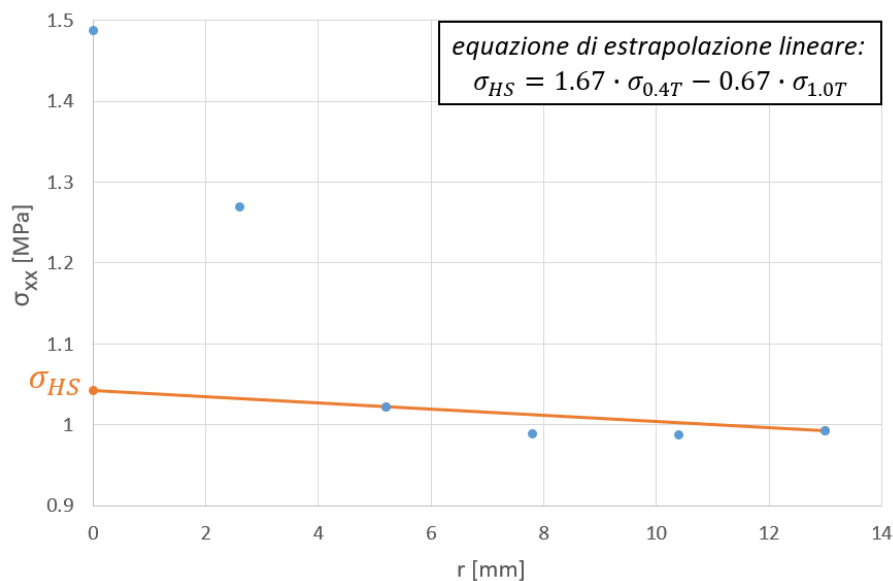


Figura 3.18 Andamento σ_{xx} in funzione in funzione della distanza dall’apice dell’intaglio, r

Osservazione:

Il valore di σ_{HS} determinato utilizzando la seguente procedura fa riferimento, nel caso in esame, a una sollecitazione applicata di trazione pari a 1 MPa. Per ottenere il valore di $\Delta\sigma_{HS}$ relativo alla tensione nominale applicata al giunto saldato, $\Delta\sigma_{nominale}$, occorre utilizzare la seguente relazione analitica:

$$\Delta\sigma_{HS} = \sigma_{HS} \cdot \frac{\Delta\sigma_{nom}}{1 \text{ MPa}} \quad (3.4)$$

I risultati ottenuti per il giunto saldato C-NLC con $a=13\text{mm}$, $b=8\text{mm}$ e $t=10\text{mm}$ soggetto a trazione sono i seguenti:

numero serie/referenza da paper	N [cicli]	$\Delta\sigma_{\text{nominale}}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{\text{HS}}$ [MPa]
C-NLC con $a=13\text{mm}$, $b=8\text{mm}$ e $t=10\text{mm}$ soggetto a trazione	192000	200	208
	507000	140	146
	2937000	100	104
	4297000	80	83

Tabella 3.5 Riassunto dei risultati di $\Delta\sigma_{\text{HS}}$ per il giunto saldato C-NLC con $a=13\text{mm}$, $b=8\text{mm}$ e $t=10\text{mm}$ soggetto a trazione

3.2.4 Determinazione “Hot Spot Stress”

La tensione di “Hot Spot” è una variante della tensione di Hot Spot e viene determinata tramite estrapolazione utilizzando dei punti di riferimento rispettivamente posti rispettivamente $0.4 \cdot T/2$ e $1.0 \cdot T/2$ dal piede cordone di saldatura [20].

Per generare la mesh in modo tale che i nodi della mesh siano posizionati esattamente a $0.4 \cdot T/2$ e $1.0 \cdot T/2$ dal piede cordone di saldatura, il giunto saldato è stato suddiviso generando le seguenti aree guida:

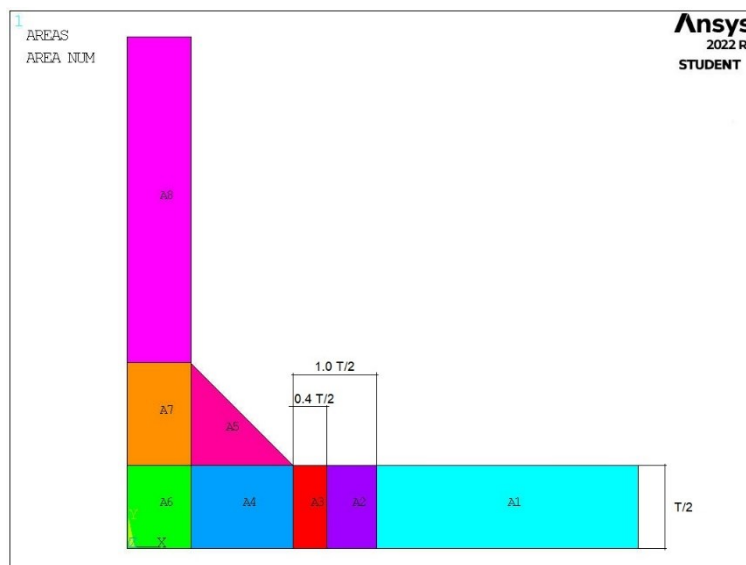


Figura 3.19 Generazione aree guida

Per la creazione della mesh si è utilizzato l'elemento PLANE 182 con le seguenti opzioni:

- K1 = 3 (simple enhanced strain)
- K3 = 2 (plane strain)

La mesh è stata generata utilizzando una mesh di tipo mapped con elementi di lunghezza non superiore a $0.4 \cdot T/2$ nel punto critico. Nel caso in esame la dimensione massima ammissibile di elemento è pari a 2.6 mm. La mesh è stata creata utilizzando una mesh di tipo mapped utilizzando una “global element size” pari a 1.3 mm.

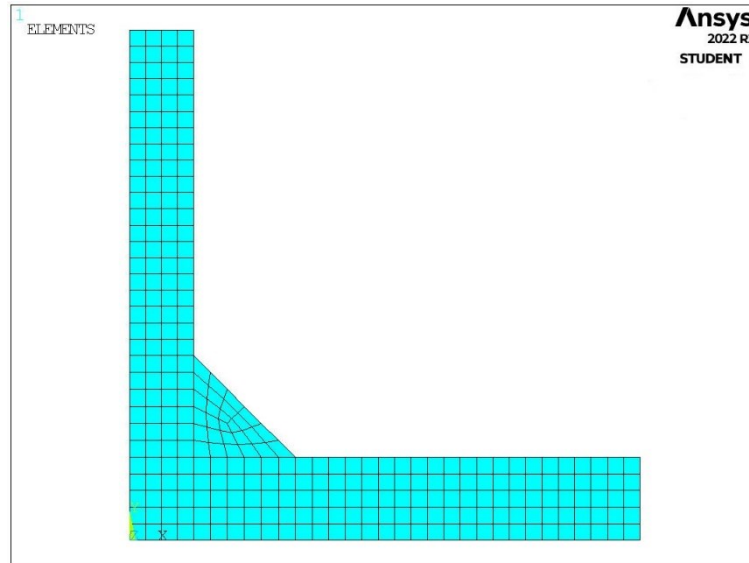


Figura 3.20 Mesh generata per la valutazione la tensione di Hot Spot

Nel caso in esame la tensione di Hot Spot è stata determinata utilizzando la relazione “Hot-Spot tipo a”, valutando le tensioni in due punti di riferimento a $0.4 \cdot T/2$ e $1.0 \cdot T/2$ e determinando la tensione di hot spot al piede di saldatura tramite estrapolazione lineare utilizzando l’equazione (2.11):

$$\sigma_{HS} = 1.67 \cdot \sigma_{0.4T/2} - 0.67 \cdot \sigma_{1.0T/2}$$

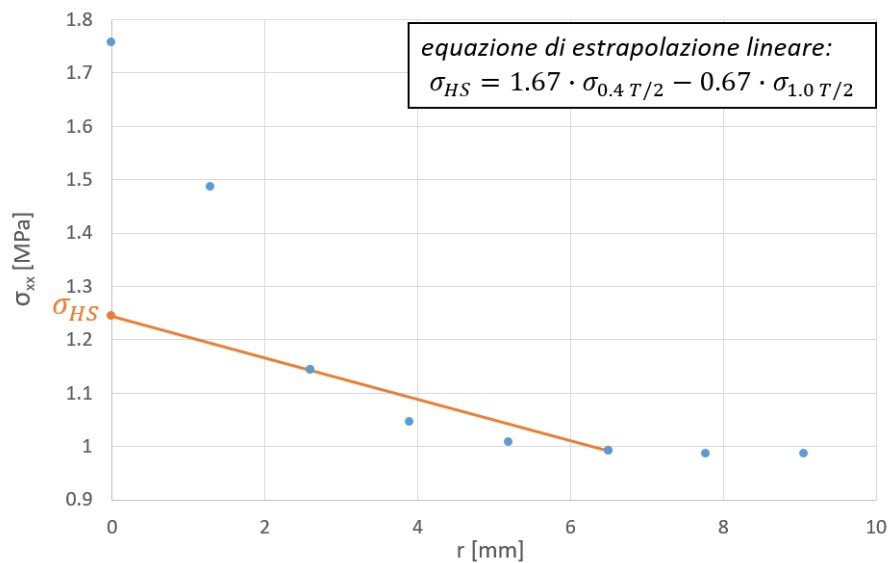


Figura 3.21 Andamento σ_{xx} in funzione in funzione della distanza dall’apice dell’intaglio, r

Osservazione:

Il valore di σ_{HS} determinato utilizzando la seguente procedura fa riferimento, nel caso in esame, a una sollecitazione applicata di trazione pari a 1 MPa. Per ottenere il valore di $\Delta\sigma_{HS}$ relativo alla tensione nominale applicata al giunto saldato, $\Delta\sigma_{nominale}$, occorre utilizzare la seguente relazione analitica:

$$\Delta\sigma_{HS} = \sigma_{HS} \cdot \frac{\Delta\sigma_{nom}}{1MPa} \quad (3.5)$$

I risultati ottenuti per il giunto saldato C-NLC con $a=13\text{mm}$, $b=8\text{mm}$ e $t=10\text{mm}$ soggetto a trazione sono i seguenti:

numero serie/referenza da paper	N [cicli]	$\Delta\sigma_{\text{nominale}}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{\text{HS}}$ [MPa]
C-NLC con $a=13\text{mm}$, $b=8\text{mm}$ e $t=10\text{mm}$ soggetto a trazione	192000	200	249
	507000	140	174
	2937000	100	124
	4297000	80	99

Tabella 3.6 Riassunto dei risultati di $\Delta\sigma_{\text{HS}}$ per il giunto saldato C-NLC con $a=13\text{mm}$, $b=8\text{mm}$ e $t=10\text{mm}$ soggetto a trazione

3.2.5 Determinazione Peak Stress (PSM)

Per determinare la tensione di picco, σ_{peak} , quando il componente è sollecitato con un carico di puro modo I o modo I con modo II trascurabile la dimensione media di elemento può essere scelta arbitrariamente a patto che, il rapporto di densità di mesh, A/d , sia maggiore di 3 per ottenere $K_{FE}^* = 1,38 \pm 5\%$ [9,10]. “A” rappresenta la dimensione di riferimento del componente intagliato (nel caso in esame “A” è pari al semi spessore, $a/2$, caricato del componente).

Per la creazione della mesh si è utilizzato l’elemento PLANE 182 con le seguenti opzioni:

- K1 = 3 (simple enhanced strain)
- K3 = 2 (plane strain)

La mesh è stata generata utilizzando una mesh di tipo free imponendo una “global element size” in modo tale da rispettare la condizione $A/d > 3$ ed utilizzando la dimensione dell’elemento della mesh più elevata possibile cercando di generare una mesh più regolare possibile.

Nel caso in esame $d_{\text{max}} = 6.5/3 = 2.1667 \text{ mm}$ ed è stato scelto $d=2 \text{ mm}$.

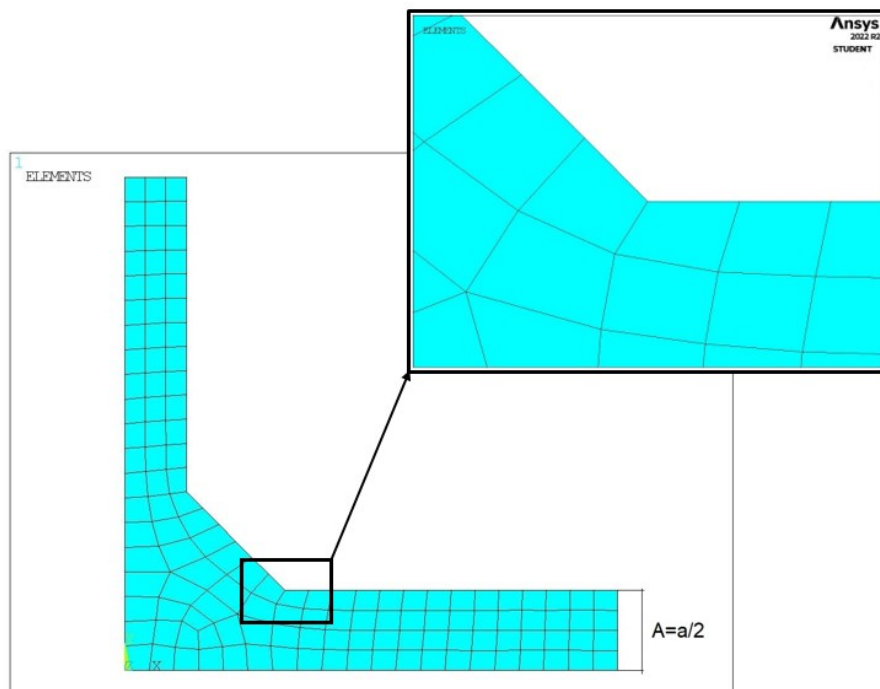


Figura 3.22 Mesh generata per la valutazione la tensione di picco

Eseguendo l'analisi del giunto a croce si ottiene per la prima tensione principale il seguente grafico:

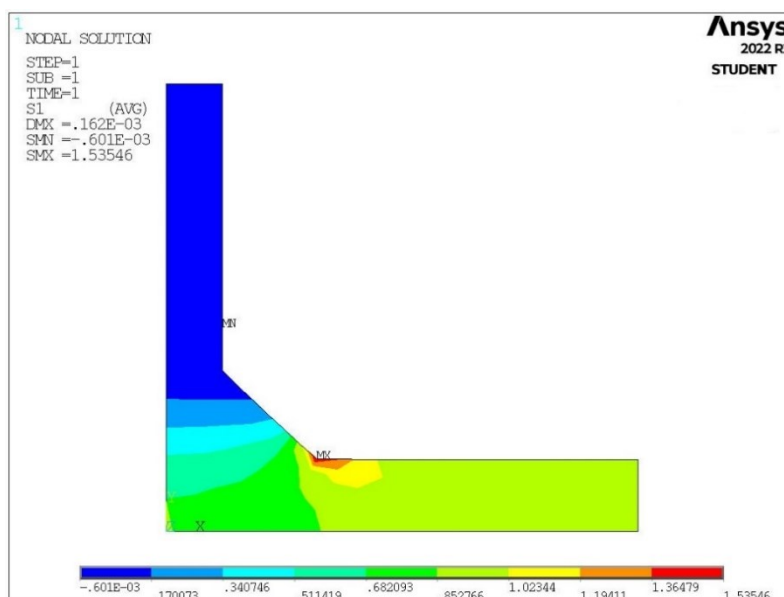


Figura 3.23 Rappresentazione dello stato di tensione, S1, del giunto saldato soggetto a trazione

Infine per determinare la tensione equivalente di picco sono state utilizzate le equazioni (2.58.a) e (2.58.b) utilizzando i parametri riportati in Tabella 3.7:

$$\sigma_{eq,peak,1MPa} = f_{w1} \cdot \sigma_{11,peak}$$

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

ν	R_c [mm]	d [mm]	$1 - \lambda_1$	e_1	K_{FE}^*	f_{w1}
0.3	0.28	2	0.326	0.118	1.38	1.334

Tabella 3.7 Riassunto parametri utilizzati per il calcolo di f_{w1}

Osservazione:

Il valore di $\sigma_{eq,peak}$ determinato utilizzando la seguente procedura fa riferimento, nel caso in esame, a una sollecitazione applicata di trazione pari a 1 MPa. Per ottenere il valore di $\Delta\sigma_{eq,peak}$ relativo alla tensione nominale applicata al giunto saldato, $\Delta\sigma_{nominale}$, occorre utilizzare la seguente relazione analitica:

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = \sigma_{eq,peak,1MPa} \cdot \frac{\Delta\sigma_{nom}}{1MPa} \quad (3.6)$$

I risultati ottenuti, relativi al giunto saldato C-NLC con $a=13\text{mm}$, $b=8\text{mm}$ e $t=10\text{mm}$ soggetto a trazione, sono riportati in Tabella 3.8.

numero serie/referenza da paper	N [cicli]	$\Delta\sigma_{nominale}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
C-NLC con $a=13\text{mm}$, $b=8\text{mm}$ e $t=10\text{mm}$ soggetto a trazione	192000	200	410
	507000	140	287
	2937000	100	205
	4297000	80	164

Tabella 3.8 Riassunto dei risultati di $\Delta\sigma_{eq,peak}$ per il giunto saldato C-NLC con $a=13\text{mm}$, $b=8\text{mm}$ e $t=10\text{mm}$ soggetto a trazione

Osservazione 1: Modalità per determinare la tensione di picco all'apice dell'intaglio a V

Nel caso in esame la tensione di picco all'apice dell'intaglio, $\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$, è stata determinata, per semplicità, rilevando la first principal stress all'apice dell'intaglio a V, $S_{1, max}$, in quanto la linee di flusso della first principal stress sono quasi ortogonali alla bisettrice dell'angolo dell'intaglio a V

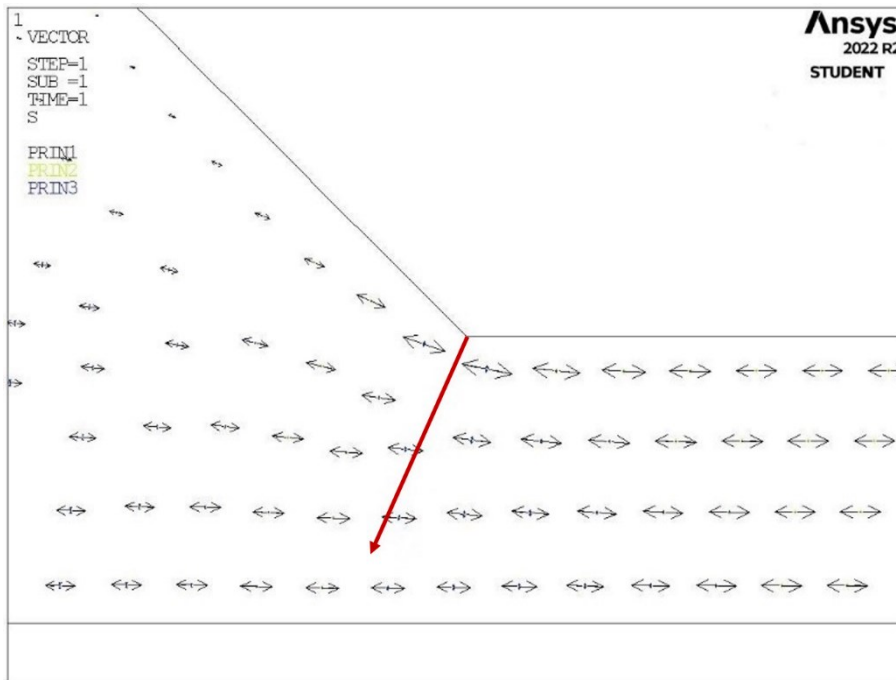


Figura 3.24 Linee di flusso relative alla first principal stress, S_1

Nel caso in cui le linee di flusso relative a S_1 non dovessero essere ortogonali rispetto alla bisettrice dell'apice dell'intaglio a V, non è possibile considerare tale tensione per determinare $\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$, ma occorre definire di un sistema di riferimento locale con centro situato all'apice dell'intaglio ed avente la direzione x lungo la bisettrice. Successivamente si rileva la tensione di picco lungo la direzione y all'apice dell'intaglio, $S_{y, max}$, impostando come sistema di riferimento di output il sistema di riferimento locale appena creato.

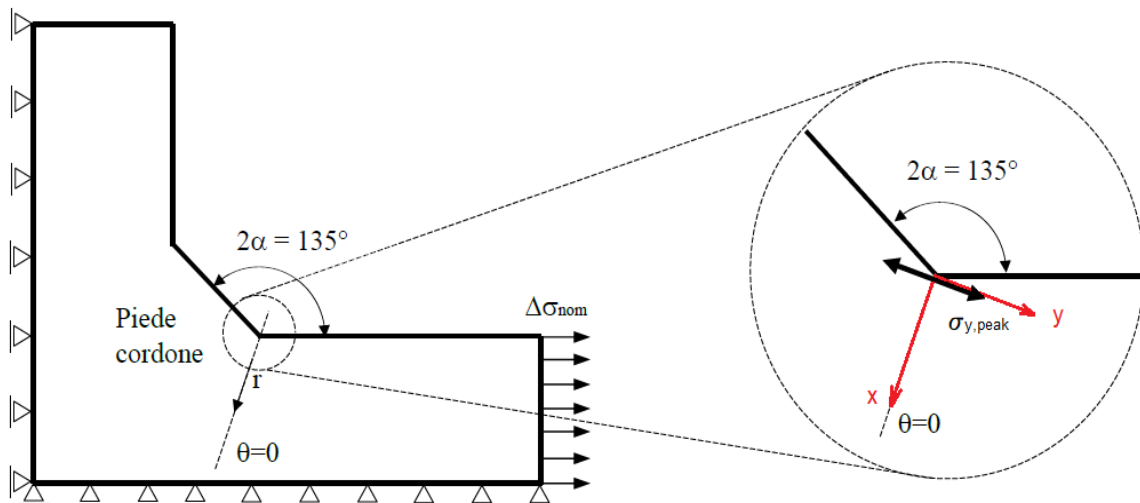


Figura 3.25 Definizione del sistema di riferimento locale all'apice dell'intaglio a V

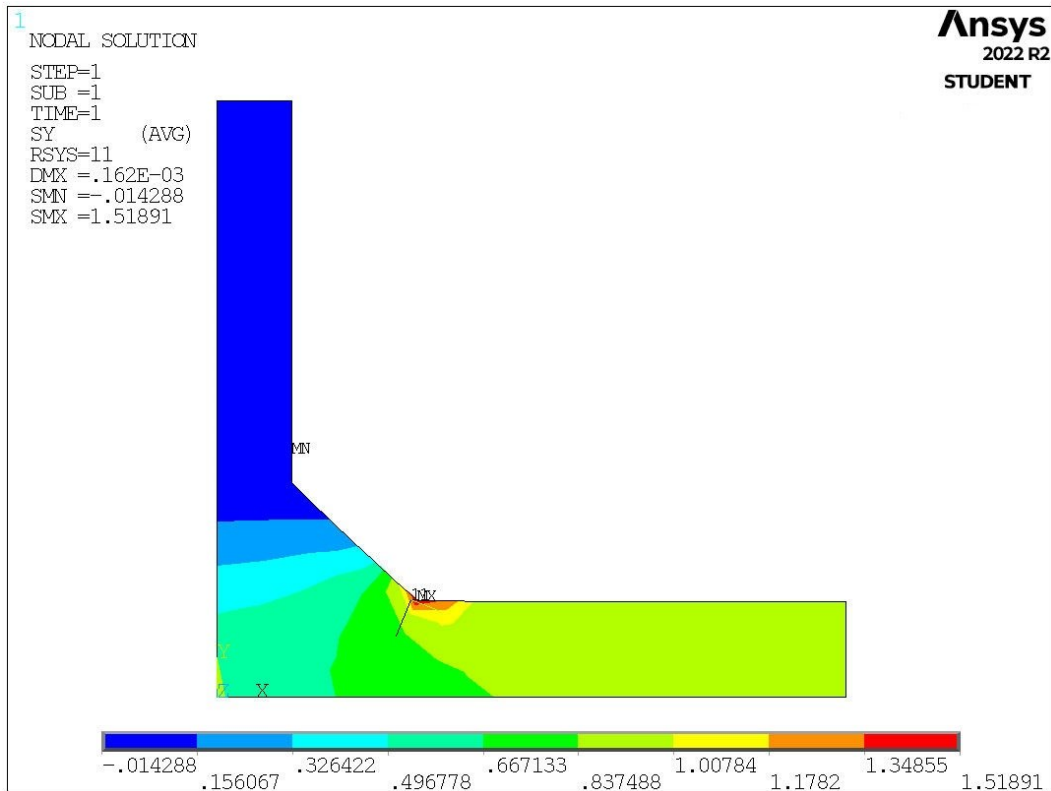


Figura 3.26 Rappresentazione dello stato di tensione, SY, impostando come sistema di riferimento il sistema di riferimento locale

Per le motivazioni descritte in precedenza si può notare, nel caso in esame, come la tensione $S_{1,max}$ sia prossima, deviazione percentuale dello 1.2%, alla tensione $S_{y,max}$ determinata generando e impostando come sistema di riferimento di output il sistema di riferimento locale.

Osservazione 2: Determinazione NSIF di modo I tramite PSM

Il Peak Stress Method è un approccio rapido e semplificato basato su un'analisi agli elementi finiti con mesh grossolane che consente di stimare rapidamente, K_1 , grazie alla tensione di picco, σ_{peak} , calcolata nel nodo situato all'apice dell'intaglio a V tramite un'analisi agli elementi finiti utilizzando l'equazione (2.50):

$$K_1 = K_{FE}^* \cdot \sigma_{peak} \cdot d^{1-\lambda_1}$$

Nella tabella seguente si può notare che i valori ottenuti di ΔK_1 utilizzando il PSM applicando una mesh grossolana sono simili, deviazione percentuale inferiore al 5%, ai valori ottenuti di ΔK_1 utilizzando la definizione analitica applicando una densità di mesh estremamente fitta in prossimità del piede cordone di saldatura, circa 10^{-5} mm. Tale deviazione è accettabile ed è dovuta al fatto che K_{FE}^* è stato calibrato come una costante, pari a 1.38, a meno di una deviazione del $\pm 5\%$ che viene "ereditata" anche dal K_1 stimato tramite PSM.

$\Delta\sigma_{peak}$ [MPa]	d [mm]	ΔK_1 [MPa mm ^{0.326}] PSM	ΔK_1 [MPa mm ^{0.326}]	$\Delta\%$
307	2	531	535	-0.7
215	2	372	374	-0.7
154	2	266	267	-0.7
123	2	212	214	-0.7
247	16	843	805	4.7
198	16	674	644	4.7
165	16	562	537	4.7
107	16	365	349	4.7
91	16	309	295	4.7
361	4	782	781	0.1
305	4	662	661	0.1
250	4	541	541	0.1
194	4	421	421	0.1
166	4	361	361	0.1
153	4	331	330	0.1
364	1.5	574	551	4.1
316	1.5	497	478	4.1
243	1.5	382	367	4.1
231	1.5	363	349	4.1
219	1.5	344	331	4.1
194	1.5	306	294	4.1
182	1.5	287	276	4.1
170	1.5	268	257	4.1

Tabella 3.9 Confronto tra valori di ΔK_1 ottenuti tramite PSM e quelli ottenuti tramite la definizione analitica

Osservazione 3: Determinazione SED tramite PSM

Il Peak Stress Method è un approccio rapido e semplificato basato su un'analisi agli elementi finti con mesh grossolane che consente di stimare rapidamente il valore del SED determinando la tensione di picco, $\sigma_{11,peak}$, nel nodo situato all'apice dell'intaglio a V tramite un'analisi agli elementi finti ed utilizzando l'equazione (2.58.a), (2.58.b) e (3.7)

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = f_{w1} \cdot \Delta\sigma_{11,peak}$$

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

$$\Delta\bar{W} = \frac{\Delta\sigma_{eq,peak}^2}{2 \cdot E} (1 - \nu^2) \quad (3.7)$$

Nella seguente tabella si può notare che i valori ottenuti del SED utilizzando il PSM senza la necessità di modellare il volume di controllo tramite l'equazione (3.7) sono simili, deviazione percentuale inferiore al 10%, ai valori ottenuti del SED modellando il volume di controllo (calcolo diretto del SED). Tale deviazione è accettabile ed è dovuta al fatto che il SED stimato tramite PSM, essendo proporzionale a K_1^2 , "eredita" una deviazione che si può stimare facendo il quadrato del fattore 1.05, ovvero $1.05^2 = 1.102$, quindi una deviazione del $\pm 10\%$.

$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	ΔW [MJ/m ³] PSM	ΔW [MJ/m ³]	$\Delta\%$
410	0.371	0.375	-1.2
287	0.182	0.184	-1.2
205	0.093	0.094	-1.2
164	0.059	0.060	-1.2
650	0.934	0.851	9.6
520	0.597	0.545	9.6
433	0.415	0.378	9.6
282	0.175	0.160	9.6
238	0.126	0.114	9.6
603	0.803	0.806	-0.3
510	0.575	0.577	-0.3
417	0.385	0.386	-0.3
325	0.233	0.234	-0.3
278	0.171	0.172	-0.3
255	0.144	0.144	-0.3
442	0.432	0.406	6.5
383	0.325	0.305	6.5
295	0.192	0.180	6.5
280	0.173	0.163	6.5
265	0.156	0.146	6.5
236	0.123	0.115	6.5
221	0.108	0.102	6.5
206	0.094	0.088	6.5

Tabella 3.10 Confronto tra valori del SED ottenuti tramite PSM e quelli ottenuti tramite calcolo diretto al FEM

Osservazione 4:

Si può inoltre notare che affinando la mesh non è garantito che la deviazione, ad es. di ΔK_1 , diminuisca in quanto i risultati numerici legati al PSM oscillano, non convergono, entro una banda di errore del $\pm 5\%$. Ciò è dovuto dal fatto che la costante K_{FE}^* , pari a 1.38, è stata calibrata in [9] entro una banda di errore del $\pm 5\%$.

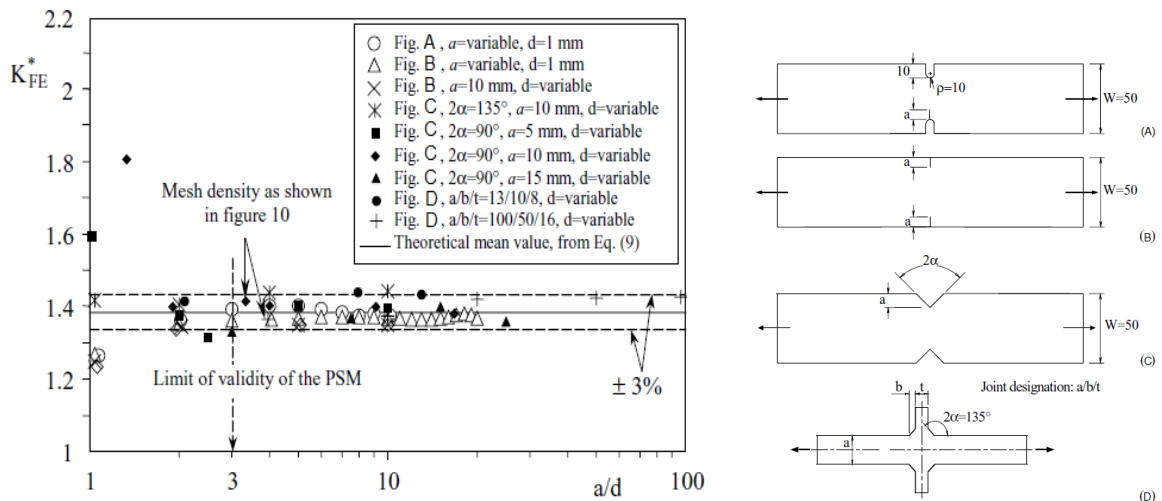


Figura 3.27 Andamento K_{FE}^* al variare di a/d e geometrie analizzate [9]

$\Delta\sigma_{\text{peak}}$ [MPa]	d [mm]	ΔK_1 [MPa mm ^{0.326}] PSM	ΔK_1 [MPa mm ^{0.326}]	$\Delta\%$
307	2	531	535	-0.7
215	2	372	374	-0.7
154	2	266	267	-0.7
123	2	212	214	-0.7
247	16	843	805	4.7
198	16	674	644	4.7
165	16	562	537	4.7
107	16	365	349	4.7
91	16	309	295	4.7
361	4	782	781	0.1
305	4	662	661	0.1
250	4	541	541	0.1
194	4	421	421	0.1
166	4	361	361	0.1
153	4	331	330	0.1
364	1.5	574	551	4.1
316	1.5	497	478	4.1
243	1.5	382	367	4.1
231	1.5	363	349	4.1
219	1.5	344	331	4.1
194	1.5	306	294	4.1
182	1.5	287	276	4.1
170	1.5	268	257	4.1

$\Delta\sigma_{\text{peak}}$ [MPa]	d [mm]	ΔK_1 [MPa mm ^{0.326}] PSM	ΔK_1 [MPa mm ^{0.326}]	$\Delta\%$
324	1.5	510	535	-4.6
227	1.5	357	374	-4.6
162	1.5	255	267	-4.6
130	1.5	204	214	-4.6
346	5	806	805	0.1
276	5	645	644	0.1
230	5	537	537	0.1
150	5	349	349	0.1
127	5	296	295	0.1
409	2.5	761	781	-2.6
346	2.5	644	661	-2.6
283	2.5	527	541	-2.6
220	2.5	410	421	-2.6
189	2.5	351	361	-2.6
173	2.5	322	330	-2.6
505	0.5	556	551	1.0
438	0.5	482	478	1.0
337	0.5	371	367	1.0
320	0.5	352	349	1.0
303	0.5	334	331	1.0
270	0.5	297	294	1.0
253	0.5	278	276	1.0
236	0.5	260	257	1.0

Tabella 3.11 Confronto tra valori di ΔK_1 ottenuti tramite PSM con mesh grossolana e con mesh affinata e quelli ottenuti tramite la definizione analitica

3.3 Schemi di calcolo delle altre geometrie di giunti saldati analizzate

Analogamente si procede per le altre geometrie dei giunti saldati utilizzando i seguenti schemi di calcolo:

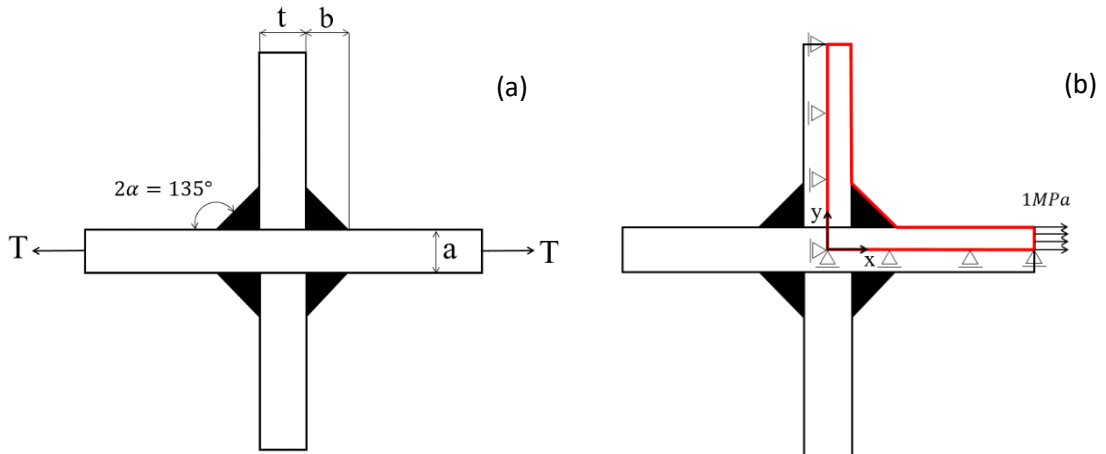


Figura 3.28 (a) Geometria reale (b) Schema di calcolo relativo al giunto saldato a croce con cordone di saldatura non portante avente $a=100$ mm, $b=15$ mm e $t=220$ mm soggetto alla sollecitazione di trazione

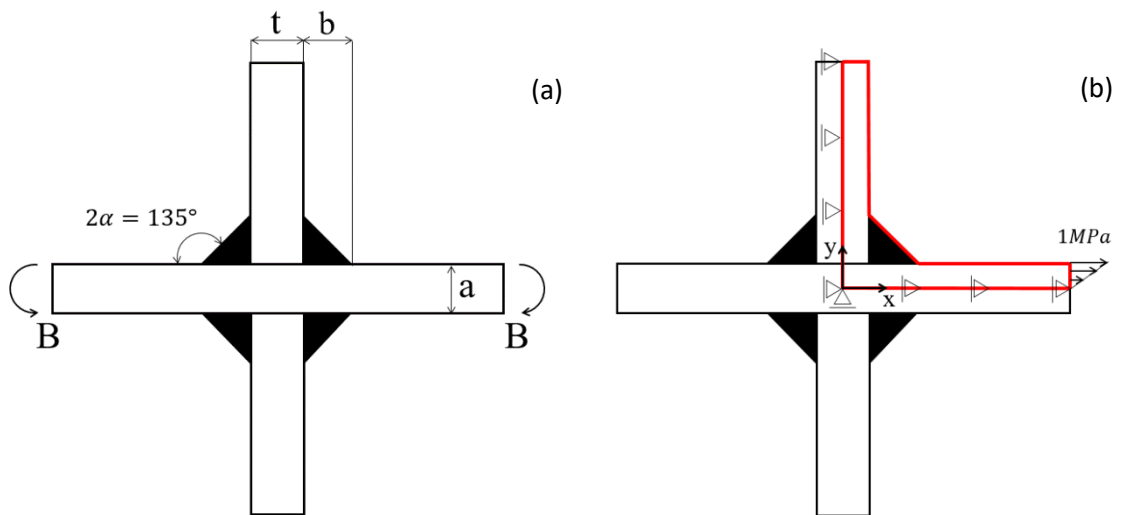


Figura 3.29 (a) Geometria reale (b) Schema di calcolo relativo al giunto saldato a croce con cordone di saldatura non portante avente $a=100$ mm, $b=8$ mm e $t=13$ mm soggetto alla sollecitazione di flessione

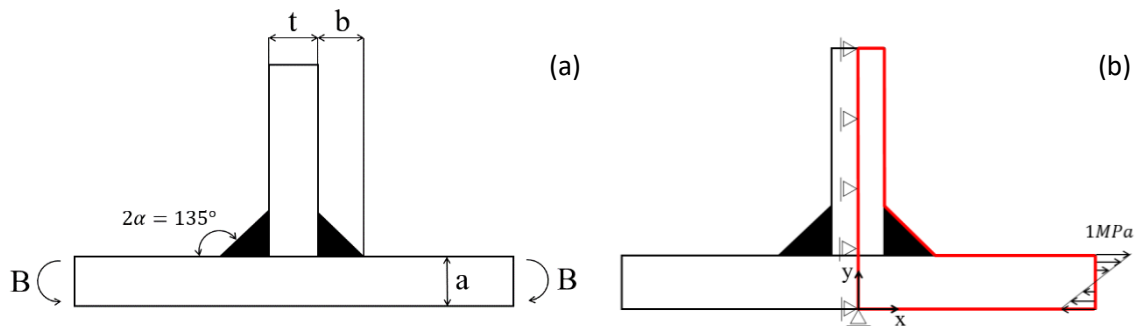


Figura 3.30 (a) Geometria reale (b) Schema di calcolo relativo al giunto saldato a T con cordone di saldatura non portante avente $a=6$ mm, $b=6$ mm e $t=6$ mm soggetto alla sollecitazione di flessione

Osservazione:

Nel caso in esame i giunti saldati con cordone di saldatura non portante sono stati modellati trascurando la presenza dell'intaglio a V con angolo di apertura $2\alpha=0^\circ$ alla radice della saldatura. Risulta evidente infatti che il punto critico a fatica è il piede cordone della saldatura in quanto la radice è un intaglio a V con carico quasi perfettamente parallelo alla bisettrice quindi il modo I è trascurabile ed il modo II è presente, ma non in modo rilevante.

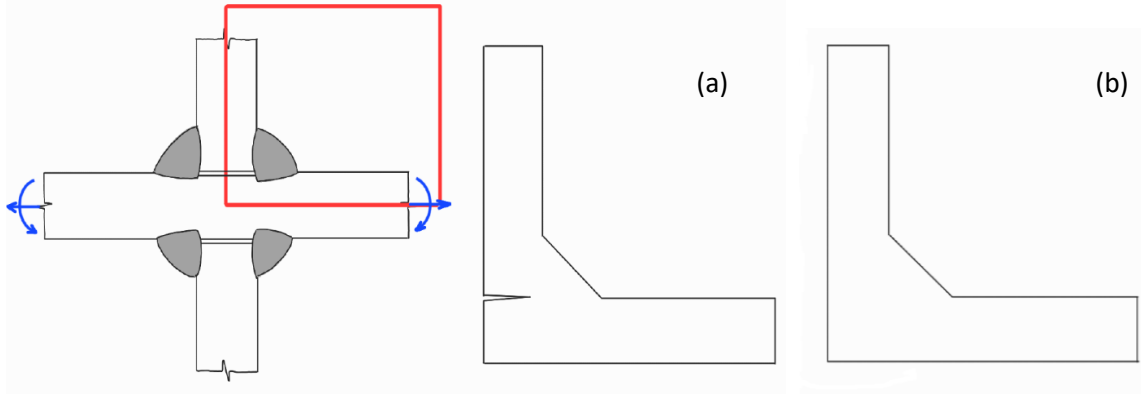


Figura 3.31 (a) schema di calcolo relativo al giunto saldato a croce con cordone di saldatura non portante
(b) schema di calcolo semplificato relativo al giunto saldato a croce con cordone di saldatura non portante

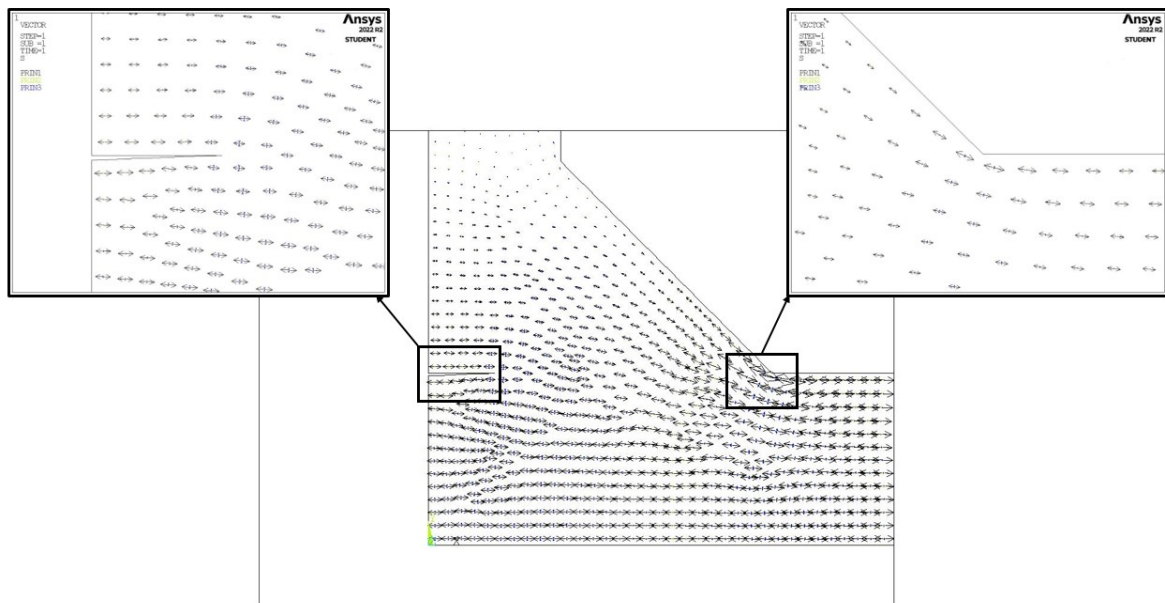


Figura 3.32 Andamento flusso delle tensioni nel caso del giunto a croce con cordone di saldatura non portante modellato considerando la radice del cordone di saldatura

Modellando la radice, il risultato al piede del cordone di saldatura è stato influenzato, in quanto il flusso delle tensioni è perturbato dalla presenza della radice della saldatura, ma solo in minima parte e quindi è possibile affermare che la modellazione della radice in casi come questi è trascurabile.

3.4 Presentazione dei risultati e delle bande di dispersione per la progettazione ottenute

I risultati ottenuti per i giunti saldati analizzati sono i seguenti:

		Dati a fatica originali									
Numero serie/reference da paper	Geometria/carico	Spessore caricato - a [mm]	N [cicli]	$\Delta\sigma_{nominale}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{hot-spot}$ [MPa]	" $\Delta\sigma_{hot-spot}$ " [MPa]	ΔK_I [MPa mm ^{0.326}]	ΔW [MJ/m ³]	$\Delta\sigma_{eq,stat}$ [MPa]		
1/Maddox (1987)	croce/trazione	13	192000	200	208	249	535	0.38	410		
			507000	140	146	174	374	0.18	287		
			2937000	100	104	124	267	0.09	205		
			4297000	80	83	99	214	0.06	164		
12/Gurney (1991)	croce/trazione	100	109000	150	152	176	805	0.85	650		
			224000	120	121	141	644	0.54	520		
			322000	100	101	117	537	0.38	433		
			1153000	65	66	76	349	0.16	282		
			2147000	55	56	65	295	0.11	238		
			120000	260	261	267	781	0.81	603		
16/Gurney (1991)	croce/flessione	100	200000	220	220	226	661	0.58	510		
			302000	180	180	185	541	0.39	417		
			744000	140	140	144	421	0.23	325		
			1180000	120	120	123	361	0.17	278		
			2158000	110	110	113	330	0.14	255		
			135000	300	303	343	551	0.41	442		
23/Gurney (1997)	T/flessione	6	237000	260	263	297	478	0.30	383		
			407000	200	202	229	367	0.18	295		
			573000	190	192	217	349	0.16	280		
			665000	180	182	206	331	0.15	265		
			1525000	160	162	183	294	0.12	236		
			1534000	150	152	171	276	0.10	221		
			2601000	140	141	160	257	0.09	206		

Tabella 3.12 Riassunto risultati ottenuti dopo aver analizzato mediante gli approcci Nominal Stress, Hot Spot Stress, NSIF, SED e PSM i giunti saldati in acciaio tramite Ansys®

In seguito i risultati ottenuti sono stati analizzati mediante il programma Excel “Programma analisi statistica dei dati di fatica” per ottenere le bande di dispersione.

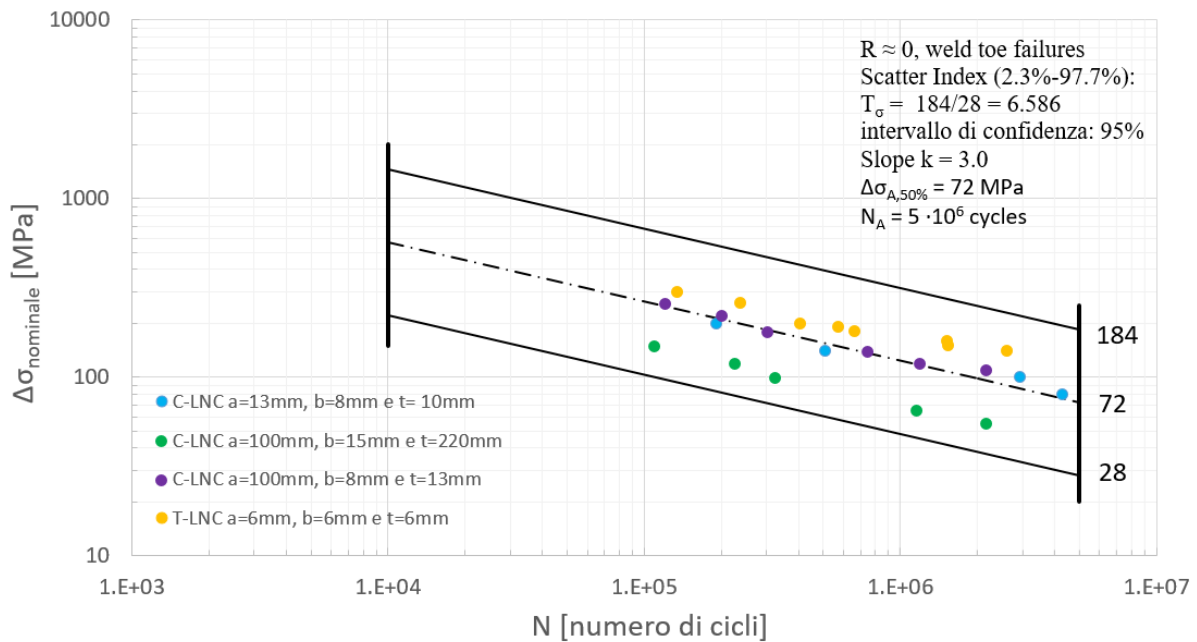


Figura 3.33 Banda di dispersione per la progettazione di giunti saldati in acciaio secondo Nominal Stress Method

Osservando la banda di dispersione per la progettazione dei giunti saldati ricavata utilizzando il Nominal Method, Figura 3.33, si può notare che i dati sperimentali ricavati tramite test di fatica sono contenuti in una banda di dispersione molto ampia, in quanto c'è grande variabilità nelle geometrie considerate. Includere tutti i dati sperimentali in un'unica banda risulta quindi una forzatura, infatti secondo il Nominal Stress Method è necessario adottare diverse curve di progetto al variare della geometria del giunto.

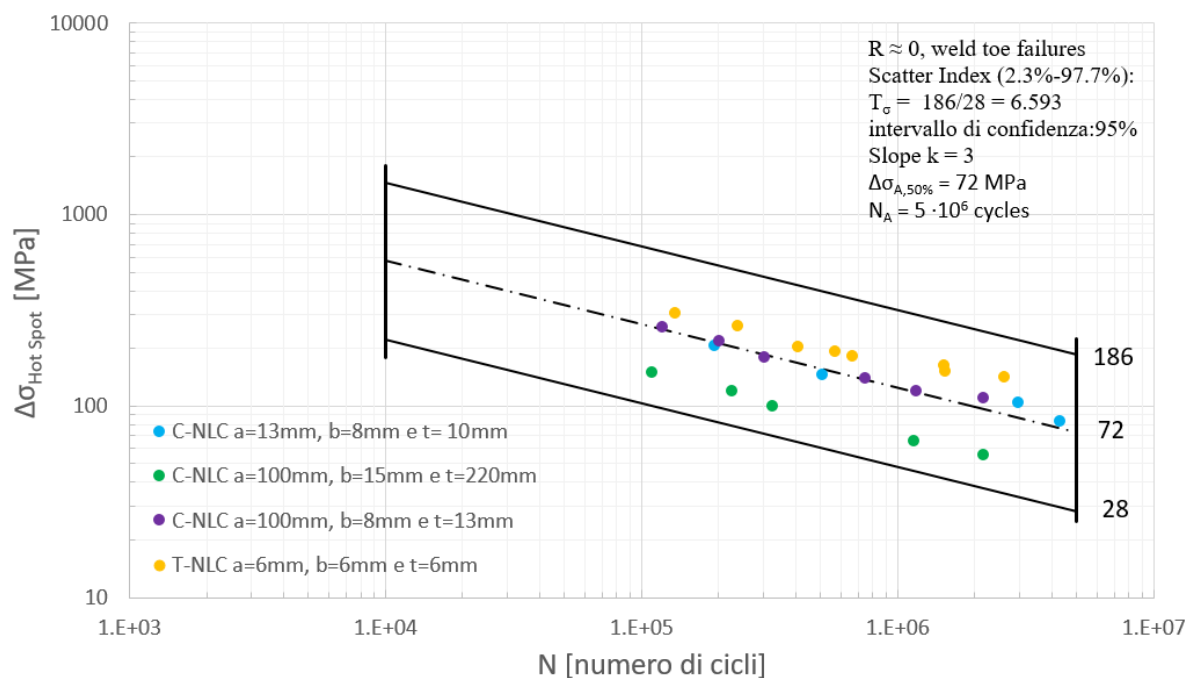


Figura 3.34 Banda di dispersione per la progettazione di giunti saldati in acciaio secondo Hot Spot Method

Osservando la banda di dispersione per la progettazione dei giunti saldati ricavata utilizzando l'Hot Spot Method, Figura 3.34, si può notare che il valore di $T_{\sigma, \text{Hot Spot Stress}}$ è prossimo al valore $T_{\sigma, \text{Nominal Stress}}$ in quanto sono state analizzate geometrie di forma simile, ma aventi spessori del piatto caricato molto diversi tra loro. È lecito invece aspettarsi $T_{\sigma, \text{Hot Spot Stress}}$ minori rispetto a $T_{\sigma, \text{Nominal Stress}}$ quando si analizzano geometrie di forma molto diverse ed aventi spessori del piatto caricato simili tra loro.

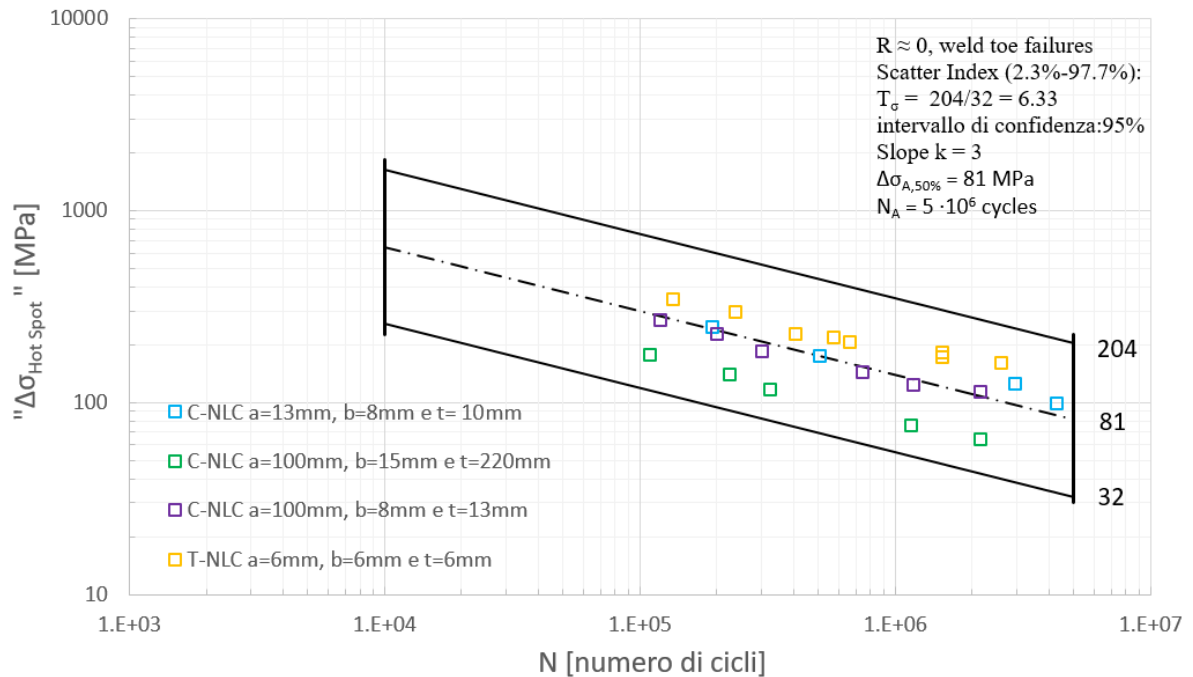


Figura 3.35 Banda di dispersione per la progettazione di giunti saldati in acciaio secondo “Hot Spot Method”

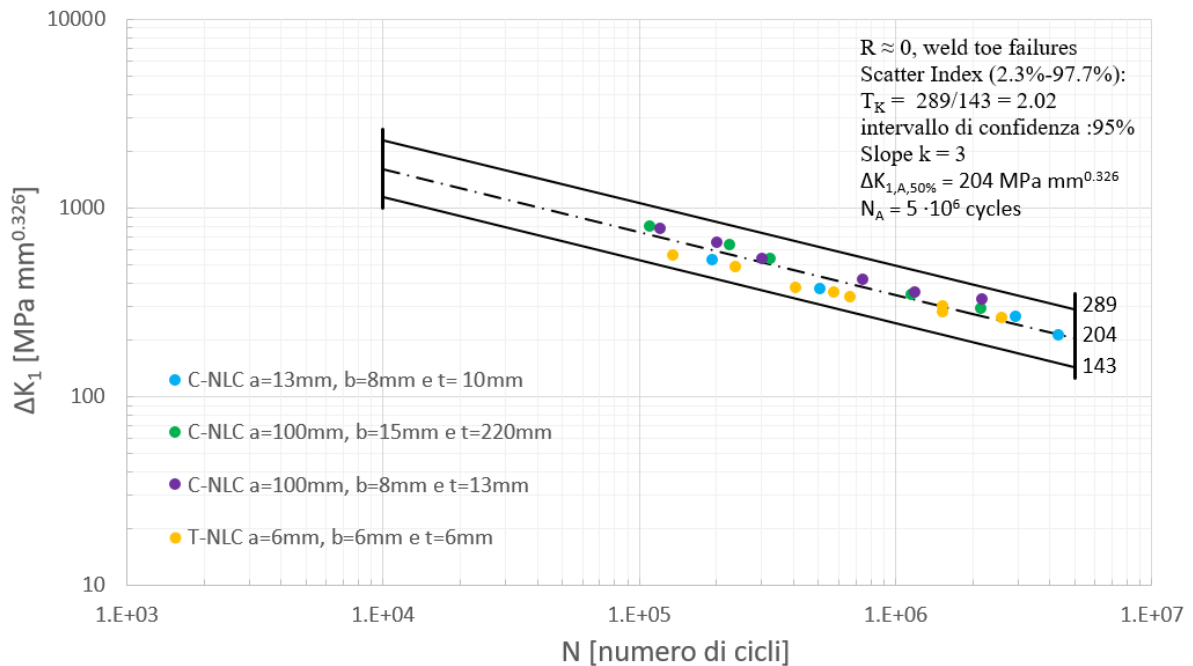


Figura 3.36 Banda di dispersione per la progettazione di giunti saldati in acciaio secondo Notch Stress Intensity Factor Method

Osservando la banda di dispersione per la progettazione dei giunti saldati in acciaio ricavata utilizzando l'NSIF, Figura 3.36, si può notare come la dispersione dei dati sia molto minore rispetto a quella ottenuta

diagrammando i risultati in termini della tensione nominale. In altri termini il metodo NSIF correla la resistenza a fatica dei giunti saldati aventi diversa geometria e diverse dimensioni assolute, al contrario del metodo della tensione nominale. Questo avviene perché l'effetto della forma e della dimensione del giunto sono inclusi nel parametro NSIF.

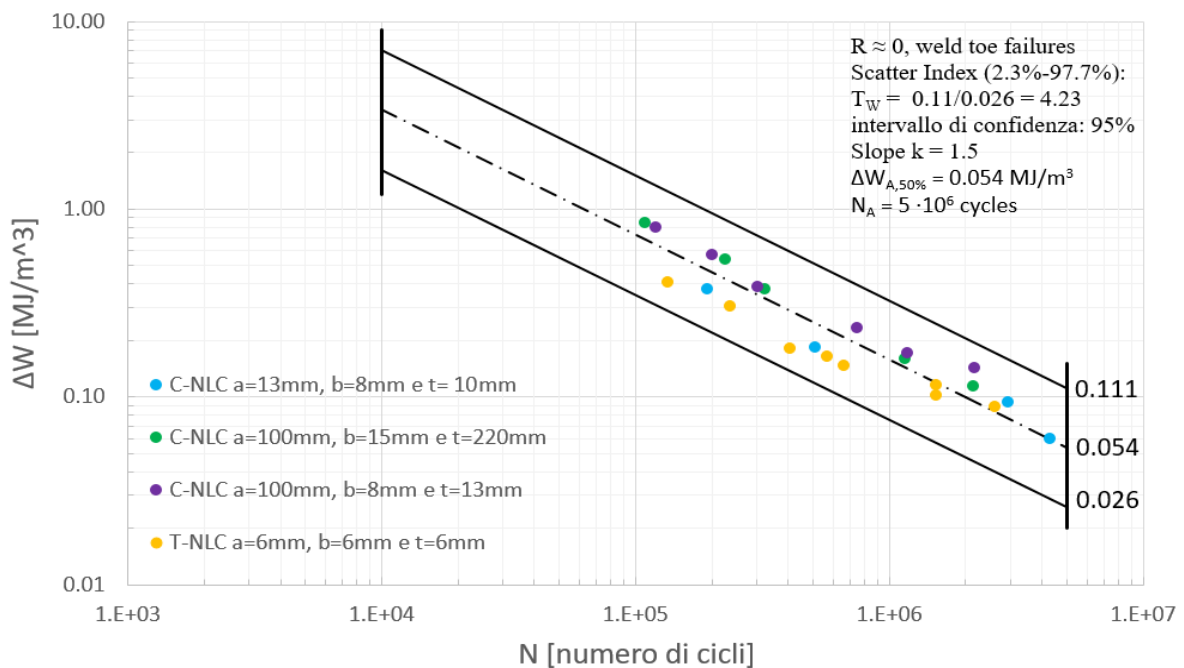


Figura 3.37 Banda di dispersione per la progettazione di giunti saldati in acciaio secondo Strain Energy Density Method

Osservando la banda di dispersione per la progettazione dei giunti saldati in acciaio ricavata utilizzando il SED, Figura 3.37, si può notare come la dispersione dei dati sia maggiore rispetto a quella ottenuta diagrammando i risultati in termini di NSIF. Tale fatto si verifica in quanto nel SED considerando come parametro critico la densità di energia di deformazione mediata in un volume di controllo, le grandezze in gioco dipendono dal quadrato delle tensioni e quindi anche gli scarti raddoppiano.

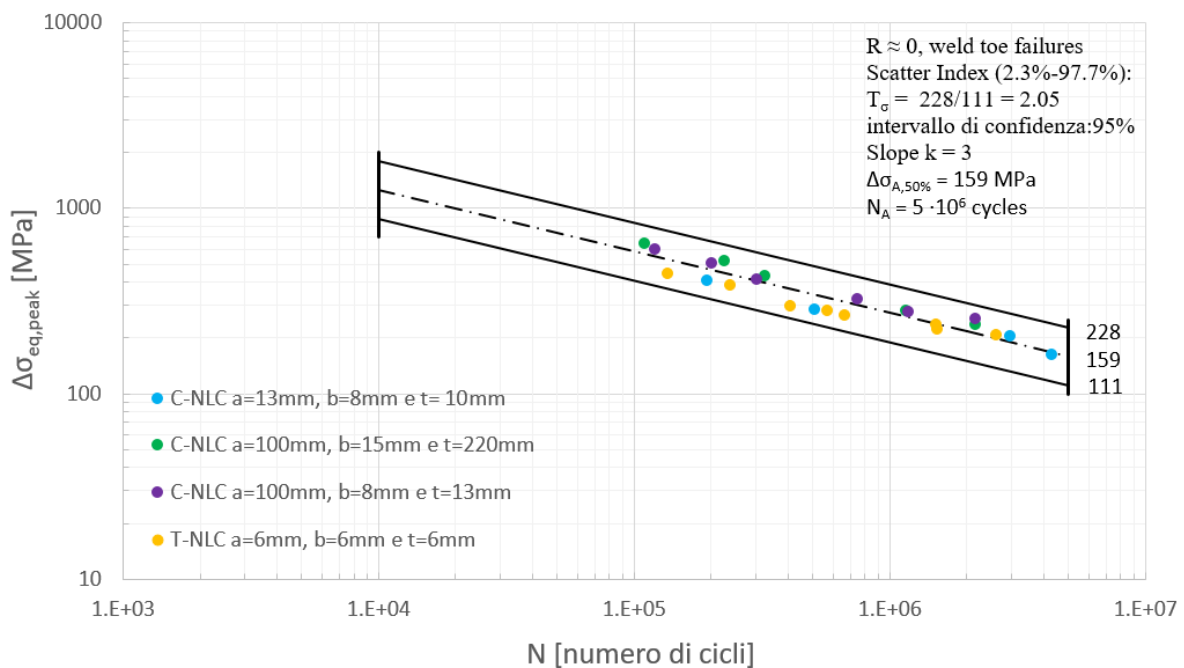


Figura 3.38 Banda di dispersione per la progettazione di giunti saldati in acciaio secondo Peak Stress Method

3.5 Confronto tra le bande di dispersione ottenute e quelle presenti in letteratura

In generale, confrontando le bande di dispersione ottenute per l'NSIF, PSM e SED con quelle presenti in letteratura si può notare che le bande di dispersione ottenute sono conformi con quelle presenti in letteratura e tutti i risultati ottenuti cadono all'interno della banda di dispersione presente in letteratura.

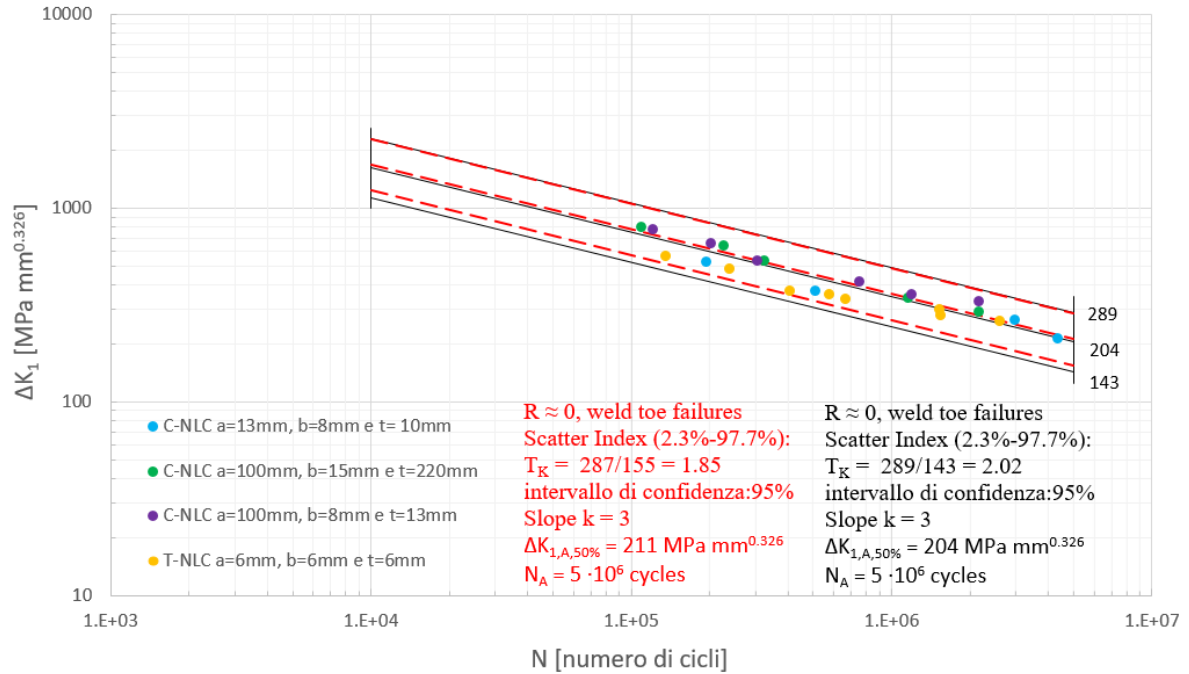


Figura 3.39 Confronto tra la banda di dispersione ottenuta per NSIF (linea continua nera) e quella presente in letteratura [9] (linea tratteggiata rossa)

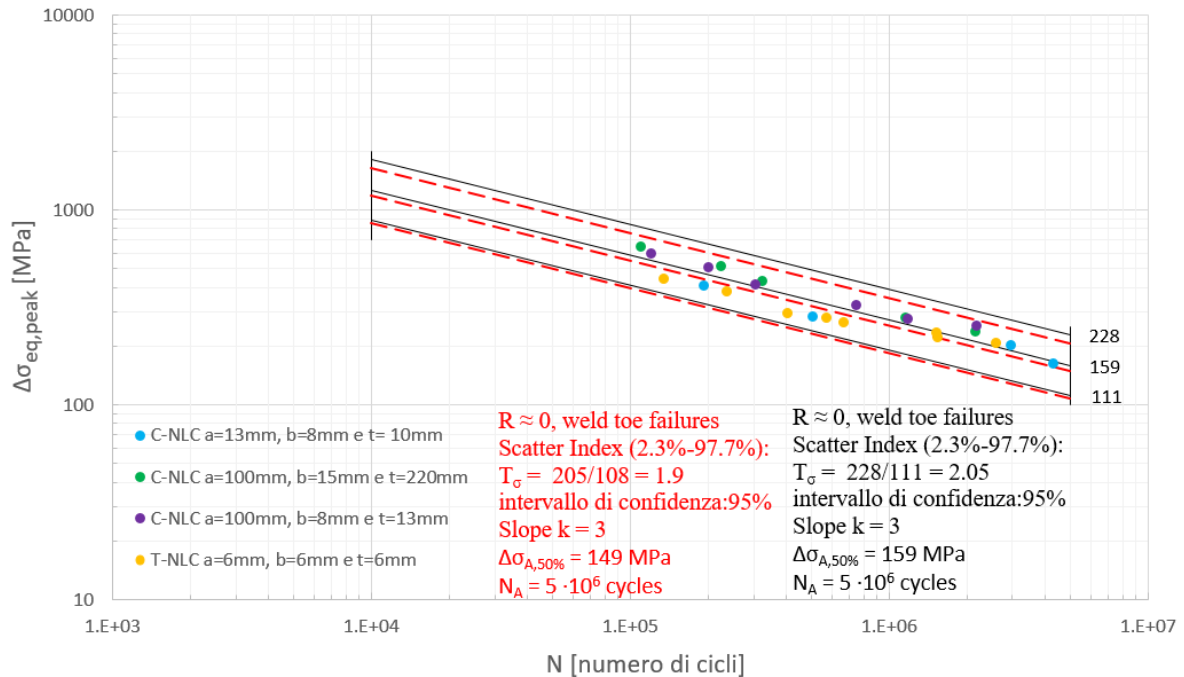


Figura 3.40 Confronto tra la banda di dispersione ottenuta per PSM (linea continua nera) e quella presente in letteratura [9] (linea tratteggiata rossa)

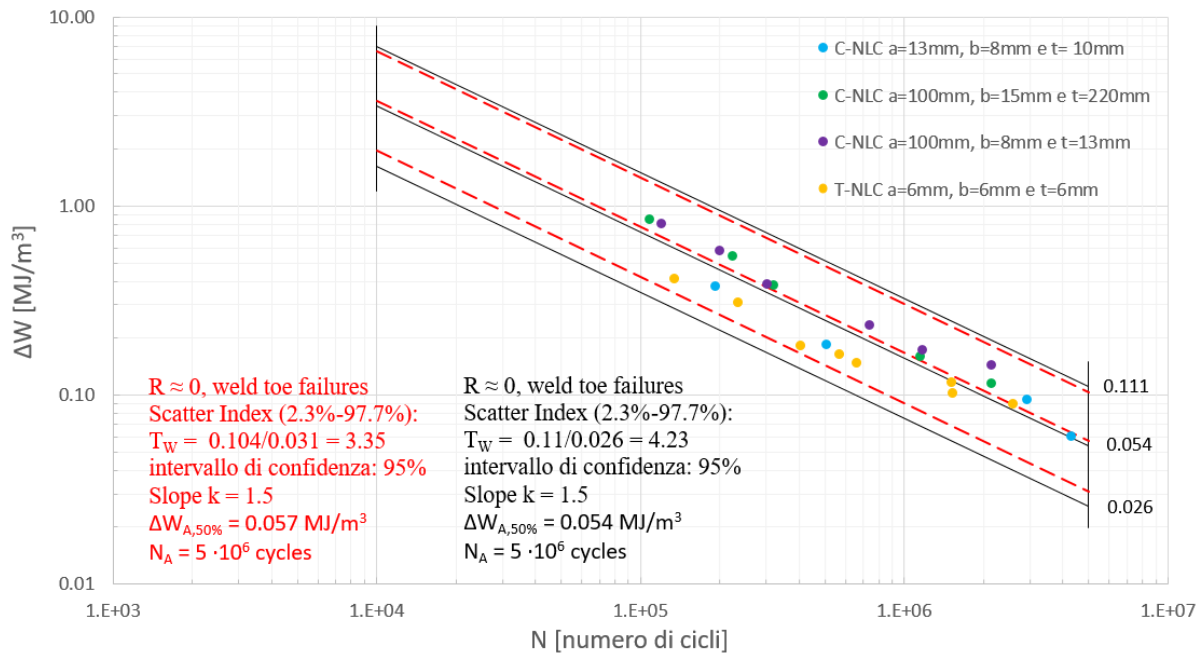


Figura 3.41 Confronto tra la banda di dispersione ottenuta per SED (linea continua nera) e quella presente in letteratura [13] (linea tratteggiata rossa)

Le bande di dispersione ottenute per il Nominal Stress Method e per l'Hot Spot Method, invece sono state confrontate con le curve di progettazione presenti in letteratura [1]. Per confrontare il modo consueto le bande di dispersione ottenute con le curve di progettazione proposte in letteratura sono state eseguite due analisi distinte dividendo i giunti saldati in base al valore dello spessore della piastra, t , in quanto modifiche della resistenza a fatica sono richieste per il metodo della tensione nominale e per il metodo della tensione di Hot-Spot di "tipo a" quando lo spessore della piastra, t , è maggiore di 25 mm. Nel caso in esame, l'influenza dello spessore della piastra nella resistenza a fatica è stato preso in considerazione moltiplicando la FAT class del dettaglio strutturale per un fattore di riduzione $f(t)$, determinato utilizzando le formule presenti in [1].

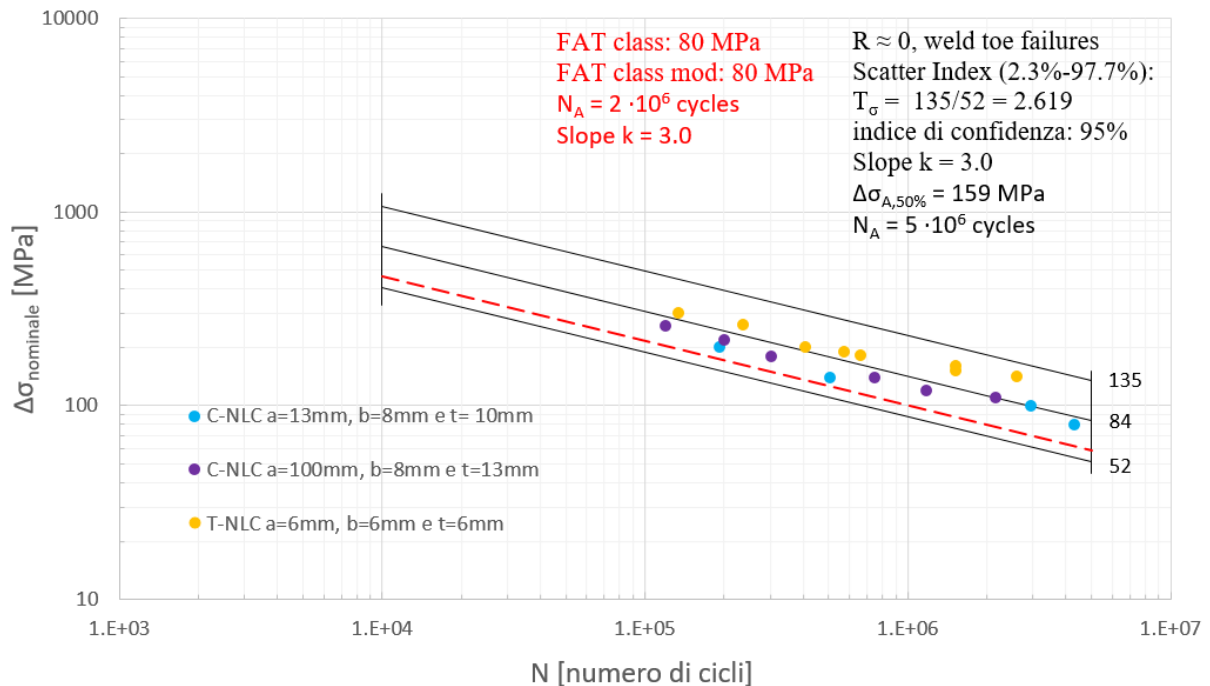


Figura 3.42 Confronto tra la banda di dispersione ottenuta per Nominal Stress Method (linea continua nera) e la curva SN relativa ai giunti saldati as welded con cordone di saldatura non portante presente in letteratura avente FAT class [1] (linea tratteggiata rossa)

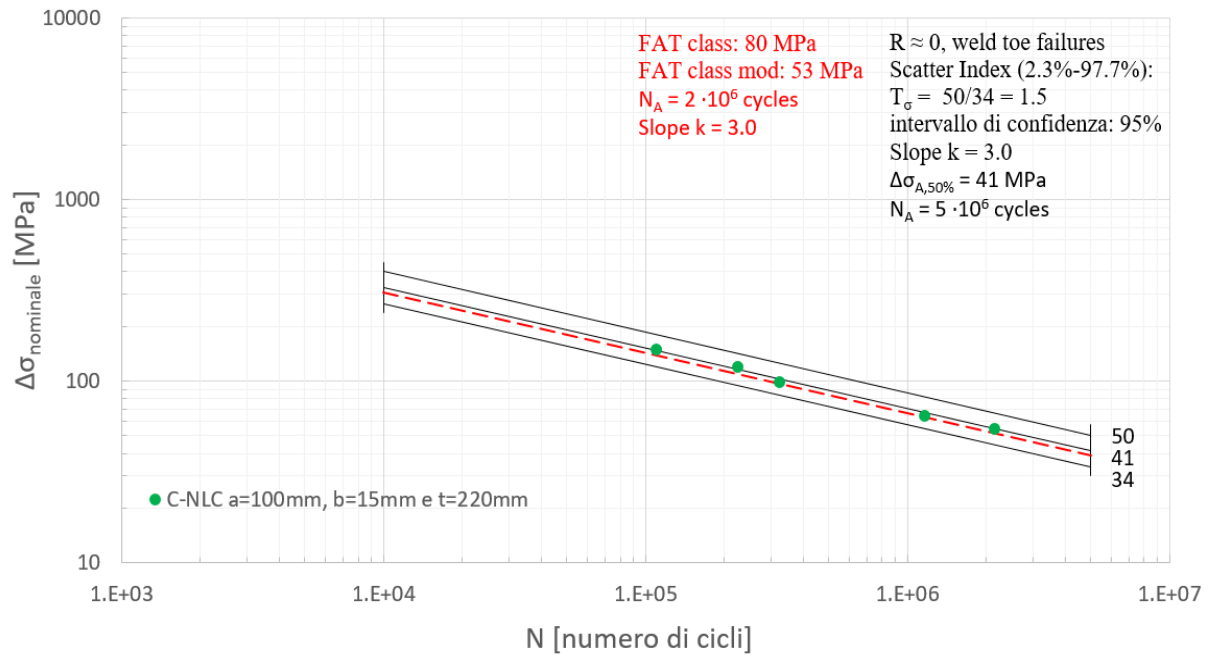


Figura 3.43 Confronto tra la banda di dispersione ottenuta per Nominal Stress Method (linea continua nera) e la curva SN relativa ai giunti saldati as welded con cordone di saldatura non portante presente in letteratura avente FAT class [1] (linea tratteggiata rossa)

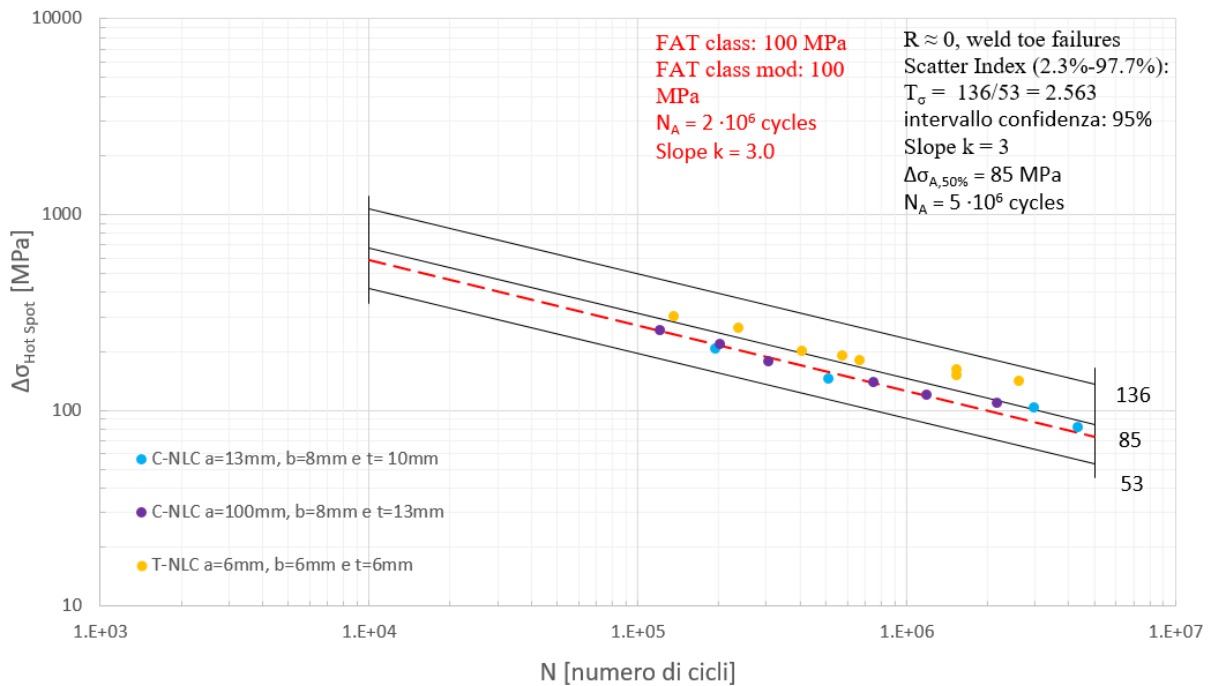


Figura 3.44 Confronto tra la banda di dispersione ottenuta per Hot Spot Method (linea continua nera) e la curva SN relativa ai giunti saldati as welded con cordone di saldatura non portante presente in letteratura avente FAT class [1] (linea tratteggiata rossa)

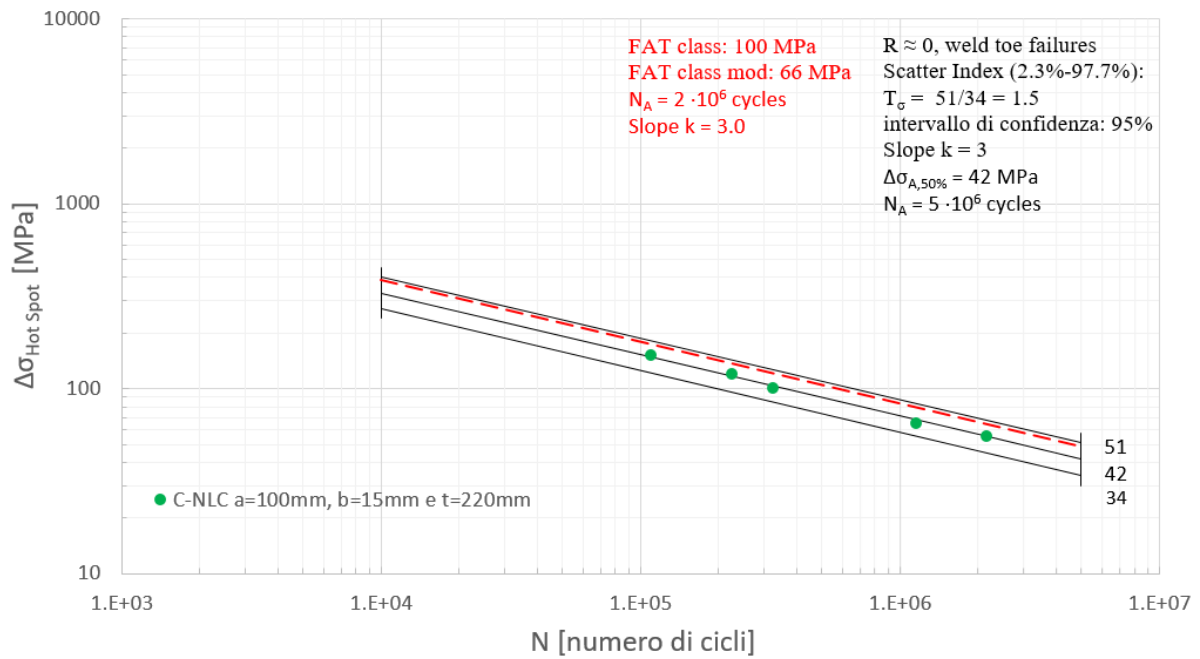


Figura 3.45 Confronto tra la banda di dispersione ottenuta per Hot Spot Method (linea continua nera) e la curva SN relativa ai giunti saldati as welded con cordone di saldatura non portante presente in letteratura avente FAT class [1] (linea tratteggiata rossa)

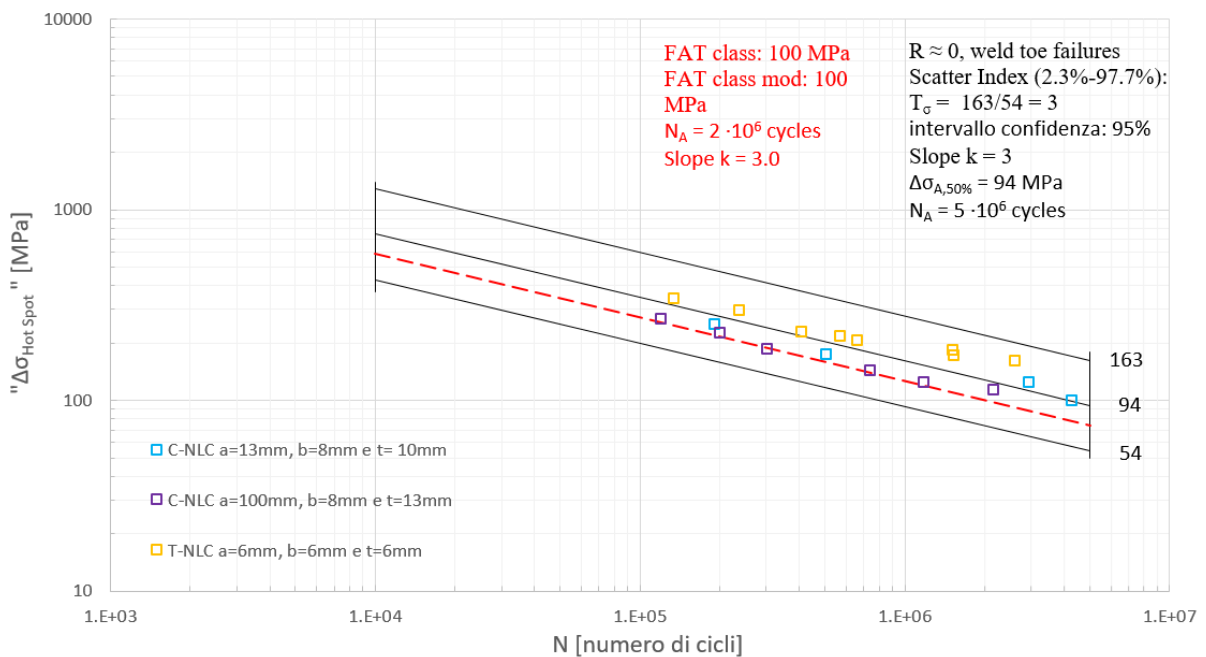


Figura 3.46 Confronto tra la banda di dispersione ottenuta per "Hot Spot Method" (linea continua nera) e la curva SN relativa ai giunti saldati as welded con cordone di saldatura non portante presente in letteratura avente FAT class [1] (linea tratteggiata rossa)

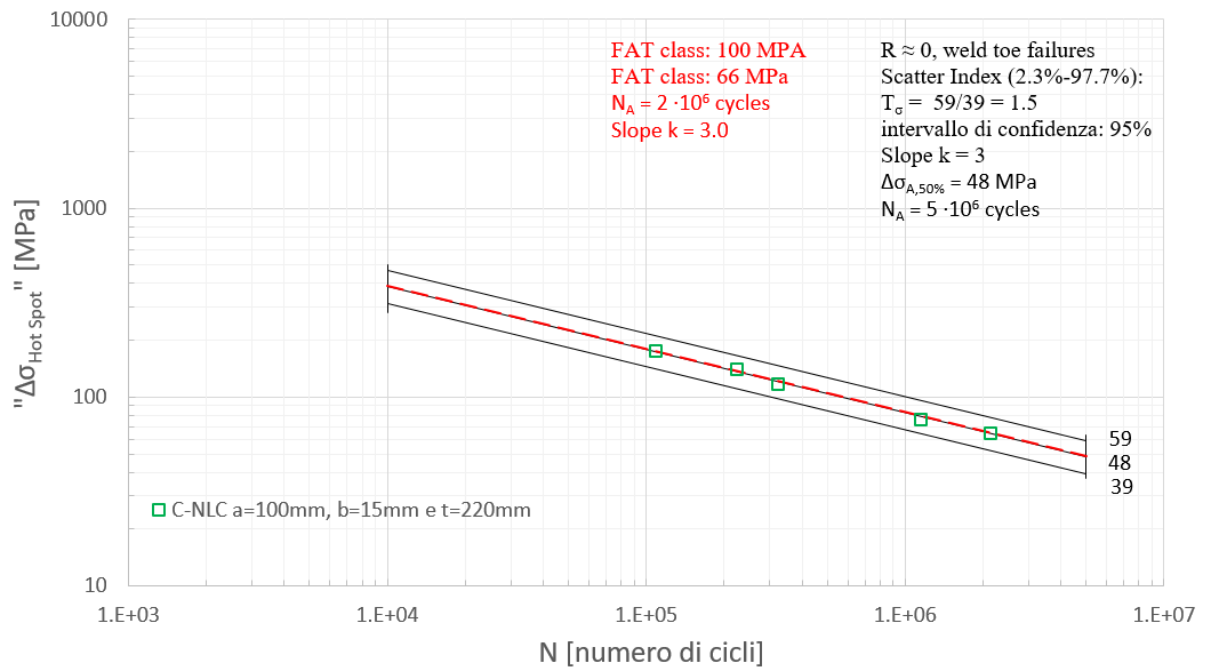


Figura 3.47 Confronto tra la banda di dispersione ottenuta per “Hot Spot Method” (linea continua nera) e la curva SN relativa ai giunti saldati as welded con cordone di saldatura non portante presente in letteratura avente FAT class [1] (linea tratteggiata rossa)

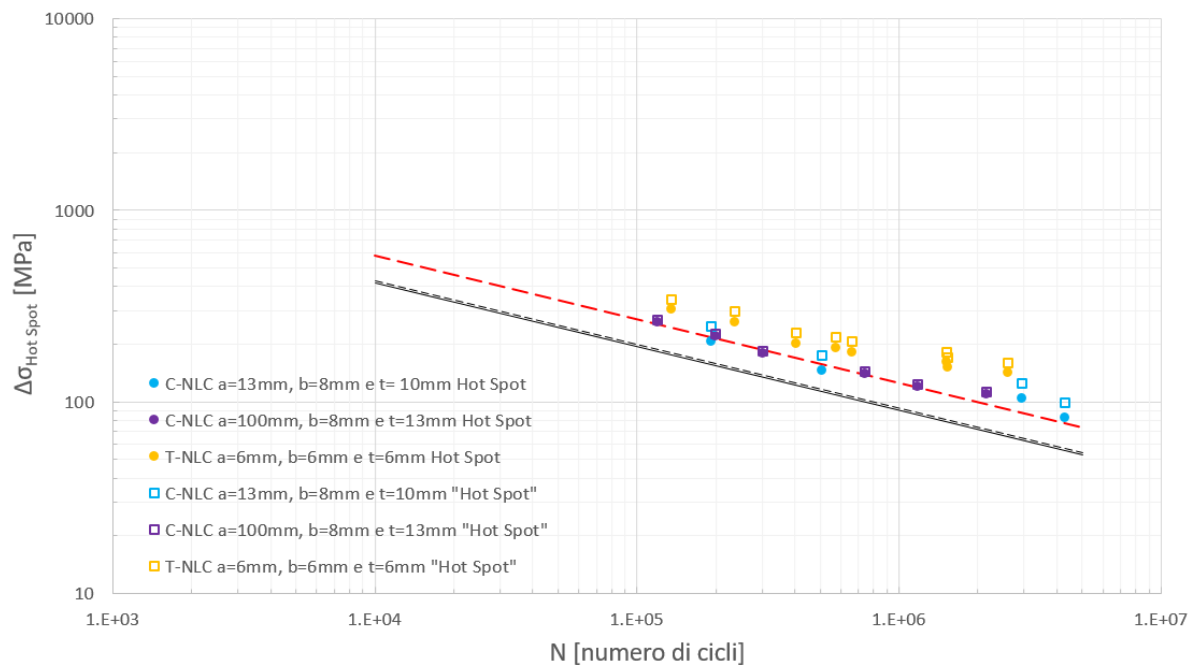


Figura 3.48 Confronto tra il limite inferiore della banda di dispersione avente p.s 97.7% per Hot Spot Method (linea continua nera), il limite inferiore della banda di dispersione avente p.s 97.7% per “Hot Spot Method” (linea tratteggiata nera) e la curva SN relativa ai giunti saldati as welded con cordone di saldatura non portante presente in letteratura avente FAT class [1] (linea tratteggiata rossa)

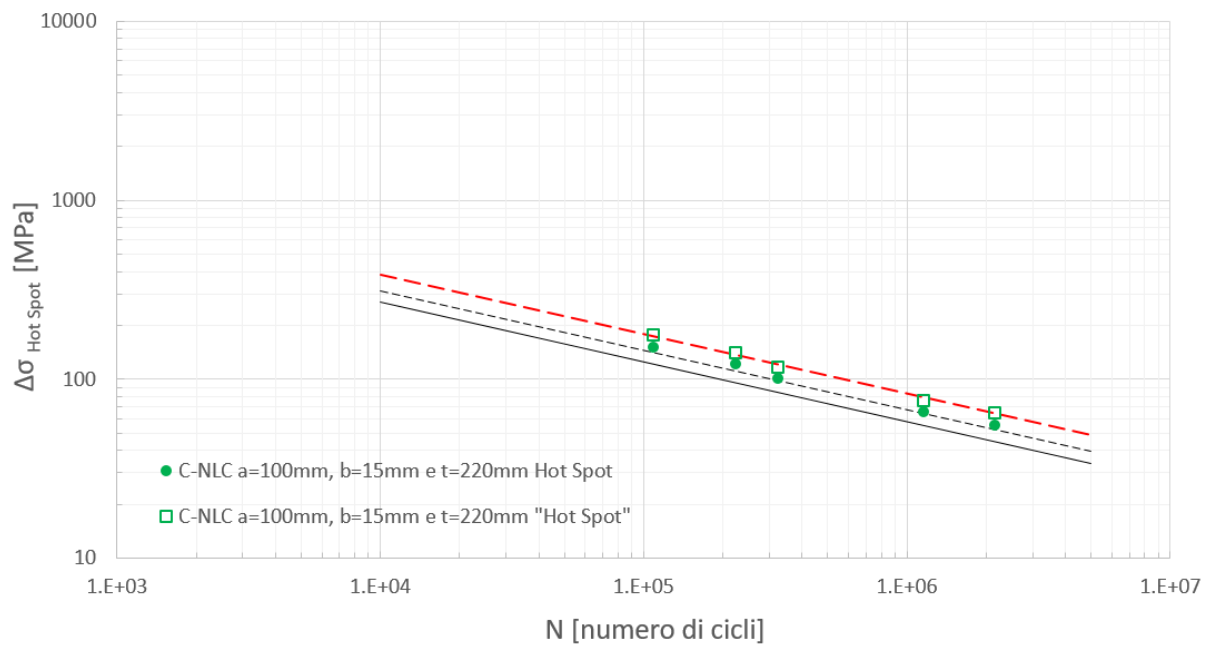


Figura 3.49 Confronto tra il limite inferiore della banda di dispersione avente p.s 97.7% per Hot Spot Method (linea continua nera), il limite inferiore della banda di dispersione avente p.s 97.7% per "Hot Spot Method" (linea tratteggiata nera) e la curva SN relativa ai giunti saldati as welded con cordone di saldatura non portante presente in letteratura avente FAT class [1] (linea tratteggiata rossa)

CAPITOLO 4

Analisi disallineamento dei giunti saldati

4.1 Analisi del disallineamento assiale in un giunto saldato testa a testa

4.1.1 Effetto dell'afferraggio in assenza del carico assiale

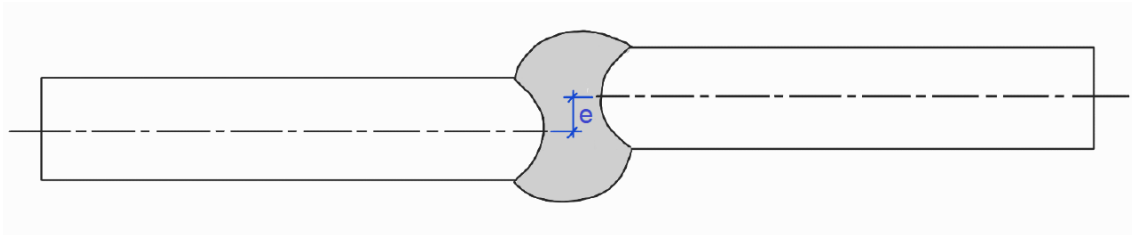


Figura 4.1 Schematizzazione del disallineamento assiale in un giunto saldato testa a testa

Il provino viene afferrato nella macchina di prova in modo tale da garantire che le due estremità del provino siano coassiali tra loro e che la rotazione all'estremità incastrata del provino sia nulla

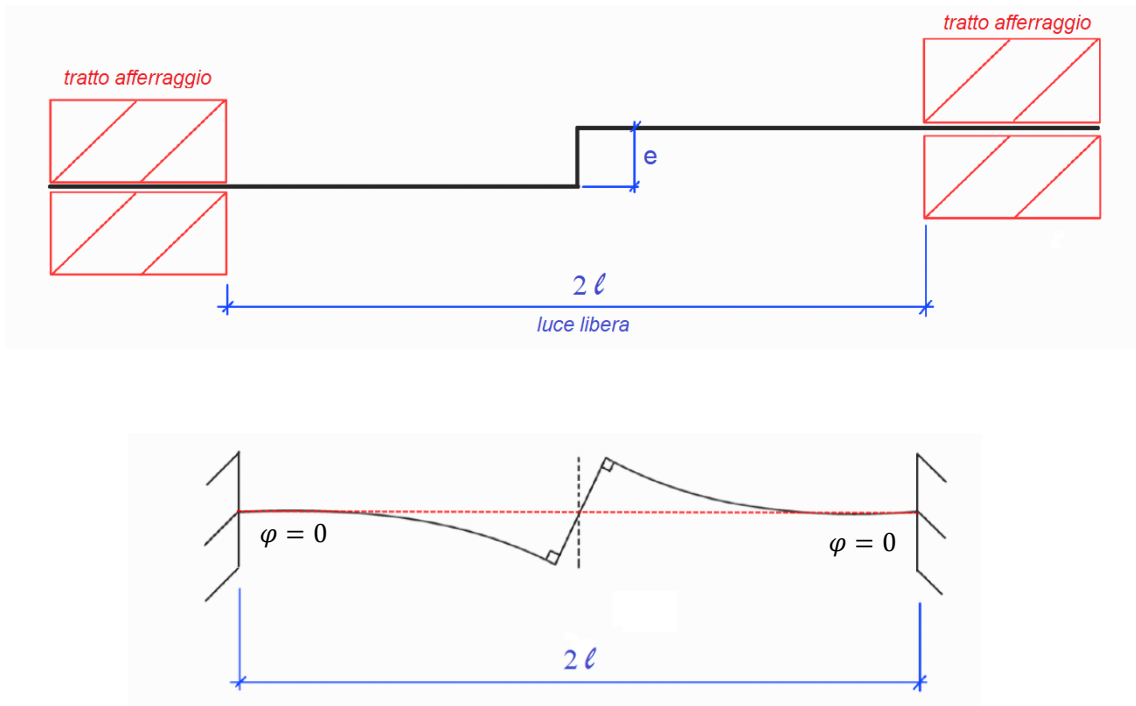


Figura 4.2 Schematizzazione della modalità di afferraggio del provino nella macchina di prova

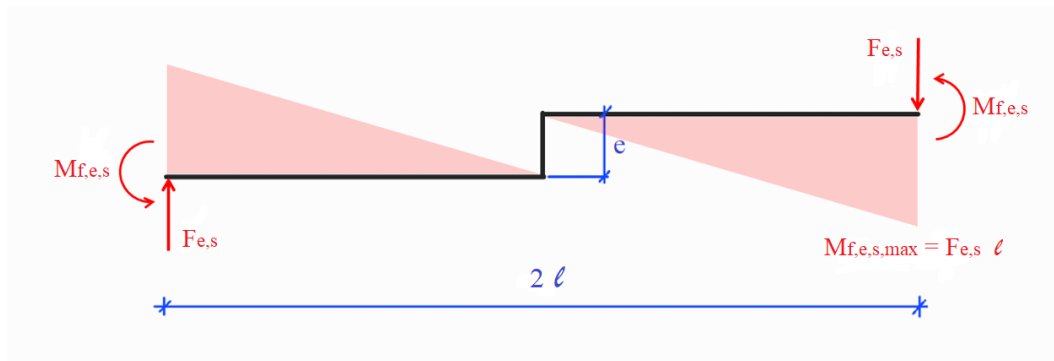


Figura 4.3 Diagramma del momento flettente durante l'afferraggio del provino nella macchina di prova, ipotesi: ganascia idealizzata come un vincolo infinitamente rigido

Il diagramma del momento flettente rappresentato in Figura 4.3 rappresenta la sollecitazione di flessione statica (costante) che si genera afferrando il giunto saldato in una macchina di prova avente afferraggi infinitamente rigidi, coassiali e perfettamente allineati. Ne consegue la presenza sia di una forza di taglio, $F_{e,s}$ sia di un momento flettente, $M_{f,e,s}$, nella zona di afferraggio. L'afferraggio quindi induce una sollecitazione di flessione statica costante nel tempo che non influisce sul range di tensione, $\Delta\sigma$ ($\Delta\sigma_{f,e,s} = M_{f,e,s} / W_f = 0$), ma che agisce solamente sulla tensione media, $\sigma_{m,e,s}$. Si ricorda che, in accordo alle normative e alle raccomandazioni vigenti, l'effetto della tensione media va opportunamente considerato solo nel caso di giunti saldati stress-relieved (i.e che abbiano subito trattamento termico di distensione delle tensioni), ma è da ritenersi trascurabile nel caso di giunzioni saldate testate in condizioni as-welded.

4.1.2 Effetto del carico assiale in assenza degli afferraggi

Di seguito si riporta un'analisi semplificata (lineare) del problema:

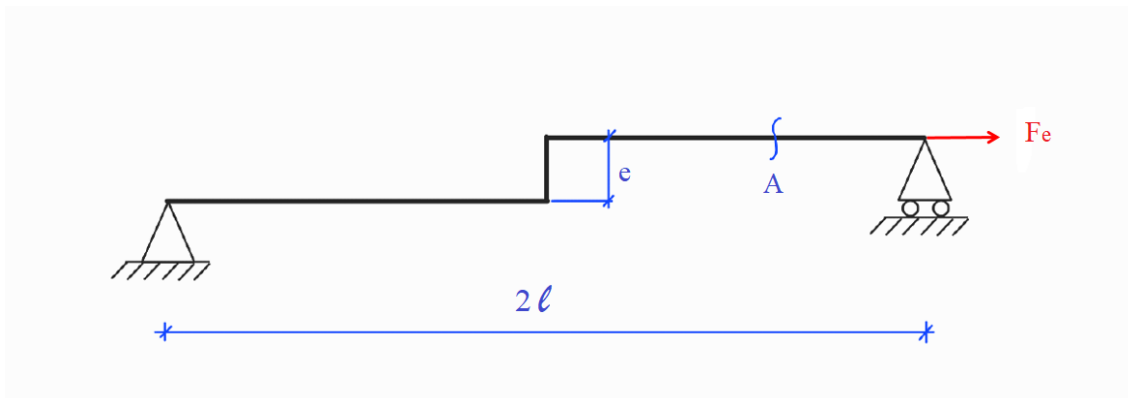


Figura 4.4 Schema di calcolo dell'esecuzione della prova di fatica

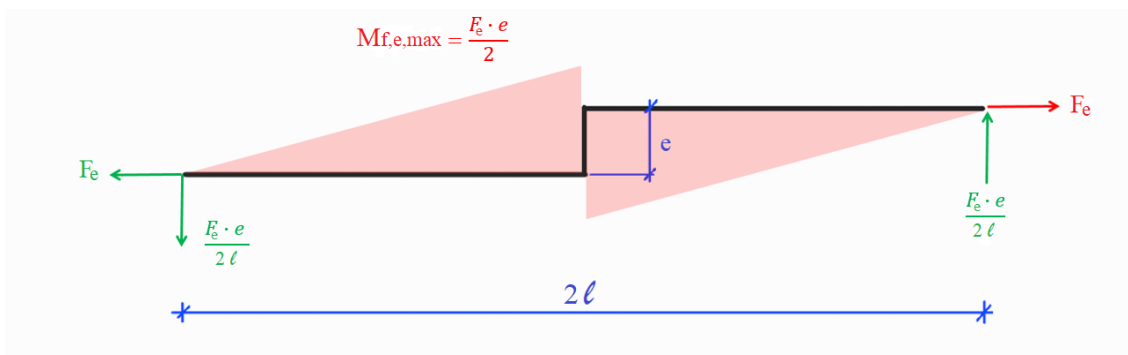


Figura 4.5 Diagramma del momento flettente durante l'esecuzione del test di fatica del giunto saldato

Il diagramma del momento flettente rappresentato in Figura 4.5 rappresenta la componente della sollecitazione di flessione che si genera in presenza di un carico assiale, F_e , quando si trascura l'effetto dell'afferraggio discusso in precedenza e si immagina che le estremità del provino siano libere di ruotare, ma non di traslare in direzione verticale. Dipendendo dal carico assiale e variando di intensità con esso, tale sollecitazione flessionale influisce non solo sul valore della tensione media, $\sigma_{m,e}$, ma anche sul range di tensione, $\Delta\sigma$ ($\Delta\sigma_{f,e} = M_{f,e} / W_f \neq 0$), a cui è sottoposto il provino durante il test di fatica.

$$\sigma_{ax} = \frac{F_e}{A} = \frac{F_e}{b \cdot t} \quad (4.1)$$

$$\sigma_{f,e} = \frac{F_e \cdot e/2}{W_f} = \frac{F_e \cdot e/2}{\frac{b \cdot t^2}{6}} \quad (4.2)$$

$$\frac{\sigma_{f,e}}{\sigma_{ax}} = \frac{6 \cdot F_e \cdot e/2}{b \cdot t^2} \cdot \frac{b \cdot t}{F} = \frac{6 \cdot e}{2 \cdot t} \quad (4.3) \quad \rightarrow \quad \sigma_{f,e} = \frac{6 \cdot e}{2 \cdot t} \sigma_{ax} \quad (4.4)$$

4.1.3 Effetto del carico assiale in presenza degli afferraggi

Secondo Xing S. et al [30] calcolando l'energia di deformazione per ogni trave ed applicando il secondo teorema di Castigliano, nel caso in esame, si ottiene il seguente risultato:

$$k_e = \left(\frac{\sigma_f}{\sigma_{ax}} \right)_e = \left(\frac{3(11L^3 - 40L^2L_1 - 12L^2L_c + 30LL_1^2 + 60LL_1L_c + 30LL_c^2 - 60L_1^2L_c - 20L_c^3)}{L^3} \right) \frac{e}{t} \quad (4.5)$$

Se $L_1=L_2=L/2$ si ottiene:

$$k_e = \left(\frac{\sigma_f}{\sigma_{ax}} \right)_e = \left(\frac{3(-3L^3 + 6L^2L_c + 60LL_c^2 - 40L_c^3)}{10L^3} \right) \frac{e}{t} \quad (4.6)$$

$$\sigma_{f,e} = k_e \cdot \sigma_{ax} \quad (4.7)$$

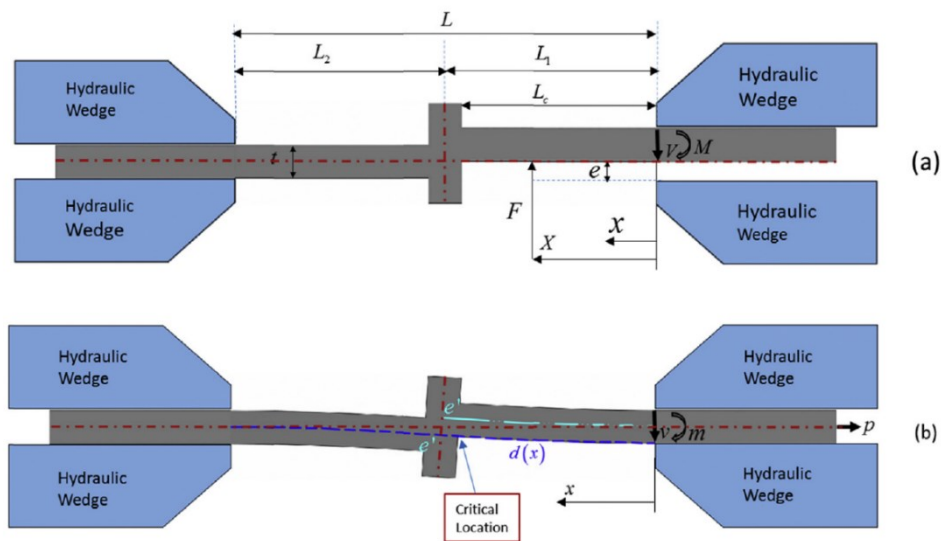


Figura 4.6 (a) giunto saldato con disallineamento assiale prima dell'afferraggio (b) giunto saldato con disallineamento assiale dopo l'afferraggio

4.2 Analisi del disallineamento angolare di un giunto saldato testa a testa

4.2.1 Effetto dell'afferraggio in assenza del carico assiale

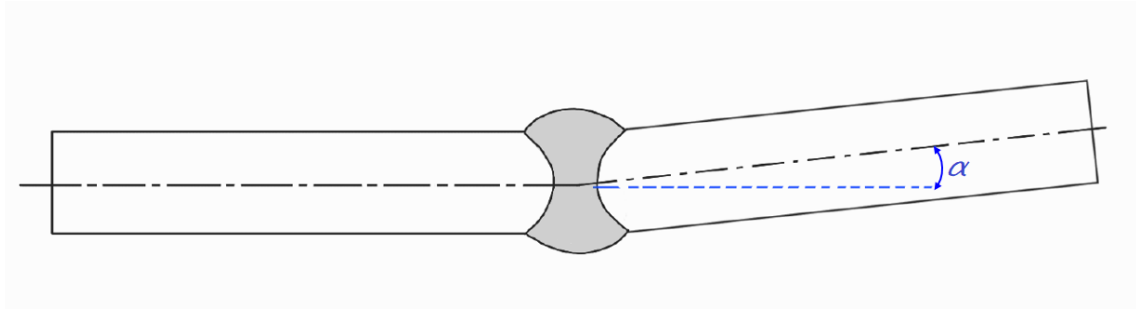


Figura 4.7 Schematizzazione del disallineamento angolare in un giunto saldato testa a testa

Il provino viene afferrato nella macchina di prova in modo tale da garantire che le due estremità del provino siano coassiali tra loro e che la rotazione all'estremità incastra del provino sia nulla.

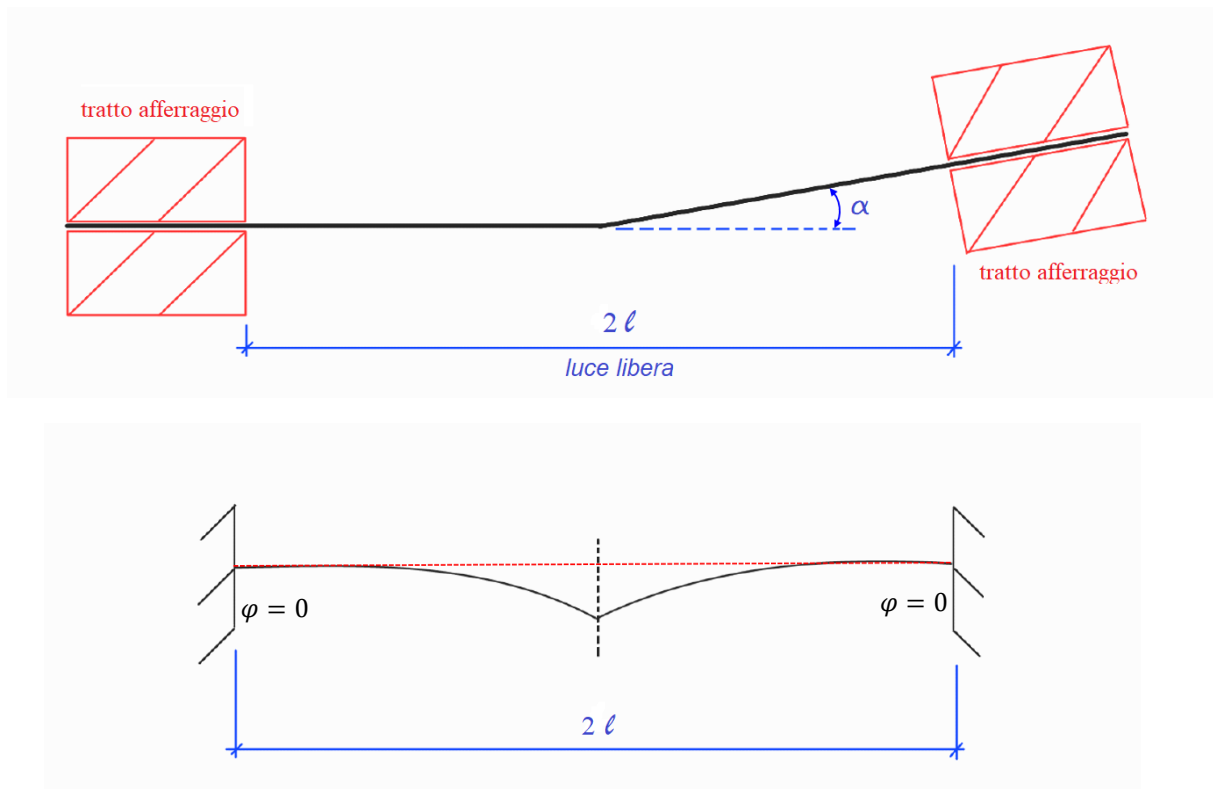


Figura 4.8 Schematizzazione della modalità di afferraggio del provino nella macchina di prova

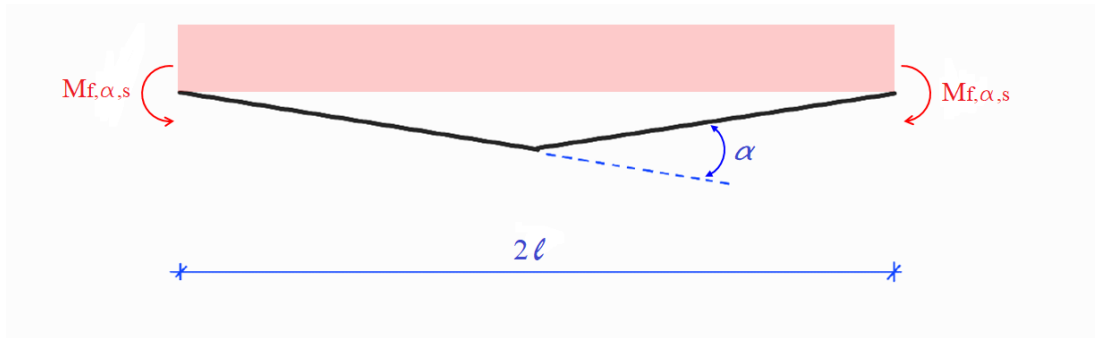


Figura 4.9 Diagramma del momento flettente durante l'afferraggio del provino nella macchina di prova, ipotesi: ganascia idealizzata come un vincolo infinitamente rigido

Il diagramma del momento flettente rappresentato in Figura 4.9 rappresenta la flessione statica (costante) che si genera afferrando il giunto saldato in una macchina di prova avente afferraggi infinitamente rigidi, coassiali e perfettamente allineati. Ne consegue la presenza di un momento flettente, $M_{f,\alpha,s}$, costante su tutta la lunghezza del provino. L'afferraggio quindi induce una sollecitazione di flessione statica costante nel tempo che non influisce sul range di tensione, $\Delta\sigma$ ($\Delta\sigma_{f,\alpha,s} = M_{f,\alpha,s} / W_f = 0$), ma che agisce solamente sulla tensione media, $\sigma_{m,\alpha,s}$. Si ricorda che, in accordo alle normative e alle raccomandazioni vigenti, l'effetto della tensione media va opportunamente considerato nel caso di giunti stress-relieved (i.e. che abbiano subito trattamento termico di distensione delle tensioni), ma è da ritenersi trascurabile nel caso di giunzioni saldate testate in condizioni as-welded.

4.2.2 Effetto del carico assiale in assenza degli afferraggi

Di seguito si riporta un'analisi semplificata (lineare) del problema:

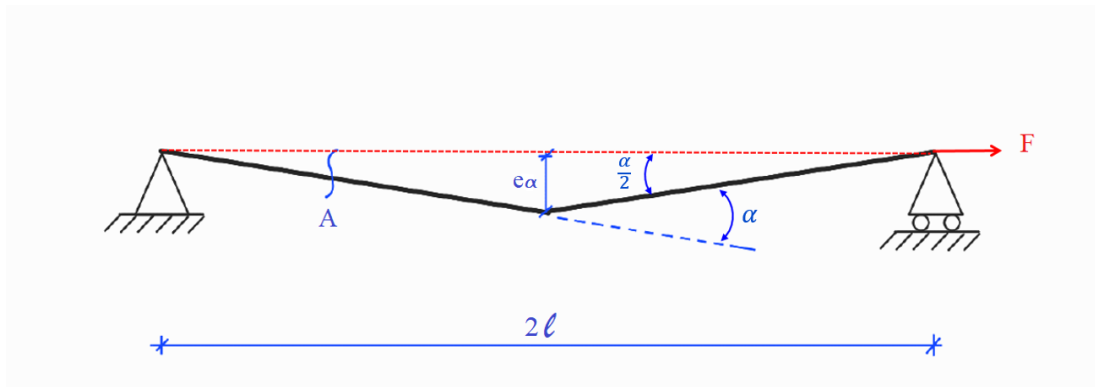


Figura 4.10 Schema di calcolo dell'esecuzione della prova di fatica

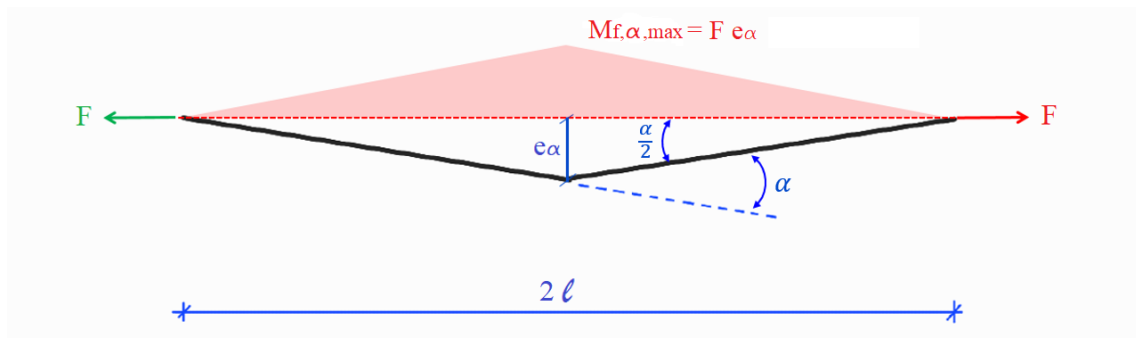


Figura 4.11 Diagramma del momento flettente durante l'esecuzione del test a fatica del giunto saldato

Il diagramma del momento flettente rappresentato in Figura 4.11 descrive la componente di sollecitazione flessionale che si genera in presenza di un carico assiale, F , quando si trascura l'effetto dell'afferraggio discusso in precedenza e si immagina che le estremità del provino siano libere di ruotare, ma non di traslare in direzione verticale. Dipendendo dal carico assiale e variando di intensità con esso, tale sollecitazione flessionale influisce non solo sul valore della tensione media, $\sigma_{m,\alpha}$, ma anche sul range di tensione, $\Delta\sigma$ ($\Delta\sigma_{f,\alpha} = M_{f,\alpha} / W_f \neq 0$), a cui è sottoposto il provino durante il test di fatica.

$$e_\alpha = l \cdot \tan \frac{\alpha}{2} \approx l \cdot \frac{\alpha}{2} \quad (4.8)$$

$$\sigma_{ax} = \frac{F}{A} = \frac{F}{b \cdot t} \quad \text{se } \alpha \leq 1^\circ \quad (4.9)$$

$$\sigma_{f,\alpha} = \frac{F \cdot e_\alpha}{W_f} = \frac{F \cdot l \cdot \alpha}{2 \cdot W_f} \quad (4.10)$$

$$\frac{\sigma_{f,\alpha}}{\sigma_{ax}} = \frac{F \cdot l \cdot \alpha}{2 \cdot \frac{b \cdot t^2}{6}} \cdot \frac{b \cdot t}{F} = \frac{6 \cdot l \cdot \alpha}{2 \cdot t} \quad (4.11) \quad \rightarrow \quad \sigma_{f,\alpha} = \frac{3 \cdot l \cdot \alpha}{t} \sigma_{ax} \quad (4.12)$$

4.2.3 Effetto del carico assiale in presenza degli afferraggi

Secondo Xing S. et al [30] calcolando l'energia di deformazione per ogni trave ed applicando il secondo teorema di Castigliano, nel caso in esame, si ottiene il seguente risultato:

$$k_\alpha = \left(\frac{\sigma_f}{\sigma_{ax}} \right)_\alpha = \left(\frac{4(L^4 - 9L^3L_c + 39L^2L_c^2 - 60LL_c^3 + 30L_c^4)}{5L^3t} \right) \alpha [\text{rad}] \quad (4.13)$$

$$\sigma_{f,\alpha} = k_\alpha \cdot \sigma_{ax} \quad (4.14)$$

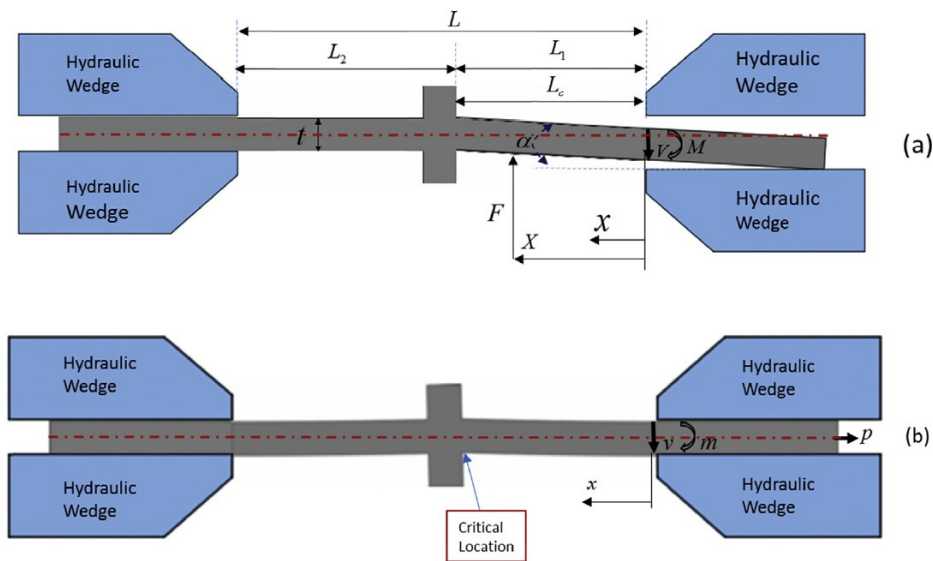


Figura 4.12 (a) giunto saldato con disallineamento assiale prima dell'afferraggio (b) giunto saldato con disallineamento assiale dopo l'afferraggio

4.3 Analisi disallineamento assiale e angolare di un giunto saldato testa a testa

4.3.1 Effetto del carico assiale in assenza degli afferraggi

Sommando gli effetti del disallineamento assiale e quello angolare si ottiene:

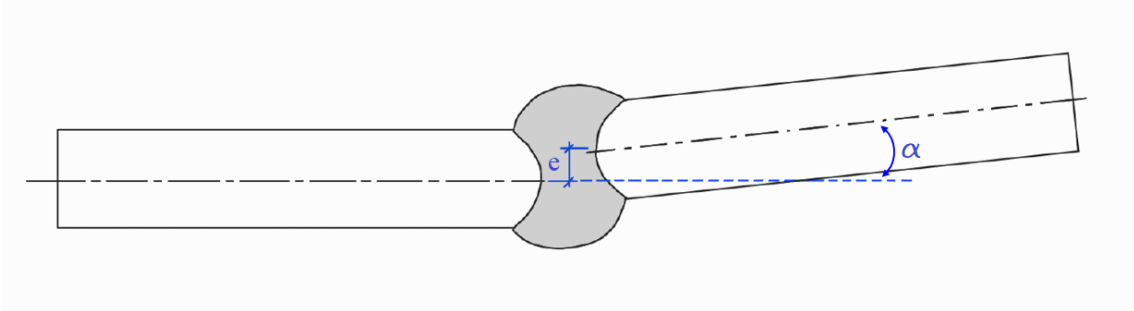


Figura 4.13 Schematizzazione del disallineamento assiale e angolare in un giunto saldato testa a testa

$$\sigma_{f,tot} = \frac{6 \cdot e}{2 \cdot t} \sigma_{ax} + \frac{3 \cdot l \cdot \alpha}{t} \sigma_{ax} \quad (4.15)$$

Generalizzando l'equazione (4.15) si ottiene:

$$\sigma_{f,tot} = C_e(e) \cdot \sigma_{ax} + C_\alpha(\alpha) \cdot \sigma_{ax} \quad (4.16)$$

Dove per il caso considerato di giunto testa-testa si ha:

$$C_e(e) = \frac{6 \cdot e}{2 \cdot t}$$

$$C_\alpha(\alpha) = \frac{3 \cdot l \cdot \alpha}{t}$$

Si può notare che nel caso di un'analisi lineare i coefficienti C_e e C_α non dipendono dal carico applicato, ma solo dalla geometria del giunto.

4.3.2 Effetto del carico assiale in presenza degli afferraggi

Sommando gli effetti del disallineamento assiale e quello angolare si ottiene secondo [30]:

$$k_{e+\alpha} = k_e + k_\alpha = \left(\frac{3}{10} \frac{(-3L^3 + 6L^2L_c + 60LL_c^2 - 40L_c^3)}{L^3} \right) \frac{e}{t} + \left(\frac{4}{5} \frac{(L^4 - 9L^3L_c + 39L^2L_c^2 - 60LL_c^3 + 30L_c^4)}{L^3t} \right) \alpha \quad (4.17)$$

$$\sigma_{b,tot} = k_{e+\alpha} \cdot \sigma_{ax} \quad (4.18)$$

4.4 Confronto tra le formule IIW Recommendations e le formule analitiche ottenute precedentemente

Caso1: effetto del carico assiale in assenza degli afferraggi

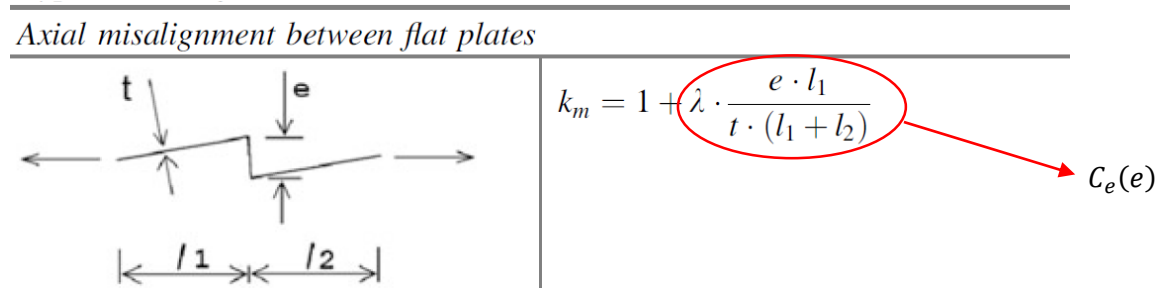


Figura 4.14 Formula per il disallineamento assiale secondo IIW Recommendations per i giunti saldati testa a testa [1]

Ponendo $\lambda=6$ (unrestrained joint, in maniera coerente con le analisi svolte nelle Figure 4.4 e 4.10) e $l_1 = l_2 = l$ si ottiene:

$$C_e(e) = \frac{6 \cdot l \cdot e}{t \cdot 2 \cdot l} = \frac{6 \cdot e}{t \cdot 2} \quad (4.19)$$

Osservazione

Confrontando l'equazione (4.4) con l'equazione (4.19) si ottiene che le formule fornite dalle IIW Recommendations forniscono un'ottima correlazione con la trattazione analitica precedentemente riportata.

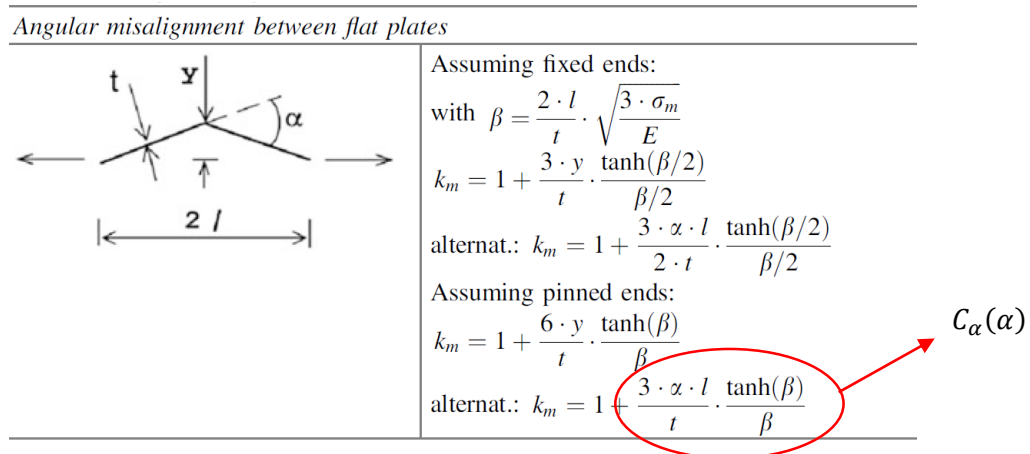


Figura 4.15 Formula per il disallineamento angolare secondo IIW Recommendations per i giunti saldati testa a testa [1]

Essendo $E \gg \sigma_m$, si deduce che β è "piccolo" quindi $\tanh \beta \approx \beta$ e quindi si ottiene:

$$C_\alpha(\alpha, \sigma_{ax}) = \frac{3 \cdot l \cdot \alpha}{t} \quad (4.20)$$

Osservazione

Confrontando l'equazione (4.12) con l'equazione (4.20) si ottiene un'ottima correlazione.

Caso 2: effetto del carico in presenza degli afferraggi

Nella formulazione proposta da IIW Recommendations relativa al disallineamento assiale, Figura 4.14, non viene specificato il fattore λ da utilizzare nel caso in cui sono presenti gli afferraggi.

Secondo Xing et al. [30] e Berge et a. [31] per considerare l'effetto del carico e degli afferraggi bisogna utilizzare il fattore λ pari a 6.75.

Di seguito si riportano i risultati ottenuti, relativi ai giunti saldati tramite MIG in alluminio riciclato presenti nel paragrafo 4.6.4, considerando le formule fornite da Xing et al. e quelle fornite da IIW Recommendations utilizzando il fattore λ pari a 6.75.

ID	e [mm]	α [°]	$\Delta\sigma_{flex, Xing}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{flex, IIW}$ [MPa]	$\Delta\%$
MIG 1	1.20	3.7	166	171	3
MIG 2	2.15	4.1	240	259	8
MIG 3	2.10	4.6	248	267	8
MIG 4	2.00	4.4	237	255	8
MIG 5	1.60	4.1	203	214	6
MIG 6	2.00	4.2	231	249	8
MIG 7	1.70	4.7	224	239	7
MIG 8	1.50	4.8	211	224	6

Tabella 4.1 Confronto tra $\Delta\sigma_{flex, Xing}$ e $\Delta\sigma_{flex, IIW}$

Nella Tabella 4.1 si può notare che i valori ottenuti della $\Delta\sigma_{flex, Xing}$ sono simili, deviazione percentuale inferiore al 10%, ai valori ottenuti della $\Delta\sigma_{flex, IIW}$.

4.5 Analisi non lineare

In generale a causa della non linearità del fenomeno legata alle non linearità geometriche o ai vincoli cedevoli, ovvero al cedimento dei cuscinetti idrostatici che supportano le ganasce della macchina di prova, etc., si ha che la tensione flessionale indotta dai disallineamenti può essere scritta come:

$$\sigma_{f,tot} = C_e(e, \sigma_{ax}) \cdot \sigma_{ax} + C_\alpha(\alpha, \sigma_{ax}) \cdot \sigma_{ax} \quad (4.21)$$

Dove $C_e(e, \sigma_{ax})$ e $C_\alpha(\alpha, \sigma_{ax})$ sono funzioni proprie della tipologia di provini considerata e quindi non si possono ridurre ad un semplice rapporto di parametri geometrici e inoltre dipendono anche dal carico esterno applicato al giunto, ovvero da σ_{ax} . Ad esempio per il solo disallineamento angolare si ha:

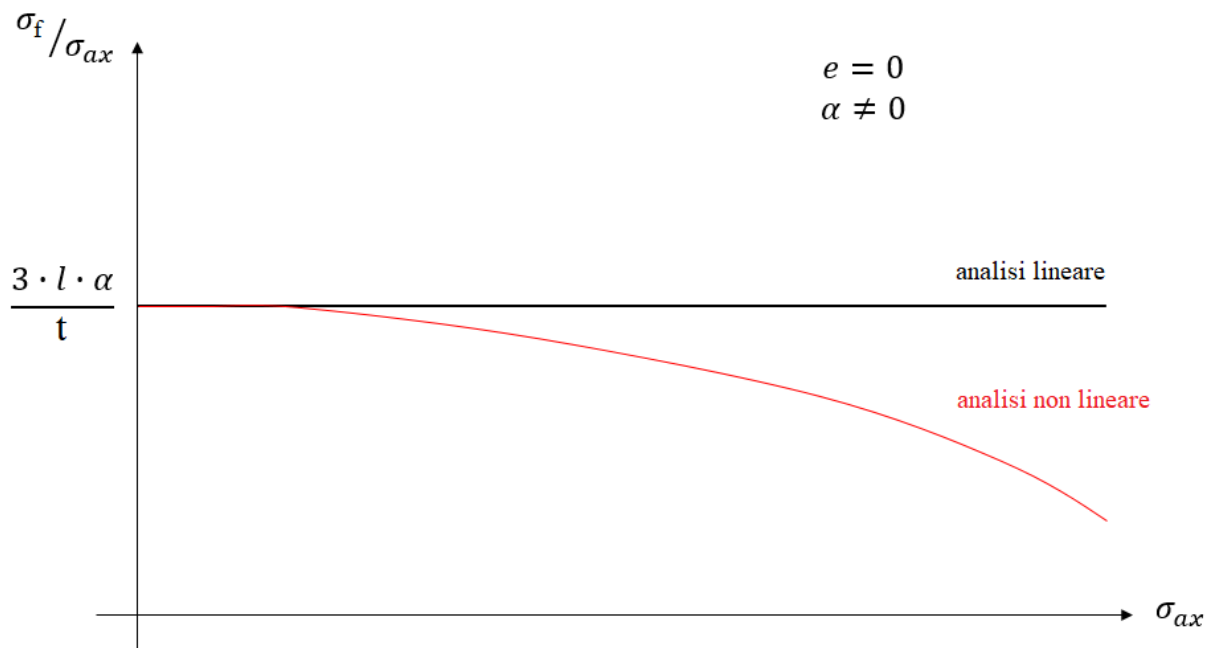


Figura 4.16 Andamento di $\sigma_f/\sigma_{ax} = f(\sigma_{ax})$, in base alla tipologia di analisi svolta, per il caso $e=0$ e $\alpha \neq 0$

Per poter definire la relazione che lega la tensione flessionale a quella assiale anche in condizioni non lineari, sarebbe necessario:

1. Definire una matrice di valori (e, α) che copra almeno i casi di interesse
2. Per ciascuna coppia di valori (e, α) definita, svolgere un'analisi FEM NON LINEARE variando il carico applicato (σ_{ax}) e determinare per ciascun valore del carico applicato il contributo flessionale, ovvero σ_f/σ_{ax}
3. Per ciascuna terna di valori (e, α, σ_{ax}) si conoscerà quindi il contributo flessionale σ_f/σ_{ax} . Per interpolazione si può ottenere una funzione di tre variabili:

$$\sigma_f/\sigma_{ax} = f(e, \alpha, \sigma_{ax})$$

che può essere utilizzata per trovare il contributo flessionale, noto il disallineamento assiale, quello angolare e il carico applicato.

4.6 Analisi sperimentale dell'influenza del disallineamento assiale ed angolare

Nel caso di giunti saldati affetti da disallineamento assiale e/o angolare non è possibile valutare la vita a fatica prendendo come riferimento la tensione nominale applicata dalla macchina di prova come nel caso dei giunti saldati esenti da disallineamenti, in quanto durante l'afferraggio del provino nella macchina di prova le ganasce tendono a raddrizzare il giunto saldato generando un momento secondario di flessione. Per monitorare l'influenza dei disallineamenti presenti nei giunti saldati e verificare la validità delle formule proposte dalle IIW Recommendation si è pensato di indagare l'andamento delle tensioni agenti sul cordone di saldatura al variare della forza di trazione applicata applicando degli estensimetri nei giunti saldati.

4.6.1 Analisi del campo di tensione

Gli estensimetri, per rilevare in modo corretto le deformazioni causate dalla sollecitazione nominale di trazione imposta dalla macchina di prova e dalla sollecitazione di flessione secondaria dovuta dalla presenza dei disallineamenti nel giunto saldato, devono essere posizionati sufficientemente lontani dal piede cordone di saldatura in modo tale che le deformazioni rilevate non siano influenzate dal campo di tensione singolare dell'intaglio a V presente al piede del cordone di saldatura.

Per analizzare l'andamento del campo di tensione nei giunti saldati testa a testa a piena penetrazione in esame, per semplicità la geometria reale del cordone di saldatura è stata approssimata con una forma trapezoidale definita in funzione dell'altezza del cappuccio del cordone di saldatura, $|h_5-h_2|$, della larghezza del cordone di saldatura, R , e dell'angolo di inclinazione, 2α , rilevato dalle foto dei provini tramite il programma "ImageJ". Il piede cordone di saldatura è stato modellato come un intaglio a V avente raggio di raccordo, $\rho=0$ [22]. Solo un quarto del provino è stato modellato, grazie alla doppia simmetria presente, in modo da ridurre i tempi computazionali.

L'analisi del campo di tensione nei giunti saldati testa a testa a piena penetrazione in esame è stato realizzato analizzando il modello medio avente le dimensioni riportate in Tabella 4.2:

ID	t	R	$ h_5-h_2 $	2α
	mm	mm	mm	°
MIG average model	6	8.4	1.85	144

Tabella 4.2 Dimensioni del modello medio

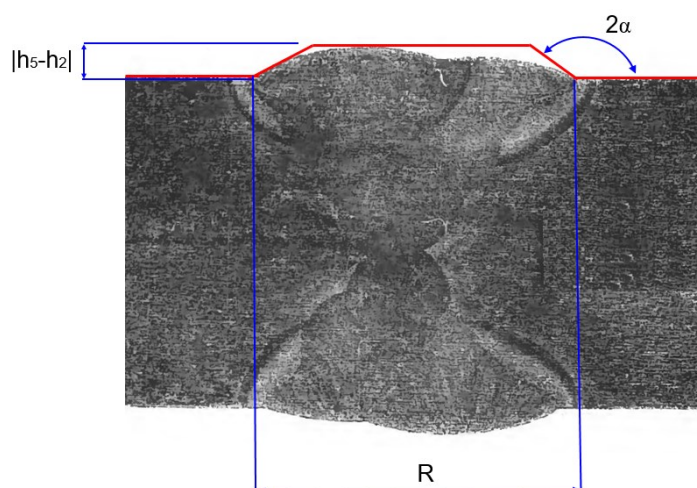


Figura 4.17 Determinazione della geometria semplificata dei giunti saldati testa a testa a piena penetrazione in alluminio riciclato saldati tramite MIG [22]

Lo schema di calcolo utilizzato è il seguente:

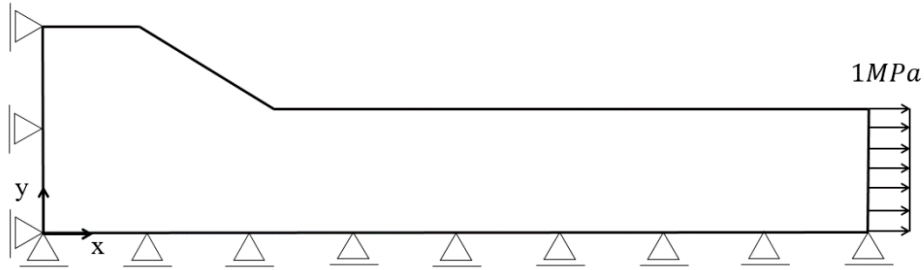


Figura 4.18 Schema di calcolo del giunto saldato soggetto a trazione

Per garantire un infittimento graduale della mesh avvicinandosi all'apice dell'intaglio sono state create le seguenti aree guida:

- un settore circolare avente raggio pari a 0.0001 mm con centro corrispondente all'apice dell'intaglio;
- un settore circolare avente raggio pari a 0.28 mm con centro corrispondente all'apice dell'intaglio;

Per la creazione della mesh si è utilizzato l'elemento PLANE 182 con le seguenti opzioni:

- K1 = 3 (simple enhanced strain)
- K3 = 2 (plane strain)

La mesh è stata generata scegliendo le seguenti tipologie di mesh:

- La mesh per il settore circolare avente raggio pari a 0.0001 mm è stata generata utilizzando una mesh di tipo free e la funzione CONCENTRATION KEYPOINT in modo da ottenere un infittimento progressivo della mesh verso l'apice dell'intaglio
- La mesh per il settore circolare avente raggio pari a 0.28 mm è stata generata utilizzando una mesh di tipo mapped
- La mesh nell'area rimanente del giunto è stata generata utilizzando una mesh di tipo free prestando attenzione a non generare una mesh troppo distorta nella prossimità dei settori circolari di raggio pari a 0.28 mm

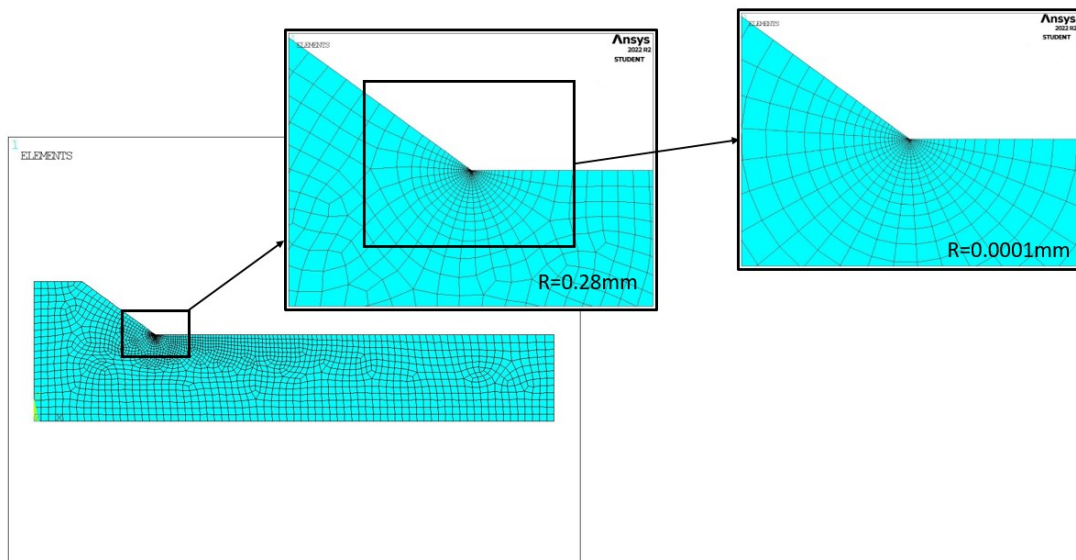


Figura 4.19 Mesh del modello medio

Diagrammando le tensioni σ_{xx} in funzione della distanza dal piede del cordone di saldatura si ottiene il seguente grafico:

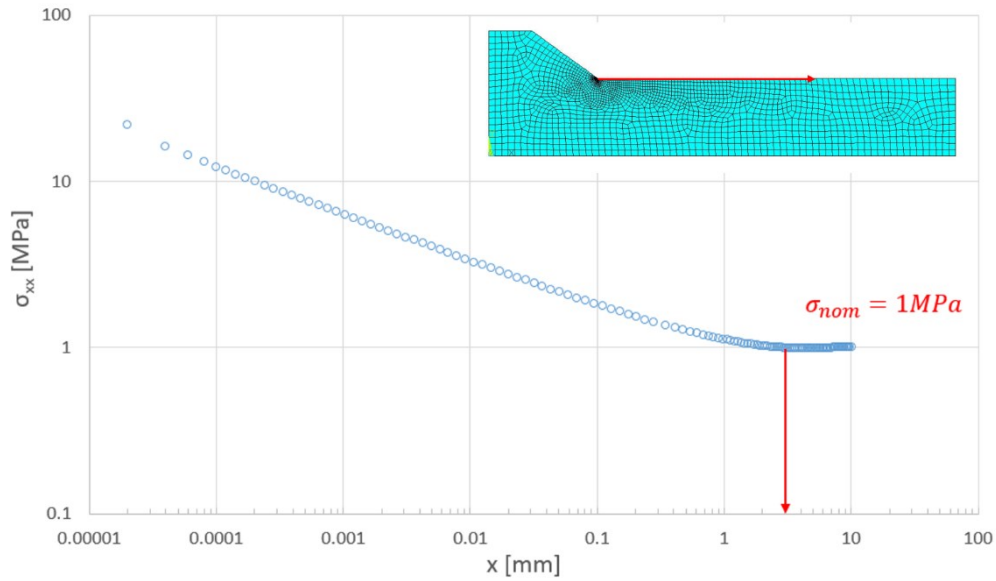


Figura 4.20 Andamento delle tensioni σ_x in funzione della distanza dal piede del cordone di saldatura, x

Osservando la Figura 4.20 si può notare che, nel caso in esame, per rilevare le deformazioni causate dalla sollecitazione nominale applicata al giunto saldato attraverso la macchina di prova occorre applicare gli estensimetri ad una distanza del piede del cordone di saldatura maggiore di 3 mm.

4.6.2 Estensimetri a resistenza metallica

L'estensimetro è uno strumento di misura composto da una griglia metallica incollata su un supporto di materiale polimerico, Figura 4.21. L'estensimetro viene incollato sulla superficie del componente e quando quest'ultimo viene sollecitato, le deformazioni prodotte sul componente, nel punto di applicazione dell'estensimetro, vengono rilevate misurando la variazione di resistenza della griglia metallica dell'estensimetro. Tale variazione, proporzionale alla deformazione, può essere infine rilevata con estrema precisione tramite il ponte Wheatstone.

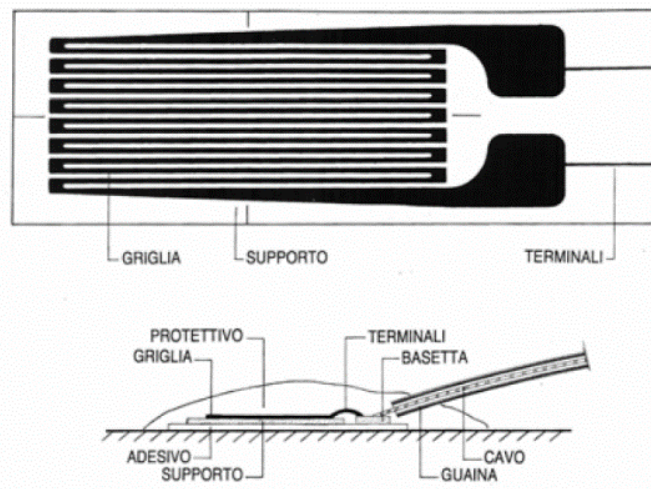


Figura 4.21 Schema di un estensimetro mono-assiale a griglia metallica [26]

Il fenomeno sopra descritto si descrivere dal punto di vista teorico ricordando che la resistenza R per un conduttore filiforme è pari a:

$$R = \frac{\rho \cdot l}{A} \quad \text{dove} \quad \begin{array}{l} \rho: \text{resistività materiale} \\ l: \text{lunghezza conduttore} \\ A: \text{area del conduttore} \end{array} \quad (4.22)$$

Differenziando l'equazione (4.22) si ottiene:

$$dR = \frac{\partial R}{\partial \rho} \cdot d\rho + \frac{\partial R}{\partial l} \cdot dl + \frac{\partial R}{\partial A} \cdot dA = \frac{l}{A} \cdot d\rho + \frac{\rho}{A} \cdot dl - \frac{\rho \cdot l}{A^2} \cdot dA = \frac{R}{\rho} \cdot d\rho + \frac{R}{l} \cdot dl - \frac{R}{A} \cdot dA \quad (4.23)$$

Dividendo per R l'equazione (4.23) si ottiene:

$$\frac{dR}{R} = \frac{d\rho}{\rho} + \frac{dl}{l} - \frac{dA}{A} \quad (4.24)$$

Il termine $d\rho/\rho$ rappresenta la variazione di resistività relativa del materiale, dl/l rappresenta la deformazione del conduttore in direzione longitudinale e dA/A rappresenta la variazione della sezione trasversale del conduttore. Nel caso di un conduttore di sezione circolare si ottiene:

$$\left\{ \begin{array}{l} A = \pi \cdot r^2 \\ dA = \frac{\partial A}{\partial r} \cdot dr = 2 \cdot r \cdot \pi \cdot dr \end{array} \right. \rightarrow \frac{dA}{A} = 2 \frac{dr}{r} = 2\varepsilon_t = -2 \cdot \nu \cdot \varepsilon_l \quad (4.25)$$

Dove ε_t rappresenta la deformazione in direzione trasversale del conduttore, $\varepsilon_l = dl/l$ rappresenta la deformazione in direzione longitudinale del conduttore e ν è il coefficiente di Poisson.

Infine sostituendo nell'equazione (4.24) l'equazione (4.25) si ottiene:

$$\frac{dR}{R} = \frac{d\rho}{\rho} + (1 + 2\nu) \cdot \varepsilon_l \quad (4.26)$$

Dall'equazione (4.26) si può notare che la variazione di resistenza relativa di un conduttore è legata alla deformazione longitudinale, ε_l , e alla variazione di resistività relativa che a sua volta dipende da ε_l .

La variazione relativa di resistenza del conduttore può essere inoltre espressa attraverso la prima legge fondamentale dell'estensimetria:

$$\frac{dR}{R} = K \cdot \varepsilon_l \quad (4.27)$$

Dove K rappresenta la sensibilità dell'estensimetro (Gauge factor).

4.6.3 Ponte di Wheatstone

Per poter leggere le piccole variazioni di resistenza indotte da una deformazione dell'estensimetro è necessario utilizzare un circuito di collegamento che sia in grado di fornire un segnale amplificato. Il circuito di collegamento utilizzato nell'estensimetria è il collegamento a ponte di Wheatstone.

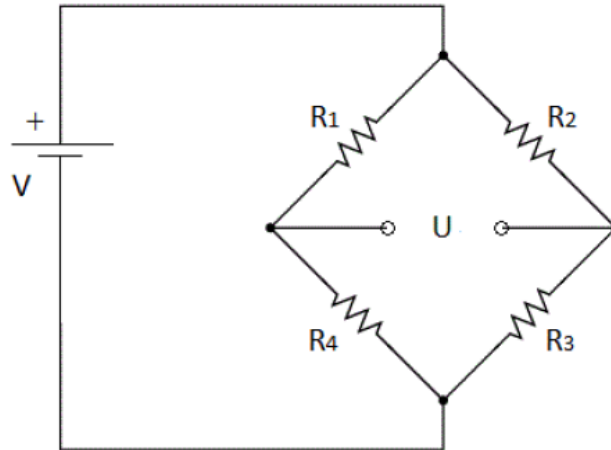


Figura 4.22 Collegamento a ponte di Wheatstone [26]

In generale esistono tre possibili configurazioni di collegamento del ponte di Wheatstone:

- Collegamento a quarto di ponte: 1 estensimetro e 3 resistenze di completamento;
- Collegamento a mezzo ponte: 2 estensimetri e 2 resistenze di completamento;
- Collegamento a ponte intero: 4 estensimetri;

Il ponte di Wheatstone consente di misurare la variazione di resistenza leggendo la differenza di potenziale U , detta tensione di sbilanciamento, che si genera ai capi non alimentati del ponte.

Nel caso del collegamento a quarto di ponte la tensione di sbilanciamento U , ponendo l'estensimetro in posizione 1, si ricava come segue:

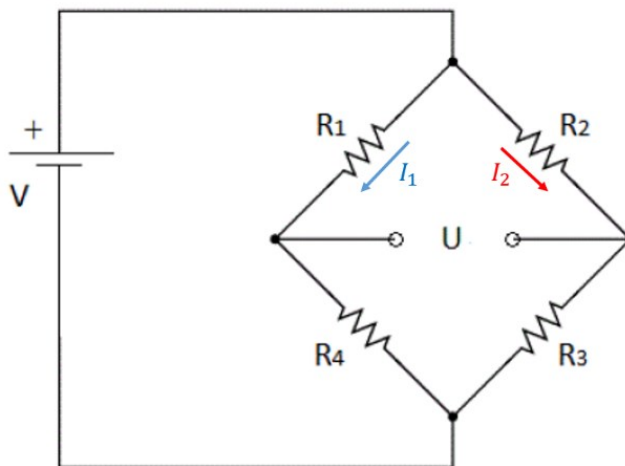


Figura 4.23 Analisi collegamento a ponte di Wheatstone

$$\begin{cases} U = R_1 \cdot I_1 - R_2 \cdot I_2 \\ V = (R_1 + R_4) \cdot I_1 \\ V = (R_2 + R_3) \cdot I_2 \end{cases} \quad \rightarrow \quad \frac{U}{V} = \frac{R_1 \cdot R_3 - R_2 \cdot R_4}{(R_1 + R_4) \cdot (R_2 + R_3)} \quad (4.28)$$

Supponendo che inizialmente il ponte sia azzerato si ottiene:

$$U = 0 \quad \rightarrow \quad R_1 \cdot R_3 - R_2 \cdot R_4 = 0 \quad (4.29)$$

Variando la resistenza R_1 di una quantità ΔR_1 (R_1 rappresenta la resistenza dell'estensimetro posizionato in 1) si ottiene uno sbilanciamento del ponte di Wheatstone pari a:

$$\frac{\Delta U}{V} = \frac{(R_1 + \Delta R_1) \cdot R_3 - R_2 \cdot R_4}{(R_1 + \Delta R_1 + R_4) \cdot (R_2 + R_3)} = \dots = \frac{\Delta R_1 \cdot R_3}{(R_1 + R_4) \cdot (R_2 + R_3)} \cdot \frac{1}{1 + \frac{\Delta R_1}{(R_1 + R_4)}} \quad (4.30)$$

Definendo α e R_m come segue e sostituendo tali espressioni nell'equazione (4.30) si ottiene:

$$R_m = R_1 + R_4 \quad \alpha = \frac{R_3}{R_2 + R_3}$$

$$\frac{\Delta U}{V} = \frac{\Delta R_1 \cdot \alpha}{R_m} \cdot \frac{1}{1 + \frac{\Delta R_1}{R_m}} \quad (4.31)$$

Ipotizzando che $\frac{\Delta R_1}{R_m} < 1\%$ si ottiene la seguente equazione:

$$\frac{\Delta U}{V} \approx \frac{\Delta R_1 \cdot \alpha}{R_m} = \frac{\Delta R_1 \cdot \alpha^*}{R_1} \quad (4.32)$$

Dove

$$\alpha^* = \frac{R_1}{R_1 + R_4} \cdot \frac{R_3}{R_2 + R_3}$$

Infine ipotizzando $R_1 = R_2 = R_3 = R_4$ si ottiene:

$$\frac{\Delta U}{V} \approx \frac{1}{4} \frac{\Delta R_1}{R_1} = \frac{1}{4} K \cdot \varepsilon_1 \quad (4.33)$$

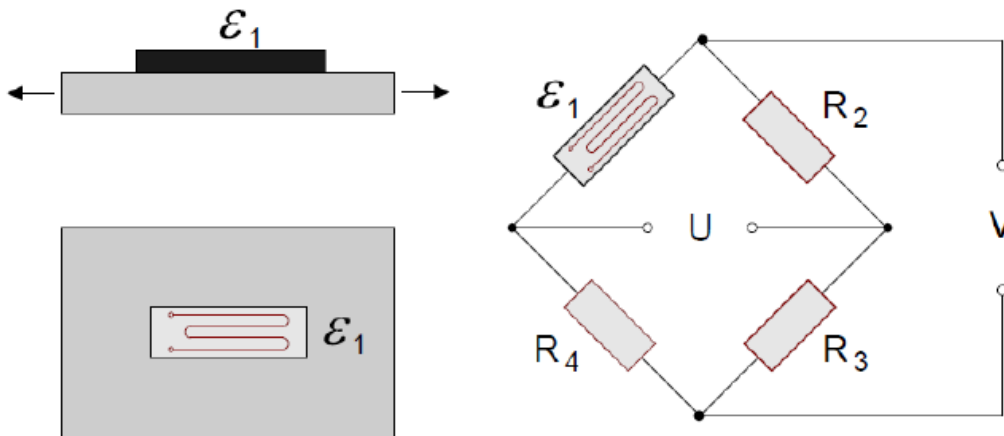


Figura 4.24 Collegamento a quarto di ponte di Wheatstone

Dall'equazione (4.33) si può notare come lo sbilanciamento del ponte è direttamente proporzionale alla variazione di resistenza, ΔR_1 .

Solitamente il sistema di misura con estensimetri elettrici a resistenza metallica si avvale di una centralina di misura, centralina estensimetrica. Definendo il tipo di circuito utilizzato e il fattore di taratura K dell'estensimetro, la centralina estensimetrica fornisce direttamente il valore di deformazione lungo la direzione della griglia estensimetrica.

4.6.4 Descrizione della prova sperimentale

4.6.4.1 Geometrie dei provini analizzati e metodo di misurazione del disallineamento

Le geometrie analizzate dei giunti saldati tramite MIG in alluminio sono le seguenti:

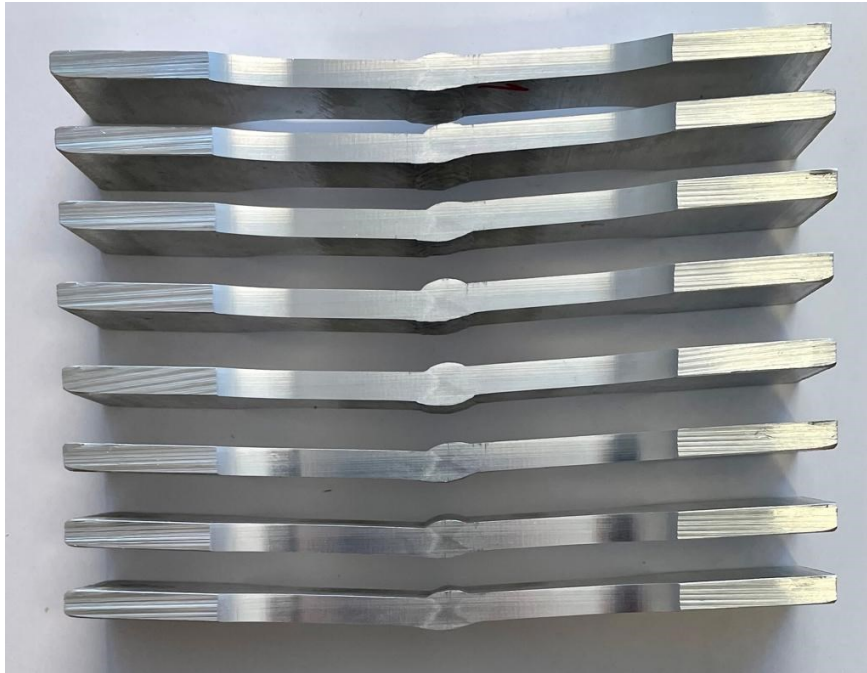


Figura 4.25 Geometrie dei provini analizzati

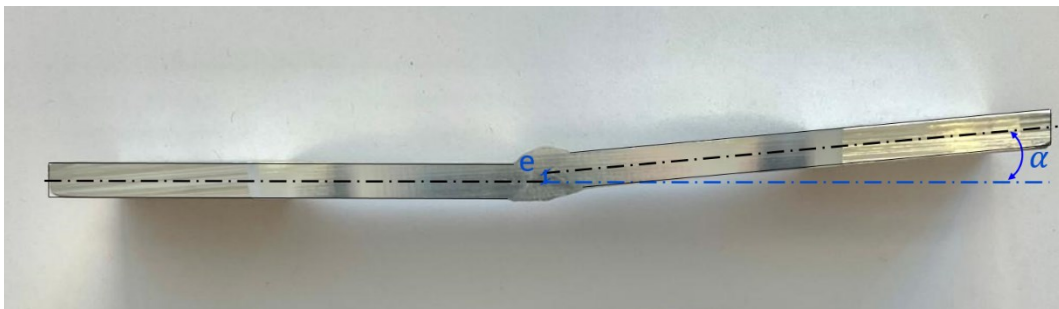


Figura 4.26 Analisi del disallineamento assiale ed angolare del provino

Il disallineamento presente nei giunti saldati è stato rilevato tramite un calibro ventesimale digitale dopo aver bloccato il provino tramite un morsetto a vite nel banco di misura, come mostrato in Figura 4.27.





Figura 4.27 Sistema di bloccaggio dei provini nel banco di misura

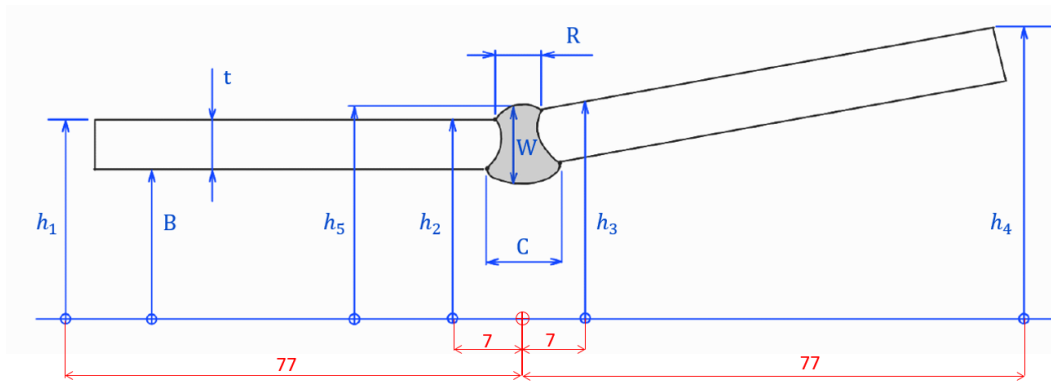


Figura 4.28 Schematizzazione della geometria del giunto saldato tramite MIG

Il disallineamento assiale, e , ed il disallineamento angolare, α , sono stati successivamente calcolati attraverso le seguenti formule:

$$e = |h_3 - h_2| \quad (4.34)$$

$$\alpha [rad] = \tan^{-1} \frac{|h_3 - h_4|}{l - 7} \quad (4.35.a)$$

$$\alpha [^\circ] = \alpha [rad] \cdot \frac{180}{\pi} \quad (4.35.b)$$

ID	t	b	A	R	C	h1	h2	h3	h4	h5	W	B	e	α
	mm	mm	mm ²	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	°
MIG 1	6	20	120	8.10	11.65	50.95	50.95	52.15	56.65	52.40	8.35	45	1.20	3.6
MIG 2	6	20	120	8.50	11.40	50.85	50.90	53.05	58.05	52.85	8.25		2.15	4.0
MIG 3	6	20	120	8.50	11.75	51.00	51.05	53.15	58.75	52.95	8.10		2.10	4.5
MIG 4	6	20	120	8.55	11.55	50.90	50.95	52.95	58.35	53.15	8.85		2.00	4.3
MIG 5	6	20	120	8.25	12.05	50.90	50.95	52.55	57.55	52.95	8.90		1.60	4.0
MIG 6	6	20	120	8.60	11.00	50.90	50.95	52.95	58.05	52.75	8.15		2.00	4.0
MIG 7	6	20	120	8.45	11.15	50.85	50.85	52.55	58.35	52.65	8.15		1.70	4.6
MIG 8	6	20	120	8.35	11.60	50.90	50.85	52.35	58.20	52.60	8.30		1.50	4.6

Tabella 4.3 Riassunto misure sperimentali

4.6.4.2 Tipologia macchina di prova

Le prove statiche sono state eseguite, presso i laboratori di Sintef Industry, utilizzando la macchina di prova servo-idraulica, Instron 5985, equipaggiata con un attuatore avente 250 kN di capacità di carico. Il carico è stato applicato ortogonalmente rispetto alla direzione della saldatura.



Figura 4.29 Macchina di prova

4.6.4.3 Tipologia di estensimetri utilizzati

TYPE	FLAB-3-11-3LJC-F		
LOT NO.	A519511	GAUGE LENGTH	3 mm
GAUGE FACTOR	2.08	±1	%
GAUGE RESISTANCE	118.5±0.5 Ω	QUANTITY	10
TEMP. COMPENSATION FOR	11 ×10 ⁻⁶ /°C	TEST CONDITION	23°C 50%RH
TRANSVERSE SENSITIVITY	1.0 %	BATCH NO.	WB09Y
LEAD WIRES	10/0.12 2W 3m r=0.32(Ω/m)		

Figura 4.30 Scheda tecnica estensimetri

4.6.4.4 Posizionamento degli estensimetri e procedura di incollaggio degli estensimetri

Gli estensimetri sono stati incollati ad una distanza X_1 , pari a 62 mm, in modo tale da assicurare che l'estremità dell'estensimetro si trovi ad almeno 10 mm dal piede del cordone di saldatura, distanza sufficiente a garantire il rispetto della distanza di 3 mm determinata precedentemente nel paragrafo 4.6.1. Gli estensimetri sono stati collegati alla centralina estensimetrica utilizzando il collegamento a quarto di ponte di Wheatstone.

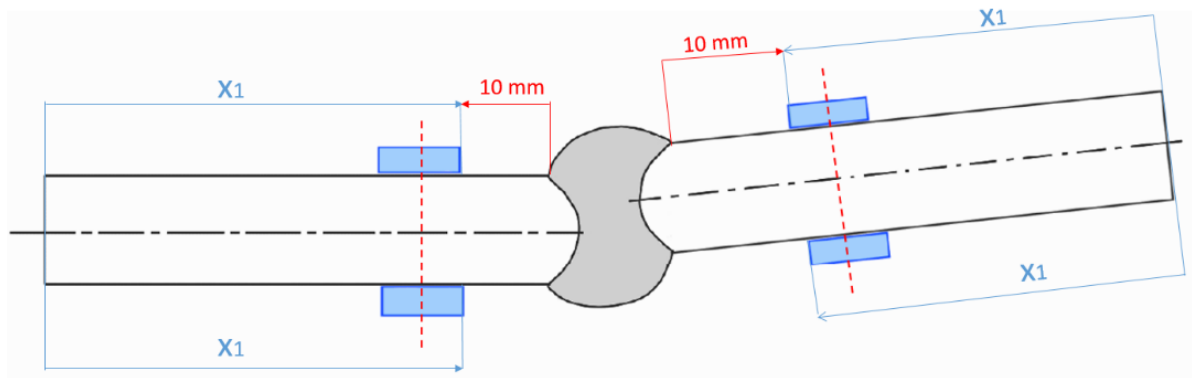


Figura 4.31 Posizionamento degli estensimetri

Procedura di incollaggio degli estensimetri:

1. Trattamento a secco della superficie del provino, nella zona di applicazione dell'estensimetro, con carta abrasiva di grana via via più fine per ottenere una superficie liscia al tatto e una lucidatura quasi a specchio. Variare la direzione di lucidatura della superficie, longitudinale/trasversale, passando da una grana e la successiva della carta abrasiva;
2. Con l'utilizzo di un truschino o di una penna a sfera tracciare due linee di riferimento ortogonali tra loro necessarie per posizionare ed orientare l'estensimetro sulla superficie del provino da analizzare;
3. Pulizia della superficie del provino con alcool etilico e carta assorbente fino a quando la carta assorbente non risulta essere bianca dopo la pulizia al fine di sgrassare la superficie e consentire il corretto incollaggio dell'estensimetro. Non strofinare avanti e indietro, ma solo in un verso la carta assorbente sulla superficie del provino per evitare di contaminare la superficie;
4. Rimuovere l'estensimetro dalla busta e depositarlo su una superficie di vetro preventivamente pulita;
5. Posizionare una striscia di nastro adesivo a bassa adesività, di circa 5-10 cm, sopra l'estensimetro in modo che l'estensimetro sia ben centrato;
6. Sollevare con cura la striscia di nastro adesivo e l'estensimetro dalla superficie di vetro;
7. Posizionare l'estensimetro sulla superficie del provino in modo tale che sia allineato con le linee di riferimento fatte in precedenza. La griglia dell'estensimetro va allineata con la direzione delle fibre tese;
8. Incidere due linee parallele lateralmente all'estensimetro con un cutter in modo tale da poter sollevare la linguetta di nastro adesivo con l'estensimetro;
9. Versare una goccia di adesivo al di sotto dell'estensimetro e riposizionare la linguetta di nastro adesivo con l'estensimetro sulla superficie del provino mantenendo in tensione il nastro adesivo ed interponendo tra il dito e la linguetta di nastro adesivo una pellicola di teflon;
10. Fissare l'inizio dei cavi di collegamento con una goccia di colla sulla superficie del provino;
11. Premere con il dito in modo che l'adesivo si distribuisca omogeneamente al di sotto dell'estensimetro e mantenere una pressione sopra all'estensimetro per circa 3 minuti.
12. Dopo 5 minuti rimuovere il nastro adesivo lentamente;
13. Ricoprire l'estensimetro e l'inizio dei cavi di collegamento con del materiale isolante protettivo;

4.6.4.5 Determinazione del ciclo di carico e dei parametri del ciclo di carico

Ogni provino è stato testato applicando un carico statico di trazione di tipo incrementale a gradini, come illustrato in Figura 4.32. Il ciclo di carico è stato ripetuto tre volte in modo tale da verificare la ripetibilità e l'affidabilità dei risultati ottenuti.

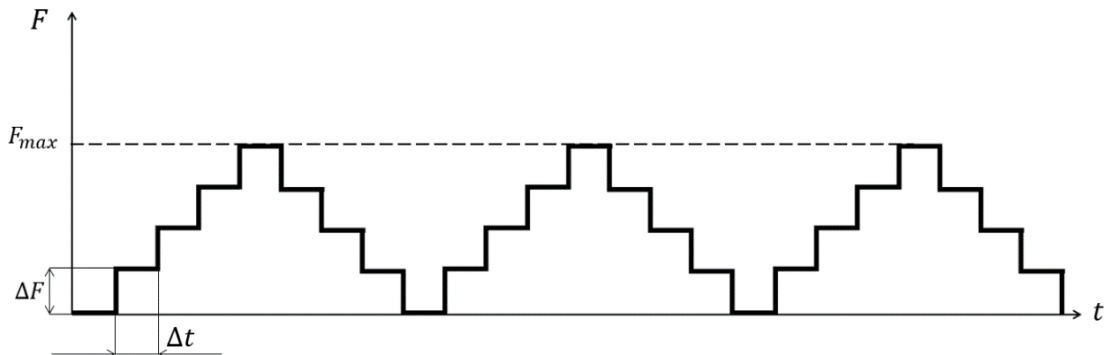


Figura 4.32 Ciclo di carico applicato

I parametri caratteristici del ciclo di carico, F_{max} , ΔF e Δt , sono stati determinati nel seguente modo:

- Determinazione F_{max}

La forza massima applicata nel ciclo di carico è stata determinata noto il range di tensione massimo, $\Delta\sigma_{max}$, e il rapporto di ciclo, R , applicato sui giunti saldati testa a testa tramite MIG tesati a fatica, presentati nel capitolo 5.

$$\begin{cases} R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = 0.1 \\ \Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} = 160 \text{ MPa} \end{cases} \rightarrow \sigma_{max} = \frac{\Delta\sigma}{1 - R} \approx 180 \text{ MPa} \quad (4.36)$$

$$F_{max} = A_{res} \cdot \sigma_{max} \approx 20 \text{ KN} \quad (4.37)$$

- Determinazione ΔF

ΔF è stato scelto in modo tale da assicurare che l'incremento di forza imposto nel ciclo di carico si trovi all'interno del 5-10% della capacità di carico della macchina di prova. Nel caso in esame ΔF è stato posto pari a 2 kN.

- Determinazione Δt

Δt è stato scelto in modo tale che ogni step di carico sia mantenuto per un tempo di almeno 15 secondi per ottenere una buona misurazione delle deformazioni rilevate dagli estensimetri al variare della forza applicata. Nel caso in esame Δt è stato posto pari a 20 secondi.

4.6.4.6 Procedura di esecuzione della prova sperimentale

1. Verifica del corretto funzionamento degli estensimetri applicati nel provino. Applicando manualmente una sollecitazione di flessione al provino, l'estensimetro superiore e inferiore posizionati sullo stesso piatto devono fornire valori di deformazione uguali in modulo, ma di segno opposto;
2. Azzeramento degli estensimetri prima di afferrare il provino nella macchina di prova;
3. Attivare l'acquisizione degli estensimetri;
4. Chiusura della ganascia inferiore della macchina di prova;
5. Chiusura della ganascia superiore della macchina di prova;

6. Impostare il controllo della macchina di prova in controllo di forza;
7. Azzeramento della forza imposta dalla macchina di prova al provino durante l'afferraggio;

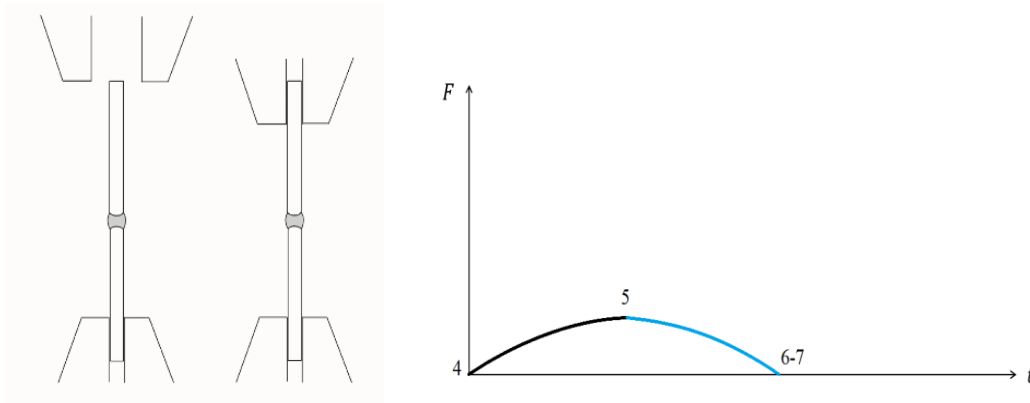


Figura 4.33 Azzeramento forza applicata dalla macchina di prova durante l'afferraggio del provino

8. Applicazione del primo ciclo di carico da 0 a 20 kN con step di 2 kN. Ogni step di carico deve essere mantenuto per un tempo di 20 secondi;



Figura 4.34 Primo ciclo di carico

9. Azzeramento delle deformazioni residue a 0 kN:
 - Cambiare il controllo della macchina di prova passando da controllo di forza a controllo di spostamento;
 - Apertura della ganascia superiore. Tenere attiva l'acquisizione degli estensimetri in modo tale da rilevare la deformazione residua se presente;
 - Azzeramento degli estensimetri;
 - Chiusura ganascia superiore;

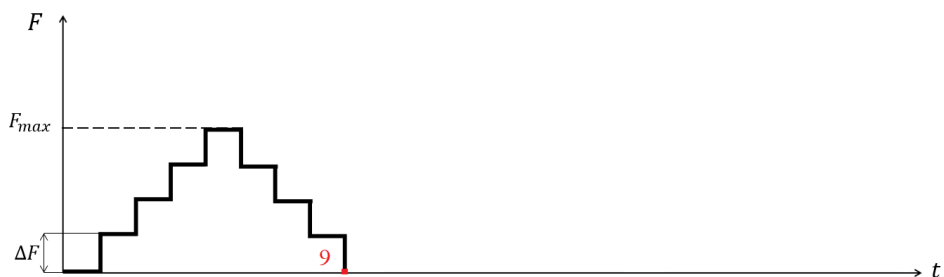


Figura 4.35 Azzeramento deformazioni residue alla fine del primo ciclo di carico

10. Azzeramento della forza imposta dalla macchina di prova al provino durante l'afferraggio impostando il controllo della macchina di prova in controllo di forza;

11. Applicazione del secondo ciclo di carico da 0 a 20 kN con step di 2 kN. Ogni step di carico deve essere mantenuto per 20 secondi;

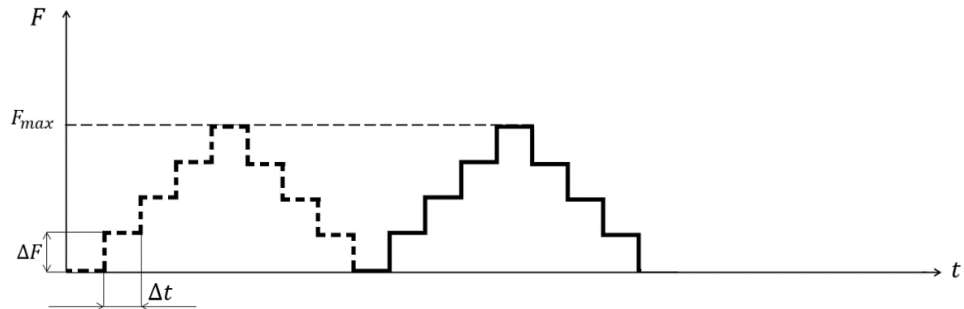


Figura 4.36 Secondo ciclo di carico

12. Azzeramento delle deformazioni residue a 0 kN:

- Cambiare il controllo della macchina di prova passando da controllo di forza a controllo di spostamento;
- Apertura della ganascia superiore;
- Azzeramento degli estensimetri;
- Chiusura ganascia superiore;

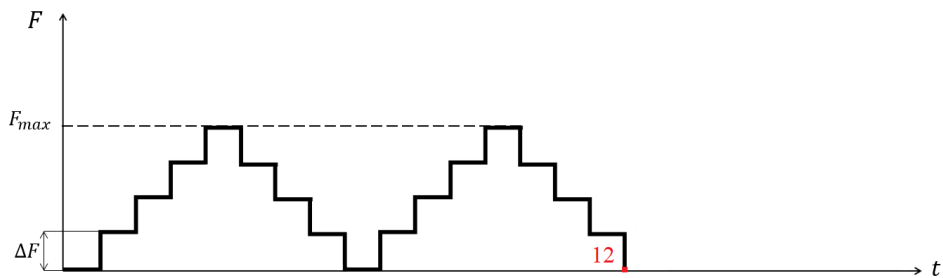


Figura 4.37 Azzeramento deformazioni residue alla fine del secondo ciclo di carico

13. Azzeramento della forza imposta dalla macchina di prova al provino durante l'afferraggio impostando il controllo della macchina di prova in controllo di forza;
14. Applicazione del terzo ciclo di carico da 0 a 20 kN con step di 2 kN. Ogni step di carico deve essere mantenuto per 20 secondi;

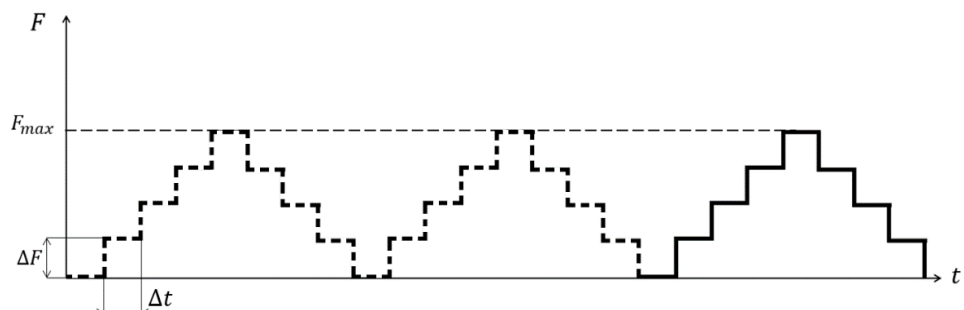


Figura 4.38 Terzo ciclo di carico

15. A 0 kN cambiare il controllo della macchina di prova passando da controllo di forza a controllo di spostamento;
16. Apertura della ganascia superiore;
17. Spegnimento acquisizione dati degli estensimetri;

4.6.4.7 Presentazione dei risultati ottenuti

Presso il laboratorio di Sintef Industry sono stati testati cinque provini su otto disponibili (MIG 2, MIG 4, MIG 5, MIG 7 e MIG 8). Tutti i provini sono stati testati applicando i tre cicli di carico descritti nel paragrafo 4.6.4.7, tranne il provino MIG 7 che si è rotto alla fine del secondo ciclo di carico nella fase di scarico a causa di un errore nella conduzione della prova.

Note le deformazioni per ogni estensimetro, al variare del carico assiale applicato al provino, sono state calcolate le deformazioni assiali ($\varepsilon_{axial\ 1-2}$ e $\varepsilon_{axial\ 3-4}$) e le deformazioni flessionali ($\varepsilon_{flex\ 1-2}$ e $\varepsilon_{flex\ 3-4}$) utilizzando le seguenti formule:

$$\varepsilon_{axial\ i-j} = \frac{(\varepsilon_i + \varepsilon_j)}{2} \quad (4.38.a)$$

$$\varepsilon_{flex\ i-j} = \frac{(\varepsilon_i - \varepsilon_j)}{2} \quad (4.38.b)$$

In seguito, le tensioni assiali ($\sigma_{axial\ 1-2}$ e $\sigma_{axial\ 3-4}$) e le tensioni flessionali ($\sigma_{flex\ 1-2}$ e $\sigma_{flex\ 3-4}$) sono state calcolate utilizzando le seguenti formule, considerando il modulo elastico dell'alluminio pari a $E=70000$ MPa:

$$\sigma_{axial\ i-j} = \varepsilon_{axial\ i-j} \cdot E \quad (4.39.a)$$

$$\sigma_{flex\ i-j} = \varepsilon_{flex\ i-j} \cdot E \quad (4.39.b)$$

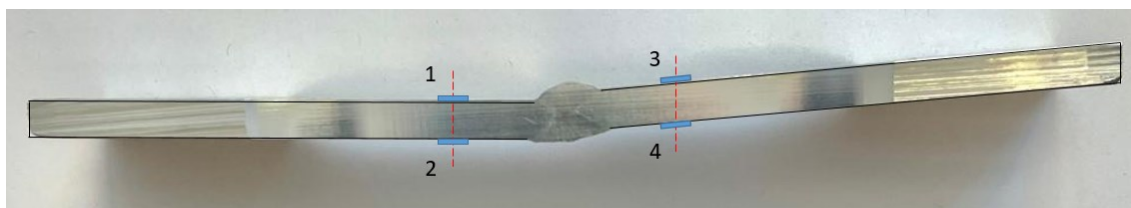


Figura 4.39 Schema del posizionamento degli estensimetri

Infine i risultati ottenuti, per ogni ciclo di carico, sono stati riportati nel grafico ($\sigma_{assiale}$, $\sigma_{flessionale}$ - carico assiale).

I risultati ottenuti per i vari provini sono i seguenti:

- MIG 2

Nel primo ciclo di carico si sono ottenuti i seguenti risultati:

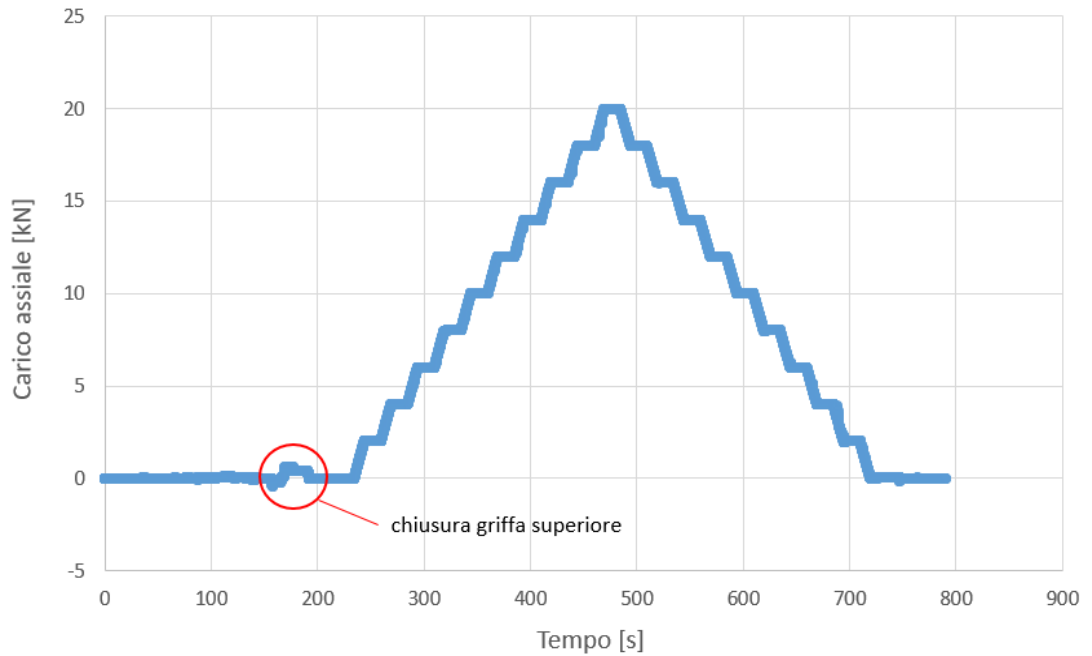


Figura 4.40 Rappresentazione del primo ciclo di carico

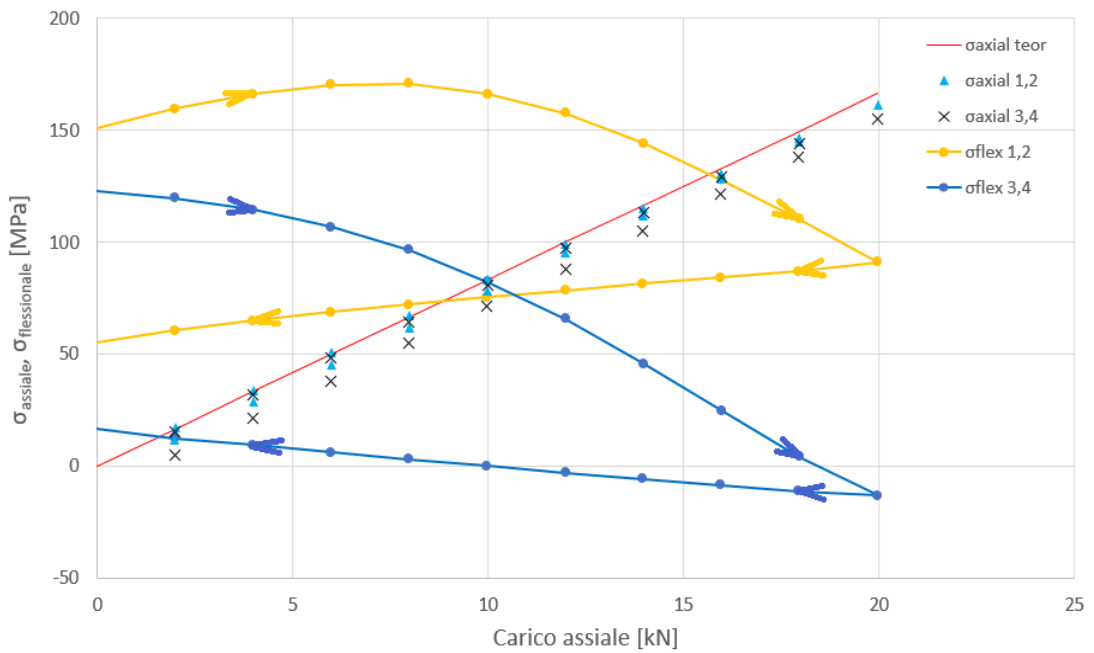


Figura 4.41 Andamento $\sigma_{assiale}$ e $\sigma_{flessionale}$ al variare del carico assiale applicato durante il primo ciclo di carico

Nel secondo ciclo di carico si sono ottenuti i seguenti risultati:

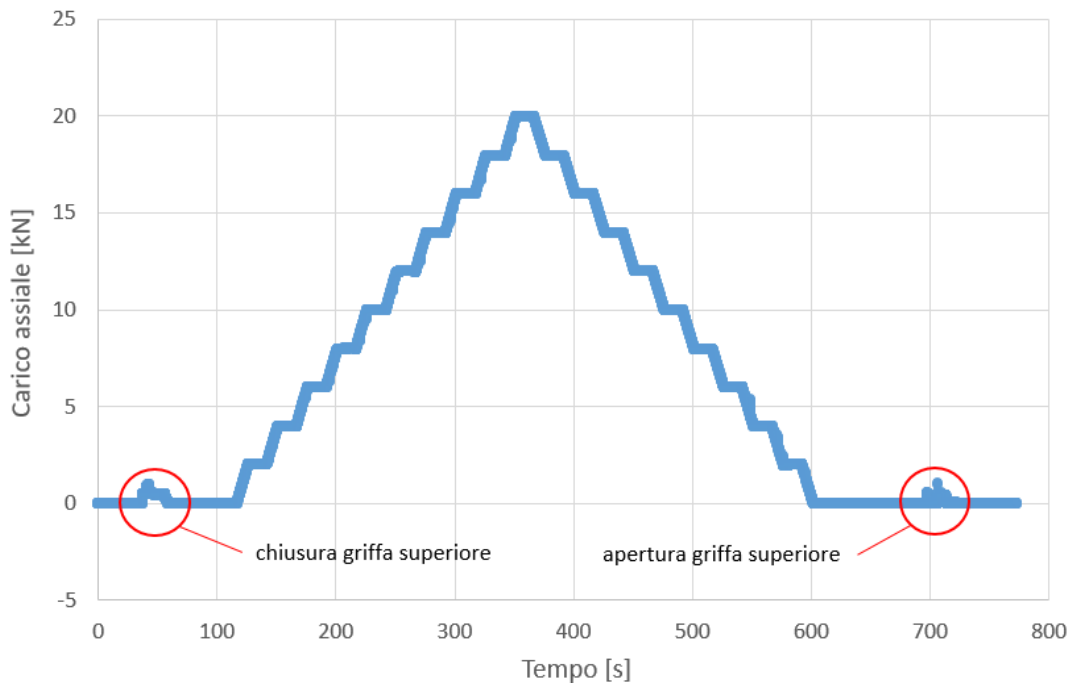


Figura 4.42 Rappresentazione del secondo ciclo di carico

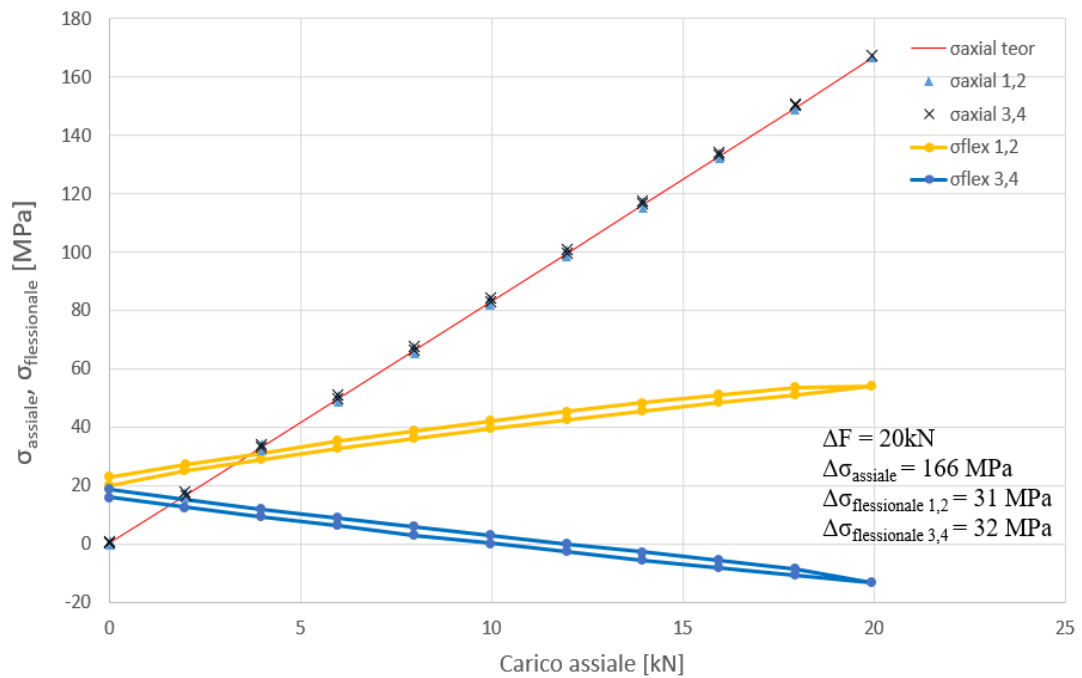


Figura 4.43 Andamento $\sigma_{assiale}$ e $\sigma_{flessionale}$ al variare del carico assiale applicato durante il secondo ciclo di carico

Nel terzo ciclo di carico si sono ottenuti i seguenti risultati:

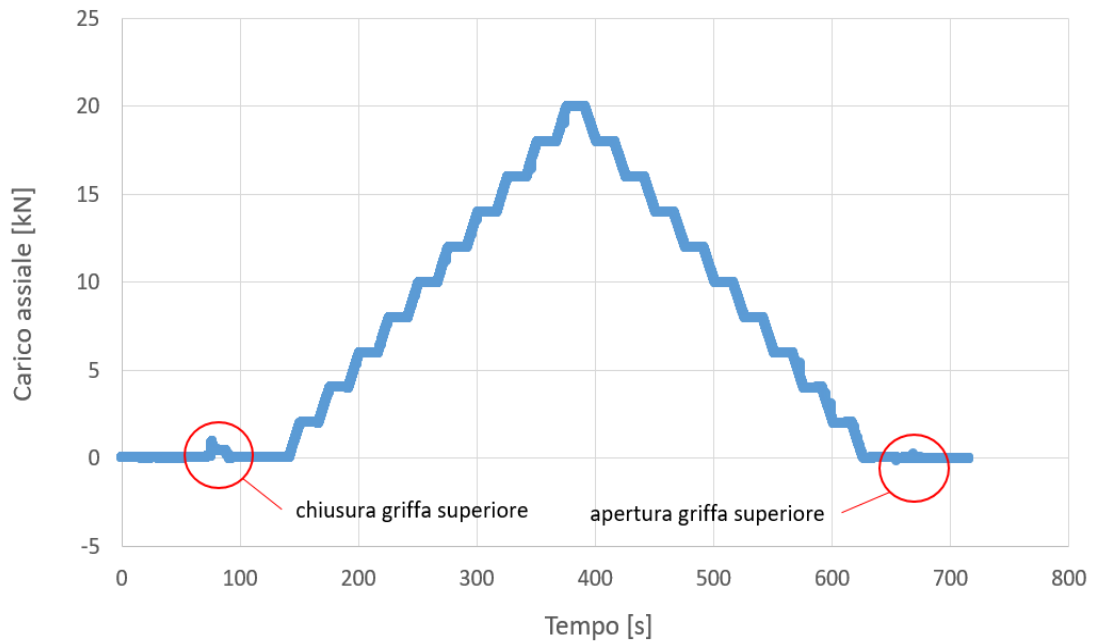


Figura 4.44 Rappresentazione del terzo ciclo di carico

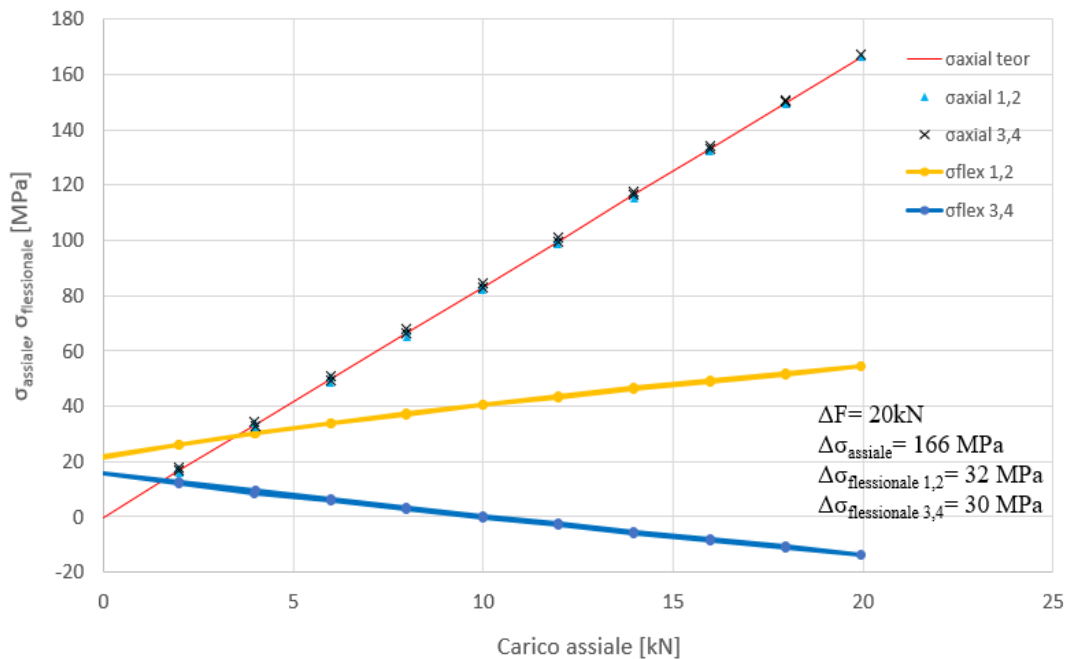


Figura 4.45 Andamento $\sigma_{assiale}$ e $\sigma_{flessionale}$ al variare del carico assiale applicato durante il terzo ciclo di carico

Osservando grafici ($\sigma_{assiale}$, $\sigma_{flessionale}$ - carico assiale) sopra riportati si può notare che durante il primo ciclo di carico l'andamento delle tensioni flessionali, $\sigma_{flex\ 1-2}$ e $\sigma_{flex\ 3-4}$, al variare del carico assiale applicato cambia notevolmente durante la fase di carico e la fase di scarico, mentre durante il secondo e il terzo ciclo di carico l'andamento delle tensioni flessionali è analogo durante la fase di carico e la fase di scarico. La divergenza dell'andamento delle tensioni flessioni al variare del carico applicato notata durante la prima fase di carico può essere attribuita all'assestamento del set up di prova,

pertanto per i successivi provini verranno presentati solo i risultati relativi al terzo ciclo di carico, considerati a convergenza.

▪ MIG 4

Nel terzo ciclo di carico si sono ottenuti i seguenti risultati:

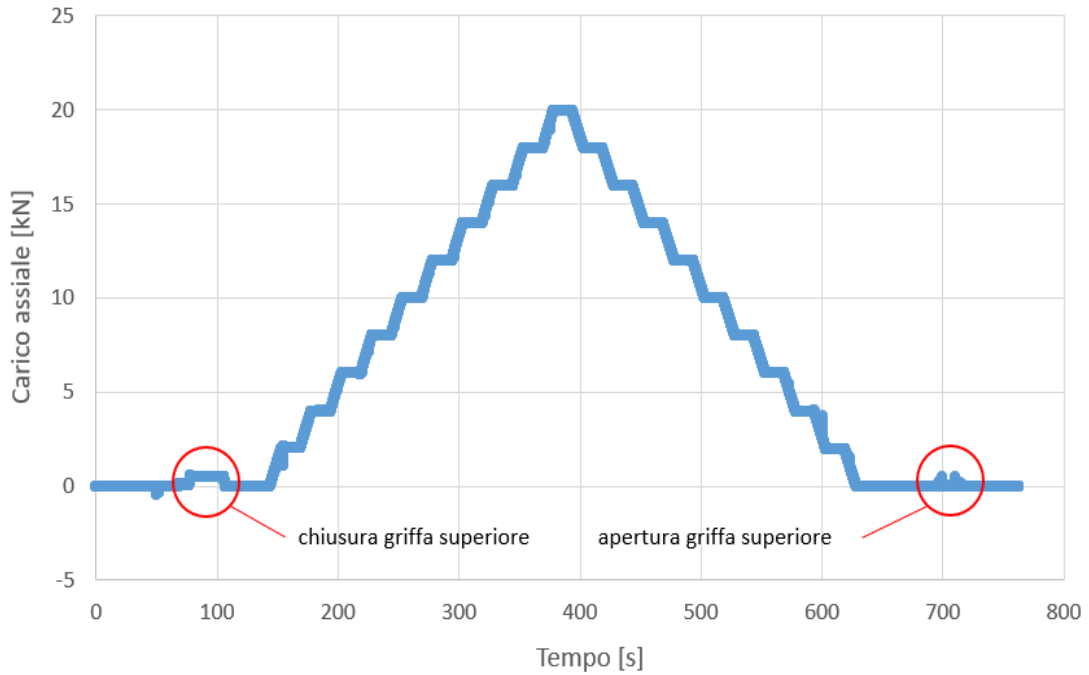


Figura 4.46 Rappresentazione del terzo ciclo di carico

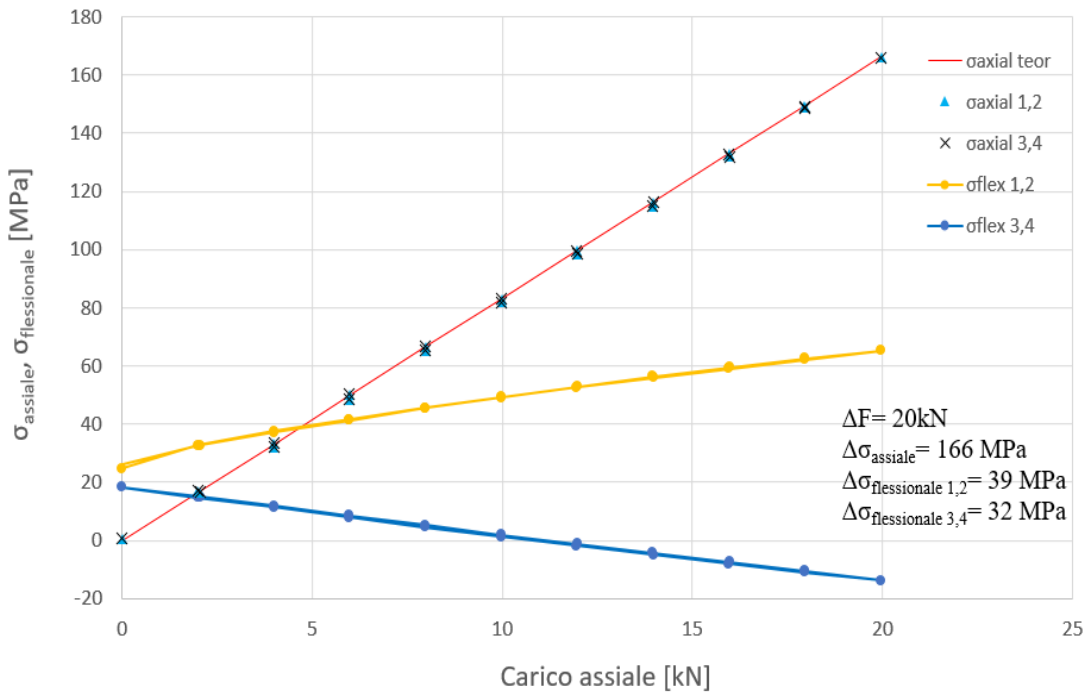


Figura 4.47 Andamento σ_{assiale} e $\sigma_{\text{flessionale}}$ al variare del carico assiale applicato durante il terzo ciclo di carico

- MIG 5

Nel terzo ciclo di carico si sono ottenuti i seguenti risultati:

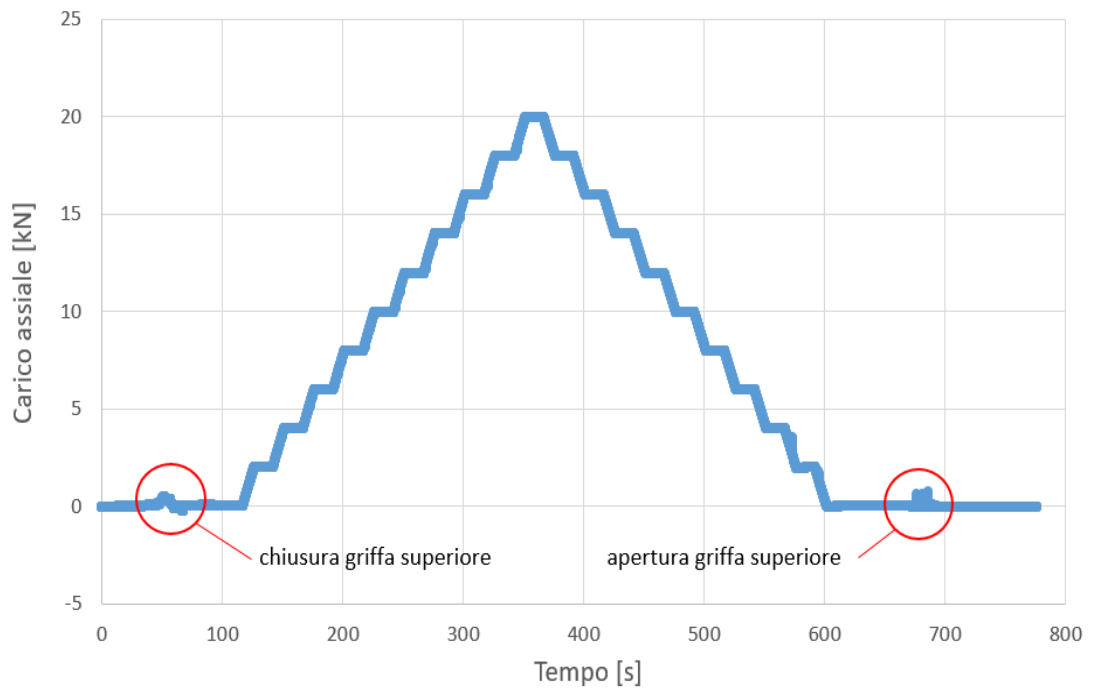


Figura 4.48 *Rappresentazione del terzo ciclo di carico*

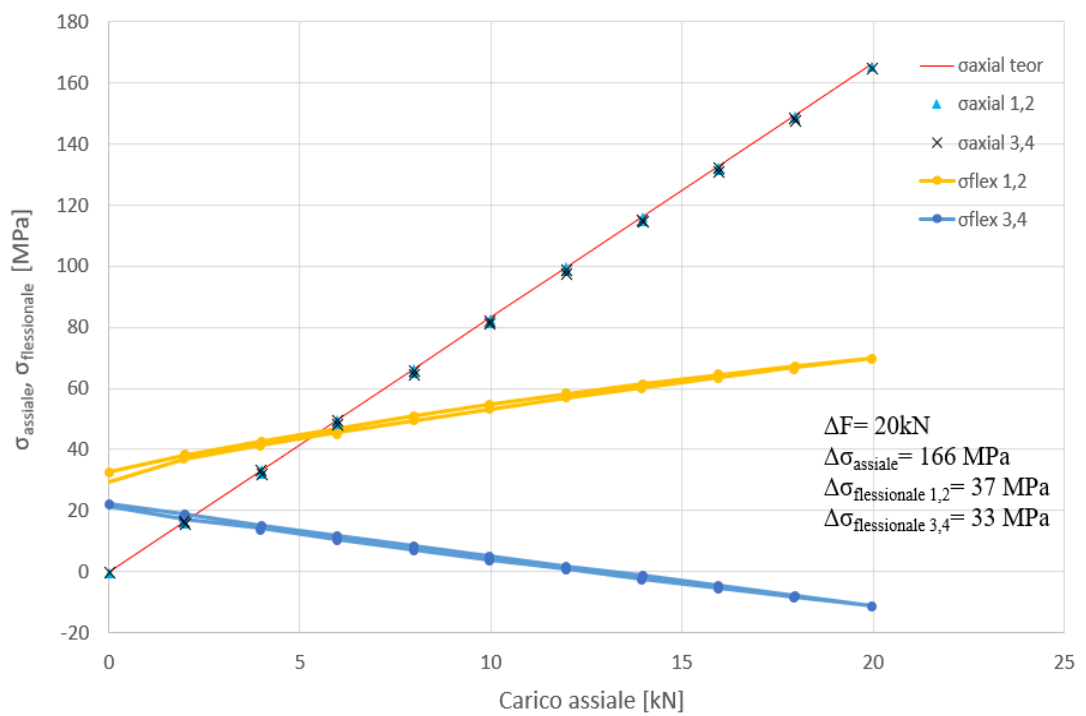


Figura 4.49 *Andamento σ_{assiale} e $\sigma_{\text{flessionale}}$ al variare del carico assiale applicato durante il terzo ciclo di carico*

▪ MIG 7

Nel secondo ciclo di carico si sono ottenuti i seguenti risultati:

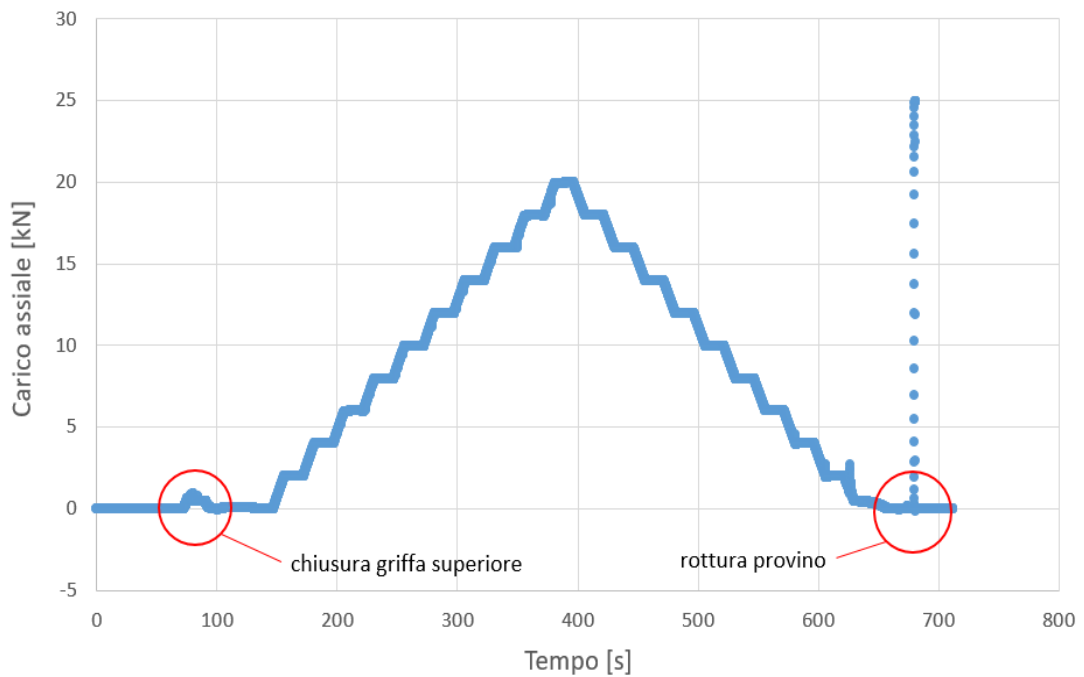


Figura 4.50 Rappresentazione del secondo ciclo di carico

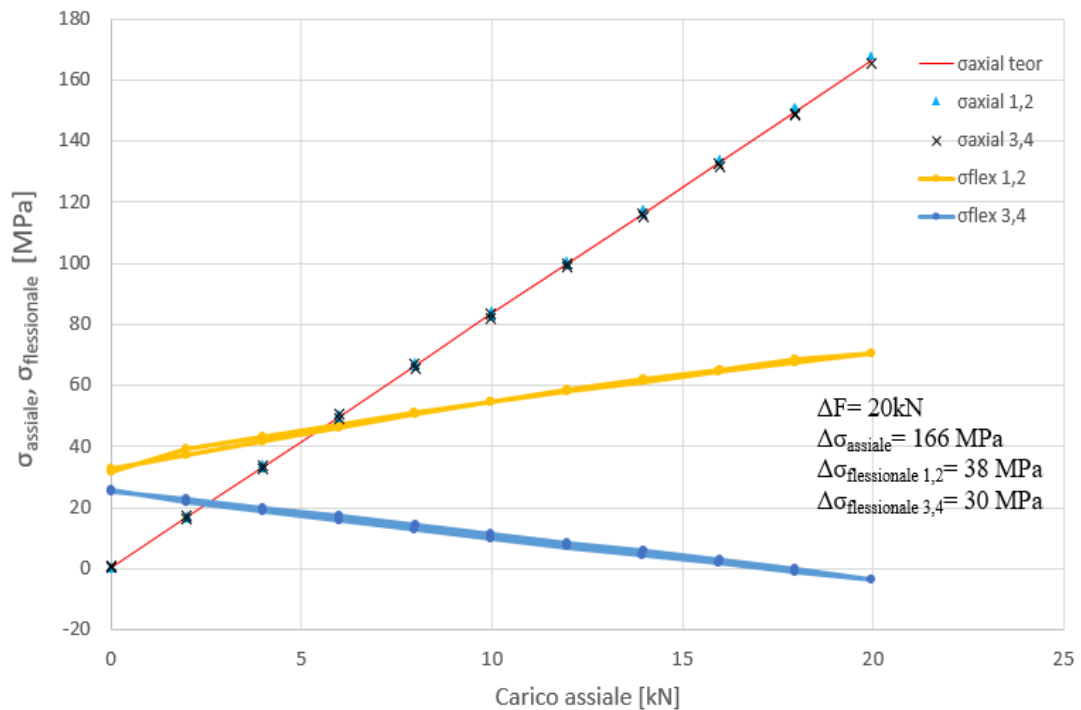


Figura 4.51 Andamento σ_{assiale} e $\sigma_{\text{flessionale}}$ al variare del carico assiale applicato durante il secondo ciclo di carico

- MIG 8

Nel terzo ciclo di carico si sono ottenuti i seguenti risultati:

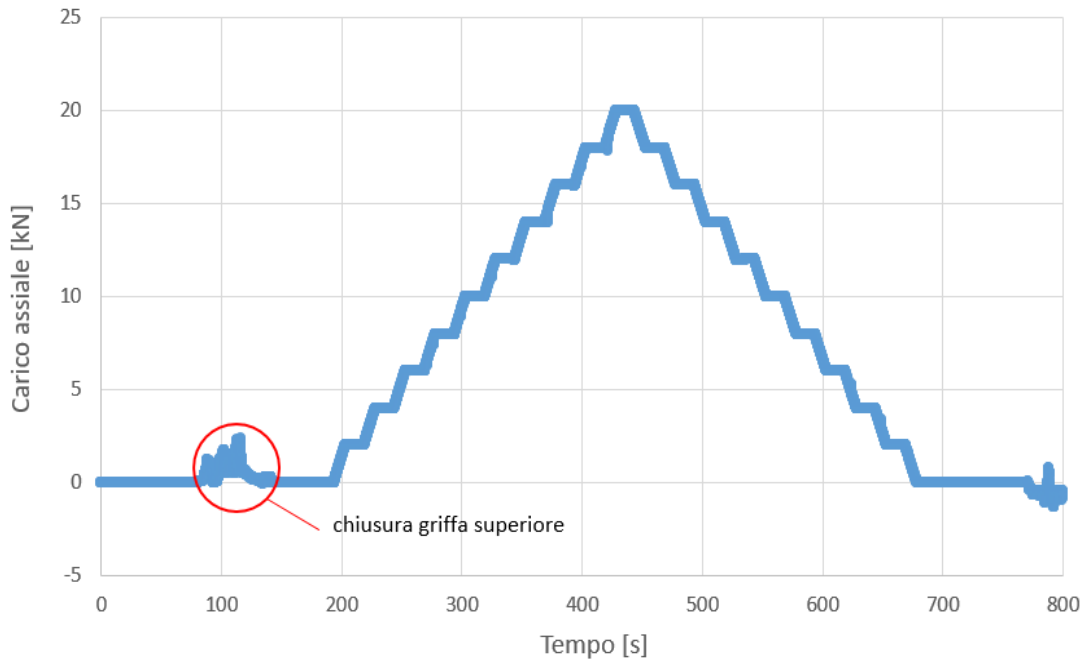


Figura 4.52 *Rappresentazione del terzo ciclo di carico*

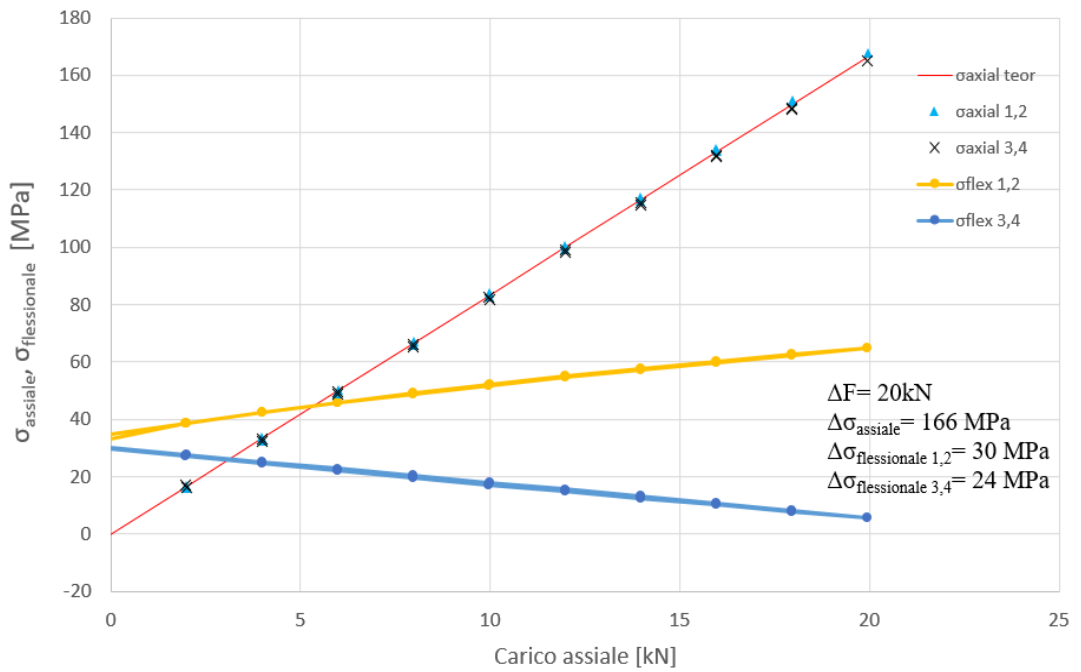


Figura 4.53 *Andamento σ_{assiale} e $\sigma_{\text{flessionale}}$ al variare del carico assiale applicato durante il terzo ciclo di carico*

Dai grafici sopra riportati si può notare che le tensioni assiali $\sigma_{axial\ 1,2}$ e $\sigma_{axial\ 3,4}$ sono in accordo con i risultati teorici, $\sigma_{axial} = F/A_{resistente}$.

Di seguito si riporta una tabella riassuntiva dei valori ottenuti relativi a $\Delta\sigma_{flex, sperimentale}$:

ID	e [mm]	α [°]	$\Delta\sigma_{flex, sperimentale}$ [MPa]
MIG 1	1.20	3.7	/
MIG 2	2.15	4.1	32
MIG 3	2.10	4.6	/
MIG 4	2.00	4.4	39
MIG 5	1.60	4.1	37
MIG 6	2.00	4.2	/
MIG 7	1.70	4.7	38
MIG 8	1.50	4.8	30

Tabella 4.4 Riassunto dei valori $\Delta\sigma_{flex, sperimentale}$ ottenuti

ID	e [mm]	α [°]	$\Delta\sigma_{flex, Xing}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{flex, IIW}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{flex, sperimentale}$ [MPa]
MIG 1	1.20	3.7	166	171	/
MIG 2	2.15	4.1	240	259	32
MIG 3	2.10	4.6	248	267	/
MIG 4	2.00	4.4	237	255	39
MIG 5	1.60	4.1	203	214	37
MIG 6	2.00	4.2	231	249	/
MIG 7	1.70	4.7	224	239	38
MIG 8	1.50	4.8	211	224	30

Tabella 4.5 Confronto tra i valori $\Delta\sigma_{flex}$ ottenuti sperimentalmente e quelli ottenuti tramite le formule proposte in letteratura

Comparando i risultati ottenuti sperimentalmente, del range di tensione secondaria di flessione agente sui provini, con quelli ottenuti attraverso le formule proposte in letteratura [1,30] si può affermare che le formule proposte in letteratura sovrastimano, in vantaggio di sicurezza, il valore di $\Delta\sigma_{flex}$ agente sui provini. Tale discrepanza, tra i risultati sperimentali e analitici, può essere imputata al fatto che nelle prove sperimentali non viene rispettata l'ipotesi di vincoli ideali, i vincoli non sono infinitesimalmente rigidi, e l'ipotesi di comportamento lineare elastico del materiale imposte per determinare le formule analitiche.

CAPITOLO 5

Applicazione degli approcci locali ai giunti saldati in alluminio riciclato tramite MIG

5.1 Test sperimentali

5.1.1 Materiale

È stato investigato il comportamento a fatica di tre leghe diverse di alluminio riciclato AA6082 T6 con contenuto crescente di Fe, Cu e Zn, la cui composizione chimica è fornita in Tabella 5.1.

Name	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
GA1-6082	0.9	0.22	0.02	0.55	0.65	-	0.02	0.01
GA2-6082	0.9	0.28	0.05	0.55	0.65	-	0.1	0.01
GA3-6082	0.9	0.32	0.1	0.55	0.65	-	0.2	0.01

Tabella 5.1 Composizione chimica AA6082 T6

5.1.2 Hardness profile

La durezza Vickers è stata misurata sulla sezione trasversale della saldatura, applicando un carico pari a 1Kg, lungo due linee poste a 1.5 mm di distanza dalla superficie superiore ed inferiore dei piatti saldati, come riportato in Figura 5.1.

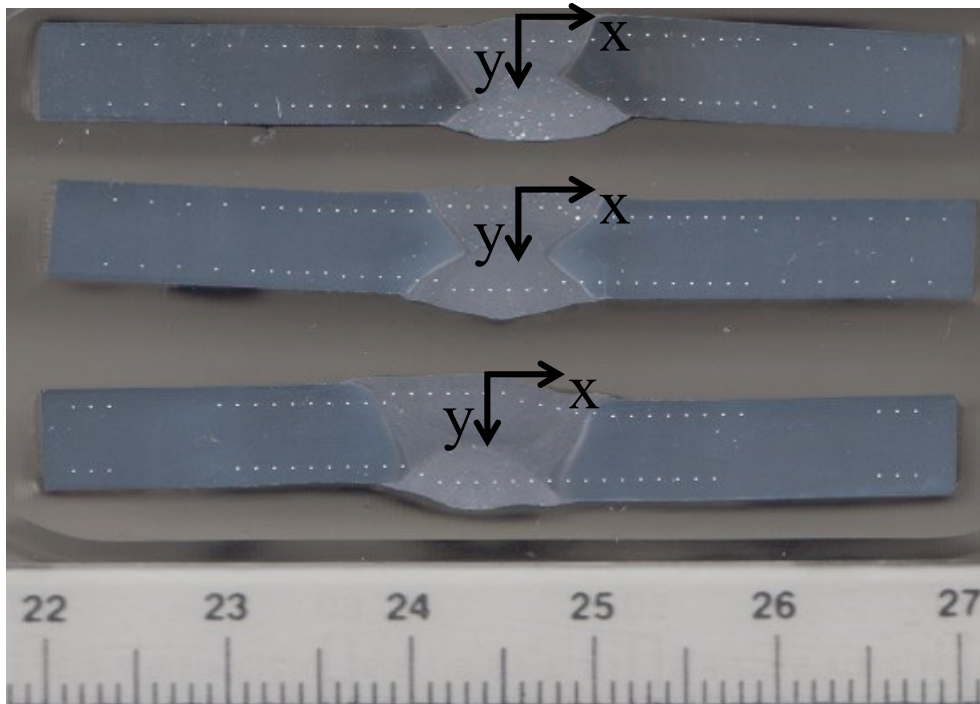


Figura 5.1 Rilevazione della durezza Vickers lungo la sezione trasversale della saldatura

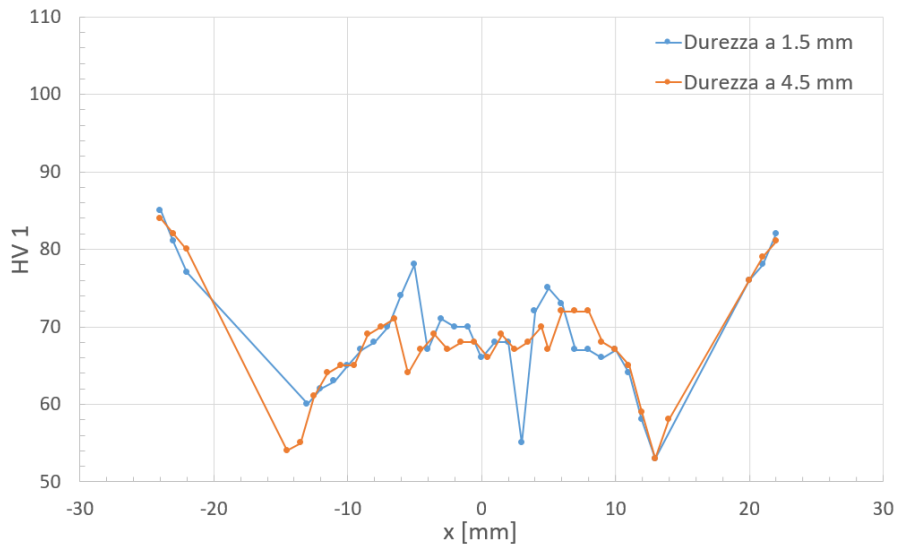


Figura 5.2 *Hardness profile MIG GA1*

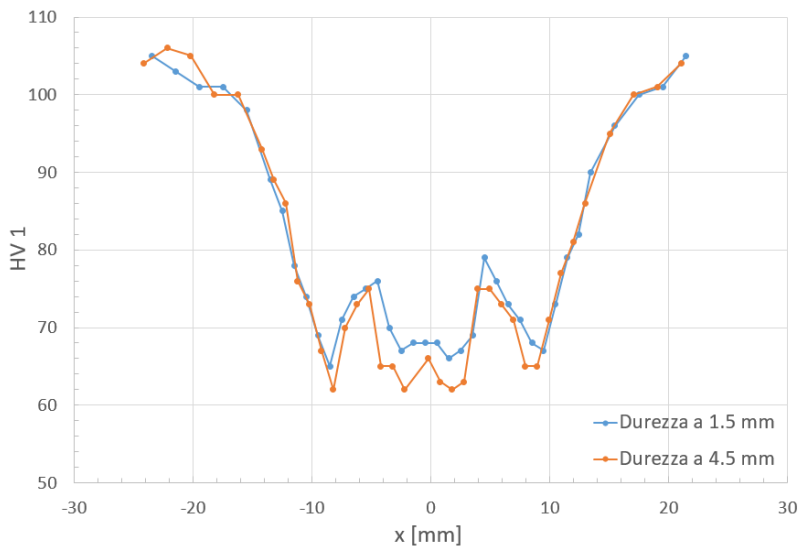


Figura 5.3 *Hardness profile MIG GA2*

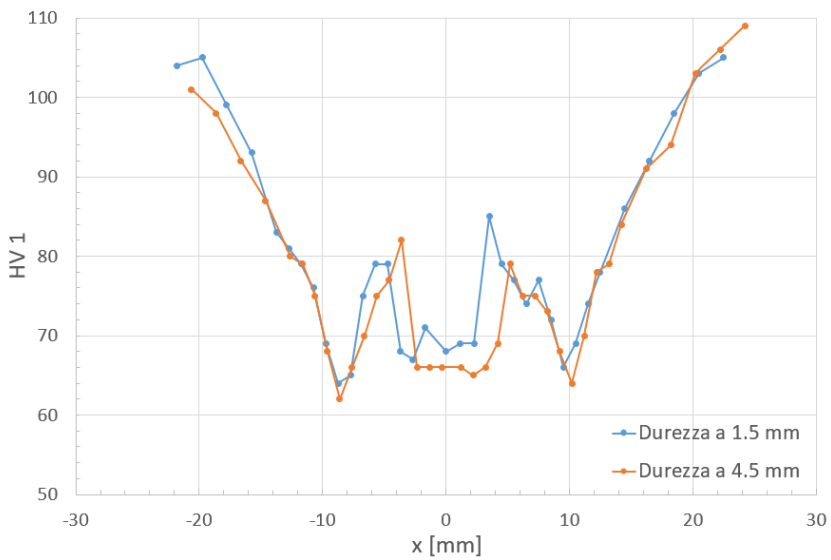


Figura 5.4 *Hardness profile MIG GA3*

Osservando la Figura 5.2, Figura 5.3 e la Figura 5.4 si può notare come il valore di durezza nella FZ sia circa 30% inferiore rispetto a quella del materiale base. Il valore minimo di durezza viene raggiunto nella ZTA per poi aumentare gradualmente fino a raggiungere il valore di durezza del materiale base.

5.1.3 Parametri della prova di fatica

Le prove di fatica sono state eseguite, presso i laboratori di Sintef Industry, utilizzando la macchina di prova servo-idraulica, Zwick/Roell HA50, equipaggiata con un attuatore avente 50 kN di capacità di carico. Il carico dinamico di tipo sinusoidale è stato applicato ortogonalmente rispetto alla direzione della saldatura con un rapporto di ciclo, R, pari a 0.1 e una frequenza pari a 19 Hz.



Figura 5.5 *Macchina di prova utilizzata per eseguire i test di fatica*

5.1.4 Geometrie dei giunti saldati analizzate

Obiettivo: eseguire l'analisi dei dati di fatica, forniti dalle prove sperimentali, tramite l'applicazione del SED e PSM per i giunti saldati tramite MIG in alluminio riciclato, di seguito riportati, utilizzando Ansys® e confrontare i risultati ottenuti con le bande di dispersione disponibili in letteratura.

Le geometrie dei giunti saldati tramite MIG in alluminio riciclato analizzate sono le seguenti:

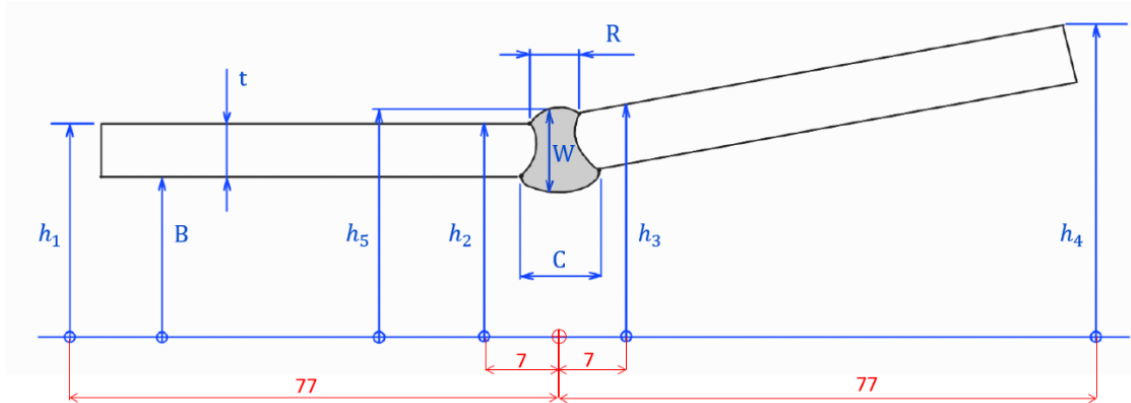


Figura 5.6 Schematizzazione della geometria del giunto saldato tramite MIG

ID	t	b	A	R	C	h1	h2	h3	h4	h5	W	B
	mm	mm	mm ²	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm
MIG F1.1	6	20	120	10.04	15.59	21.81	21.63	23.16	23.27	23.90	7.93	15.5
MIG F1.2	6	20	120	11.35	15.34	21.74	21.68	23.07	22.27	23.35	8.66	
MIG F1.3	6	20	120	11.14	13.40	21.43	21.64	22.04	21.79	23.42	7.74	
MIG F1.4	6	20	120	11.29	12.30	21.49	21.54	22.24	21.77	23.66	7.93	
MIG F1.5	6	20	120	10.49	13.26	21.59	21.52	22.21	21.77	23.29	7.74	
MIG F1.6	6	20	120	11.30	13.40	21.83	21.89	24.02	23.85	24.36	8.26	

Tabella 5.2 Riassunto delle dimensioni dei giunti saldati MIG F1



Figura 5.7 Giunti saldati MIG F1

ID	t	b	A	R	C	h1	h2	h3	h4	h5	W	B
	mm	mm	mm ²	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm
MIG F2.1	6	20	120	15.65	10.44	21.31	21.80	22.37	26.11	23.18	8.25	15.5
MIG F2.2	6	20	120	11.83	10.55	21.43	21.71	21.72	24.99	22.78	8.02	
MIG F2.3	6	20	120	10.66	10.38	21.67	21.67	21.93	23.74	23.52	7.98	
MIG F2.4	6	20	120	9.78	10.69	21.36	21.47	21.95	22.44	23.14	7.70	
MIG F2.5	6	20	120	10.68	10.73	21.53	21.97	22.02	23.78	22.71	8.26	
MIG F2.6	6	20	120	11.41	10.35	21.47	21.65	21.96	23.81	22.59	8.12	

Tabella 5.3 Riassunto delle dimensioni dei giunti saldati MIG F2

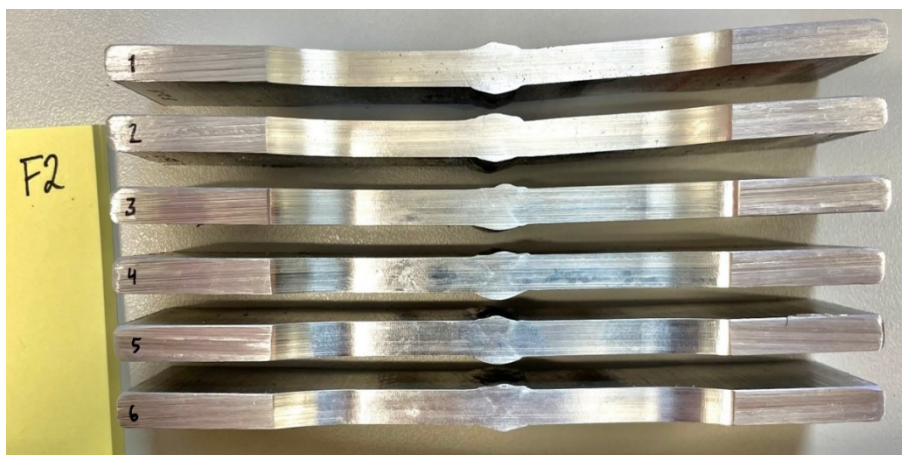


Figura 5.8 Giunti saldati MIG F2

ID	t	b	A	R	C	h1	h2	h3	h4	h5	W	B
	mm	mm	mm ²	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm
MIG F3.1	6	20	120	8.86	11.94	21.56	21.47	21.30	23.71	21.80	7.23	15.5
MIG F3.2	6	20	120	8.52	11.76	21.41	21.30	21.18	23.96	21.50	7.39	
MIG F3.3	6	20	120	8.88	10.81	21.50	21.31	21.48	24.86	21.56	7.22	
MIG F3.4	6	20	120	8.90	10.02	21.50	21.28	21.92	25.53	21.72	7.25	
MIG F3.5	6	20	120	9.75	10.73	21.77	21.53	22.89	27.03	23.22	8.04	
MIG F3.6	6	20	120	9.26	11.11	21.43	21.46	23.12	27.13	23.54	8.17	

Tabella 5.4 Riassunto delle dimensioni dei giunti saldati MIG F3

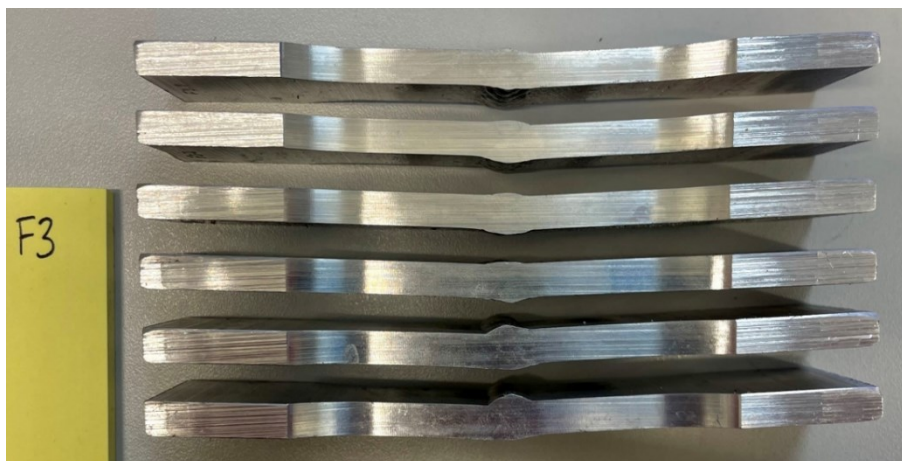


Figura 5.9 Giunti saldati MIG F3

5.2 Analisi del disallineamento

Nei giunti saldati tramite MIG analizzati essendo presente un forte disallineamento sia assiale che angolare, per considerare il contributo del momento secondario di flessione causato dai disallineamenti presenti è stato calcolato, tramite le formule fornite dalle IIW Recommendations, il fattore correttivo $K_{m,eff}$ nel seguente modo [1]:

$$K_{m,angular} = 1 + \frac{3 \cdot \alpha \cdot L}{2 \cdot t} \cdot \frac{\tanh \frac{\beta}{2}}{\frac{\beta}{2}} \quad \text{dove} \quad \begin{aligned} \alpha &= \tan^{-1} \frac{|h_3 - h_4|}{l - 7} \\ \beta &= \frac{2 \cdot L}{t} \cdot \sqrt{\frac{3 \cdot \sigma_m}{E}} \\ \sigma_m &= DS \quad \text{caso } R = 0 \end{aligned} \quad (5.1)$$

$$K_{m,axial} = 1 + \lambda \cdot \frac{e}{t \cdot 2} \quad \text{dove} \quad \begin{aligned} e &= |h_3 - h_2| \\ \lambda &= 6.75 \text{ (vedi capitolo 4)} \end{aligned} \quad (5.2)$$

$$K_{m,calculated} = 1 + (K_{m,axial} - 1) + (K_{m,angular} - 1) \quad (5.3)$$

$$K_{m,eff} = \frac{K_{m,calculated}}{K_{m,already\ covered}} \quad \text{dove} \quad K_{m,already\ covered} = 1.15 \quad (\text{da Tabella 5.5}) \quad (5.4)$$

Type of k_m analysis	Nominal stress approach	Structural hot spot, effective notch and fracture mechanics approach	
Type of welded joint	k_m already covered in FAT class	k_m already covered in SN curves	Default value of effective k_m to be considered in stress
Butt joint made in shop in flat position	1.15	1.05	1.10*
Other butt joints	1.30	1.05	1.25*
Cruciform joints	1.45	1.05	1.40*
Fillet welds on one plate surface	1.25	1.05	1.20**
Fillet welds on both plate surfaces	1.25	1.05	1.10***

Tabella 5.5 Valori $K_{m,already\ covered}$ in funzione della tipologia di giunto saldato analizzato e al metodo di verifica utilizzato [1]

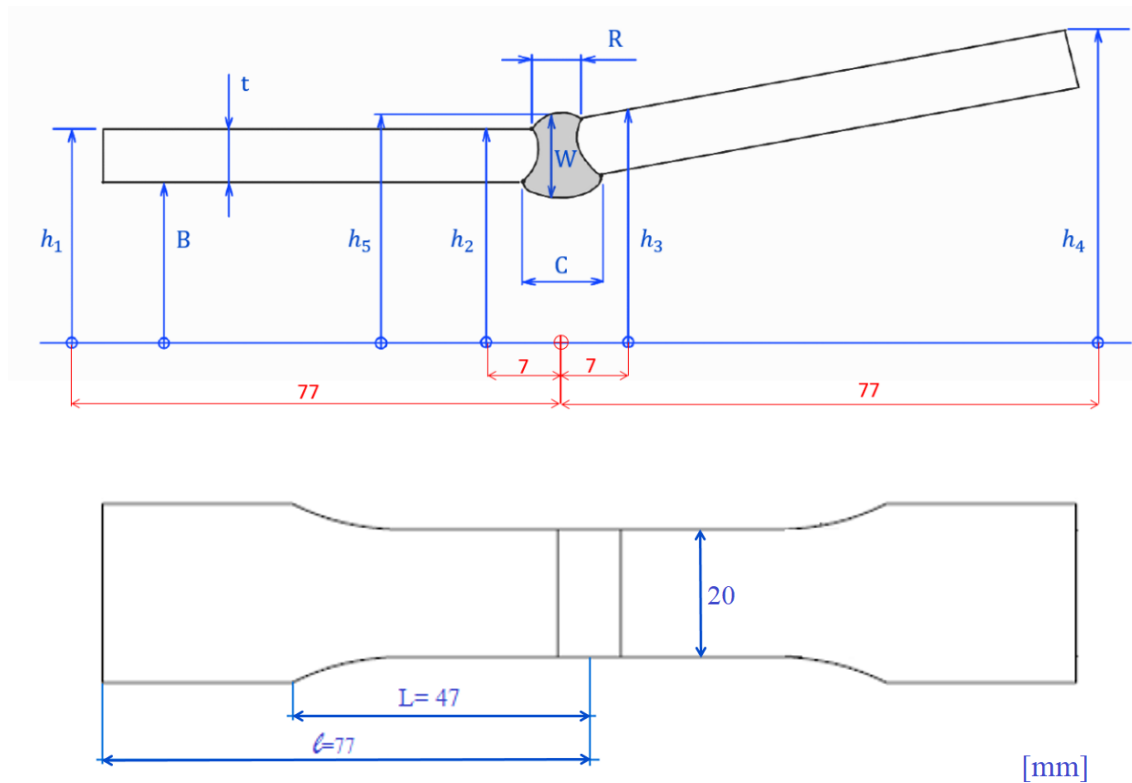


Figura 5.10 Dimensioni principali della geometria del giunto saldato tramite MIG

I valori ottenuti di $K_{m,eff}$ per ogni giunto analizzato sono i seguenti:

campionatura	ID	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	α [°]	β [adm]	e [mm]	$K_{m,axial}$ [adm]	$K_{m,angular}$ [adm]	$K_{m,calculated}$ [adm]	$K_{m,eff}$ [adm]
MIG F1	MIG F1-1	160	0.09	1.30	1.53	1.86	1.02	1.88	1.63
	MIG F1-2	120	0.65	1.12	1.39	1.78	1.12	1.90	1.66
	MIG F1-3	80	0.20	0.92	0.4	1.23	1.04	1.26	1.10
	MIG F1-4	60	0.38	0.79	0.7	1.39	1.07	1.47	1.28
	MIG F1-5	80	0.36	0.92	0.69	1.39	1.07	1.46	1.27
	MIG F1-6	160	0.14	1.30	2.13	2.20	1.03	2.22	1.93
MIG F2	MIG F2-1	160	3.06	1.30	0.57	1.32	1.55	1.87	1.63
	MIG F2-2	120	2.67	1.12	0.01	1.01	1.50	1.50	1.31
	MIG F2-3	80	1.48	0.92	0.26	1.15	1.28	1.43	1.24
	MIG F2-4	60	0.40	0.79	0.48	1.27	1.08	1.35	1.17
	MIG F2-5	160	1.44	1.30	0.05	1.03	1.26	1.29	1.12
	MIG F2-6	80	1.51	0.92	0.31	1.17	1.29	1.46	1.27
MIG F3	MIG F3-1	160	1.97	1.30	0.17	1.10	1.36	1.45	1.26
	MIG F3-2	120	2.27	1.12	0.12	1.07	1.42	1.49	1.30
	MIG F3-3	80	2.76	0.92	0.17	1.10	1.53	1.63	1.41
	MIG F3-4	60	2.95	0.79	0.64	1.36	1.58	1.94	1.68
	MIG F3-5	160	3.38	1.30	1.36	1.77	1.61	2.38	2.07
	MIG F3-6	60	3.28	0.79	1.66	1.93	1.64	2.57	2.24

Tabella 5.6 Riassunto dei valori $K_{m,axial}$, $K_{m,angular}$, $K_{m,calculated}$ e $K_{m,eff}$ ottenuti

Noti i valori di $K_{m,eff}$ è possibile calcolare il range di tensione modificato, $\Delta\sigma^*$, che è stato realmente applicato al giunto saldato e il contributo della tensione secondaria di flessione dovuta alla presenza dei disallineamenti nel seguente modo:

$$\Delta\sigma^* = \Delta\sigma \cdot K_{m,eff} \quad (5.5)$$

$$\Delta\sigma_{assiale} = \Delta\sigma \quad (5.6)$$

$$\Delta\sigma_{flessionale} = \Delta\sigma^* - \Delta\sigma_{assiale} \quad (5.7)$$

I valori ottenuti di $\Delta\sigma^*$, $\Delta\sigma_{assiale}$ e $\Delta\sigma_{flessionale}$ per ogni giunto analizzato sono i seguenti:

campionatura	ID	$\Delta\sigma$ [MPa]	$K_{m,eff}$ [adm]	$\Delta\sigma^*$ [MPa]	$\Delta\sigma_{assiale}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{flessionale}$ [MPa]
MIG F1	MIG F1-1	160	1.63	261	160	101
	MIG F1-2	120	1.66	199	120	79
	MIG F1-3	80	1.10	88	80	8
	MIG F1-4	60	1.28	77	60	17
	MIG F1-5	80	1.27	101	80	21
	MIG F1-6	160	1.93	309	160	149
MIG F2	MIG F2-1	160	1.63	261	160	101
	MIG F2-2	120	1.31	157	120	37
	MIG F2-3	80	1.24	100	80	20
	MIG F2-4	60	1.17	70	60	10
	MIG F2-5	160	1.12	179	160	19
	MIG F2-6	80	1.27	102	80	22
MIG F3	MIG F3-1	160	1.26	202	160	42
	MIG F3-2	120	1.30	156	120	36
	MIG F3-3	80	1.41	113	80	33
	MIG F3-4	60	1.68	101	60	41
	MIG F3-5	160	2.07	331	160	171
	MIG F3-6	60	2.24	134	60	74

Tabella 5.7 Riassunto dei valori $\Delta\sigma^*$, $\Delta\sigma_{assiale}$ e $\Delta\sigma_{flessionale}$ ottenuti in base al disallineamento presente nei giunti saldati tramite MIG

Infine i valori $\Delta\sigma$ e i valori $\Delta\sigma^*$ sono stati confrontati con la curva di progettazione presente in letteratura nell'Eurocodice 9 [21] e quella fornita delle IIW Recommendations [1]:

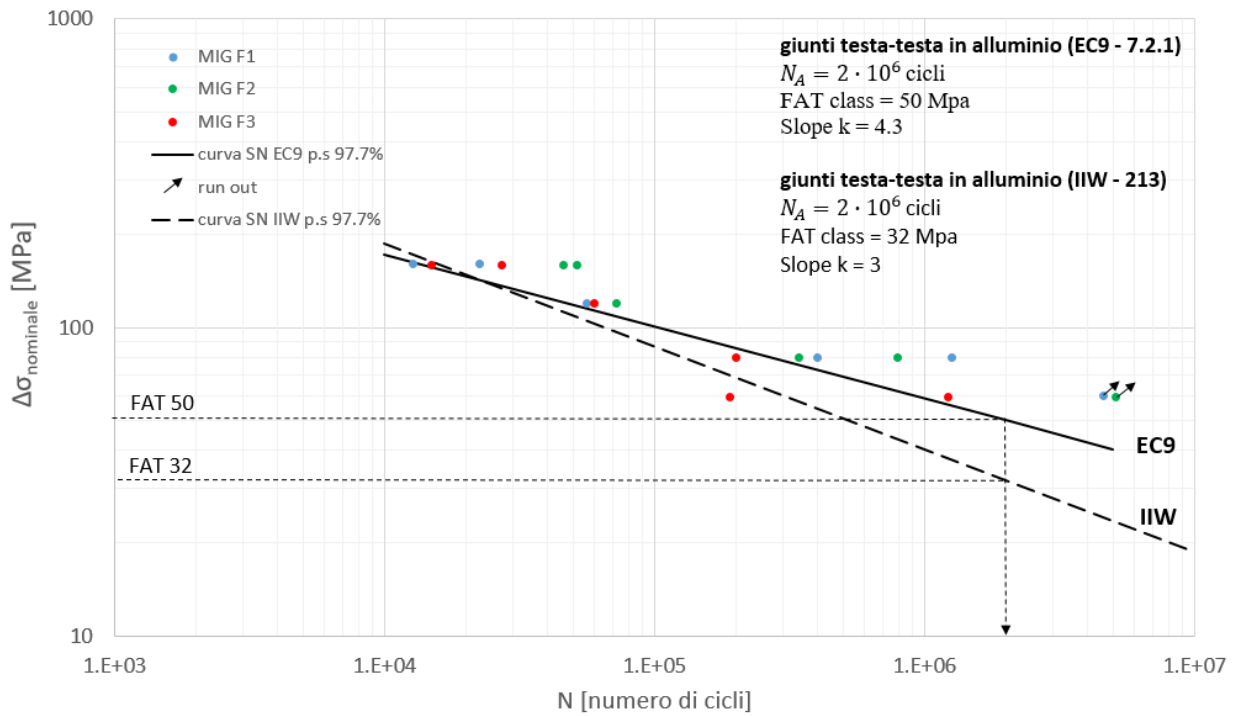


Figura 5.11 Confronto tra i valori $\Delta\sigma$ e curva di progettazione fornita dall'Eurocodice 9 e dalle IIW Recommendations per i giunti saldati testa-testa a piena penetrazione in alluminio [1, 21]

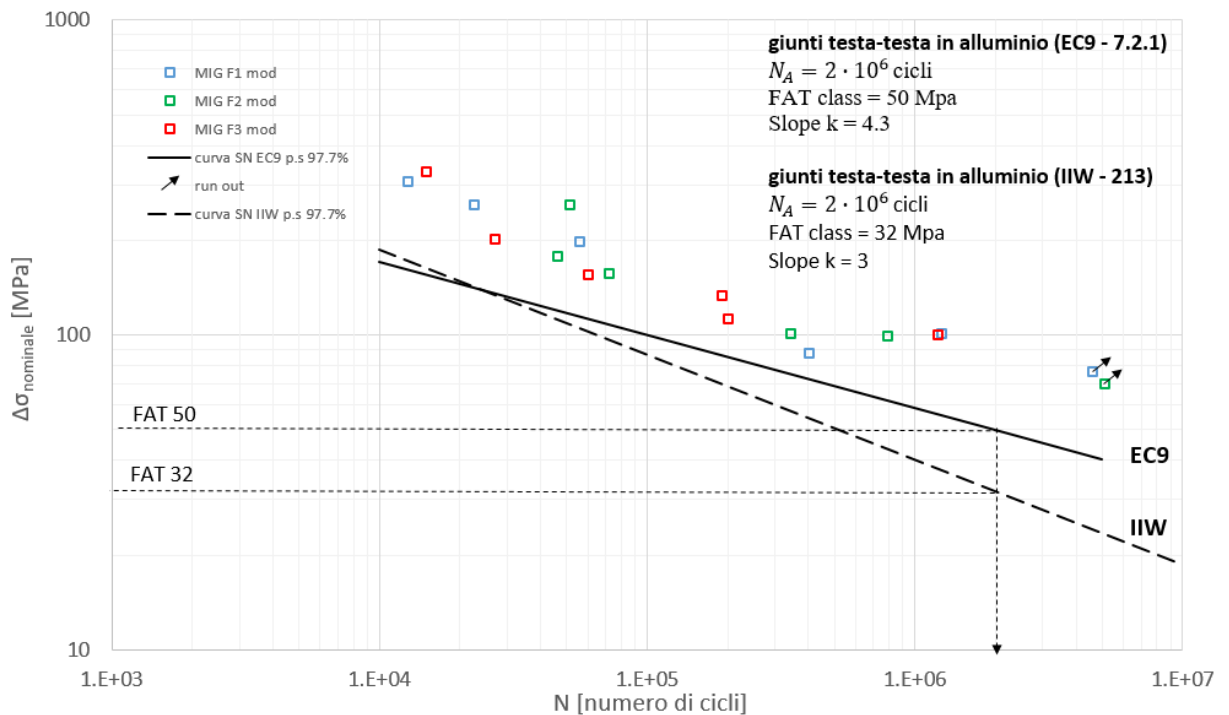


Figura 5.12 Confronto tra i valori $\Delta\sigma^*$ e curva di progettazione fornita dall'Eurocodice 9 e dalle IIW Recommendations per i giunti saldati testa-testa a piena penetrazione in alluminio [1, 21]

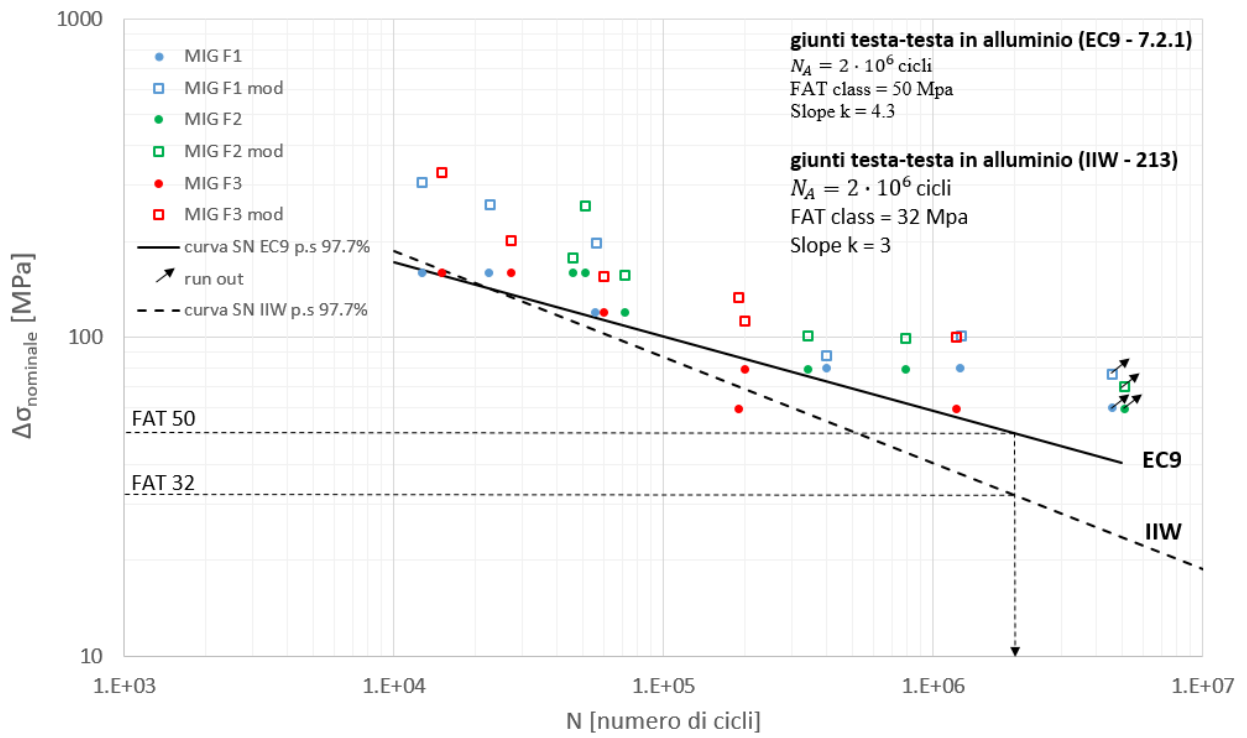


Figura 5.13 Confronto tra i valori $\Delta\sigma$, $\Delta\sigma^*$ e curva di progettazione fornita dall'Eurocodice 9 e dalle IIW Recommendations per i giunti saldati testa-testa a piena penetrazione in alluminio [1, 21]

5.3 Determinazione Peak Stress (PSM)

Per analizzare i giunti saldati testa a testa a piena penetrazione tramite PSM, per semplicità la geometria reale del cordone di saldatura è stata approssimata con una forma trapezoidale definita in funzione dell'altezza del cappuccio del cordone di saldatura, $|h_5-h_2|$, della larghezza del cordone di saldatura, R , e dell'angolo di inclinazione, 2α , rilevato dalle foto dei provini tramite il programma "ImageJ". Il piede cordone di saldatura è stato modellato come un intaglio a V avente raggio di raccordo, $\rho=0$ [22]. Solo un quarto del provino è stato modellato, grazie alla doppia simmetria presente, in modo da ridurre i tempi computazionali.

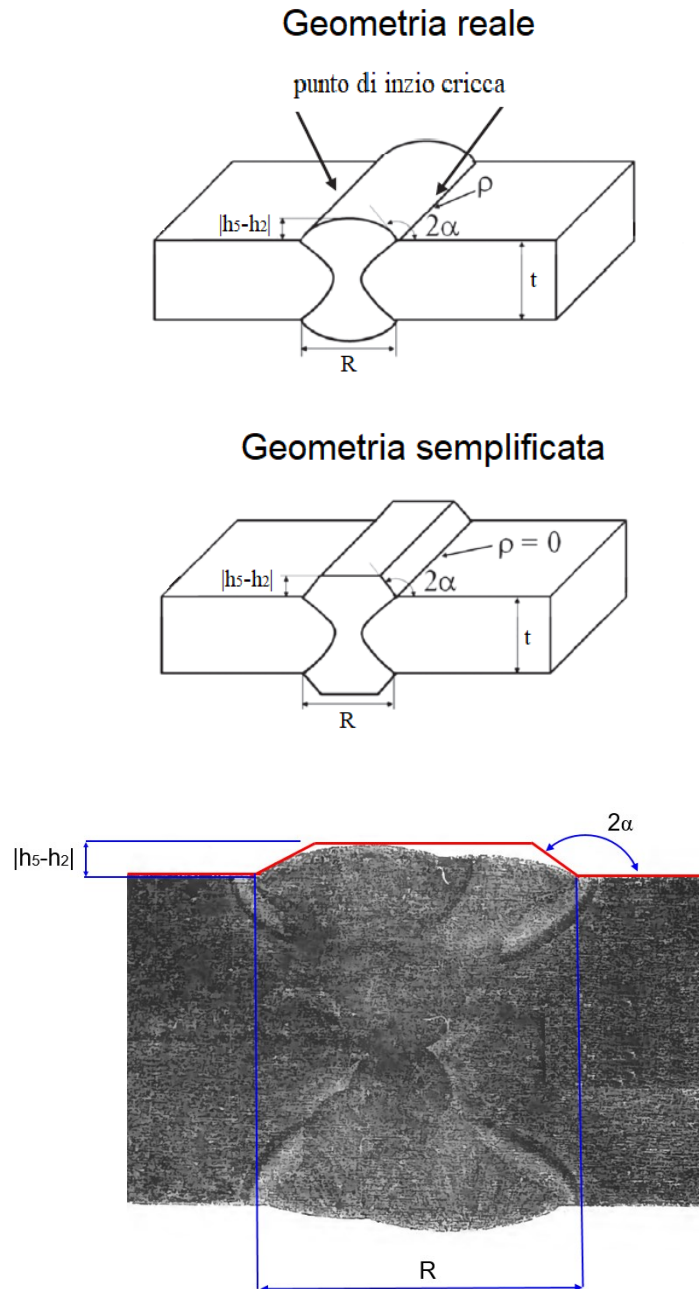


Figura 5.14 Determinazione della geometria semplificata dei giunti saldati testa a testa a piena penetrazione in alluminio riciclato saldati tramite MIG [22]

Per ogni campionatura di alluminio riciclato (MIG F1, MIG F2 e MIG F3) è stato analizzato un modello medio avente la geometria semplificata descritta in precedenza. Le dimensioni considerate sono quelle riportate nelle seguenti tabelle:

ID	t	R	h5-h2	2 α
	mm	mm	mm	°
MIG F1 average model	6	11	2	148.5

Tabella 5.8 Dimensioni del modello medio relativo al MIG F1

ID	t	R	h5-h2	2 α
	mm	mm	mm	°
MIG F2 average model	6	12	1.5	154

Tabella 5.9 Dimensioni del modello medio relativo al MIG F2

ID	t	R	h5-h2	2 α
	mm	mm	mm	°
MIG F3 average model	6	9	0.7	153.5

Tabella 5.10 Dimensioni del modello medio relativo al MIG F3

Nei giunti saldati tramite MIG analizzati essendo presente un forte disallineamento sia assiale che angolare, per determinare la tensione di picco, $\sigma_{99,9=0,peak}$, sono state eseguite due analisi numeriche distinte, una a pura trazione e una a pura flessione, in modo tale da considerare il contributo del momento secondario di flessione causato dai disallineamenti presenti. Lo schema di calcolo utilizzato è il seguente [22]:

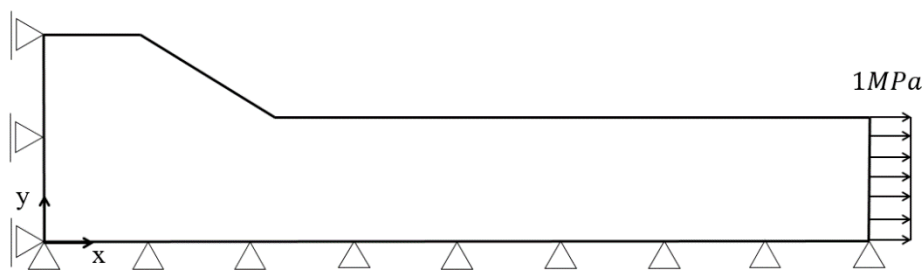


Figura 5.15 Schema di calcolo del giunto saldato soggetto a pura trazione

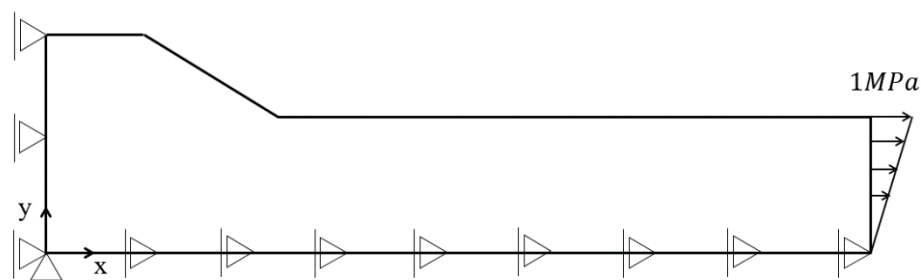


Figura 5.16 Schema di calcolo del giunto saldato soggetto a pura flessione

Essendo il componente sollecitato con un carico di puro modo I, la dimensione media di elemento, d , può essere scelta arbitrariamente a patto che, il rapporto di densità di mesh, $A/d > 3$ per ottenere $K_{FE}^* = 1,38 \pm 5\%$. “A” rappresenta la dimensione di riferimento del componente intagliato.

Per la creazione della mesh si è utilizzato l’elemento PLANE 182 con le seguenti opzioni:

- K1 = 3 (simple enhanced strain)
- K3 = 2 (plane strain)

La mesh è stata generata utilizzando una mesh di tipo free imponendo una “element global size” in modo da rispettare la condizione $A/d > 3$ ed utilizzando la dimensione dell’elemento della mesh più elevata possibile cercando di generare una mesh più regolare possibile. Nel caso in esame “A” è pari all’altezza del cappuccio di saldatura $|h_5-h_2|$.

La dimensione globale di elemento, d , considerata per ogni campionatura è quella riportata nella seguente tabella:

campionatura	$ h_5-h_2 $ [mm]	d_{max} [mm]	d_{scelto} [mm]
MIG F1	2	0.6667	0.5
MIG F2	1.5	0.5	0.5
MIG F3	0.7	0.2334	0.2

Tabella 5.11 Dimensioni di elemento, d , utilizzate per generare la mesh di tipo free

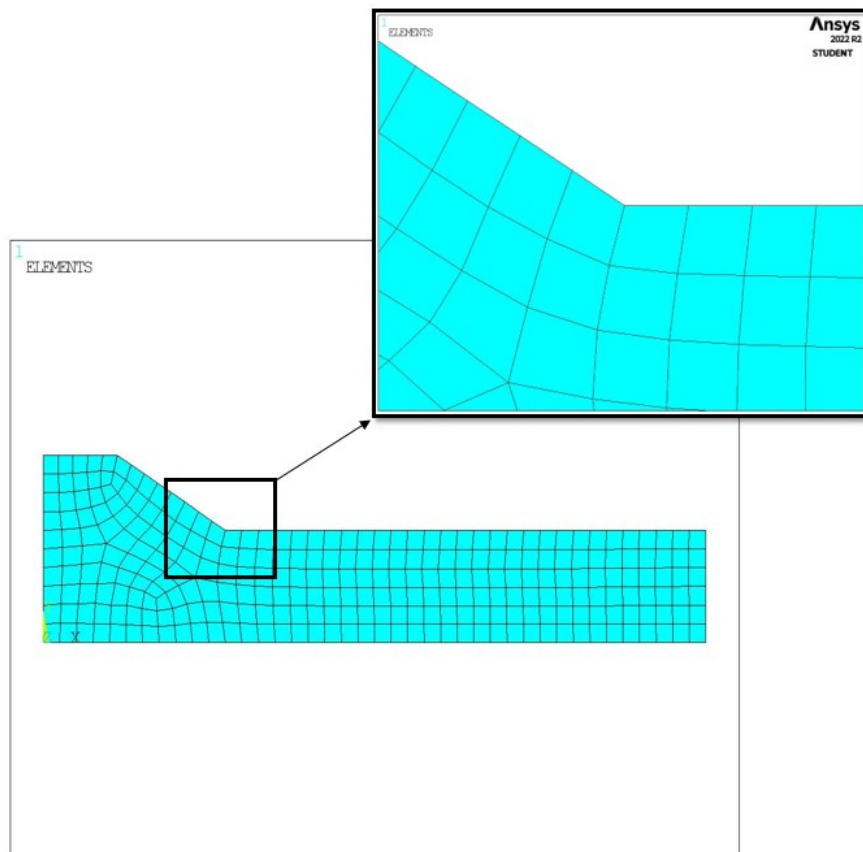


Figura 5.17 Mesh generata per la valutazione la tensione di picco relativa alla campionatura MIG F1

Eseguendo due analisi distinte dei modelli medi dei giunti saldati soggetti alla sollecitazione di pura trazione e di pura flessione si ottengono i seguenti risultati riportati in Tabella 5.12:

campionatura	$\sigma_{11,peak,assiale,FEM}$ [MPa]	$\sigma_{11,peak,flessionale,FEM}$ [MPa]
MIG F1	1.639	1.362
MIG F2	1.541	1.311
MIG F3	1.771	1.573

Tabella 5.12 Risultati dell'analisi FEM

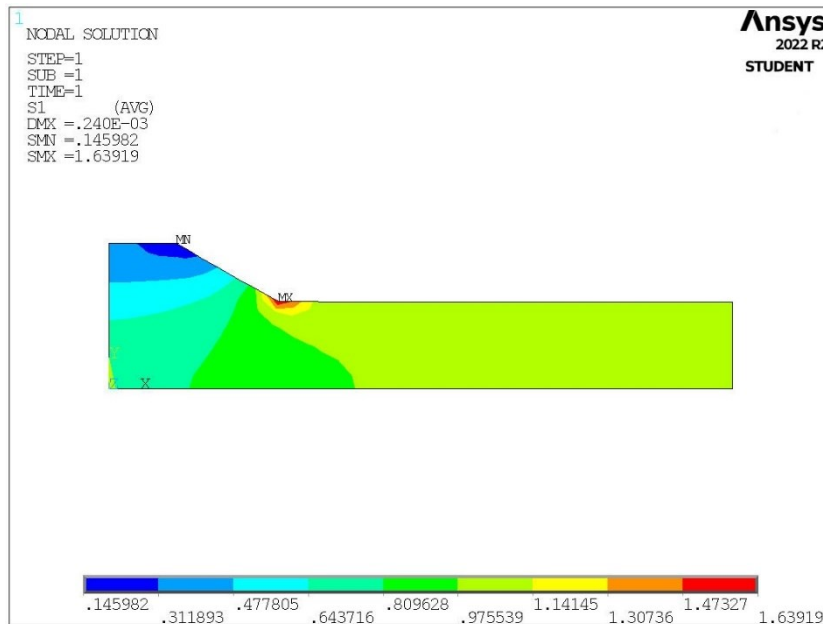


Figura 5.18 Rappresentazione dello stato di tensione, $S1$, del modello medio del giunto saldato relativo alla campionatura MIG F1 soggetto a trazione

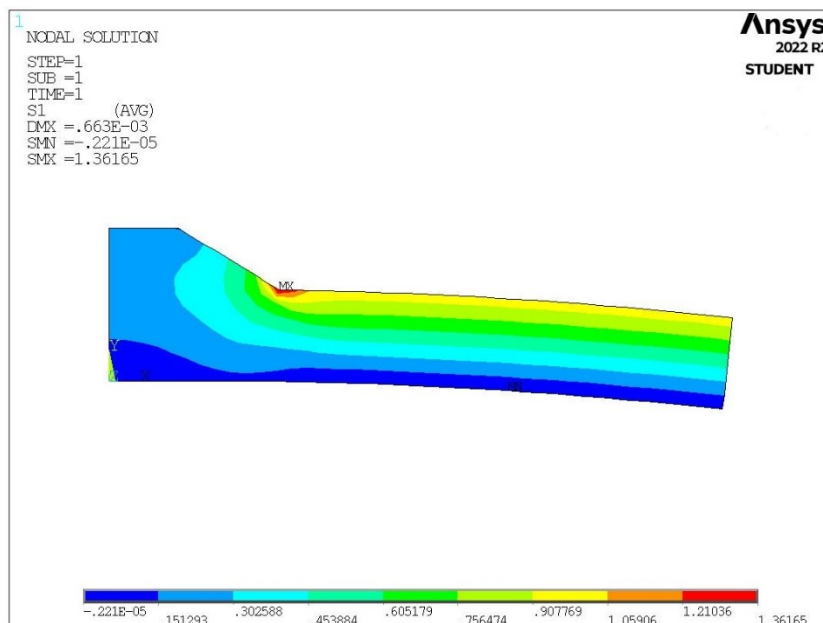


Figura 5.19 Rappresentazione dello stato di tensione, $S1$, del modello medio del giunto saldato relativo alla campionatura MIG F1 soggetto a flessione

In entrambe le analisi la tensione di picco all'apice dell'intaglio, $\sigma_{99,9=0,peak}$, è stata determinata, per semplicità, rilevando la first principal stress all'apice dell'intaglio a V, $S_{1,max}$, in quanto la linee di flusso della first principal stress sono quasi ortogonali alla bisettrice dell'angolo dell'intaglio a V

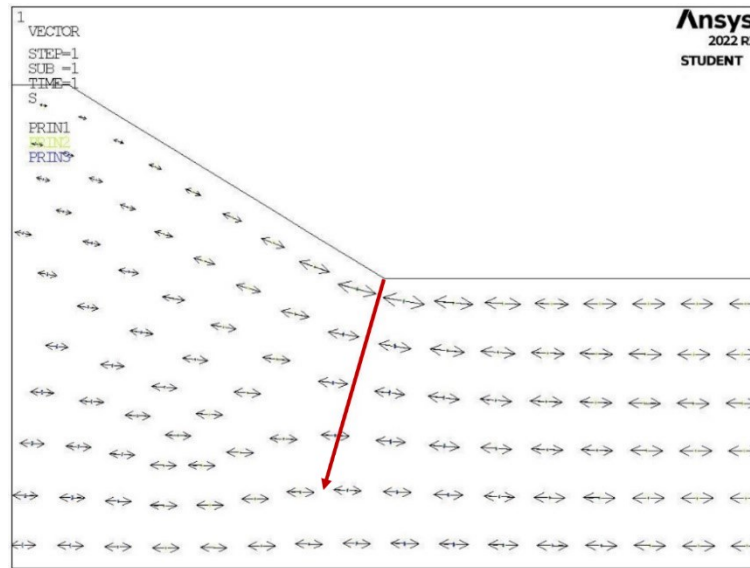


Figura 5.20 Linee di flusso relative alla first principal stress, S_1 , del giunto saldato MIG F1

Note la tensione di picco assiale e flessionale all'apice dell'intaglio a V posizionato al piede cordone di saldatura, per ogni campionatura, è possibile determinare il range della tensione di picco al piede del cordone di saldatura, $\Delta\sigma_{11,peak}$, per ogni provino di ogni campionatura utilizzando la seguente equazione [22]:

$$\Delta\sigma_{11,peak} = \sigma_{11,peak,assiale,FEM} \cdot \Delta\sigma_{assiale} + \sigma_{11,peak,flessionale,FEM} \cdot \Delta\sigma_{flessionale} \quad (5.8)$$

Dove i valori di $\Delta\sigma_{assiale}$ e $\Delta\sigma_{flessionale}$ utilizzati sono stati determinati precedentemente nel paragrafo 5.2.

campionatura	ID	$\Delta\sigma_{11,peak}$ [MPa]
MIG F1	MIG F1-1	400
	MIG F1-2	304
	MIG F1-3	142
	MIG F1-4	121
	MIG F1-5	160
	MIG F1-6	466
MIG F2	MIG F2-1	378
	MIG F2-2	233
	MIG F2-3	149
	MIG F2-4	106
	MIG F2-5	272
	MIG F2-6	152
MIG F3	MIG F3-1	349
	MIG F3-2	268
	MIG F3-3	194
	MIG F3-4	171
	MIG F3-5	552
	MIG F3-6	223

Tabella 5.13 Risultati della tensione di picco al piede cordone di saldatura per ogni provino di ogni campionatura

Infine per determinare il range della tensione equivalente di picco è stata utilizzata l'equazione (1.58.a) e (1.58.b):

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = f_{w1} \cdot \Delta\sigma_{11,peak}$$

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

Osservazione

Nel caso in esame, essendo l'angolo di apertura dell'intaglio a V del modello medio semplificato, utilizzato per determinare il range di tensione equivalente di picco, maggiore di 135°, per stimare i valori di f_{w1} sono state utilizzate le equazioni (1.65), (1.66) e (1.67). Ponendo $\nu = 0.33$, si ottengono i seguenti risultati:

ID	2α [°]	$1 - \lambda_1$	e_1	K_{FE}^*	f_{w1}
MIG F1 average model	148.5	0.256	0.102	1.638	1.132
MIG F2 average model	154	0.222	0.097	1.749	1.126
MIG F3 average model	153.5	0.225	0.097	1.738	0.912

Tabella 5.14 Riassunto dei valori utilizzati per il calcolo di f_{w1}

I valori ottenuti di $\Delta\sigma_{eq,peak}$ per ogni giunto analizzato sono i seguenti:

campionatura	ID	N [numero di cicli]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
MIG F1	MIG F1-1	22583	453
	MIG F1-2	55907	344
	MIG F1-3	401687	161
	MIG F1-4	4597118	137
	MIG F1-5	1257592	181
	MIG F1-6	12687	527
MIG F2	MIG F2-1	51101	424
	MIG F2-2	71722	261
	MIG F2-3	788926	167
	MIG F2-4	5082745	119
	MIG F2-5	45876	304
	MIG F2-6	340346	170
MIG F3	MIG F3-1	26966	319
	MIG F3-2	59650	245
	MIG F3-3	199072	177
	MIG F3-4	1211286	156
	MIG F3-5	14899	503
	MIG F3-6	189063	203

Tabella 5.15 Riassunto dei valori ottenuti per $\Delta\sigma_{eq,peak}$

Infine i valori ottenuti sono stati confrontati con la banda di dispersione del PSM presente in letteratura [22]:

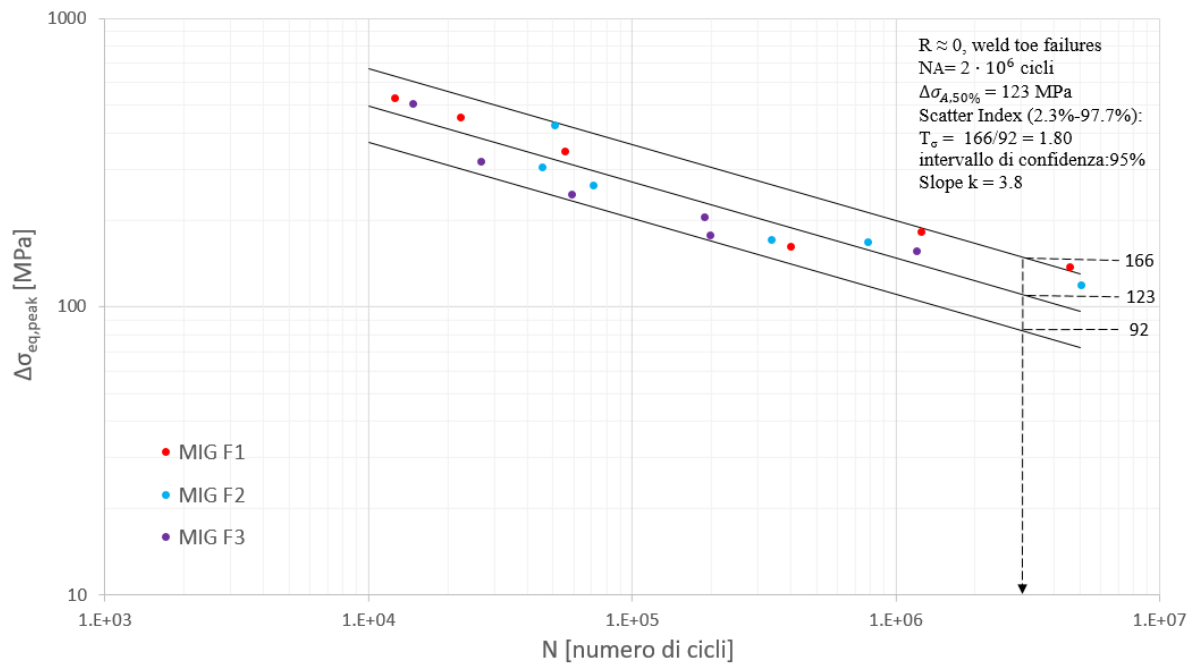


Figura 5.21 Confronto tra i valori ottenuti di $\Delta\sigma_{eq,peak}$ con la banda di dispersione presente in letteratura [22]

La Figura 5.21 mostra un buon accordo tra i risultati sperimentali e la banda di dispersione presente in letteratura.

5.4 Determinazione Strain Energy Density (SED)

Per analizzare i giunti saldati testa a testa a piena penetrazione tramite SED è stata utilizzata la stessa geometria semplificata utilizzata precedentemente nell'analisi dei giunti saldati tramite PSM.

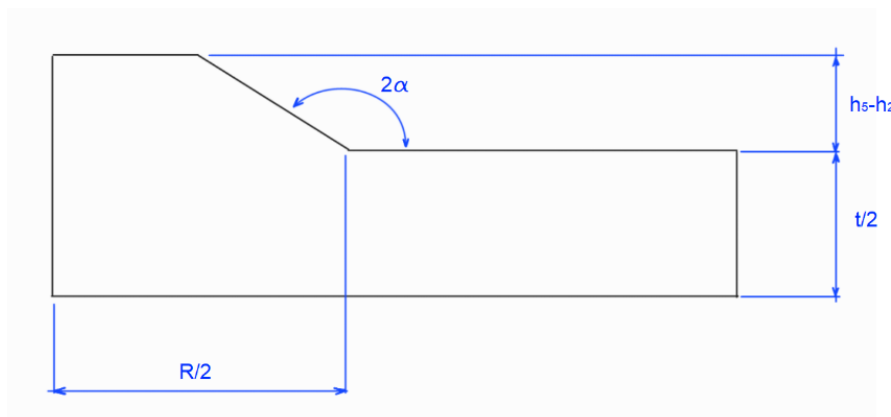


Figura 5.22 Geometria semplificata dei giunti saldati testa a testa a piena penetrazione in alluminio riciclato saldati tramite MIG

Nei giunti saldati tramite MIG analizzati essendo presente un forte disallineamento sia assiale che angolare, per determinare il valore del SED all'interno del volume di controllo, analogamente a quanto svolto per la determinazione del PSM sono state eseguite inizialmente due analisi numeriche distinte, una a pura trazione e una a pura flessione, in modo da considerare il contributo del momento secondario di flessione causato dai disallineamenti presenti utilizzando il seguente schema di calcolo:

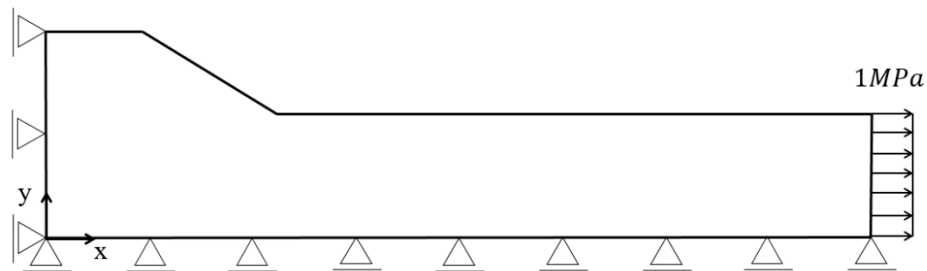


Figura 5.23 Schema di calcolo del giunto saldato soggetto a pura trazione

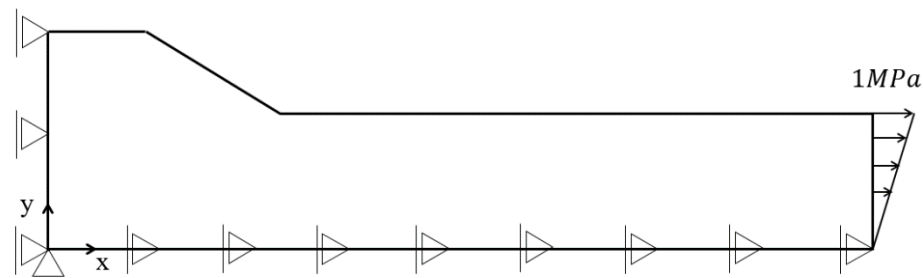


Figura 5.24 Schema di calcolo del giunto saldato soggetto a flessione

La valutazione della densità dell'energia di deformazione mediata nel volume di controllo, SED, implica la definizione del volume di controllo e del relativo raggio di controllo R_c , la cui dimensione è considerata una proprietà del materiale. Nel caso in esame, per l'alluminio, R_c è pari a 0.12 mm.

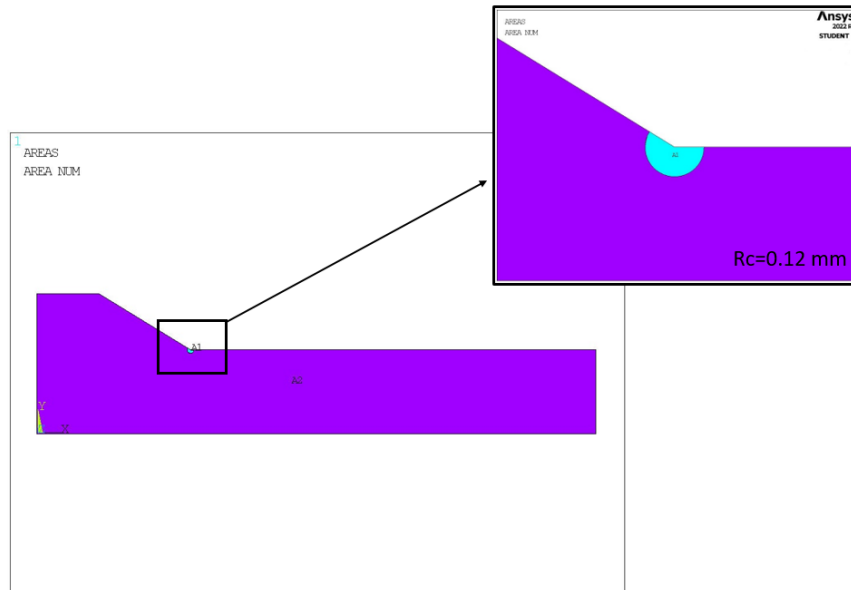


Figura 5.25 Generazione volume di controllo di raggio R_c

Per la creazione della mesh si è utilizzato l'elemento PLANE 182 con le seguenti opzioni:

- $K1 = 3$ (simple enhanced strain)
- $K3 = 2$ (plane strain)

La mesh è stata generata scegliendo le seguenti tipologie di mesh:

- La mesh per il volume di controllo avente raggio pari a 0.12 mm è stata generata utilizzando una mesh di tipo free impostando una dimensione globale dell'elemento pari a 0.03 mm;
- La mesh nell'area rimanente del giunto è stata generata utilizzando una mesh di tipo free prestando attenzione a non generare una mesh troppo distorta nella prossimità del volume di controllo;

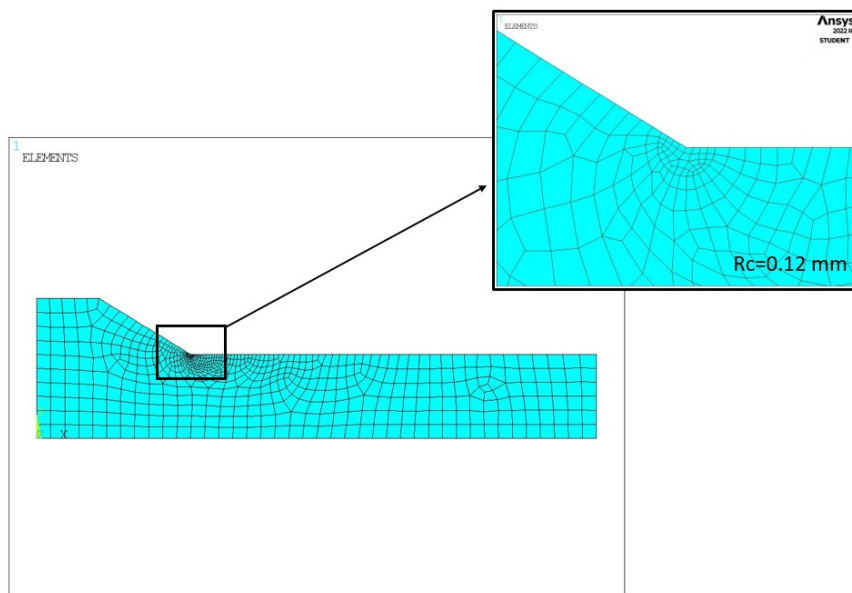


Figura 5.26 Mesh generata per la valutazione del SED

Il valore del SED è stato determinato estrapolando all'interno del volume di controllo il valore totale dei parametri SENE (element strain energy) e VOLU (element volume) utilizzando l'equazione (2.2):

$$SED = \frac{\sum_i SENE_i}{\sum_i VOLU_i} = \frac{SENE_{tot}}{VOLU_{tot}}$$

Eseguendo due analisi distinte dei modelli medi dei giunti saldati soggetti alla sollecitazione di pura trazione e di pura flessione si ottengono i seguenti risultati riportati in tabella:

campionatura	$\Delta\bar{W}_{assiale,FEM} [MJ/m^3]$	$\Delta\bar{W}_{flessionale,FEM} [MJ/m^3]$
MIG F1	$2.14 \cdot 10^{-5}$	$1.43 \cdot 10^{-5}$
MIG F2	$1.85 \cdot 10^{-5}$	$1.30 \cdot 10^{-5}$
MIG F3	$1.63 \cdot 10^{-5}$	$1.25 \cdot 10^{-5}$

Tabella 5.16 Risultati analisi FEM

Noto il valore del SED assiale e flessionale all'interno del volume di controllo posizionato al piede cordone di saldatura all'apice dell'intaglio a V, per ogni campionatura, è possibile determinare il valore del SED al piede cordone di saldatura, $\Delta\bar{W}$, per ogni provino di ogni campionatura utilizzando la seguente formula:

$$\Delta\bar{W} = \Delta\bar{W}_{assiale,FEM} \cdot \Delta\sigma_{assiale} + \Delta\bar{W}_{flessionale,FEM} \cdot \Delta\sigma_{flessionale} \quad (5.9)$$

campionatura	ID	N [numero di cicli]	$\Delta\bar{W} [MJ/m^3]$
MIG F1	MIG F1-1	22583	0.694
	MIG F1-2	55907	0.397
	MIG F1-3	401687	0.138
	MIG F1-4	4597118	0.081
	MIG F1-5	1257592	0.144
	MIG F1-6	12687	0.867
MIG F2	MIG F2-1	51101	0.606
	MIG F2-2	71722	0.285
	MIG F2-3	788926	0.124
	MIG F2-4	5082745	0.068
	MIG F2-5	45876	0.480
	MIG F2-6	340346	0.125
MIG F3	MIG F3-1	26966	0.439
	MIG F3-2	59650	0.251
	MIG F3-3	199072	0.118
	MIG F3-4	1211286	0.080
	MIG F3-5	14899	0.782
	MIG F3-6	189063	0.128

Tabella 5.17 Risultati SED per ogni provino di ogni campionatura

Infine i valori ottenuti sono stati confrontati con la banda di dispersione del SED presente in letteratura [23]

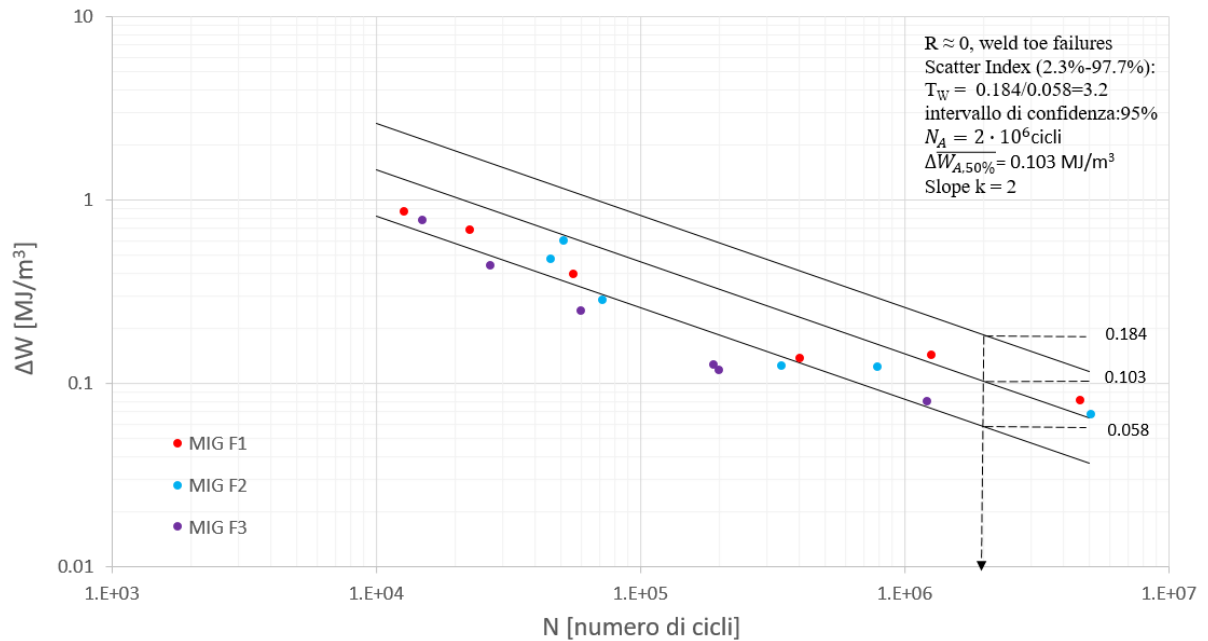


Figura 5.27 Confronto tra i valori ottenuti di $\Delta\bar{W}$ con la banda di dispersione presente in letteratura [23]

La Figura 5.27 non mostra un buon accordo tra i risultati sperimentali e la banda di dispersione presente in letteratura. I risultati ottenuti eseguendo due analisi distinte, una sollecitando il giunto saldato a pura trazione e una a pura flessione, sottostimano il valore del SED in quanto non tengono in considerazione il contributo dell'energia di deformazione mista che si instaura tra la sollecitazione di flessione e di trazione. Per tener conto di tale contributo si è provveduto ad eseguire un'unica analisi accoppiata, sottoponendo il giunto saldato ad una sollecitazione di pura trazione e di pura flessione, utilizzando il seguente schema di calcolo:

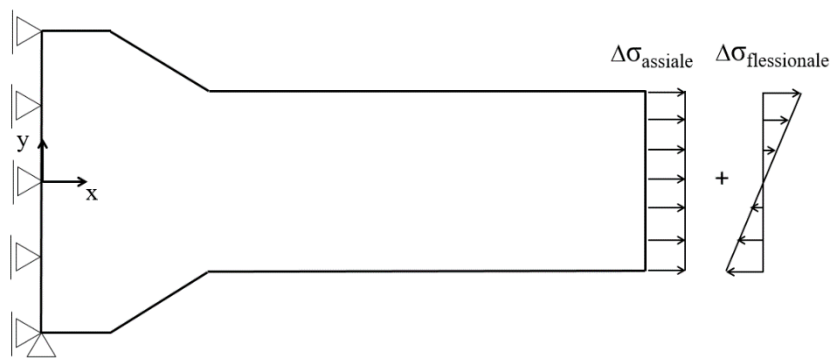


Figura 5.28 Schema di calcolo del giunto saldato soggetto a pura trazione e a pura flessione

Le analisi FEM sono state effettuate utilizzando i valori di $\Delta\sigma_{\text{assiale}}$ e $\Delta\sigma_{\text{flessionale}}$ determinati precedentemente nel paragrafo 5.2.

Nel caso in esame il volume di controllo è stato modellato con un raggio R_c pari a 0.12 mm.

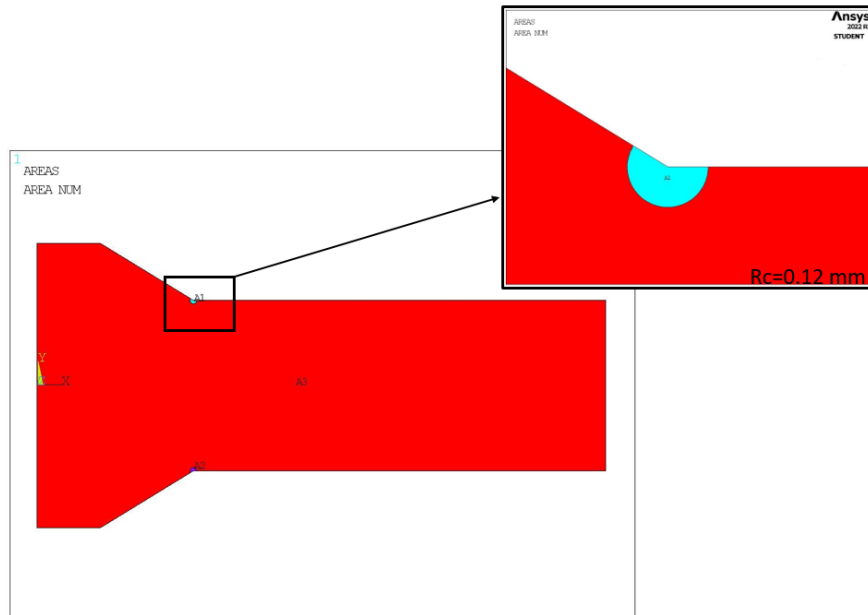


Figura 5.29 Generazione volume di controllo di raggio R_c

Per la creazione della mesh si è utilizzato l'elemento PLANE 182 con le seguenti opzioni:

- $K1 = 3$ (simple enhanced strain)
- $K3 = 2$ (plane strain)

La mesh è stata generata scegliendo le seguenti tipologie di mesh:

- La mesh per il volume di controllo avente raggio pari a 0.12 mm è stata generata utilizzando una mesh di tipo free impostando una dimensione globale dell'elemento pari a 0.03 mm
- La mesh nell'area rimanente del giunto è stata generata utilizzando una mesh di tipo free prestando attenzione a non generare una mesh troppo distorta nella prossimità del volume di controllo

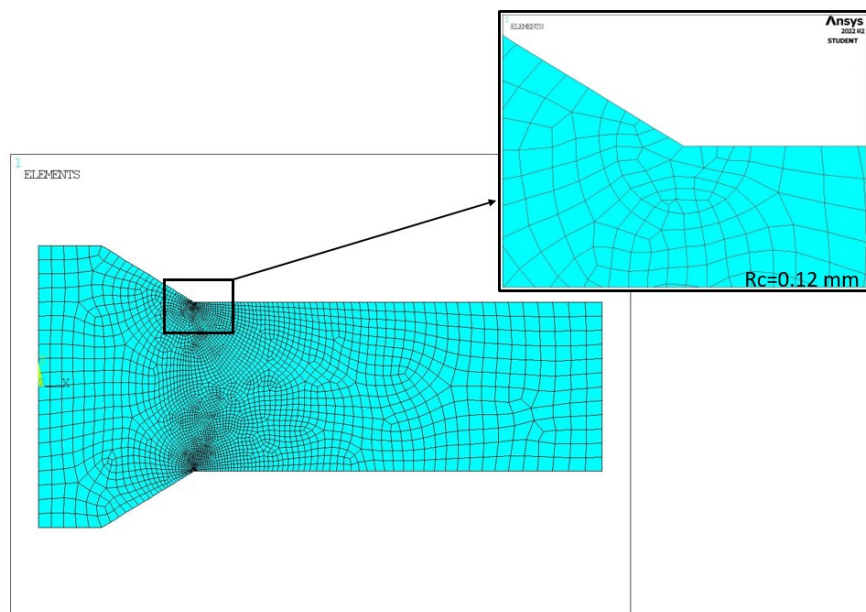


Figura 5.30 Mesh generata per la valutazione del SED

Il valore del SED è stato determinato estrapolando all'interno del volume di controllo il valore totale dei parametri SENE (element strain energy) e VOLU (element volume).

campionatura	ID	N [numero di cicli]	$\Delta\bar{W}_{axial+flex} [MJ/m^3]$
MIG F1	MIG F1-1	22583	1.25858
	MIG F1-2	55907	0.72878
	MIG F1-3	401687	0.16019
	MIG F1-4	4597118	0.11680
	MIG F1-5	1257592	0.20195
	MIG F1-6	12687	1.69877
MIG F2	MIG F2-1	51101	1.10650
	MIG F2-2	71722	0.42162
	MIG F2-3	788926	0.17311
	MIG F2-4	5082745	0.08646
	MIG F2-5	45876	0.57227
	MIG F2-6	340346	0.17916
MIG F3	MIG F3-1	26966	0.63348
	MIG F3-2	59650	0.37563
	MIG F3-3	199072	0.19404
	MIG F3-4	1211286	0.15053
	MIG F3-5	14899	1.57066
	MIG F3-6	189063	0.25501

Tabella 5.18 Risultati SED per ogni provino di ogni campionatura

I valori ottenuti sono stati confrontati con la banda di dispersione del SED presente in letteratura [23].

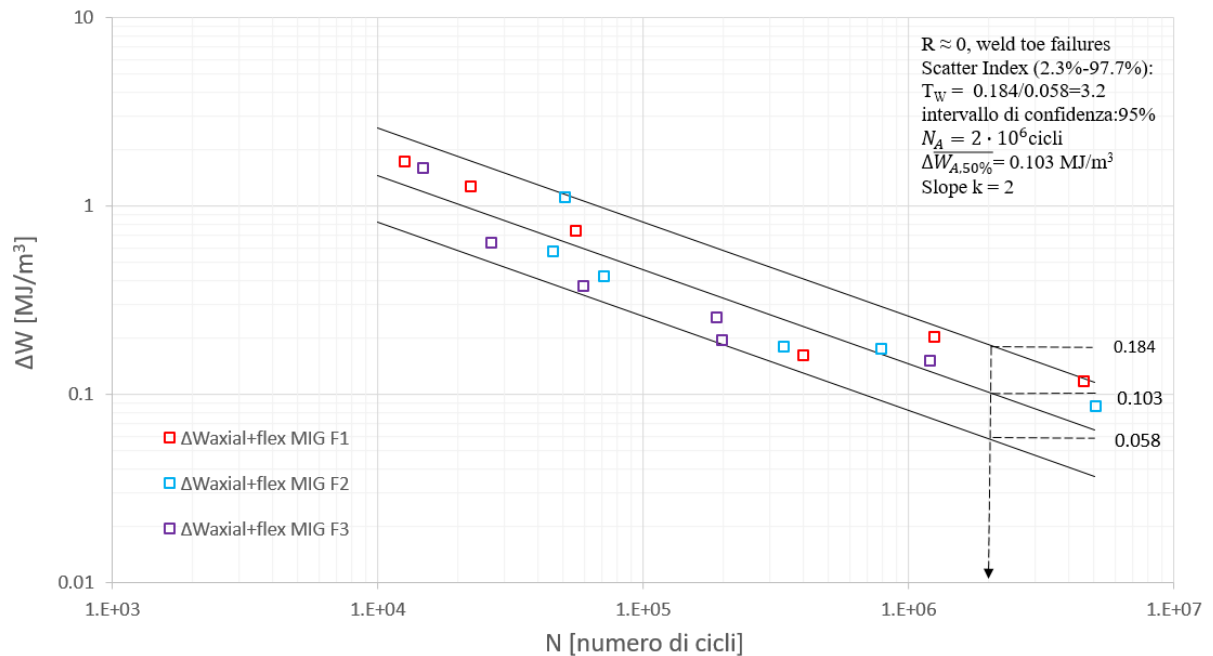


Figura 5.31 Confronto tra i valori ottenuti di $\Delta\bar{W}$ con la banda di dispersione presente in letteratura [23]

La Figura 5.31 mostra un buon accordo tra i risultati sperimentali e la banda di dispersione presente in letteratura [23].

Infine i valori ottenuti utilizzando il SED, $\Delta\bar{W}_{axial+flex}$, sono stati confrontati con i valori ottenuti utilizzando il PSM, $\Delta\sigma_{eq,peak}$, utilizzando la seguente formula:

$$\Delta\sigma_{eq,peak,SED} = \sqrt{\frac{\Delta\bar{W}_{axial+flex} \cdot 2 \cdot E}{(1 - \nu^2)}} \quad (5.10)$$

campionatura	ID	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak,SED}$ [MPa]	Δ %
MIG F1	MIG F1-1	453	346	-1.8
	MIG F1-2	344	269	-1.6
	MIG F1-3	161	147	-1.5
	MIG F1-4	137	117	-1.1
	MIG F1-5	181	156	-1.6
	MIG F1-6	527	379	-2.0
MIG F2	MIG F2-1	424	380	-1.7
	MIG F2-2	261	255	-1.4
	MIG F2-3	167	155	-1.2
	MIG F2-4	119	105	-2.1
	MIG F2-5	304	296	-1.4
	MIG F2-6	170	158	-1.3
MIG F3	MIG F3-1	319	303	-1.1
	MIG F3-2	245	234	-0.8
	MIG F3-3	177	168	-1.4
	MIG F3-4	156	138	-1.4
	MIG F3-5	503	410	-1.2
	MIG F3-6	203	161	-1.4

Tabella 5.19 Confronto tra $\Delta\sigma_{eq,peak,SED}$ e $\Delta\sigma_{eq,peak}$

Nella Tabella 5.19 si può notare che i valori ottenuti della $\Delta\sigma_{eq,peak,SED}$ utilizzando l'equazione 5.10 sono simili, deviazione percentuale inferiore al 5%, ai valori ottenuti della $\Delta\sigma_{eq,peak}$ utilizzando la formulazione del PSM.

CAPITOLO 6

Analisi dei giunti saldati in alluminio riciclato tramite FSW

6.1 Curve di resistenza a fatica per i giunti saldati tramite FSW presenti in letteratura

Il costante aumento di interesse nel processo di saldatura FSW nell'ultimo decennio è chiaramente dimostrato dalla crescita esponenziale di pubblicazioni scientifiche negli ultimi vent'anni. Particolare attenzione è stata posta nel caratterizzare la resistenza a fatica, investigando l'influenza dei vari fattori (tipologia di materiale base, parametri utilizzati nel processo di saldatura, tensioni residue, finitura superficiale e rapporto di ciclo) e nell'identificazione dei parametri di processo e della geometria dell'utensile ottimale.

Sebbene molte pubblicazioni scientifiche e numerosi dati sulla resistenza a fatica dei giunti saldati tramite FSW siano presenti in letteratura, non esistono ad oggi delle linee guida per la progettazione a fatica a differenza di quanto accade per le saldature per fusione, ad esempio MIG, che sono supportate da normative, quali ad esempio Eurocode 3, Eurocode 9 e IIW Recommendations.

Nel 2005, Lomolino [24] eseguì il primo tentativo di determinazione delle curve di fatica per i giunti saldati tramite FSW suddividendo i dati sperimentali presenti in letteratura secondo i seguenti parametri: tipologia del materiale base, condizioni di rinvenimento (natural aged condition e artificial aged condition), rapporto di ciclo, finitura superficiale e trattamenti termici post saldatura.

Nel 2018, Maggiolini [25] estese l'analisi effettuata da Lomolino.

Le curve S-N per i giunti FSW presentate in [25] sono state ottenute analizzando più di 500 dati di fatica, relativi a giunti saldati in alluminio testa a testa, aventi spessore compreso tra 2 e 13 mm, sottoposti a carichi di fatica monoassiali ad ampiezza costante con vari rapporti di ciclo ($R=1, 0, 0.1, 0.5$). Le curve S-N riportate in [25] fanno riferimento a una probabilità di sopravvivenza che va dal 2.3% al 97.7%, determinate utilizzando un intervallo di confidenza del 95%.

Di seguito si riportano i valori della banda di dispersione relativa ai giunti saldati in alluminio, 6xxx artificial aged conditions, utilizzata in seguito per analizzare i giunti saldati tramite FSW.

Categoria	N. provini analizzati	K	$\Delta\sigma_A(N_A = 2 \cdot 10^6 \text{ cicli})$			T_σ
			p.s 50%	p.s 97.7% (conf. 95%)	p.s 2.3% (conf. 95%)	
C0	114	3.86	88.64	62.12	126.49	2.04

Tabella 6.1 Riassunto dei valori della banda di dispersione per i giunti saldati testa a testa in alluminio 6xxx artificial aged condition sottoposti a carichi di fatica monoassiale ad ampiezza costante con rapporto di ciclo $R= 0, 0.1$ [25]

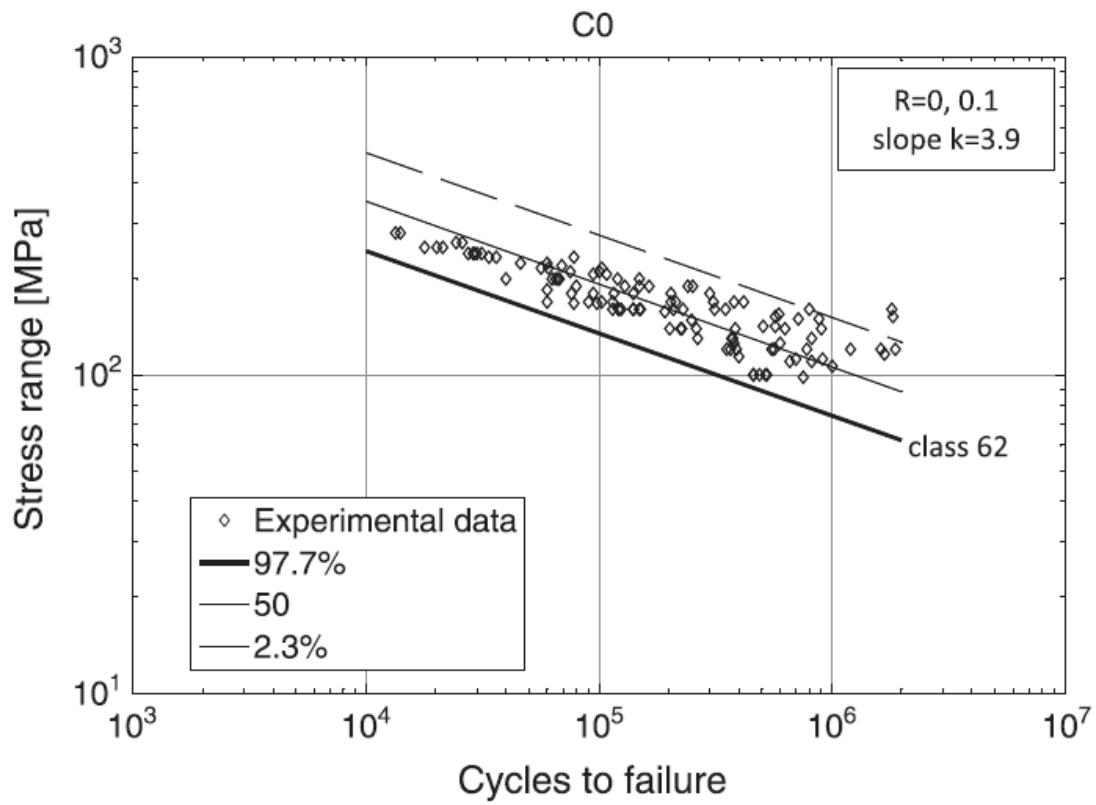


Figura 6.1 Banda di dispersione per i giunti saldati testa a testa in alluminio 6xxx artificial aged condition sottoposti a carichi di fatica monoassiale ad ampiezza costante con rapporto di ciclo $R=0, 0.1$ [25]

6.2 Test sperimentali

6.2.1 Materiale

È stato investigato il comportamento a fatica di tre diverse leghe di alluminio riciclato AA6082 T6 con contenuto crescente di Fe, Cu e Zn, la cui composizione chimica è fornita in Tabella 6.2.

Name	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
GA1-6082	0.9	0.22	0.02	0.55	0.65	-	0.02	0.01
GA2-6082	0.9	0.28	0.05	0.55	0.65	-	0.1	0.01
GA3-6082	0.9	0.32	0.1	0.55	0.65	-	0.2	0.01

Tabella 6.2 Composizione chimica AA6082 T6

6.2.2 Hardness profile

La durezza Vickers è stata misurata sulla sezione trasversale della saldatura, applicando un carico pari a 1Kg, lungo due linee poste a 1.5 mm di distanza dalla superficie superiore ed inferiore dei piatti saldati, come riportato in Figura 6.2.

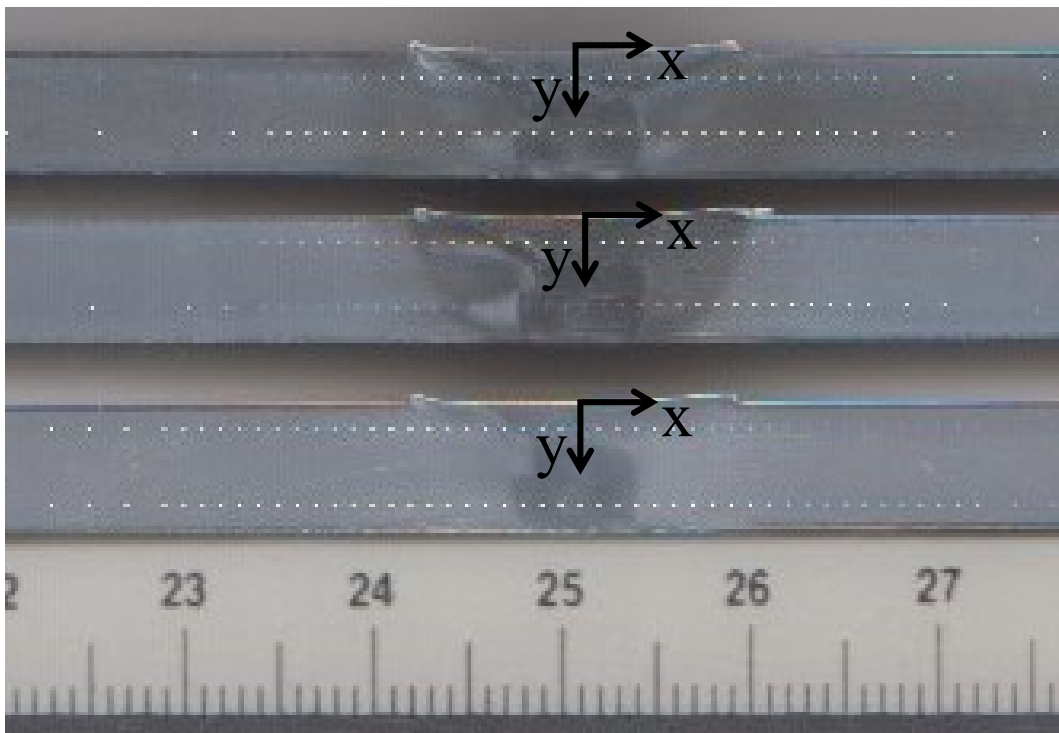


Figura 6.2 Rilevazione della durezza Vickers lungo la sezione trasversale della saldatura

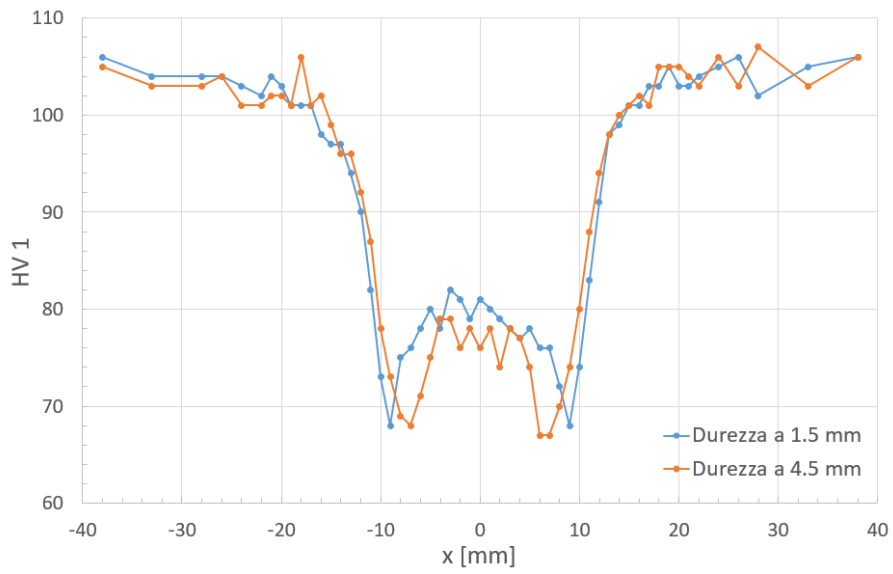


Figura 6.3 Hardness profile FSW GA1

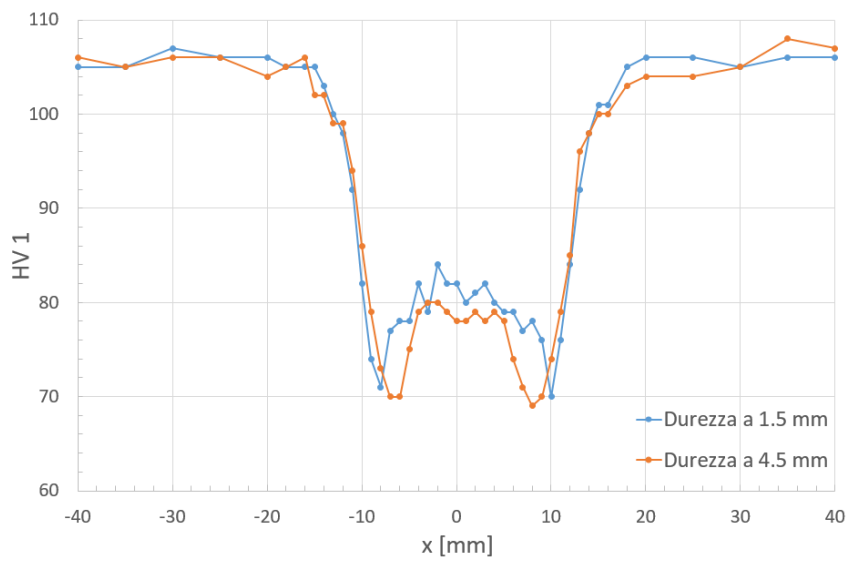


Figura 6.4 Hardness profile FSW GA2

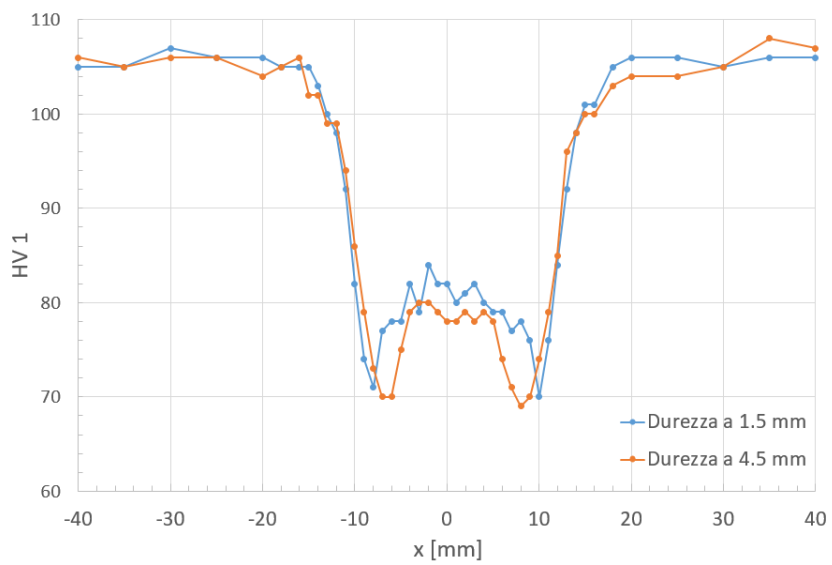


Figura 6.5 Hardness profile FSW GA3

Osservando la Figura 6.3, Figura 6.4 e la Figura 6.5 si può notare come il valore di durezza nella SZ sia circa 25% inferiore rispetto a quella del materiale base. Il valore minimo di durezza viene raggiunto nella TMAZ. Infine il valore di durezza aumenta gradualmente nella ZTA fino a raggiungere il valore di durezza del materiale base.

6.2.3 Parametri del processo di saldatura

Due piatti, aventi spessore pari a 6 mm, sono stati saldati con direzione di saldatura parallela alla direzione di estrusione. La saldatura è stata realizzata utilizzando una velocità di avanzamento pari a 378 mm/min, una velocità di rotazione dell'utensile pari a 2000 rpm e un angolo di inclinazione dell'utensile pari a 3°. La profondità di penetrazione dell'utensile è stata scelta in modo tale da realizzare un giunto saldato testa a testa a piena penetrazione. L'utensile utilizzato è caratterizzato da un pin avente un diametro pari a 6 mm ed una lunghezza pari a 5.9 mm e da una spalla avente un diametro pari a 18 mm. La saldatura è stata realizzata senza preparare la superficie di unione. I giunti saldati tramite FSW sono stati realizzati presso il laboratorio di Sintef Manufacturing.

Velocità di rotazione [rpm]	Velocità di avanzamento [mm/min]	Angolo di inclinazione [°]	Diametro pin [mm]	Lunghezza pin [mm]	Diametro spalla [mm]
2000	378	3	6	5.9	18

Tabella 6.3 Riassunto parametri di processo utilizzati

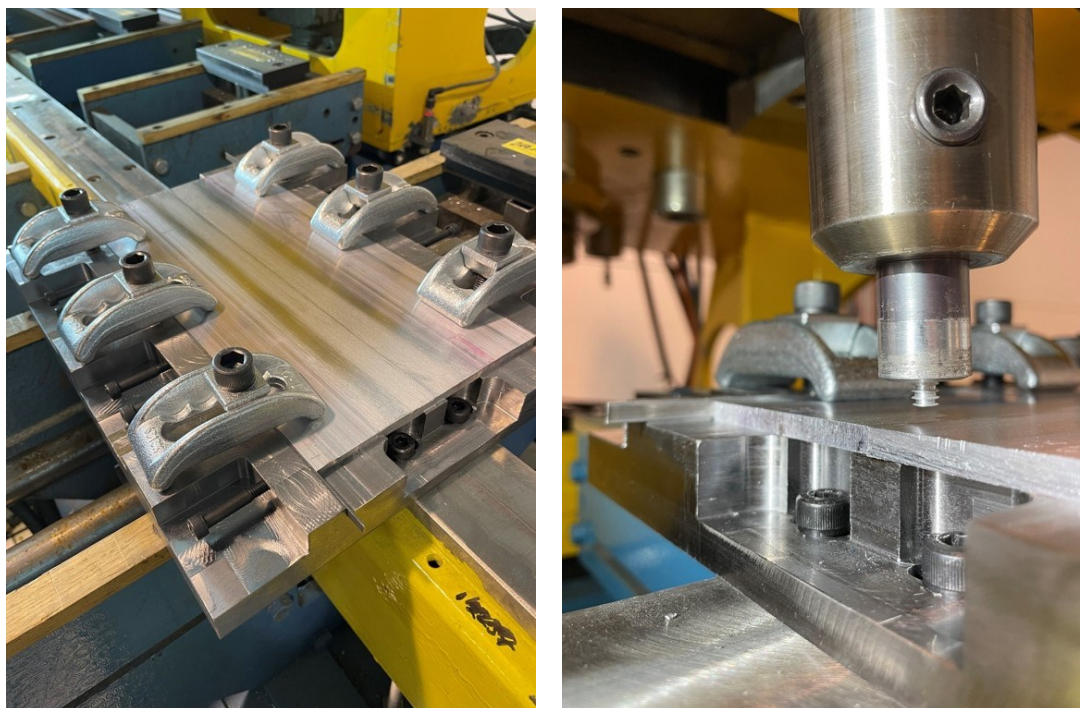


Figura 6.6 Sistema di bloccaggio e geometria dell'utensile (Sintef Manufacturing)

6.2.4 Parametri prova di fatica

Le prove di fatica sono state eseguite, presso il laboratorio di Sintef Industry, utilizzando la macchina di prova servo-idraulica, Zwick/Roell HA50, equipaggiata con un attuatore avente 50 kN di capacità di carico. Il carico

dinamico di tipo sinusoidale è stato applicato ortogonalmente rispetto alla direzione della saldatura con un rapporto di ciclo, R, pari a 0.1 e una frequenza pari a 19 Hz.



Figura 6.7 Macchina di prova utilizzata per eseguire i test di fatica

6.2.5 Analisi dei dati sperimentali

Obiettivo: eseguire l'analisi dei dati di fatica, forniti dalle prove sperimentali, per i giunti saldati tramite FSW in alluminio riciclato, di seguito riportati, confrontando i risultati ottenuti con le bande di dispersione disponibili in letteratura

I dati sperimentali analizzati sono i seguenti:

ID	t	b	A	Loading	Load Ratio	$\Delta\sigma$	Cycles to Failure	Run Out
	mm	mm	mm ²		R	MPa		Y/N
GA1-F F1	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	160	309865	N
GA1-F F2	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	120	4888334	Y
GA1-F F3	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	200	120291	N
GA1-F F4	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	200	120998	N
GA1-F F5	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	160	305540	N
GA1-F F6	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	140	510984	N

Tabella 6.4 Dati sperimentali giunti saldati FSW GA1-F



Figura 6.8 Giunti saldati FSW GA1-F

ID	t	b	A	Loading	Load Ratio	$\Delta\sigma$	Cycles to Failure	Run Out
	mm	mm	mm ²		R	MPa		Y/N
GA2-F F1	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	160	232377	N
GA2-F F2	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	120	548103	N
GA2-F F3	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	200	66448	N
GA2-F F4	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	200	96170	N
GA2-F F5	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	120	1796687	N
GA2-F F6	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	100	3703636	Y

Tabella 6.5 Dati sperimentali giunti saldati FSW GA2-F

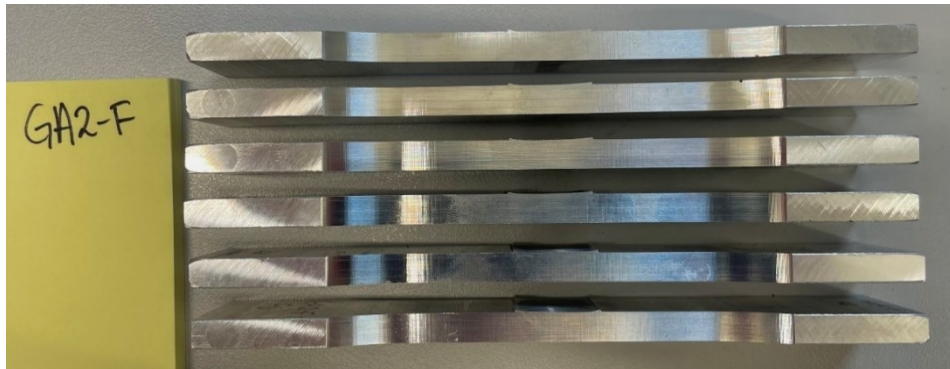


Figura 6.9 Giunti saldati FSW GA2-F

ID	t	b	A	Loading	Load Ratio	$\Delta\sigma$	Cycles to Failure	Run Out
	mm	mm	mm ²		R	MPa		Y/N
GA3-F F1	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	160	148466	N
GA3-F F2	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	120	1265211	N
GA3-F F3	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	200	81556	N
GA3-F F4	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	200	81563	N
GA3-F F5	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	160	204385	N
GA3-F F6	6	20	120	Tension/load controlled	0.1	120	694894	N

Tabella 6.6 Dati sperimentali giunti saldati FSW GA3-F

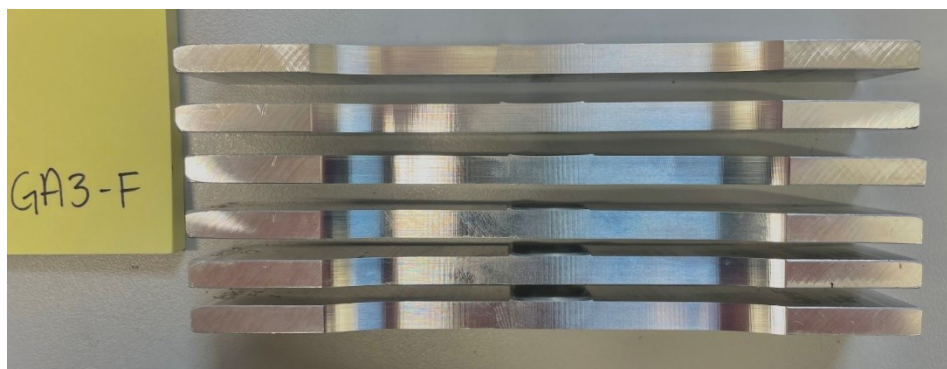


Figura 6.10 Giunti saldati FSW GA3-F

Inizialmente i dati sperimentali sono stati confrontati con le curve di progettazione S-N presenti in letteratura nell'Eurocodice 9 [21] e nelle IIW Recommendation [1] relative ai processi di saldatura per fusione.

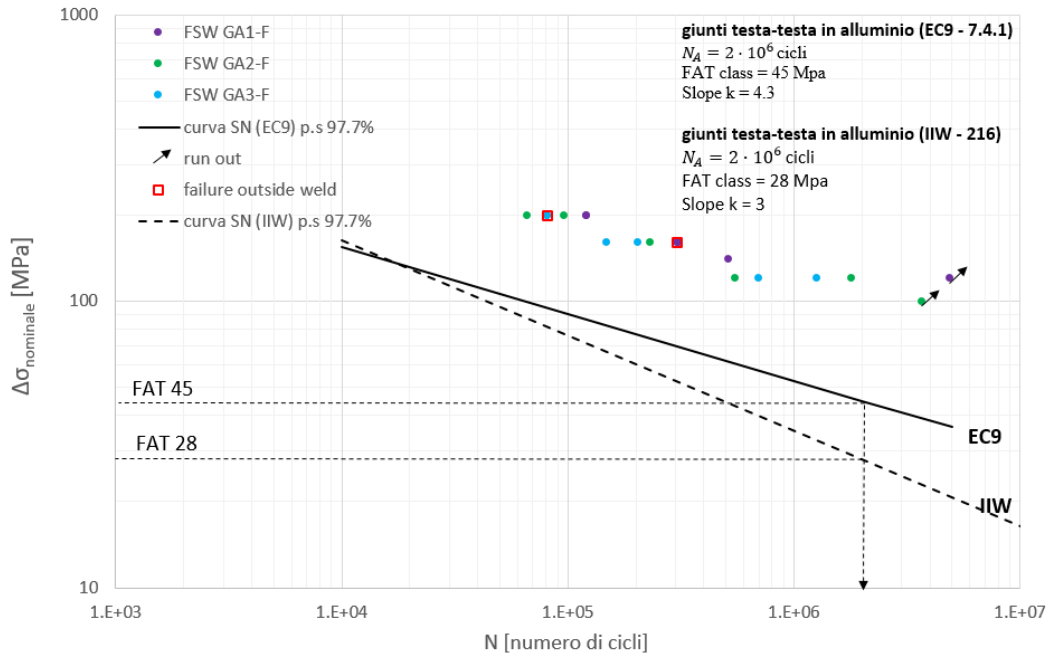


Figura 6.11 Confronto tra i dati sperimentali ottenuti per i giunti saldati tramite FSW e le curve S-N presenti in letteratura nell'EC9 e nelle IIW Recommendation

Osservando la Figura 6.11 si può notare che i giunti saldati tramite FSW hanno una resistenza a fatica superiore rispetto ai valori previsti dall'EC9 e dalle IIW Recommendations per i giunti saldati per fusione.

Successivamente i dati sperimentali sono stati confrontati con la banda di dispersione presente in letteratura fornita da Lomolino e Maggiolini [24, 25].

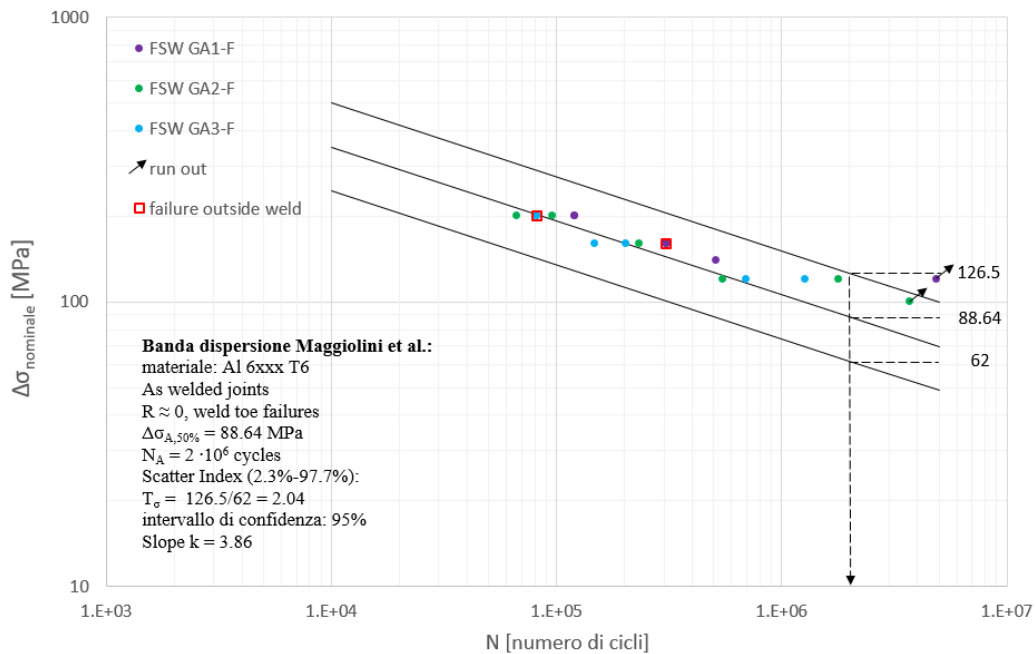


Figura 6.12 Confronto tra i dati sperimentali relativi ai giunti saldati tramite FSW e la banda di dispersione presente in letteratura [25]

Osservando la Figura 6.12 si può notare che i dati sperimentali ottenuti rientrano all'interno della banda di dispersione presente in letteratura [25].

Infine i dati sperimentali espressi in tensione nominale sono stati confrontati con la banda di dispersione relativa ai giunti saldati testa a testa rasati in alluminio, saldati tramite saldatura ad arco elettrico, presente in letteratura [12].

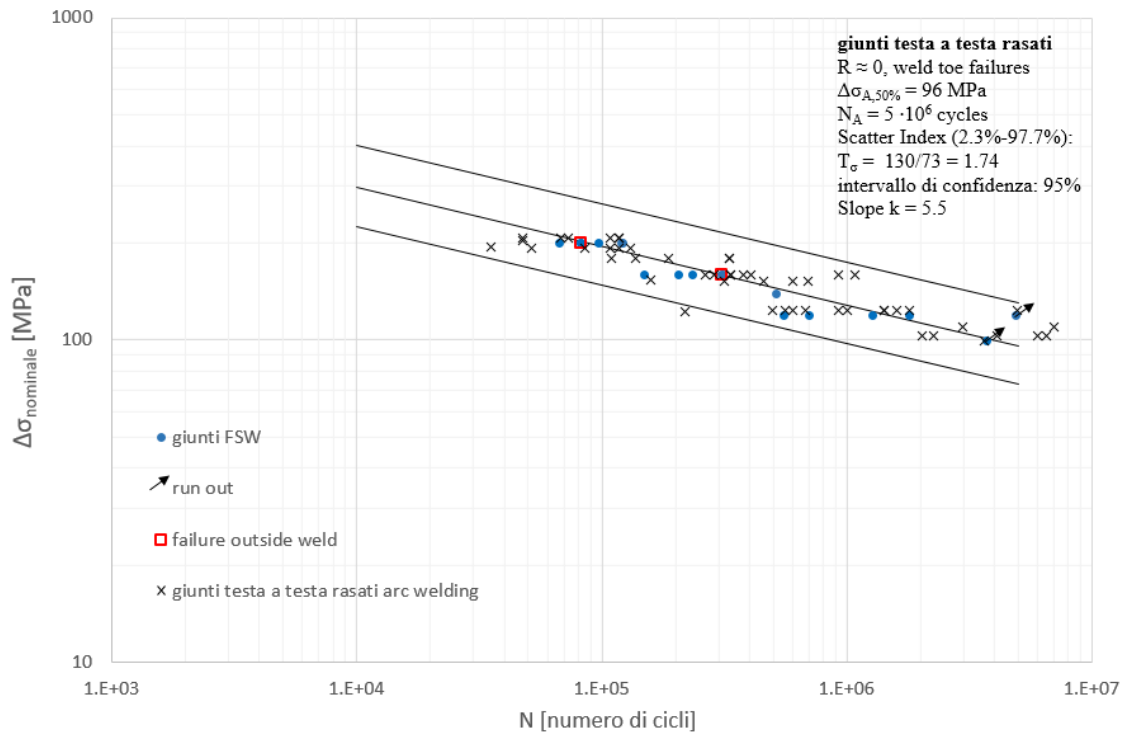


Figura 6.13 Confronto tra la banda di dispersione presente in letteratura per i giunti saldati testa a testa rasati saldati mediante saldatura ad arco elettrico [12] e i dati sperimentali relativi ai giunti saldati tramite FSW

Osservando la Figura 6.13 si può notare che i giunti FSW in esame, quando soggetti a un carico ciclico di fatica, hanno un comportamento simile ai giunti saldati testa a testa rasati, saldati tramite saldatura ad arco elettrico. Questo implica che i giunti FSW si comportano come il materiale base “scottato” dal processo di saldatura ad arco elettrico.

6.3 Applicazione del SED ai giunti saldati tramite FSW

6.3.1 Influenza del “welding flash” nella resistenza a fatica dei giunti FSW

In letteratura sono presenti numerosi articoli riguardanti l’influenza dell’effetto intaglio provocato dalla presenza del “welding flash” (bava di saldatura) che si forma durante il processo di saldatura tramite FSW. La geometria e la forma del “welding flash” dipende dalla geometria della spalla dell’utensile utilizzato per realizzare la saldatura.

Secondo Ali A. [27] sia i giunti saldati as-welded sia i giunti saldati rettificati presentano una resistenza a fatica minore rispetto al materiale base. La presenza degli “onion ring scar” nei giunti saldati as-welded gioca inoltre un ruolo importante nella vita a fatica ad alto numero di cicli, come si può vedere in Figura 6.15.

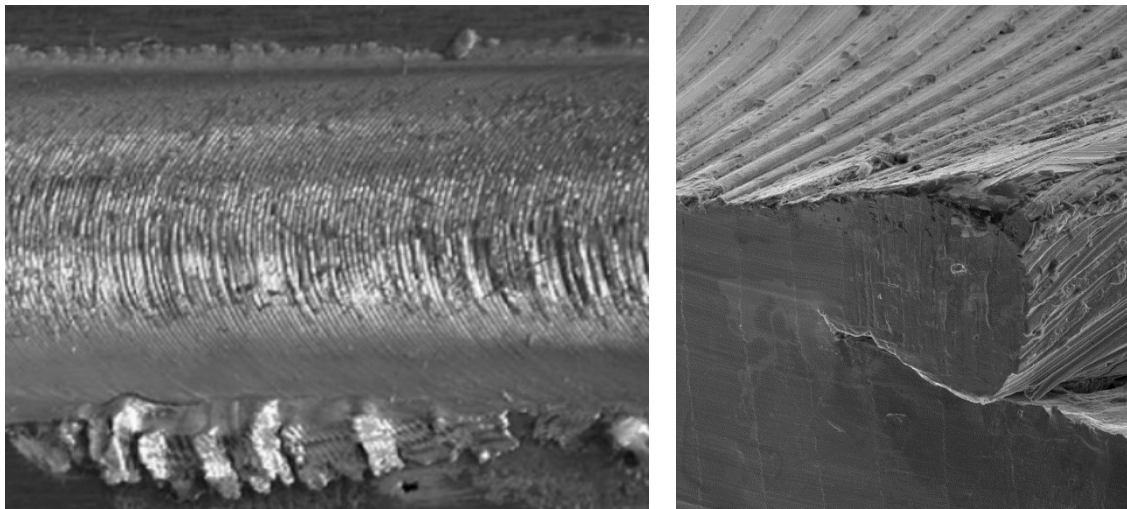


Figura 6.14 Esempio “welding flash” e “onion ring scar”

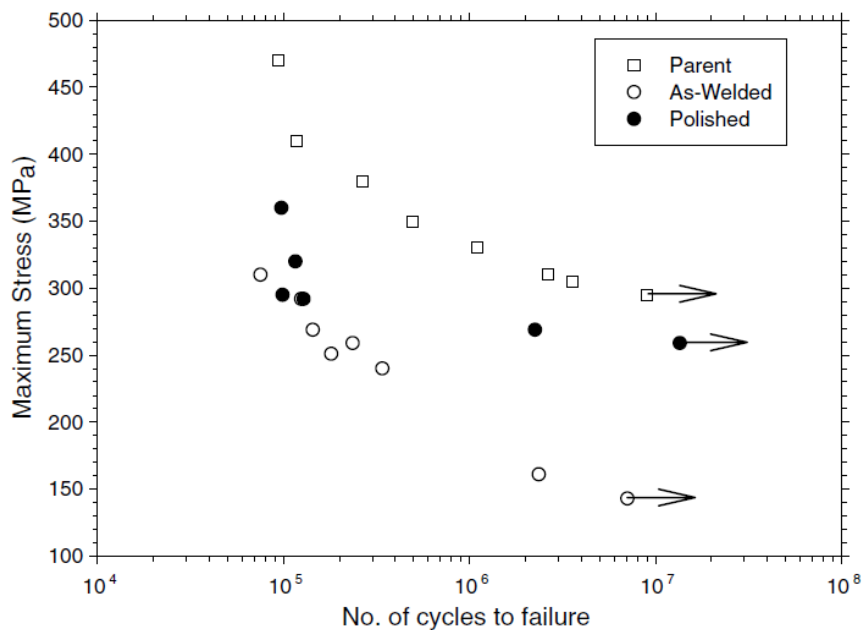


Figura 6.15 Confronto resistenza a fatica tra il materiale base e i giunti saldati as-welded e rettificati. Il grafico SN fa riferimento a giunti saldati testa a testa a piena penetrazione in alluminio 2024 T3 con direzione di saldatura parallela alla direzione di estrusione dei piatti, spessore dei piatti di 13 mm, assenza di disallineamenti dopo la saldatura e carico ciclico di fatica applicato perpendicolarmente alla direzione di saldatura [27]

Secondo Kainuma S. et al. [28] quando il giunto saldato tramite FSW presenta una direzione di saldatura perpendicolare alla direzione della sollecitazione ciclica applicata, nei giunti saldati as-welded le cricche tendono a partire in prossimità dei “welding flash” nella ZTA, mentre nei giunti saldati rettificati le cricche tendono a partire dal materiale base. La presenza del “welding flash” comporta comunque una variazione della resistenza a fatica limitata, come si può osservare dalla Figura 6.16.

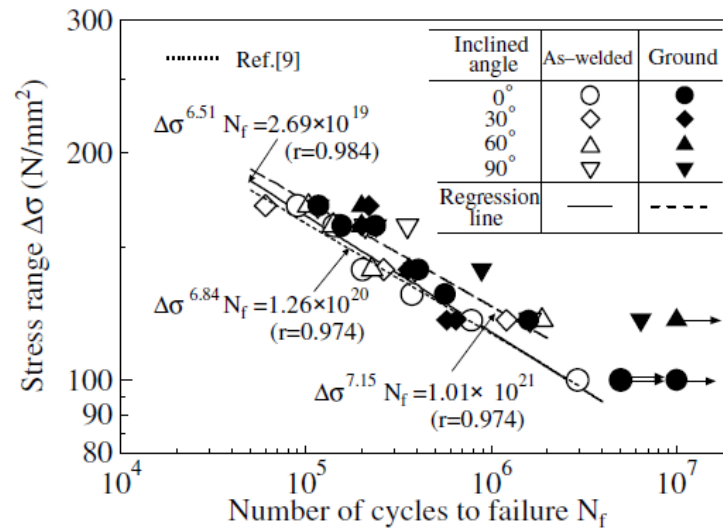


Figura 6.16 Confronto resistenza a fatica tra i giunti saldati as-welded e quelli rettificati al variare della direzione del carico ciclico applicato. Il grafico SN fa riferimento a giunti saldati testa a testa a piena penetrazione in alluminio A6N01 S-T6, spessore dei piatti di 10 mm ed assenza di disallineamenti dopo la saldatura. I giunti analizzati presentano una direzione di saldatura inclinata rispettivamente di 0°, 30°, 60° e 90° rispetto alla direzione perpendicolare della sollecitazione ciclica applicata. I giunti saldati as-welded presentano i “welding flash”, mentre i giunti ground rettificati non presentano i “welding flash” [28]

Secondo Catarina V. et al. [29] i giunti saldati tramite FSW rettificati presentano una resistenza a fatica migliore rispetto al materiale base e i giunti saldati as-welded, come si può vedere dalla Figura 6.17.

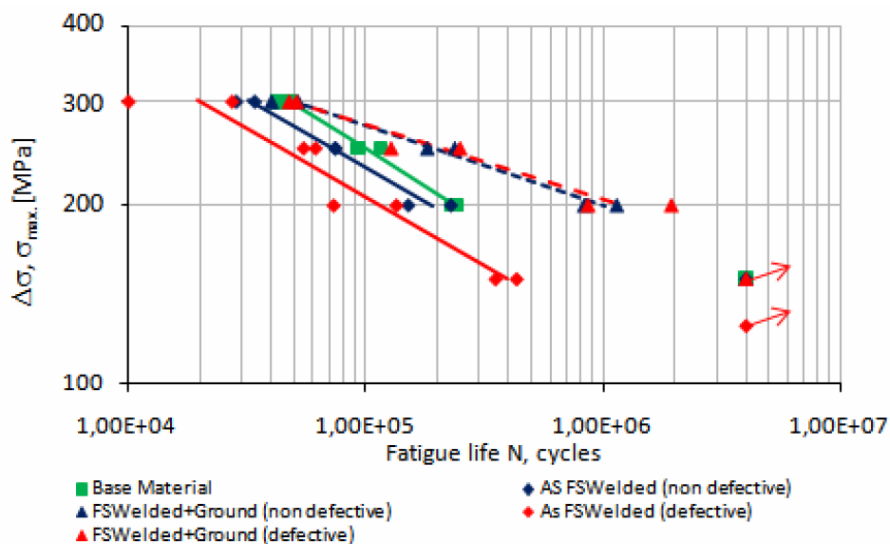


Figura 6.17 Confronto resistenza a fatica tra il materiale base e i giunti saldati as-welded e rettificati. Il grafico SN fa riferimento a giunti saldati testa a testa a piena penetrazione in alluminio 2024 T3 con direzione di saldatura perpendicolare alla direzione di estrusione dei piatti, spessore dei piatti di 4 mm, assenza di disallineamenti dopo la saldatura e carico ciclico di fatica applicato perpendicolarmente alla direzione di saldatura [29]

6.3.2 Determinazione del SED in ipotesi di provino liscio

Obiettivo: eseguire l'analisi dei dati di fatica, forniti dalle prove sperimentali, determinando il SED in ipotesi di provino liscio e confrontare i risultati ottenuti con le bande di dispersione disponibili in letteratura

Noto il range di tensione nominale applicato ai giunti FSW è possibile ricavare il valore del SED in ipotesi di provino liscio utilizzando l'equazione (2.54):

$$\overline{\Delta W}^{liscio} = \frac{\Delta \sigma_{nom}^2}{2 \cdot E}$$

I risultati ottenuti sono i seguenti:

ID	N [cicli]	$\Delta \sigma_{nominale}$ [MPa]	$\Delta \bar{W}$ [MJ/m ³]
GA1-F F1	309865	160	0.1829
GA1-F F2	4888334	120	0.1029
GA1-F F3	120291	200	0.2857
GA1-F F4	120998	200	0.2857
GA1-F F5	305540	160	0.1829
GA1-F F6	510984	140	0.1400
GA2-F F1	232377	160	0.1829
GA2-F F2	548103	120	0.1029
GA2-F F3	66448	200	0.2857
GA2-F F4	96170	200	0.2857
GA2-F F5	1796687	120	0.1029
GA2-F F6	3703636	100	0.0714
GA3-F F1	148466	160	0.1829
GA3-F F2	1265211	120	0.1029
GA3-F F3	81556	200	0.2857
GA3-F F4	81563	200	0.2857
GA3-F F5	204385	160	0.1829
GA3-F F6	694894	120	0.1029

Tabella 6.7 Dati sperimentali giunti saldati FSW GA3-F

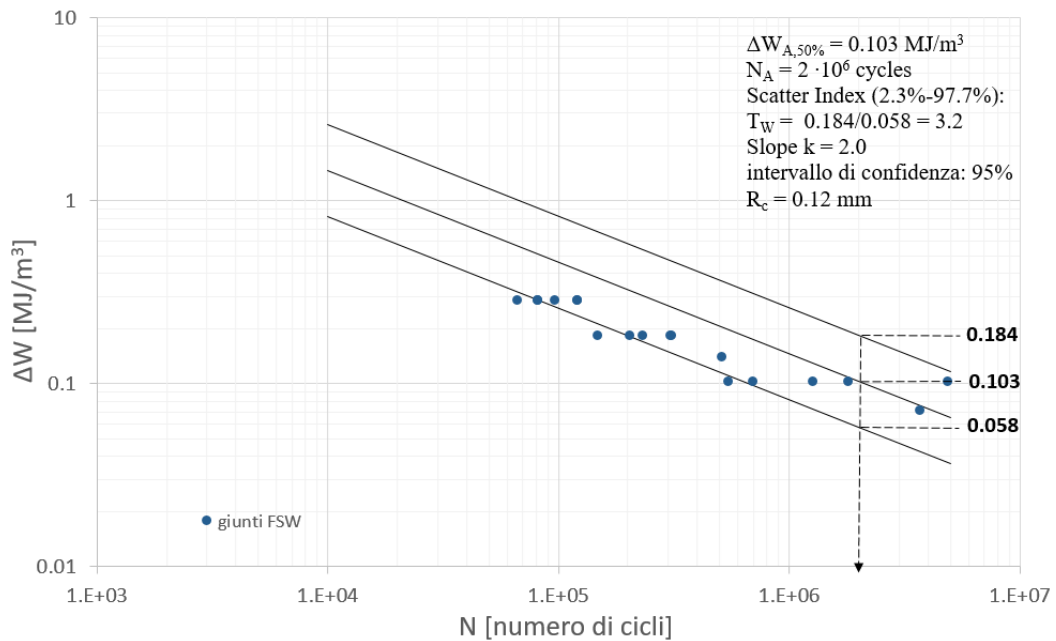


Figura 6.18 Confronto tra la banda di dispersione per il SED presente in letteratura per i giunti saldati in alluminio mediante saldatura ad arco elettrico [23] e i valori ottenuti per i giunti saldati FSW in ipotesi di provino liscio

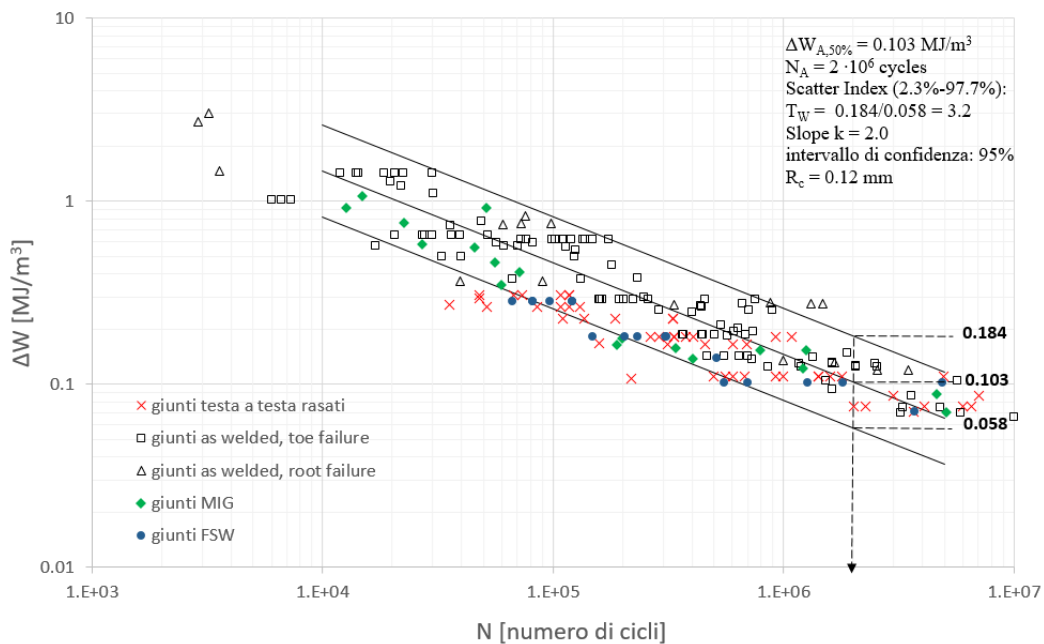


Figura 6.19 Confronto tra la banda di dispersione per il SED presente in letteratura per i giunti saldati in alluminio mediante saldatura ad arco elettrico [23] e i valori ottenuti per i giunti saldati FSW in ipotesi di provino liscio, i valori relativi ai giunti saldati testa a testa rasati, i valori relativi ai giunti saldati tramite MIG precedentemente analizzati e i valori relativi ai giunti saldati as welded, saldati tramite arc welding utilizzati per determinare la banda di dispersione SED

Osservando la Figura 6.19 si può notare che sia i giunti saldati tramite FSW sia i giunti saldati testa a testa rasati, saldati tramite saldatura ad arco, presentano una diversa pendenza rispetto alla banda di dispersione del SED a bassi numeri di cicli. Tale fenomeno si verifica in quanto Lazzarin e Livieri [12] nel determinare la banda di dispersione per il SED non hanno considerato i giunti saldati testa a testa rasati, ma tali giunti sono stati considerati solo per determinare il raggio di controllo in condizione limite di fatica, $N_D = 5 \cdot 10^6$ cicli.

6.3.3 Determinazione del SED attraverso Ansys®

Obiettivo: eseguire l'analisi dei dati di fatica, forniti dalle prove sperimentali, tramite l'applicazione del SED utilizzando Ansys® e confrontare i risultati ottenuti con le bande di dispersione disponibili in letteratura

Per analizzare i giunti saldati testa a testa a piena penetrazione saldati tramite FSW utilizzando il SED, per semplicità la geometria reale del cordone di saldatura è stata approssimata utilizzando due diversi schemi di calcolo. Le misure relative alla geometria approssimata del cordone di saldatura sono state ricavate tramite il programma "ImageJ" utilizzando delle fotografie estratte tramite il microscopio elettronico.

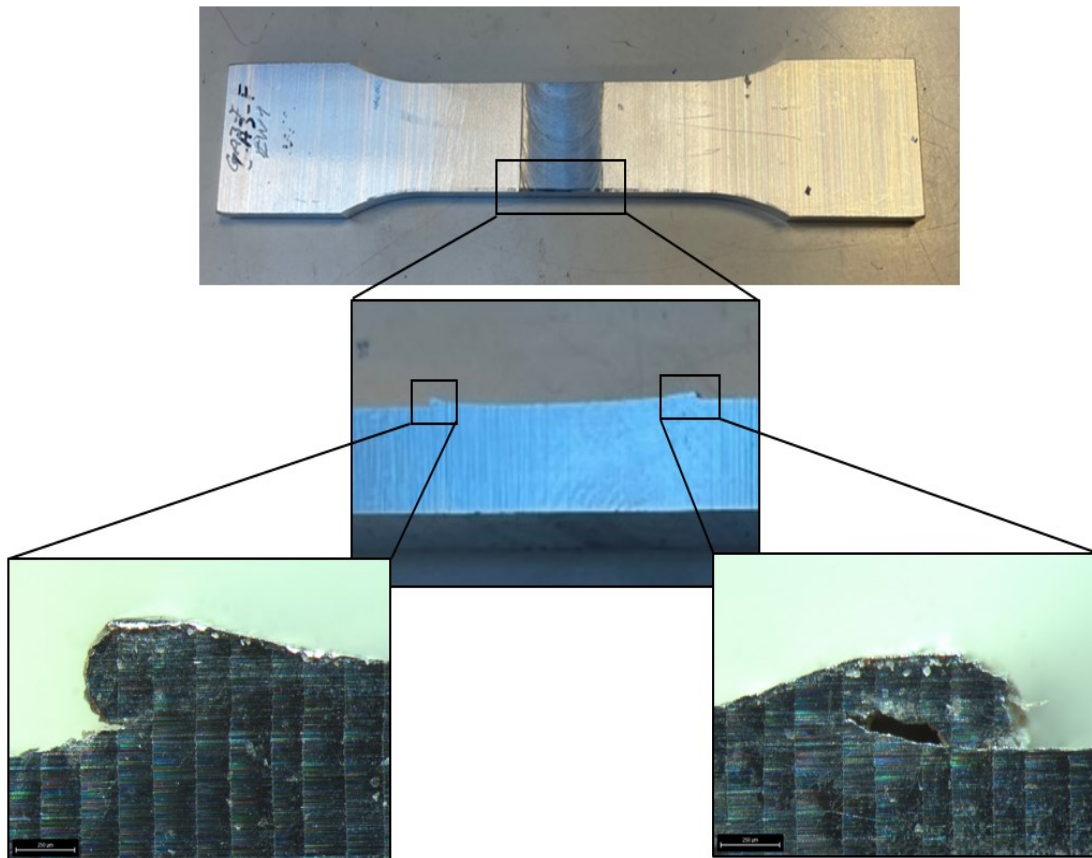


Figura 6.20 Geometria reale del cordone di saldatura

Di seguito si riportano le immagini ottenute tramite il microscopio elettronico e la geometria schematizzata del cordone di saldatura per entrambi i casi in esame:

- CASO 1:

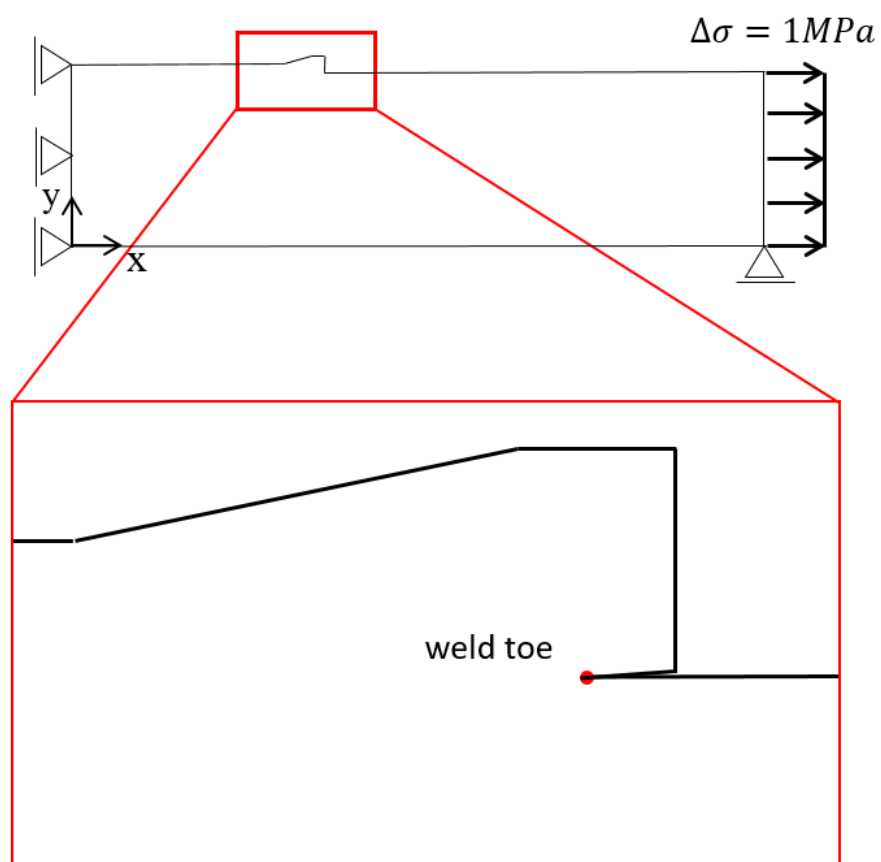
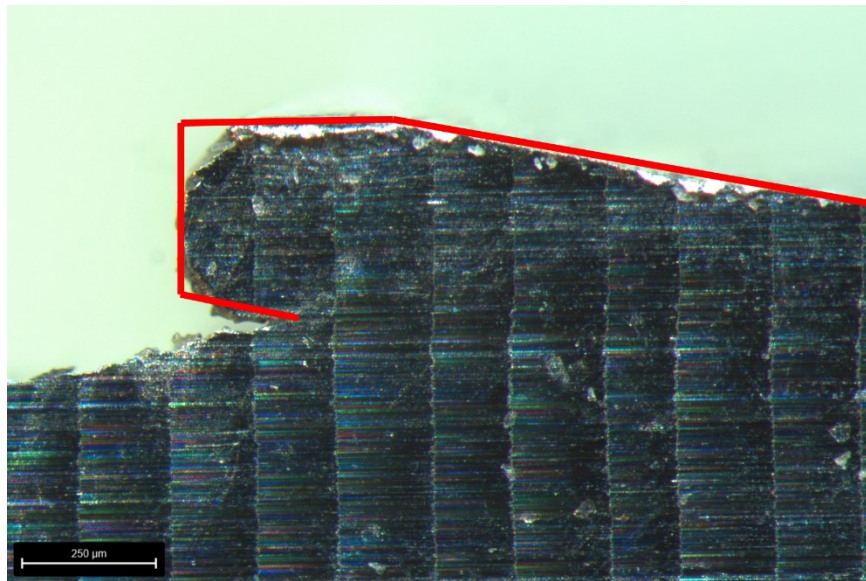


Figura 6.21 Geometria approssimata e schema di calcolo del giunto FSW caso 1

- CASO 2:

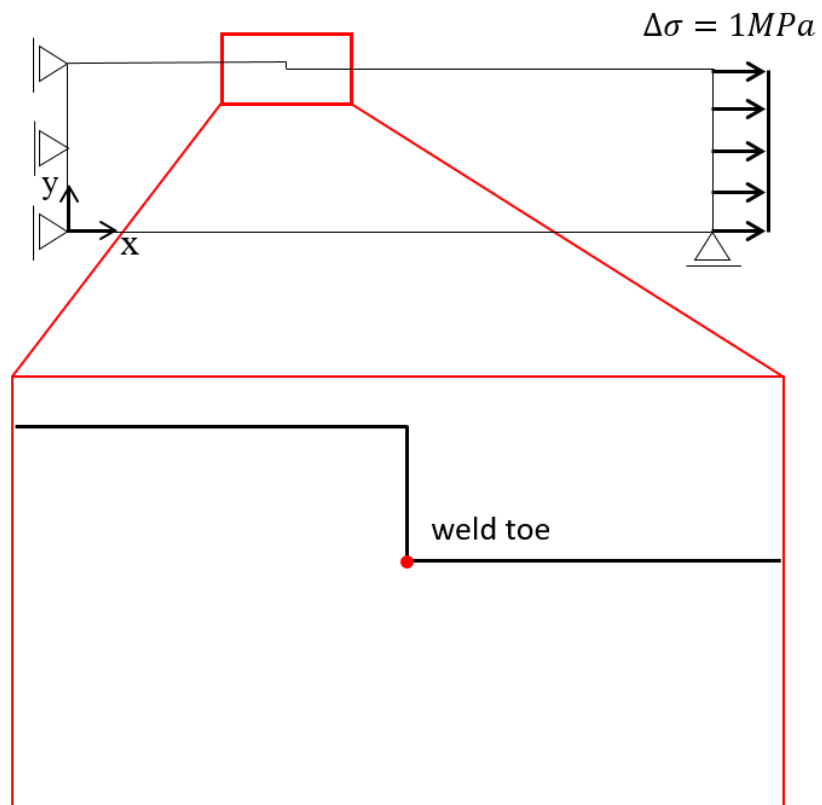
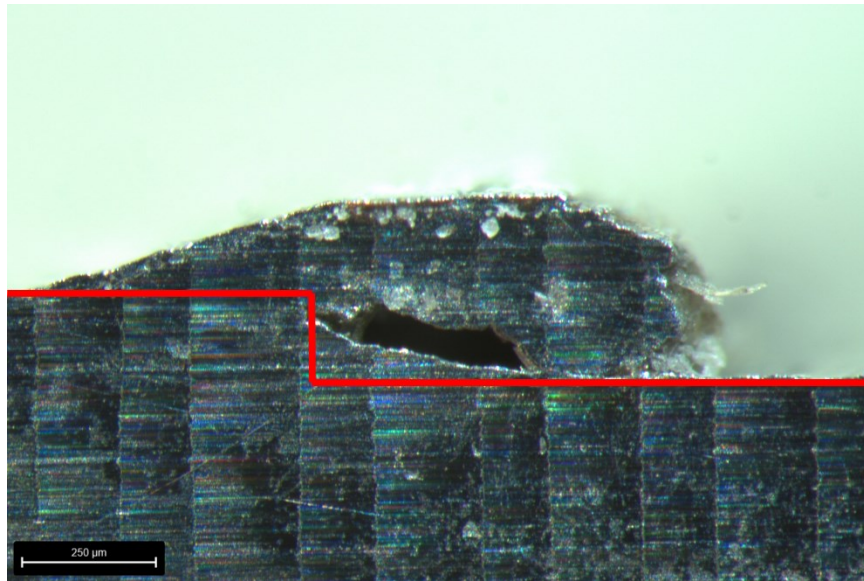


Figura 6.22 Geometria approssimata e schema di calcolo del giunto FSW caso 2

La valutazione della densità di energia di deformazione mediata nel volume di controllo, SED, implica la definizione del volume di controllo e del relativo raggio di controllo R_c , la cui dimensione è considerata una proprietà del materiale. Nei due casi in esame, per giunti saldati in alluminio, R_c è pari a 0.12 mm.

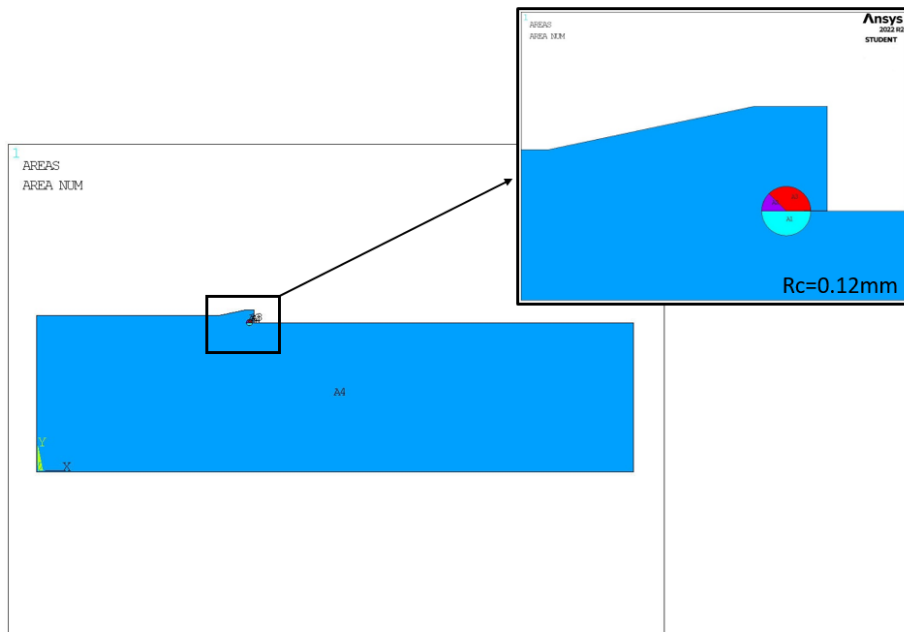


Figura 6.23 Generazione del volume di controllo del giunto FSW caso 1

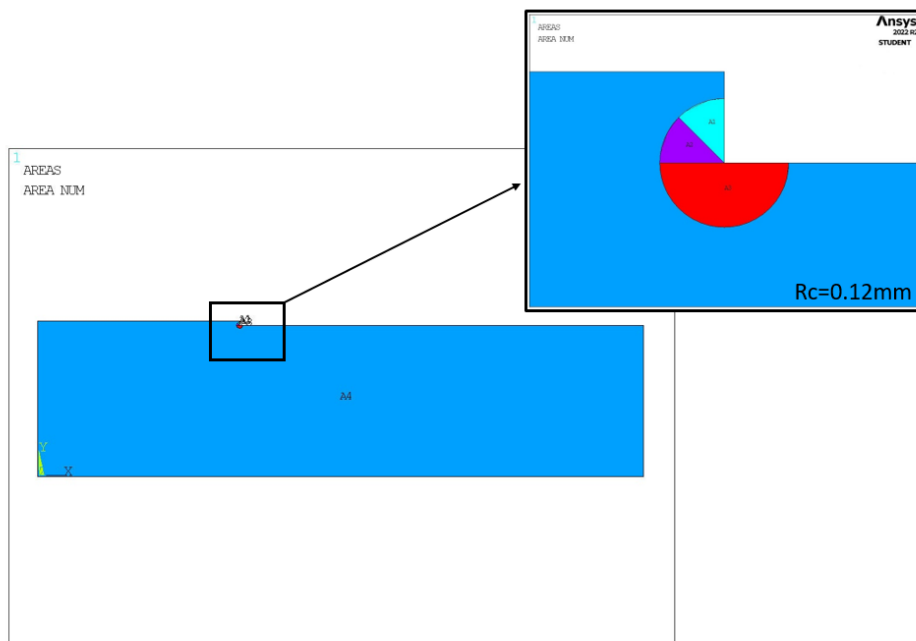


Figura 6.24 Generazione del volume di controllo del giunto FSW caso 2

Per la creazione della mesh si è utilizzato l'elemento PLANE 182 con le seguenti opzioni:

- $K1 = 3$ (simple enhanced strain)
- $K3 = 2$ (plane strain)

La mesh è stata generata scegliendo le seguenti tipologie di mesh:

- La mesh per il volume di controllo avente raggio pari a 0.12 mm è stata generata utilizzando una mesh di tipo free impostando una dimensione globale dell'elemento pari a 0.03 mm;
- La mesh nell'area rimanente del giunto è stata generata utilizzando una mesh di tipo free prestando attenzione a non generare una mesh troppo distorta nella prossimità del volume di controllo;

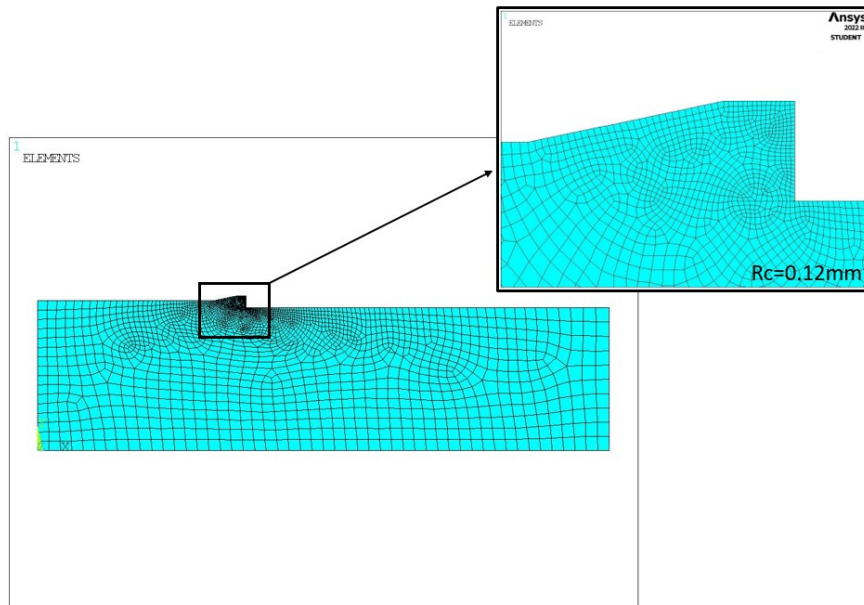


Figura 6.25 Mesh generata per la valutazione del SED caso 1

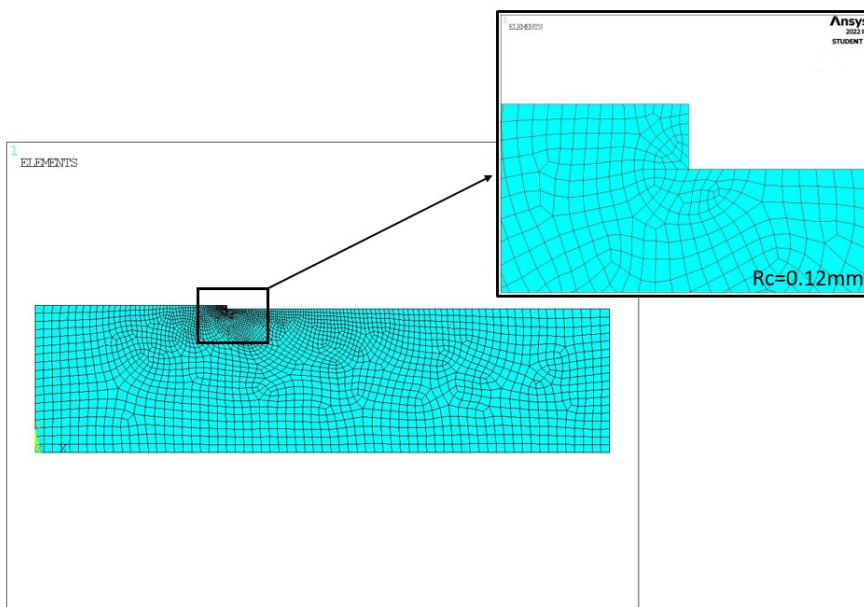


Figura 6.26 Mesh generata per la valutazione del SED caso 2

Il valore del SED è stato determinato estrapolando all'interno del volume di controllo il valore totale dei parametri SENE (element strain energy) e del VOLU (element volume) ed utilizzando l'equazione (3.2).

Osservazione:

Il valore del SED determinato utilizzando la seguente procedura fa riferimento, nei casi in esame, ad una sollecitazione applicata di trazione pari a 1 MPa. Per ottenere il valore del SED relativo alla tensione nominale applicata al giunto saldato, $\Delta\sigma_{\text{nominale}}$, occorre utilizzare l'equazione (3.3).

	$\Delta\bar{W}_{1MPa} [MJ/m^3]$
CASO 1	$7.2786 \cdot 10^6$
CASO 2	$7.5210 \cdot 10^6$

I risultati ottenuti sono i seguenti:

	ID	N [cicli]	$\Delta\sigma_{\text{nominale}} [MPa]$	$\Delta\bar{W} [MJ/m^3]$
CASO 1	GA1-F F1	309865	160	0.1863
	GA1-F F2	4888334	120	0.1048
	GA1-F F3	120291	200	0.2911
	GA1-F F4	120998	200	0.2911
	GA1-F F5	305540	160	0.1863
	GA1-F F6	510984	140	0.1427
	GA2-F F1	232377	160	0.1863
	GA2-F F2	548103	120	0.1048
	GA2-F F3	66448	200	0.2911
	GA2-F F4	96170	200	0.2911
	GA2-F F5	1796687	120	0.1048
	GA2-F F6	3703636	100	0.0728
	GA3-F F1	148466	160	0.1863
	GA3-F F2	1265211	120	0.1048
	GA3-F F3	81556	200	0.2911
	GA3-F F4	81563	200	0.2911
	GA3-F F5	204385	160	0.1863
	GA3-F F6	694894	120	0.1048
CASO 2	GA1-F F1	309865	160	0.1863
	GA1-F F2	4888334	120	0.1048
	GA1-F F3	120291	200	0.2911
	GA1-F F4	120998	200	0.2911
	GA1-F F5	305540	160	0.1863
	GA1-F F6	510984	140	0.1427
	GA2-F F1	232377	160	0.1925
	GA2-F F2	548103	120	0.1083
	GA2-F F3	66448	200	0.3008
	GA2-F F4	96170	200	0.3008
	GA2-F F5	1796687	120	0.1083
	GA2-F F6	3703636	100	0.0752
	GA3-F F1	148466	160	0.1863
	GA3-F F2	1265211	120	0.1048
	GA3-F F3	81556	200	0.2911
	GA3-F F4	81563	200	0.2911
	GA3-F F5	204385	160	0.1863
	GA3-F F6	694894	120	0.1048

Tabella 6.8 Riassunto dei risultati di $\Delta\bar{W}$ per i giunti FSW

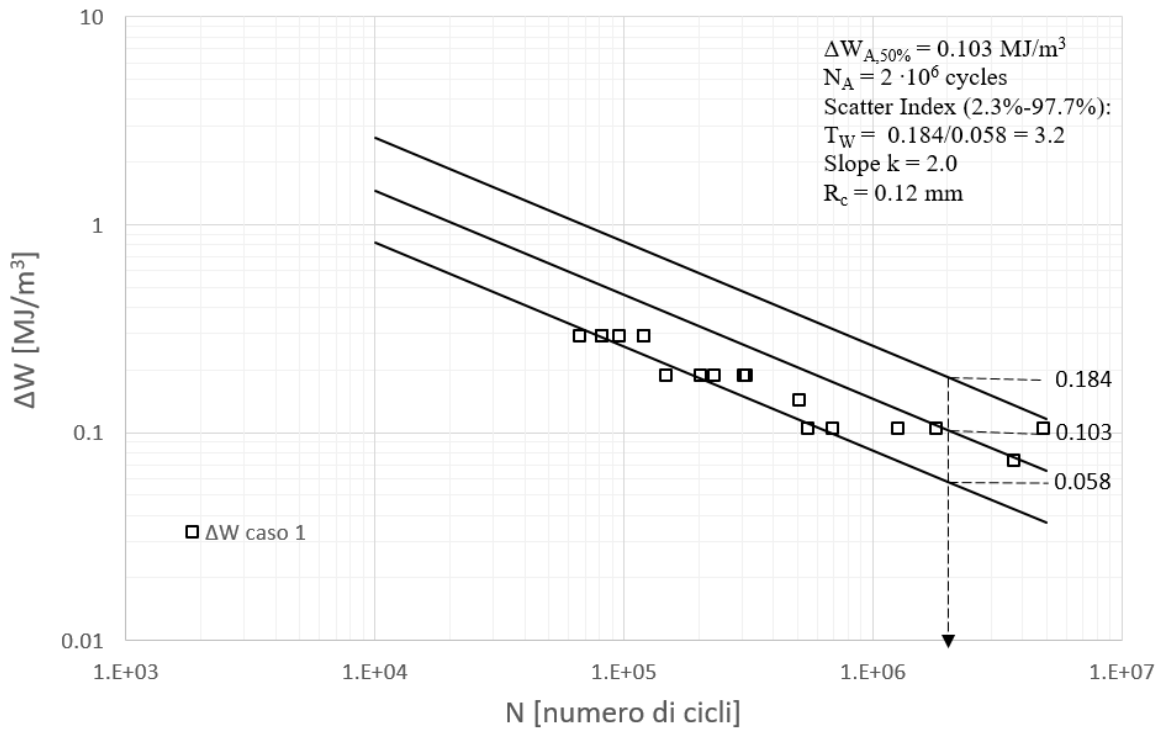


Figura 6.27 Confronto tra la banda di dispersione per il SED presente in letteratura per i giunti saldati in alluminio mediante saldatura ad arco elettrico [23] e i valori ottenuti per i giunti saldati FSW utilizzando lo schema di calcolo 1

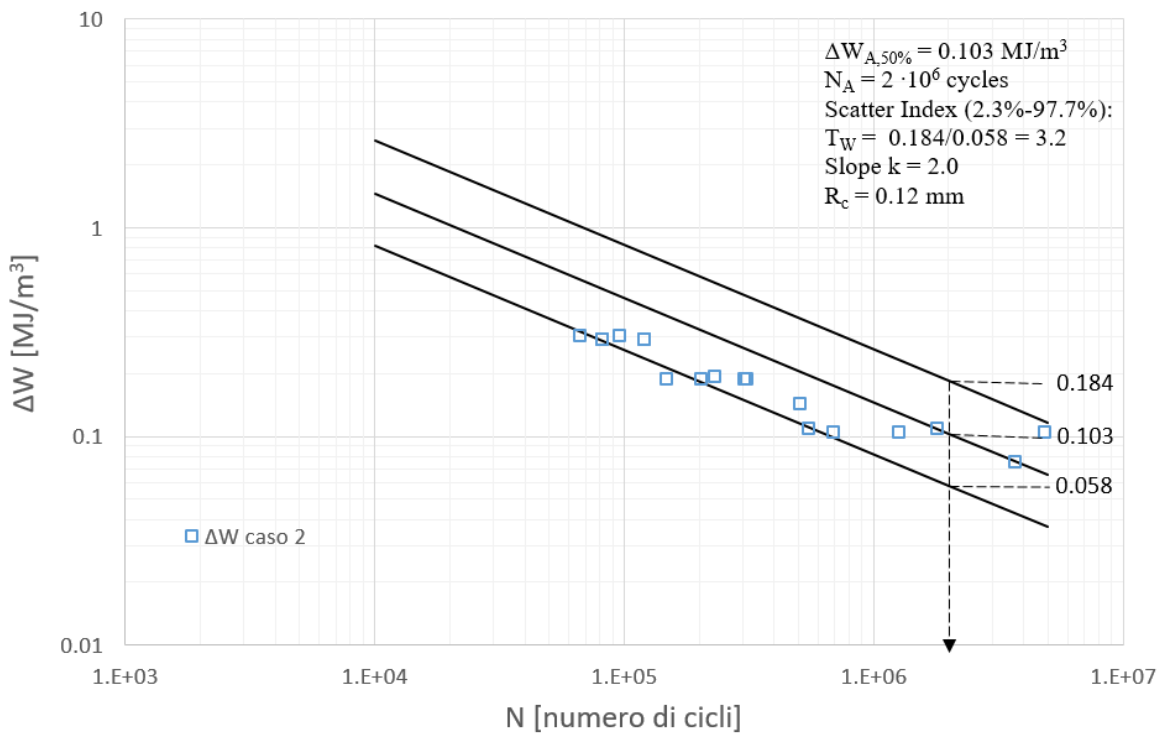


Figura 6.28 Confronto tra la banda di dispersione per il SED presente in letteratura per i giunti saldati in alluminio mediante saldatura ad arco elettrico [23] e i valori ottenuti per i giunti saldati FSW utilizzando lo schema di calcolo 2

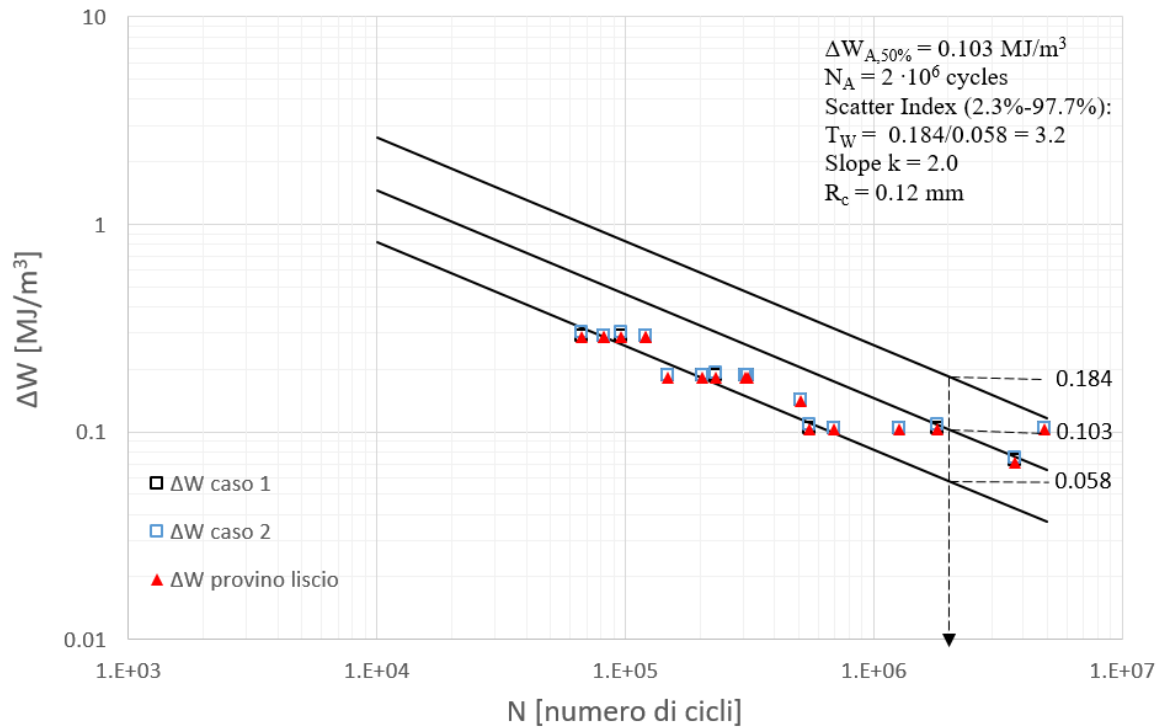


Figura 6.29 Confronto tra la banda di dispersione per il SED presente in letteratura per i giunti saldati in alluminio mediante saldatura ad arco elettrico [23] e i valori ottenuti per i giunti saldati FSW in ipotesi di provino liscio ed utilizzando gli schemi di calcolo 1 e 2

Osservando la Figura 6.29 si può notare che il valore del SED calcolato in ipotesi di provino liscio è simile ai valori del SED calcolati utilizzando la geometria approssimata del cordone di saldatura caso 1 e caso 2.

CAPITOLO 7

Analisi della superficie di frattura di fatica

7.1 Introduzione

Il processo di danneggiamento progressivo del componente per fatica è caratterizzato da tre fasi distinte:

1. Fase di innesco della cricca sotto l'azione dello sforzo ciclico. Questa fase solitamente è quella prevalente nella vita a fatica totale del componente;
2. Propagazione della cricca, riducendo la sezione resistente del componente sotto l'azione dello sforzo ciclo applicato, fino al valore critico;
3. Rottura finale del componente per sovraccarico, in quanto la sezione resistente residua del componente si è talmente ridotta, a causa della propagazione della cricca, da non poter più resistere al carico esterno applicato. Questa fase solitamente è quasi trascurabile nella vita a fatica totale del componente in quanto è caratterizzata da velocità di propagazione della cricca molto elevate (rottura di schianto del componente);

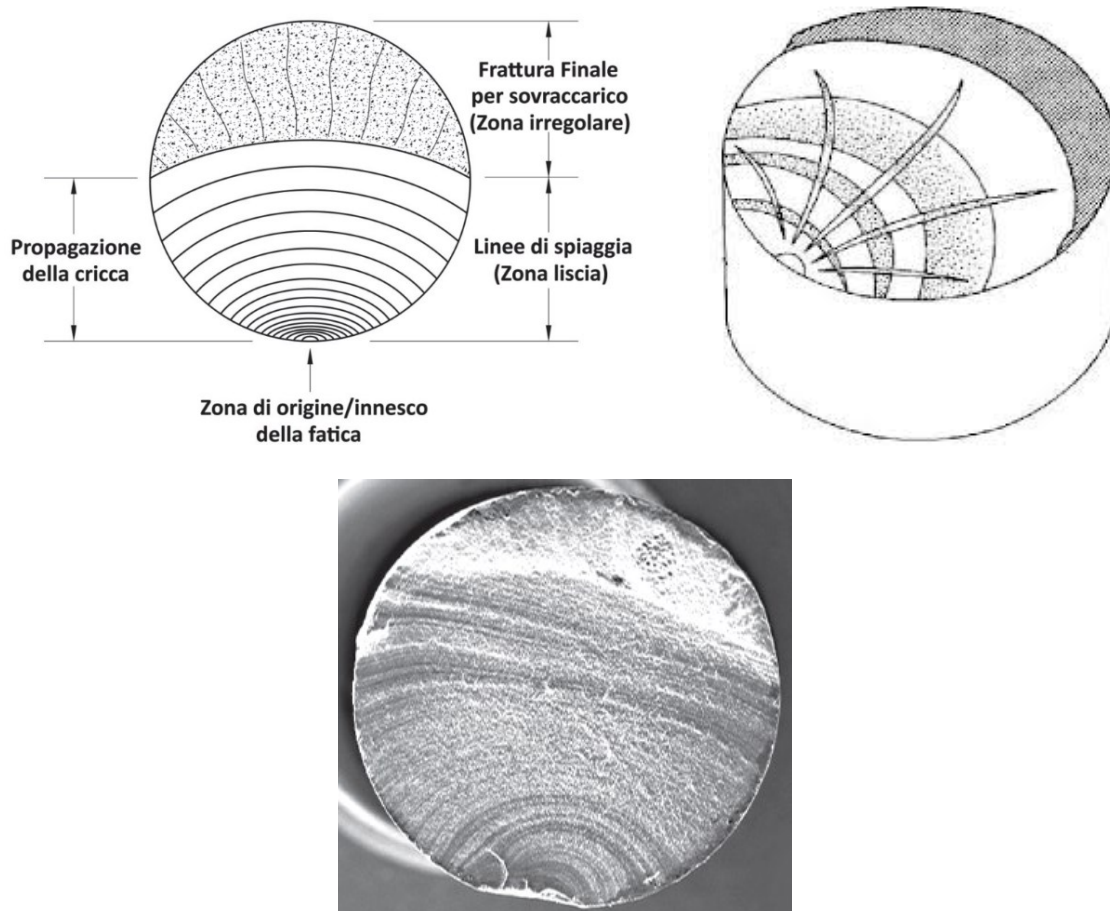


Figura 7.1 Rappresentazione schematica delle tre regioni caratterizzanti la superficie di frattura per fatica [32]

Quando un componente è sollecitato a fatica, il materiale subisce dei cambiamenti fisici che imprimono delle "impronte" sulla superficie di frattura. Dopo il cedimento del materiale, queste impronte forniscono importanti informazioni sulle modalità di rottura del componente.

In generale, la superficie di frattura di un componente rotto per fatica, macroscopicamente, è caratterizzata da due regioni distinte:

1. la regione di propagazione della cricca;
2. rottura finale per sovraccarico;

Nella zona di propagazione la superficie di frattura appare piana e lucida, mentre nella zona relativa alla rottura finale la superficie di frattura non è piana ed appare opaca.

Analizzando la regione di propagazione della cricca, se si considera un campione sottoposto ad una prova di fatica non interrotta fino alla rottura (mantenendo R , f e $\Delta\sigma = \text{cost.}$) non si notano particolari caratteristiche sulla superficie di frattura, mentre considerando un campione che ha subito interruzioni prolungate durante la prova di fatica molto spesso è possibile osservare delle linee concentriche che riconducono al punto di origine della cricca e ne permettono l'individuazione, linee di spiaggia o di arresto (beach marks or stop marks). La presenza delle linee di spiaggia, inoltre, è determinata dalla variazione del rapporto di ciclo, R , e/o dalla variazione della frequenza di prova, f , e/o dalla variazione dell'ampiezza della tensione applicata, σ_a , durante la prova di fatica al componente. Le linee di spiaggia sono quindi da ricondurre al funzionamento in esercizio del componente e sono visibili a occhio nudo. La presenza di linee di spiaggia permette, quindi, di riconoscere ed identificare la frattura come frattura per fatica, anche se la loro assenza non esclude questo tipo di danneggiamento.

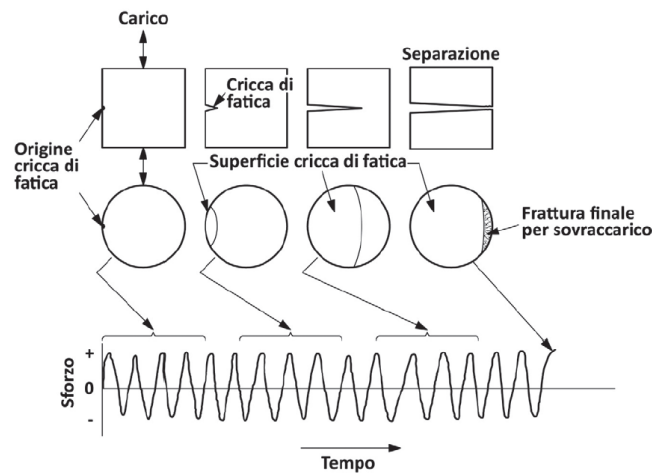


Figura 7.2 Schematizzazione della formazione di una superficie di frattura per fatica senza interruzione del ciclo di carico fino alla rottura finale del provino [32]

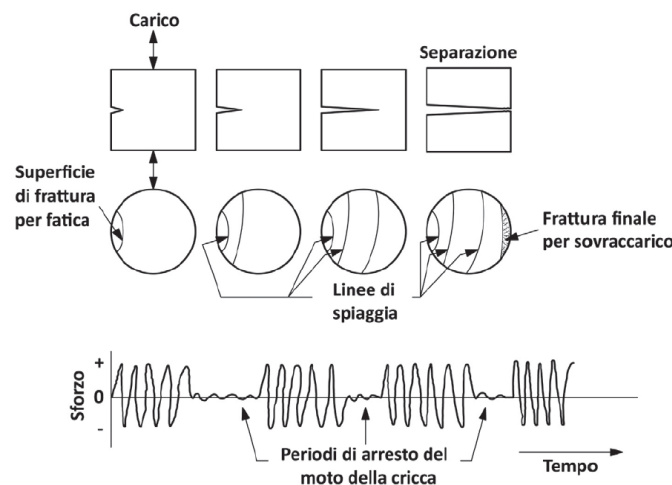


Figura 7.3 Schematizzazione della formazione di una superficie di frattura per fatica con interruzione del ciclo di carico durante la vita a fatica del provino [32]

Inoltre osservando la superficie di frattura è possibile riscontrare delle differenze tra la fatica ad alto e a basso numero di cicli. Solitamente per il caso ad alto numero di cicli la superficie di frattura nella regione di propagazione della cricca è liscia e la spaziatura tra le linee di spiaggia, se presenti, è ridotta ed uniforme. Invece per il caso a basso numero di cicli, la superficie di frattura nella regione di propagazione della cricca è più grossolana e la spaziatura tra le linee di spiaggia, se presenti, è elevata e non uniforme. Generalmente l'estensione della zona interessata dalle linee di spiaggia e dalla zona di frattura finale è legata al livello del carico nominale applicato. Se la sollecitazione nominale applicata è bassa la zona di propagazione sarà ampia, in quanto sono necessari numerosi cicli di carico prima che la cricca propaghi fino al suo valore critico, mentre quando la sollecitazione applicata è elevata l'ampiezza della zona di propagazione è ridotta, in quanto la cricca propaga poco prima di arrivare alla rottura finale del componente. Ne consegue che la zona della rottura finale aumenta la sua estensione all'aumentare della sollecitazione applicata.



Figura 7.4 Schema di una superficie di frattura per fatica al variare dell'entità del carico applicato [32]

Analizzando dal punto di vista microscopico lo sviluppo del processo di fatica è possibile individuare quattro fasi attraverso le quali si raggiunge il cedimento per fatica:

1. nucleazione di micro-cricche;
2. propagazione stabile di micro-cricche (Stadio I);
3. propagazione stabile di macro-cricche (Stadio II);
4. rottura finale (Stadio III);

La superficie libera (ossia la superficie esterna del componente) è solitamente la zona preferenziale per l'innesco di cricche per fatica. L'applicazione di sforzi alternati sul materiale provocano la formazione delle bande di scorrimento, slip band, che generano micro-estrusioni e/o micro-intrusioni sulla superficie del componente. Le linee di scorrimento si formano durante le prime migliaia di cicli di carico e rappresentano lo stato embrionale della cricca di fatica. Quando le bande di scorrimento producono micro-estrusioni e micro-intrusioni di dimensioni sufficientemente grandi si genera, in prossimità di quest'ultime, una concentrazione delle tensioni e quindi un punto di innesco della micro-cricca di fatica.

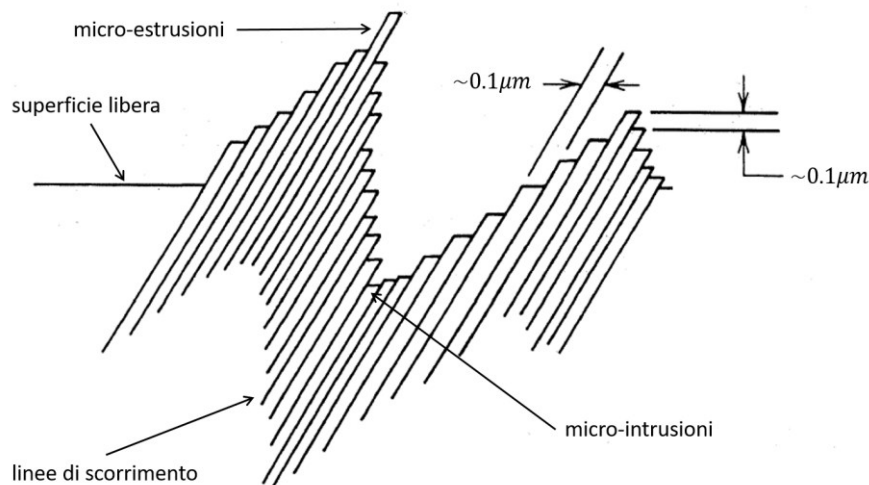


Figura 7.5 Schematizzazione micro-estrusioni e micro-intrusioni

Una volta nucleata, la micro-cricca tende a propagare inizialmente lungo una direzione inclinata di 45° rispetto alla direzione dello sforzo di trazione, ovvero lungo una linea di scorrimento. La velocità di propagazione nella zona di innesco è molto bassa. In questa fase la cricca non avanza con velocità costante ed uniforme. Dopo aver percorso una piccola distanza dalla superficie libera del componente (2 o 3 grani cristallini) il meccanismo di propagazione della cricca cambia e si passa allo Stadio II (propagazione macroscopica).

Lo Stadio II della propagazione della cricca di fatica inizia quando la cricca cambia direzione e segue quella perpendicolare al carico applicato, fino alla rottura per sovraccarico. La velocità di propagazione della cricca in questo stadio può essere stimata secondo la legge di Paris:

$$da/dN = C \cdot \Delta K^m$$

Dove

da/dN : velocità di propagazione della cricca

C, m : costanti in funzione del materiale

ΔK : range del fattore di intensificazione delle tensioni

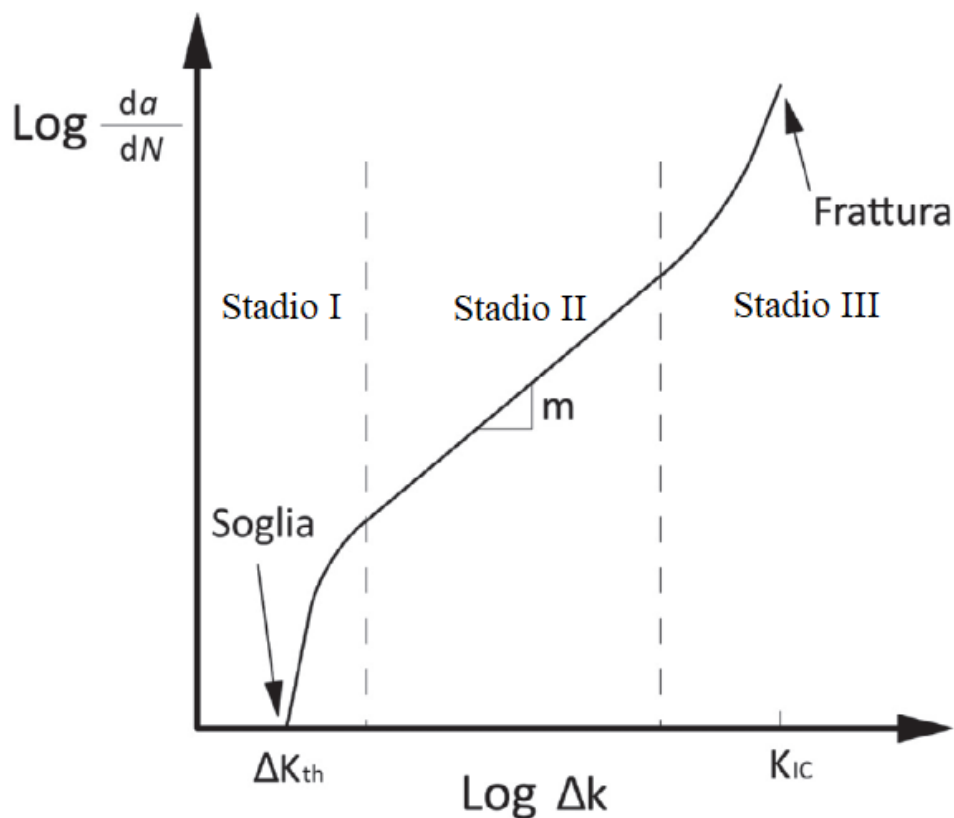


Figura 7.6 Rappresentazione grafica della legge di Paris [32]

Durante l'avanzamento della cricca, nello Stadio II, si ha la formazione delle striature, striations, sulla superficie di frattura. Le striature caratterizzano la superficie di frattura di fatica dal punto di vista microscopico. Esse evidenziano l'avanzamento della cricca dall'inizio dello stadio II fino alla rottura per sovraccarico e sono orientate perpendicolarmente rispetto alla direzione di propagazione della cricca.

La formazione di ogni singola striatura è il risultato della successiva apertura e chiusura dei fianchi della cricca per effetto dei cicli di carico a cui il componente è soggetto. Nonostante le striature siano la caratteristica più comune delle fratture per fatica su scala microscopica, si possono avere fratture per fatica che non mostrano striature. L'osservazione delle striature di fatica è possibile effettuarla solo attraverso il microscopio elettronico a scansione, SEM.

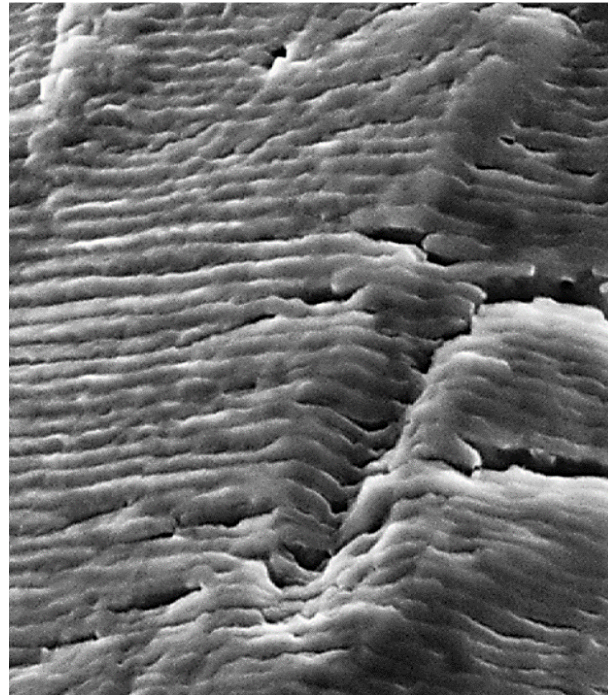


Figura 7.7 Esempio striations

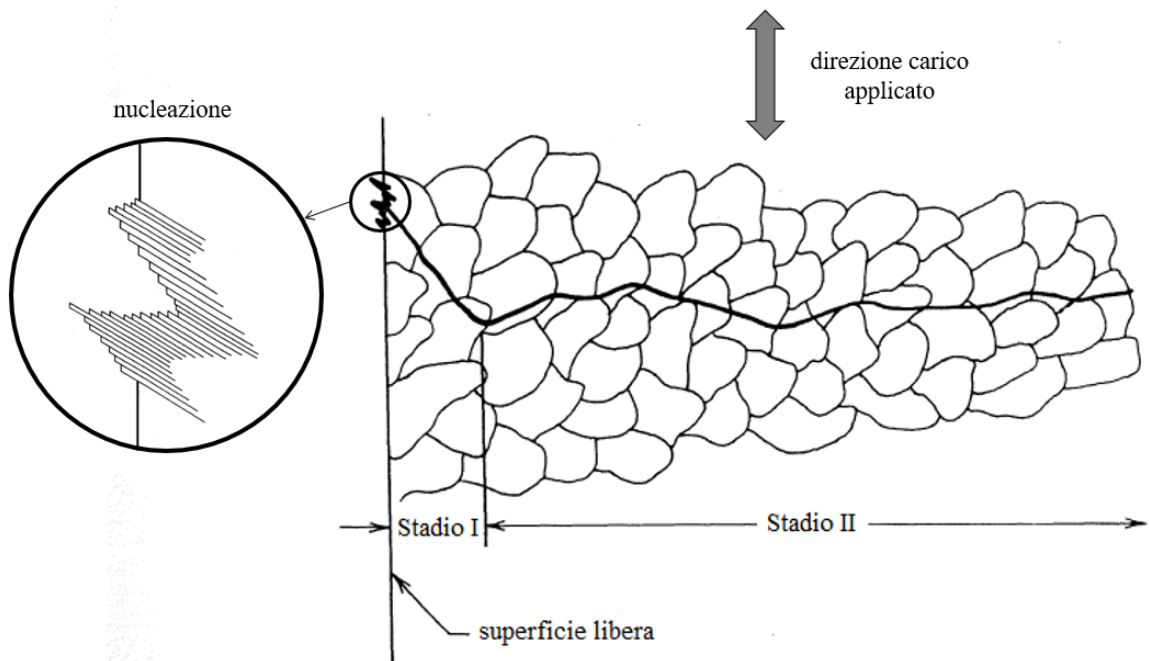


Figura 7.8 Schema riassuntivo delle prime tre fasi attraverso le quali si raggiunge il cedimento per fatica

Lo Stadio III corrisponde alla frattura finale per sovraccarico del componente. In tali condizioni la frattura avviene in modo improvviso e catastrofico, senza deformazione plastica. Solitamente la cricca nello Stadio III avanza, in modo discontinuo, oltre che sul piano normale alla direzione del carico anche su piani a 45° , sui quali talvolta si può avere una deformazione plastica localizzata. I meccanismi di frattura che possono realizzarsi in questo stadio sono la coalescenza di micro vuoti (rottura duttile) o il clivaggio (rottura fragile).

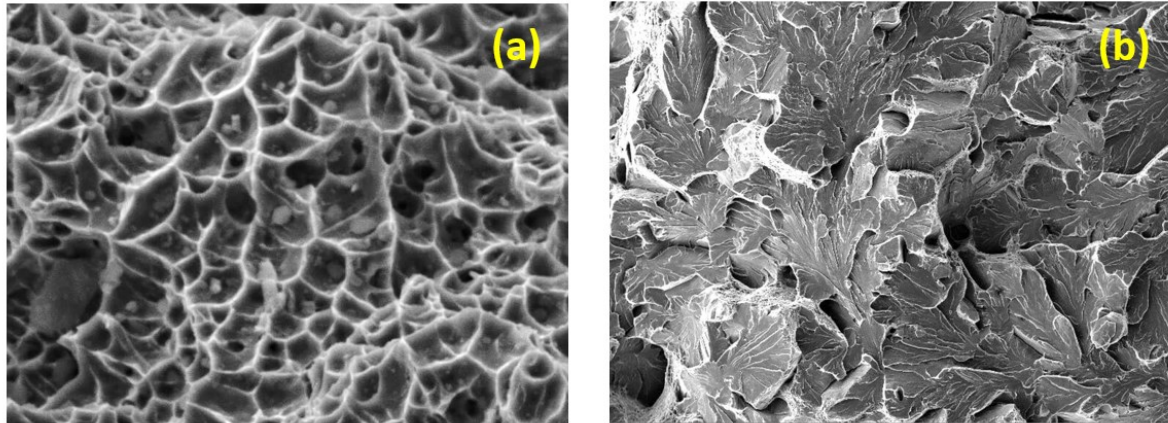


Figura 7.9 (a) Rottura finale per coalescenza di micro vuoti (b) Rottura finale per clivaggio

7.2 Analisi della superficie di frattura dei provini saldati tramite MIG e FSW

Sui giunti FSW GA3-F5 e MIG F2.5 è stata eseguita un'analisi tramite microscopio ottico per caratterizzare la superficie di frattura dal punto di vista macroscopico, un'analisi tramite SEM per caratterizzare la superficie di frattura dal punto di vista microscopico ed un'analisi metallografica per caratterizzare la microstruttura del materiale nella zona di saldatura, nella zona termicamente alterata e nel materiale base. L'analisi metallografica è stata eseguita dopo aver inglobato, lucidato ed attaccato chimicamente i provini utilizzando l'attacco chimico WECK.

- FSW GA3-F5

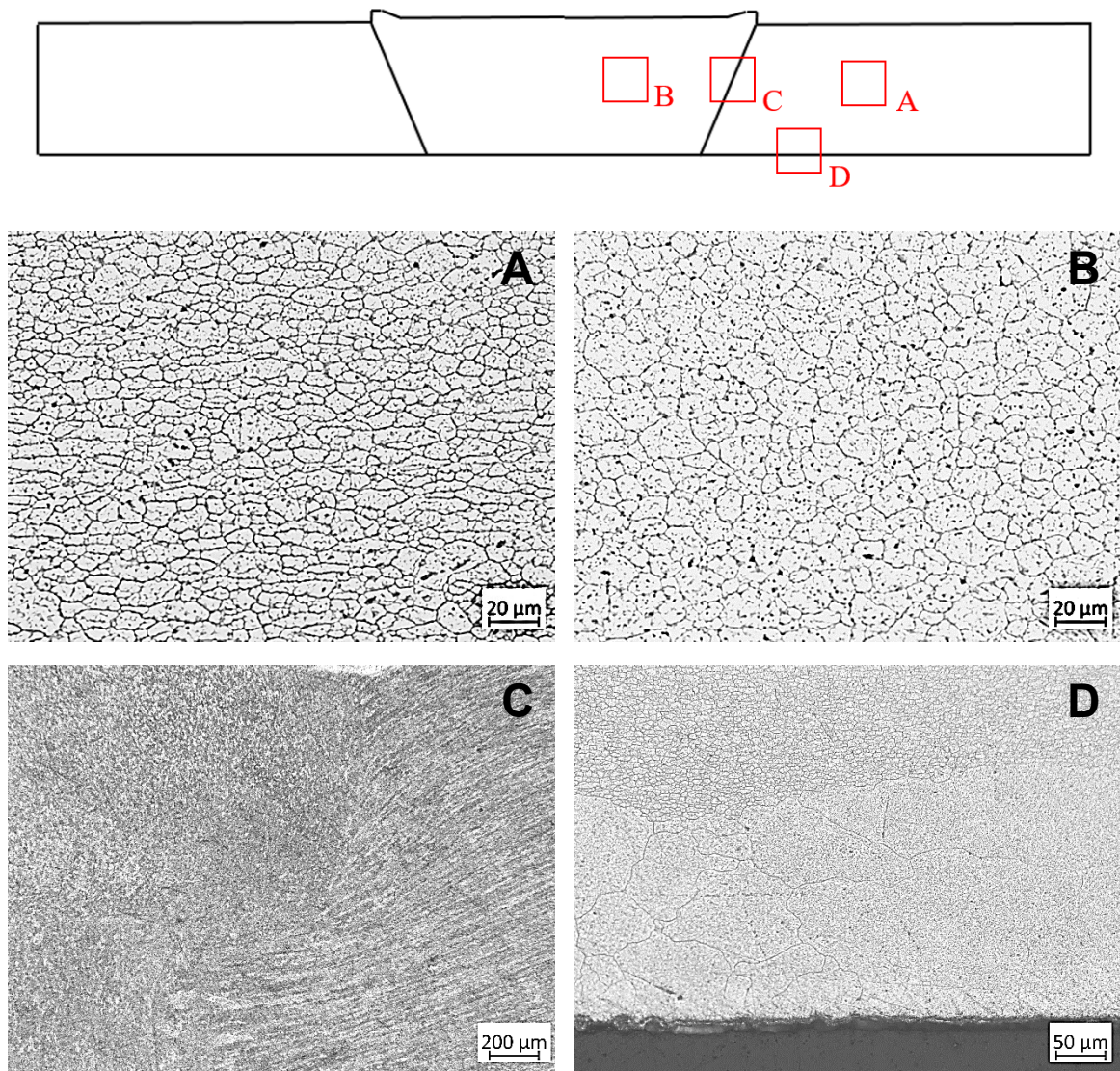


Figura 7.10 A) Microstruttura del materiale base, BM; B) Microstruttura all'interno del cordone di saldatura, SZ; C) Microstruttura di transizione all'interfaccia tra la zona termo-meccanicamente alterata, TMAZ, e la zona del cordone di saldatura, SZ; D) Variazione della microstruttura del materiale tra il cuore e la zona periferica

Dall'analisi metallografica si può notare che all'interno del cordone di saldatura, Figura 7.10-B, la microstruttura del materiale è caratterizzata da grani equiassici, mentre nel materiale base, Figura 7.10-A, i grani sono più piccoli e presentano una forma allungata. Inoltre nella Figura 7.10-D si può notare la differenza

tra la microstruttura del materiale presente nel “cuore” rispetto a quello presente nella “periferia” superiore ed inferiore del piatto saldato nella zona del materiale base.

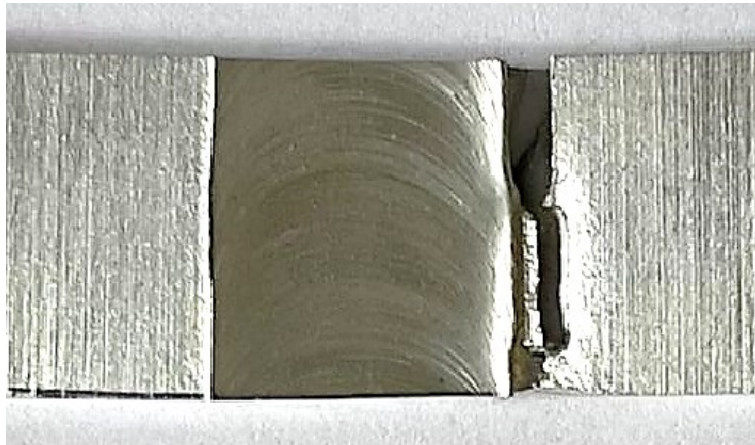
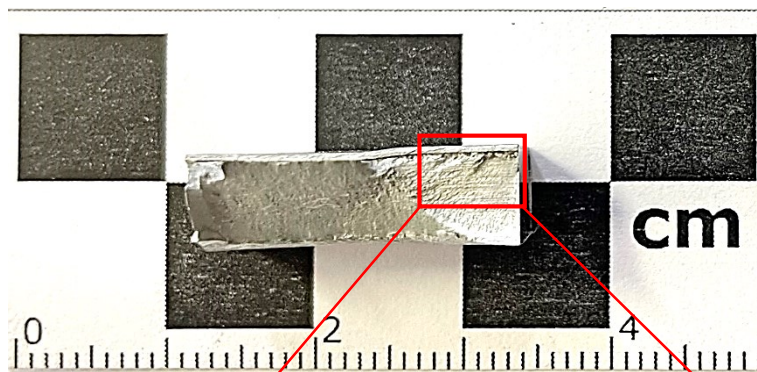


Figura 7.11 Rottura al piede cordone di saldatura



FSW GA3-F5
N = 204385 cicli
 $\Delta\sigma = 160$ MPa

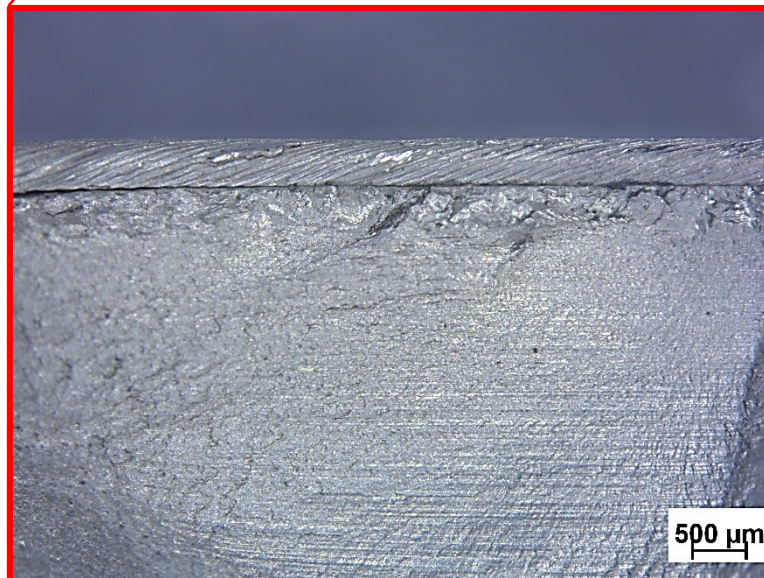


Figura 7.12 Superficie di rottura di fatica

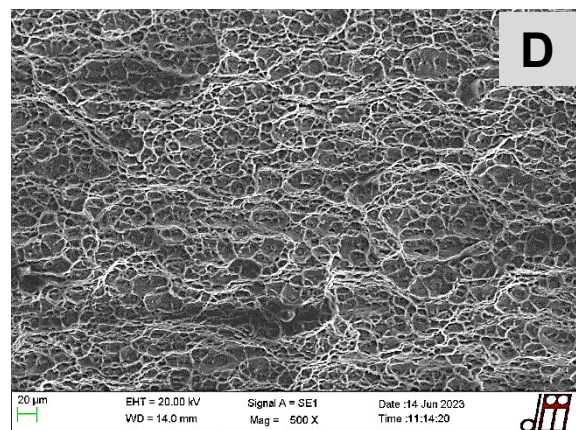
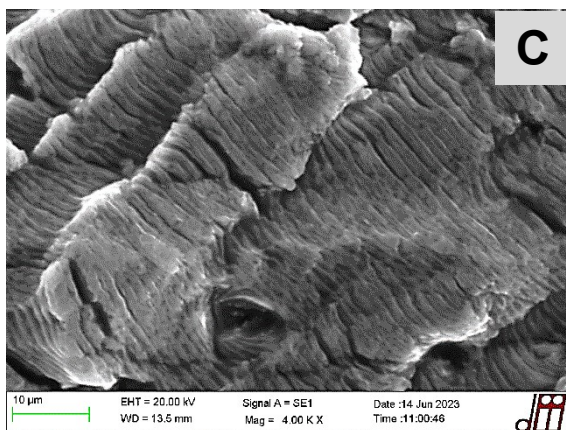
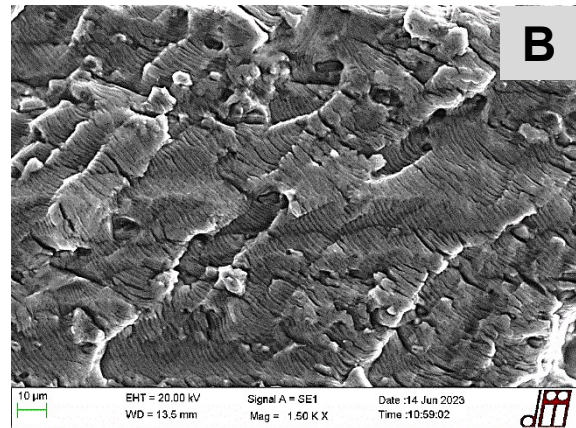
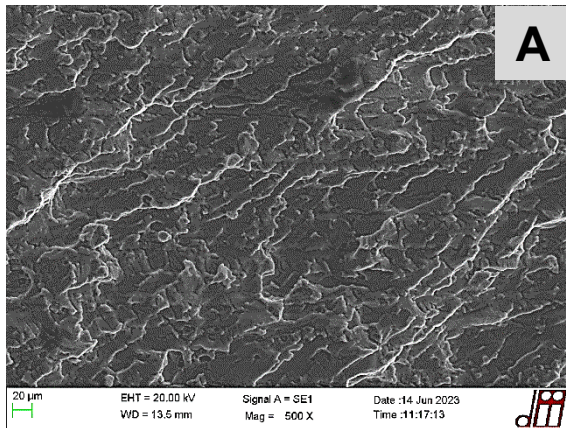
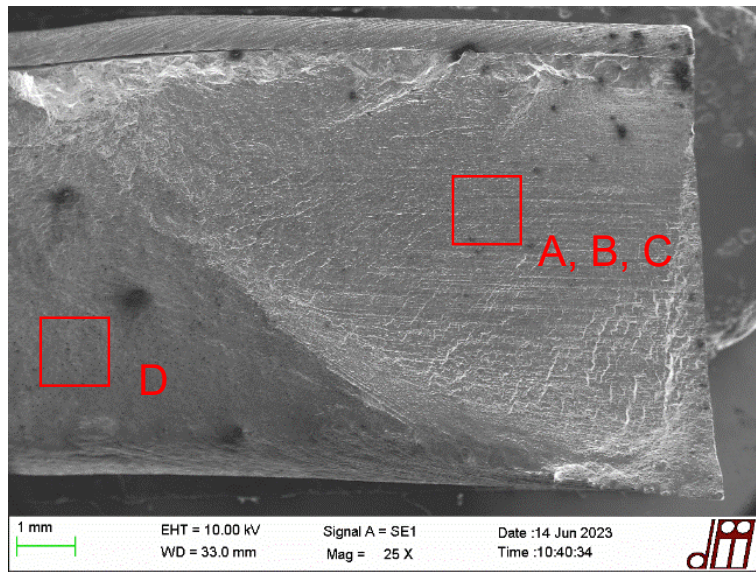


Figura 7.13 A) Zona di propagazione della cricca di fatica; B), C) Striations all'interno della zona di propagazione della cricca di fatica; D) Zona di frattura duttile, dimples

Attraverso l'analisi SEM è stato possibile osservare la superficie di frattura dal punto di vista microscopico e rilevare le Striations nella zona di propagazione della cricca di fatica, Figura 7.13-A-B-C, ed i Dimples nella zona di rottura finale del componente, Figura 7.13-D.

- MIG F2.5

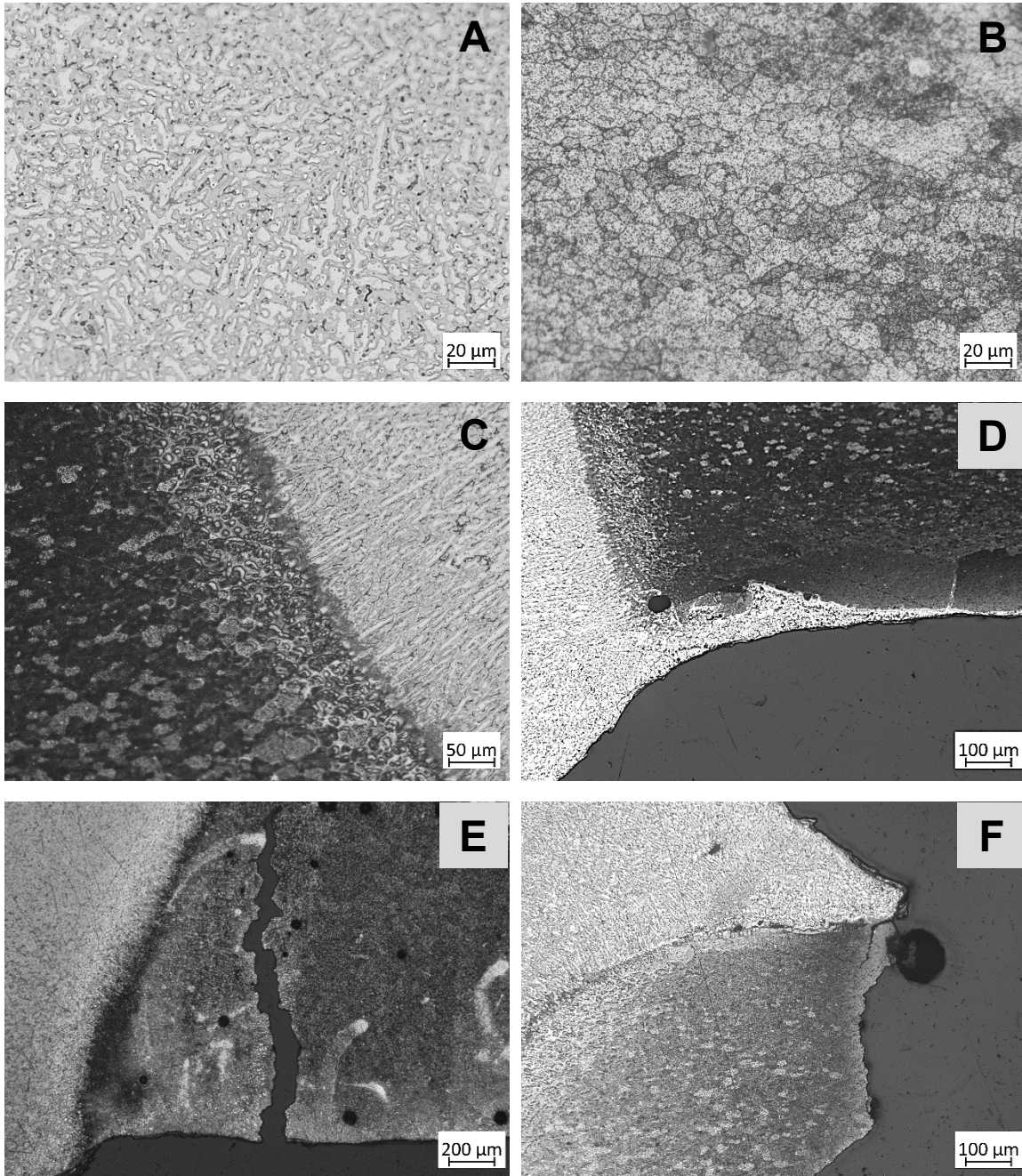
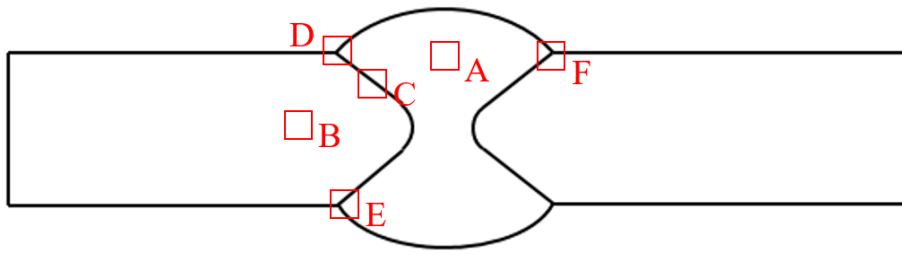


Figura 7.14 A) Microstruttura all'interno del cordone di saldatura, FZ; B) Microstruttura del materiale base, BM; C) Microstruttura di transizione all'interfaccia tra il materiale base, BM, e la zona del cordone di saldatura, FZ; D) Cold lap e variazione della microstruttura del materiale tra il cuore e la zona periferica; E) Cricca non propagata all'interno del cordone di saldatura; F) Punto di innesco della rottura di fatica al piede cordone della saldatura

Dall'analisi metallografica si può notare che all'interno del cordone di saldatura, Figura 7.14-A, la microstruttura del materiale è caratterizzata da una struttura dendritica, mentre nel materiale base, Figura 7.14-B, i grani presentano una forma allungata. Nella Figura 7.14-D si può notare la presenza di un cold lap e la differenza tra la microstruttura del materiale presente nel "cuore" rispetto a quello presente nella "periferia" superiore ed inferiore del piatto saldato nella zona del materiale base. Nella Figura 7.14-E si può notare la presenza di un undercut e di porosità all'interno della FZ che hanno causato la propagazione di una cricca. Nella Figura 7.14-F si può notare che l'innesco della cricca di fatica, che ha portato alla rottura il componente, è avvenuta al piede del cordone di saldatura.



Figura 7.15 Rottura al piede cordone di saldatura

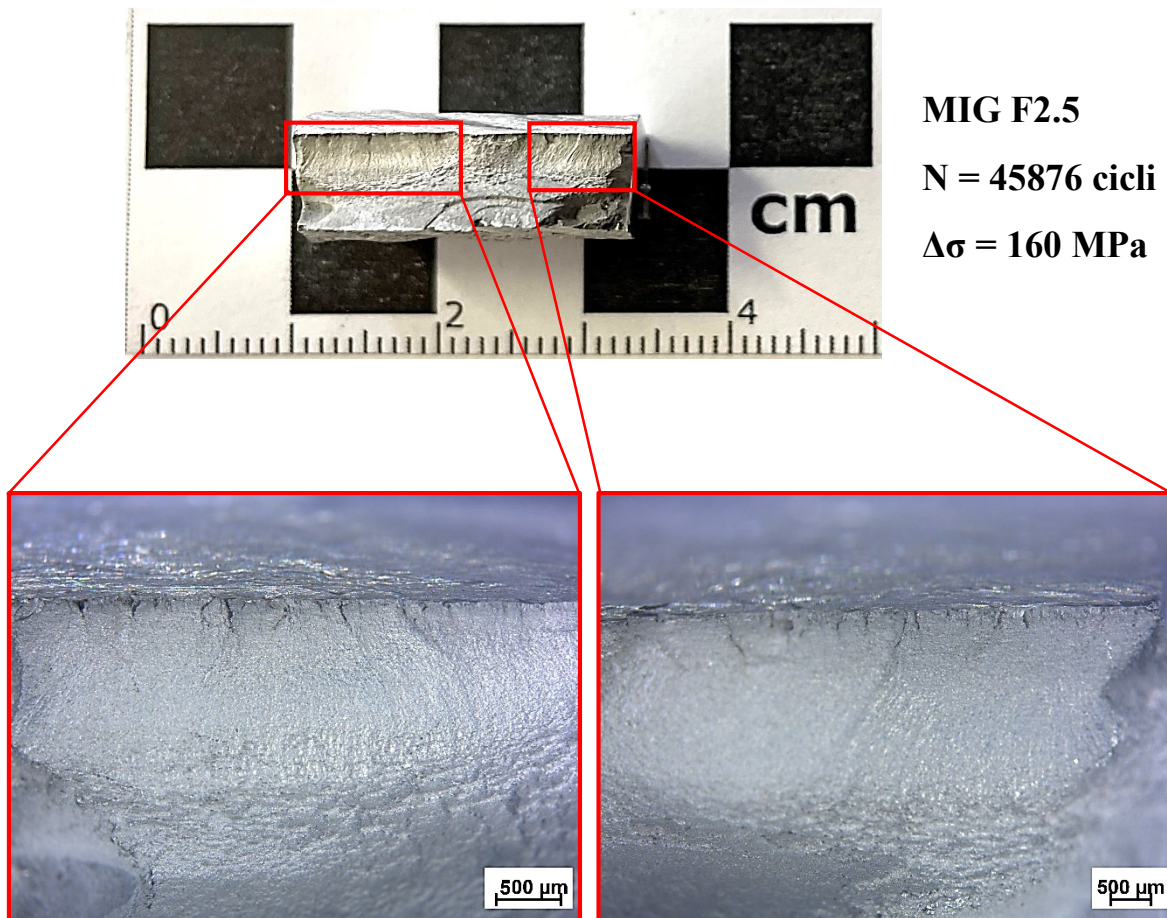


Figura 7.16 Superficie di rottura di fatica

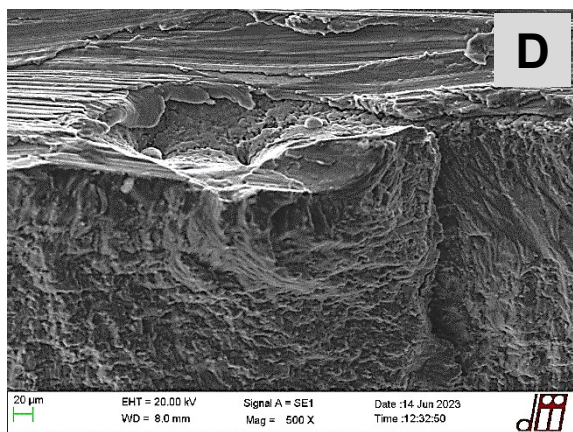
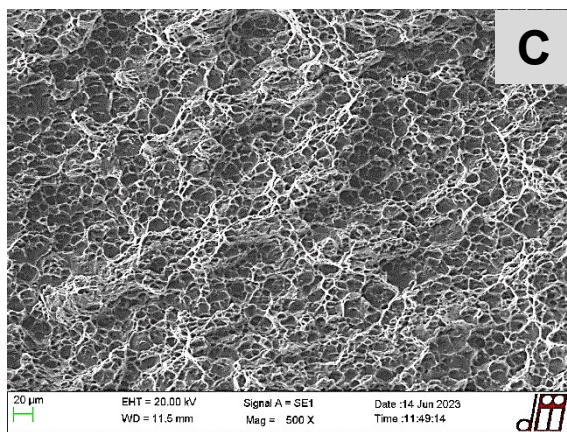
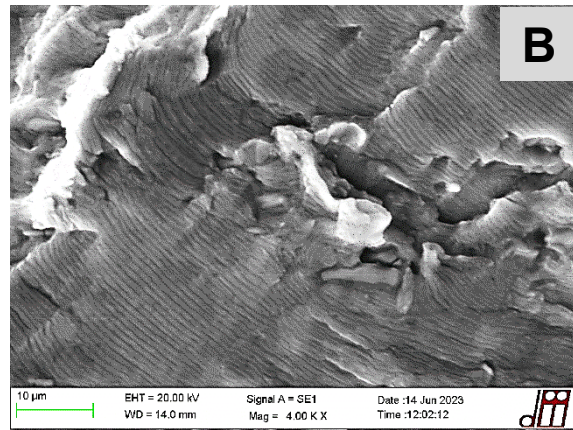
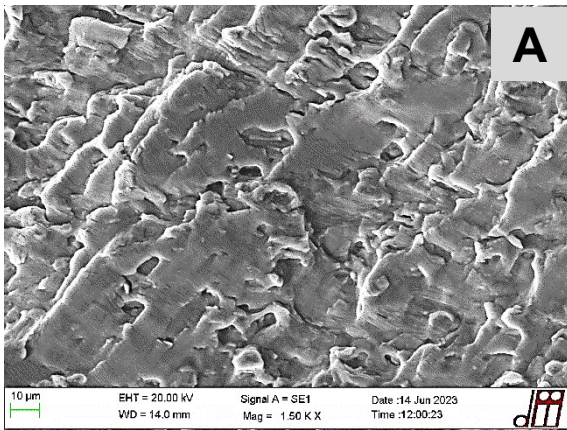
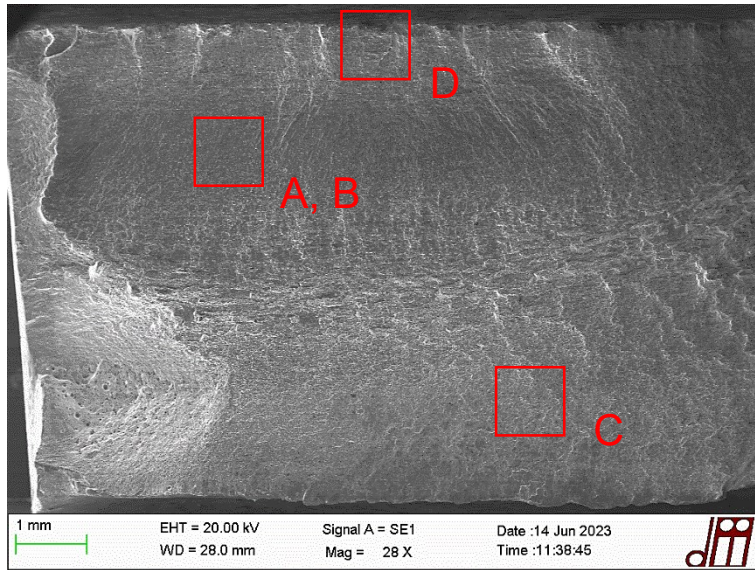


Figura 7.17 Analisi superficie di frattura sx; A) Zona di propagazione della cricca di fatica; B) Striations all'interno della zona di propagazione della cricca di fatica; C) Zona di frattura duttile, dimples; D) Punto di innesco cricca di fatica

Attraverso l'analisi SEM è stato possibile osservare la superficie di frattura dal punto di vista microscopico e rilevare le Striations nella zona di propagazione della cricca di fatica, Figura 7.17-A-B, i Dimples nella zona di rottura finale del componente, Figura 7.17-C ed uno dei punti di innesco della cricca di fatica, Figura 7.17-D.

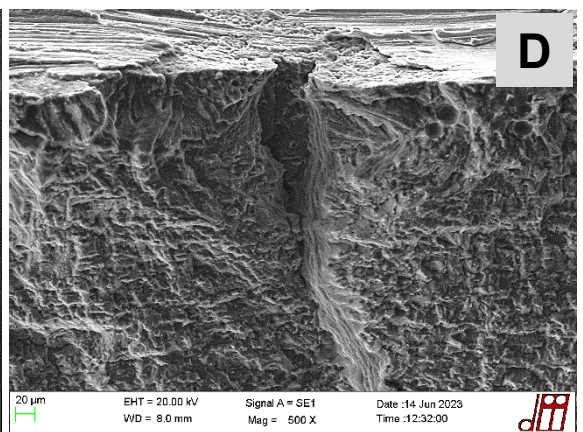
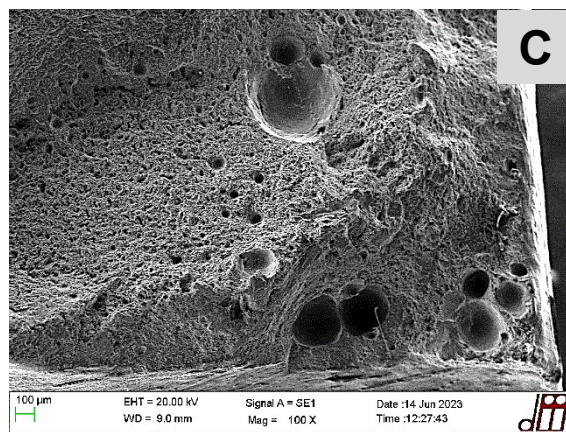
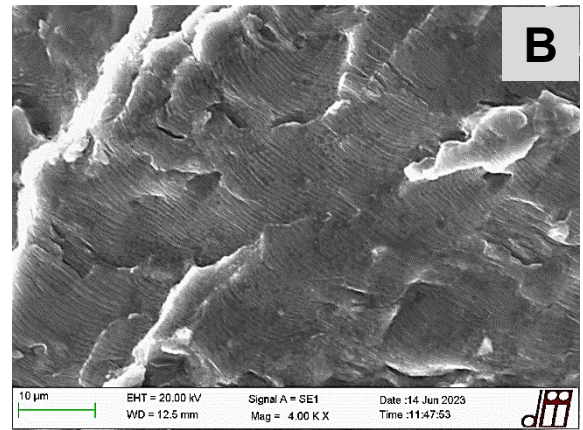
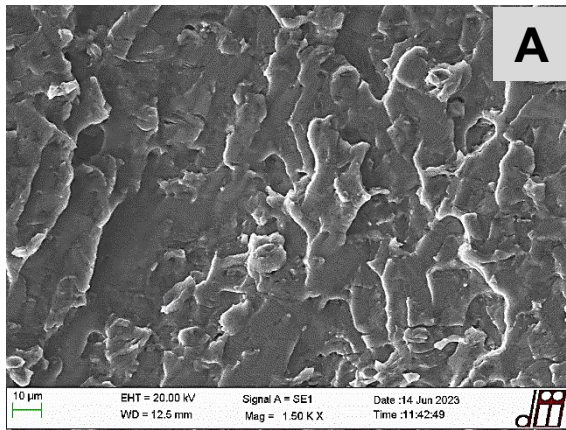
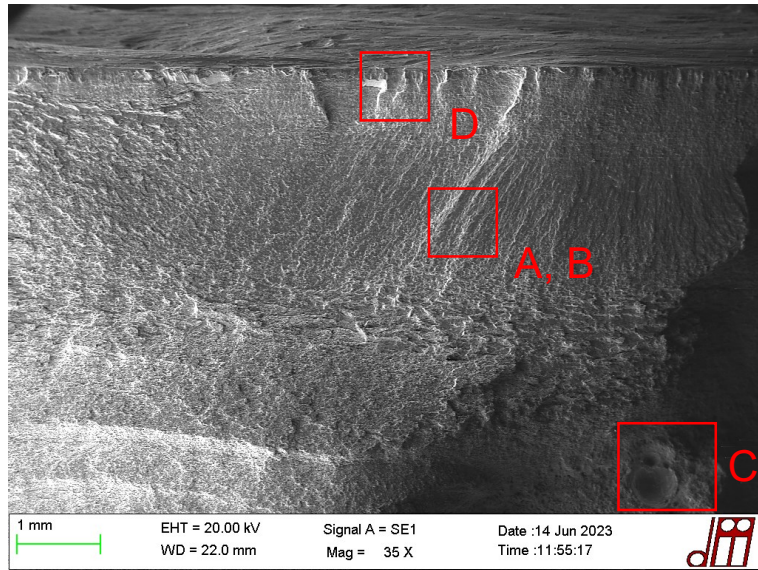


Figura 7.18 Analisi superficie di frattura dx; A) Zona di propagazione della cricca di fatica; B) Striations all'interno della zona di propagazione della cricca di fatica; C) Zona di frattura duttile, dimples, e porosità; D) Punto di innesco cricca di fatica

Attraverso l'analisi SEM è stato possibile osservare la superficie di frattura dal punto di vista microscopico e rilevare le Striations nella zona di propagazione della cricca di fatica, Figura 7.18-A-B, i Dimples nella zona di rottura finale del componente, Figura 7.18-C ed uno dei punti di innesco della cricca di fatica, Figura 7.18-D.

Di seguito si riportano le analisi effettuate su altri provini tramite il microscopio ottico:

- FSW GA1-F4

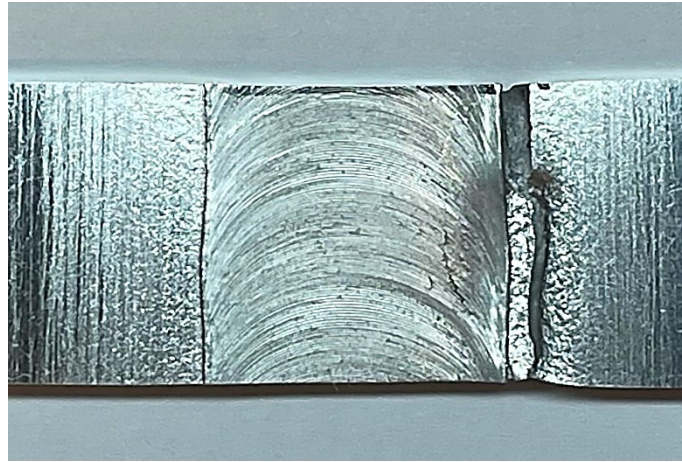


Figura 7.19 Rottura al piede cordone di saldatura

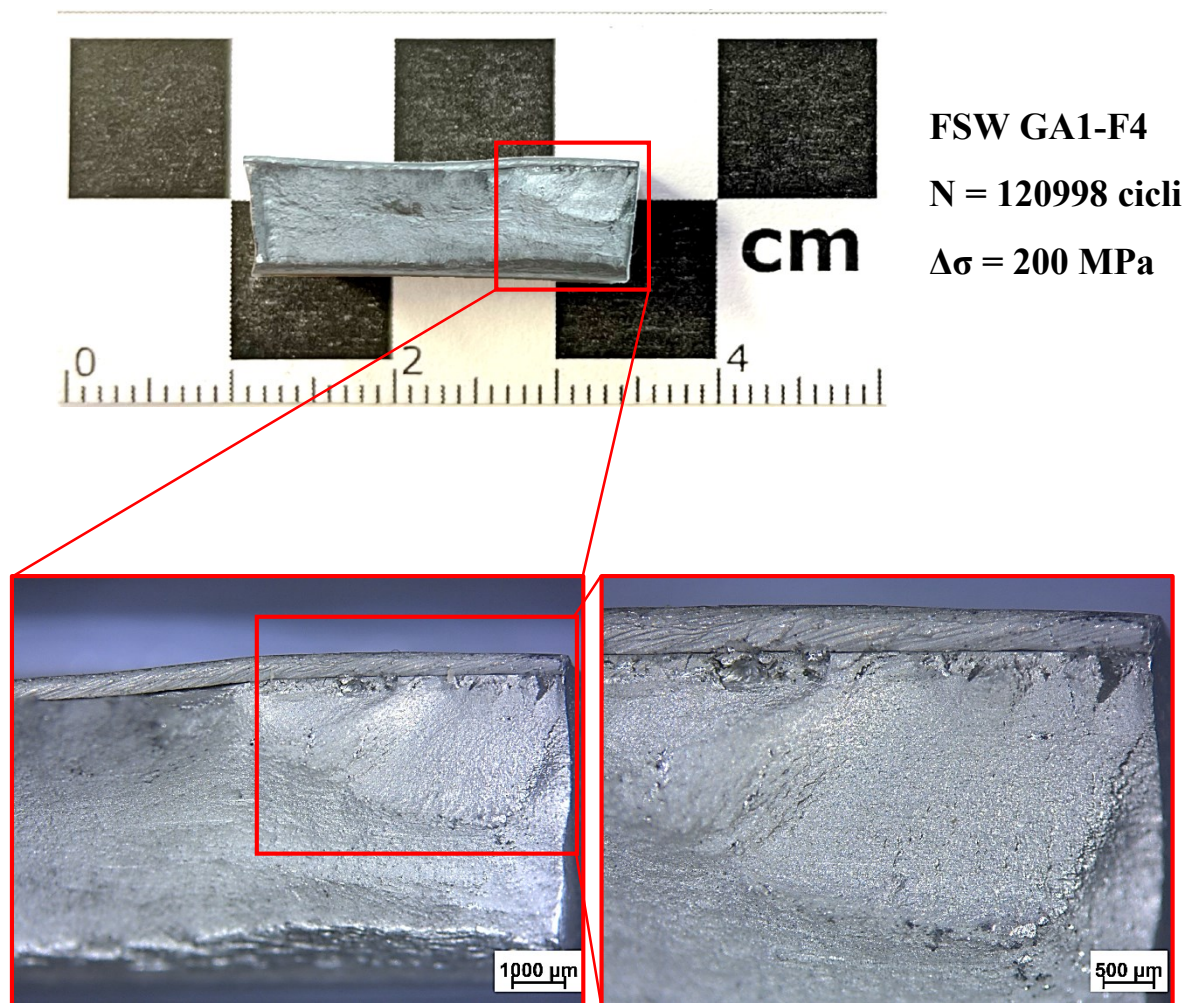


Figura 7.20 Superficie di rottura di fatica

- FSW GA3-F4

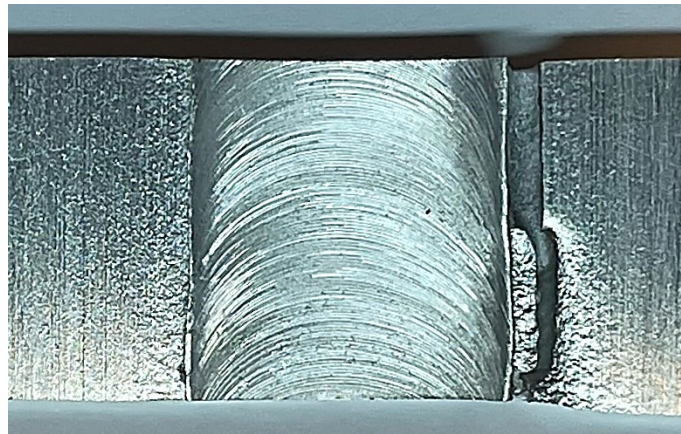
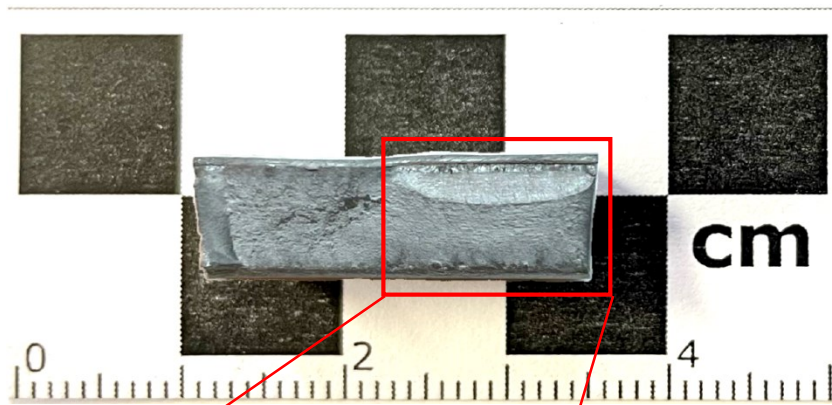


Figura 7.21 Rottura al piede cordone di saldatura



FSW GA3-F4
N = 81563 cicli
 $\Delta\sigma = 200$ MPa

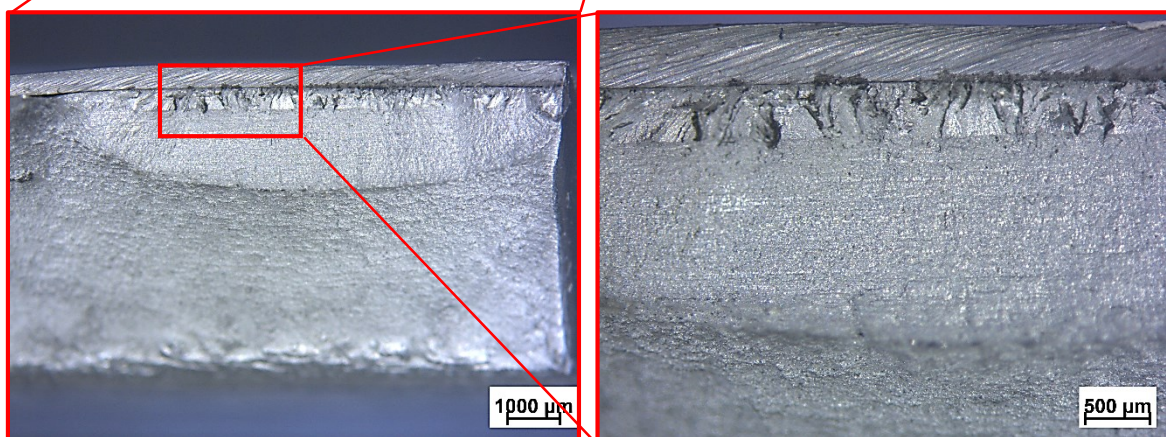


Figura 7.22 Superficie di rottura di fatica

CONCLUSIONI

Nella presente ricerca è stato analizzato il comportamento a fatica di giunti saldati testa a testa in alluminio riciclato aventi differenti percentuali di Fe, Cu e Zn, saldati tramite il processo di saldatura MIG e FSW, utilizzando approcci locali e globali.

In particolare per i giunti saldati tramite MIG, essendo affetti da un'elevata distorsione assiale ed angolare, sono state inizialmente condotte delle prove sperimentali per determinare la sollecitazione di flessione statica secondaria indotta nei provini durante l'afferraggio nella macchina di prova e la sollecitazione di flessione ciclica secondaria indotta durante l'applicazione del carico ciclo assiale. Comparando i risultati ottenuti sperimentalmente, del range di tensione secondaria di flessione agente sui provini, con quelli ottenuti attraverso le formule proposte in letteratura [1,30] si può affermare che le formule proposte in letterature sovrastimano, in vantaggio di sicurezza, il valore di $\Delta\sigma_{flex}$ agente sui provini. Tale discrepanza, tra i risultati sperimentali e analitici, può essere imputata al fatto che nelle prove sperimentali non viene rispettata l'ipotesi di vincoli ideali, i vincoli non sono infinitesimalmente rigidi, e l'ipotesi di comportamento lineare elastico del materiale imposte per determinare le formule analitiche.

Successivamente è stato analizzato il comportamento a fatica dei giunti saldati testa a testa ottenuti tramite il processo di saldatura MIG, rielaborando i dati sperimentali originariamente espressi in termini di tensione nominale, utilizzando gli approcci PSM e SED. Nei giunti saldati tramite MIG analizzati essendo presente un forte disallineamento assiale ed angolare, per determinare la tensione equivalente di picco, $\sigma_{eq,peak}$, sono state eseguite due analisi numeriche distinte, una a pura trazione e una a pura flessione, in modo tale da considerare il contributo del momento secondario di flessione causato dai disallineamenti presenti. I risultati ottenuti utilizzando il PSM mostrano un buon accordo tra i risultati sperimentali e la banda di dispersione presente in letteratura [22]. Analogamente a quanto svolto per la determinazione del PSM sono state eseguite inizialmente due analisi numeriche distinte, una a pura trazione e una a pura flessione, per determinare la densità dell'energia di deformazione mediata nel volume di controllo, SED. I risultati ottenuti però, non mostrano un buon accordo con la banda di dispersione presente in letteratura per il SED [23]. I risultati ottenuti eseguendo due analisi distinte, una sollecitando il giunto saldato a pura trazione e una a pura flessione, sottostimano il valore del SED in quanto non tengono in considerazione il contributo dell'energia di deformazione mista che si instaura tra la sollecitazione di flessione e di trazione. Per tener conto di tale contributo si è provveduto quindi ad eseguire un'unica analisi accoppiata, sottoponendo il giunto saldato ad una sollecitazione di pura trazione e di pura flessione. I risultati ottenuti mostrano un buon accordo tra i risultati sperimentali e la banda di dispersione presente in letteratura per il SED [23]. Infine i valori ottenuti utilizzando il SED, $\Delta\bar{W}_{axial+flex}$, sono stati confrontati con i valori ottenuti utilizzando il PSM, $\Delta\sigma_{eq,peak}$, utilizzando l'equazione (5.10). I valori ottenuti della $\Delta\sigma_{eq,peak,SED}$ sono simili, deviazione percentuale inferiore al 5%, ai valori ottenuti della $\Delta\sigma_{eq,peak}$ utilizzando la formulazione del PSM.

Successivamente è stato analizzato il comportamento a fatica dei giunti saldati testa a testa ottenuti tramite il processo di saldatura FSW. Inizialmente i dati sperimentali, espressi in termini di tensione nominale, sono stati confrontati con le curve di progettazione proposte in letteratura da Lomolino et al. e Maggiolini et al.. In seguito i dati sperimentali sono stati analizzati applicando l'approccio SED, calcolando prima sotto l'ipotesi di provino liscio (privo di effetto di intaglio) e successivamente modellando l'effetto d'intaglio al piede del cordone di saldatura il range della densità di energia di deformazione tramite un'analisi FEM in Ansys®. I valori del SED calcolati in ipotesi di provino liscio sono simili ai valori del SED calcolati modellando la geometria approssimata del cordone di saldatura, pertanto si può affermare che i giunti saldati tramite il processo di saldatura FSW hanno un comportamento simile ai giunti saldati testa a testa rasati. Questo implica che i giunti FSW si comportano come il materiale base "scottato" dal processo di saldatura. Infine si può notare che sia i giunti saldati tramite FSW sia i giunti saldati testa a testa rasati, saldati tramite saldatura ad arco, presentano una diversa pendenza rispetto alla banda di dispersione del SED [23] a bassi numeri di cicli. Tale fenomeno si verifica in quanto Lazzarin e Livieri [12] nel determinare la banda di dispersione per il SED non hanno considerato i giunti saldati testa a testa rasati, ma tali giunti sono stati considerati solo per determinare il raggio di controllo in condizione limite di fatica, $N_D = 5 \cdot 10^6$ cicli.

BIBLIOGRAFIA

- [1] Hobbacher AF. «Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components» IIW Collection. Springer International Publishing, 2016.
- [2] Eurocode 3: Design of steel structures – part 1–9: Fatigue, CEN, 2005.
- [3] Pedersen M. M., «Introduction to Metal Fatigue – Concepts and Engineering Approaches» Technical Report, 2018
- [4] Volvo. STD 181-0004 Weld classes and requirements, 2016.
- [5] Meneghetti G., Campagnolo A., «Progettazione a fatica di componenti meccanici indeboliti da intaglio a V a spigolo vivo-applicazione ai giunti saldati» Università degli studi di Padova, Corso di costruzione di macchine 2, 2017.
- [6] Williams M.L., «Stress singularities resulting from various boundary conditions in angular corners of plates in extension» *Journal of Applied Mechanics*, n. 19, pp. 526-528, 1952.
- [7] Gross, R. and Mendelson, A., «Plane elastostatic analysis of V-notched plates» *Int. J. Fract. Mech*, n. 8, pp. 267–276, 1972.
- [8] Lazzarin P., Tovo R., «A notch intensity factor approach to the stress analysis of welds» *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, n. 21, pp. 1089-1103, 1998.
- [9] Meneghetti G., Lazzarin P., «Significance of the elastic peak stress evaluated by FE analyses at the point of singularity of sharp V-notched components» *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, n. 30, pp. 95-106, 2006.
- [10] G. Meneghetti, A. Campagnolo, M. Avalle, D. Castagnetti, M. Colussi, P. Corigliano, M. De Agostinis, E. Dragoni, V. Fontanari, F. Frendo, L. Goglio, G. Marannano, G. Marulo, F. Moroni, A. Pantano, A. Rebora, A. Scattina, A. Spaggiari, B. Zuccarello, «Rapid evaluation of notch stress intensity factors using the peak stress method: comparison of commercial finite element codes for a range of mesh patterns» *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 2018.
- [11] Lazzarin P., Zambardi R., «A finite-volume-energy based approach to predict the static and fatigue behaviour of components with sharp V-shaped notches» *International Journal of Fracture*, n. 112, pp. 275-298, 2001.
- [12] Livieri P., Lazzarin P., «Fatigue strength of steel and aluminium welded joints based on generalised stress intensity factors and local strain energy values» *International Journal of Fracture*, n. 133, pp.247-276, 2005.
- [13] Berto F., Lazzarin P., «A review of the volume-based strain energy density approach applied to V notches and welded structures» *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, n. 52, pp. 183-194, 2009.
- [14] Lazzarin P., Berto F., Zappalorto M., «Rapid calculations of notch stress intensity factors based on averaged strain energy density from coarse meshes: Theoretical bases and applications» *Int. J. Fatigue*, n. 32, pp. 1559-1567, 2010.
- [15] Meneghetti G., Lazzarin P., «The peak stress method for fatigue strength assessment of welded joints with weld toe or weld root failures » *Weld World*, n. 55, pp. 22-29, 2011.
- [16] Meneghetti G. «The use of peak stresses for fatigue strength assessments of welded lap joints and cover plates with toe and root failures» *Eng Fract Mech*, n. 89, pp. 40–51, 2012.
- [17] Meneghetti G., Campagnolo A, «The peak stress method to assess the fatigue strength of welded joints using linear elastic finite element analyses » *Procedia Engineering*, n. 213, pp. 392-402, 2018.

- [18] Meneghetti G., Campagnolo A., «State-of-the-art review of peak stress method for fatigue strength assessment of welded joints» *Int J Fatigue*, 2020.
- [19] Visentin A., Campagnolo A, Meneghetti G., «Analytical expressions to estimate rapidly the notch stress intensity factors at V-notch tips using the peak stress method » *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 2022.
- [20] Nussbaumer A., Grigoriou V., «Round-Robin Study on local stress evaluation for fatigue by various FEM software» *IHW-doc. XIII-2650-16 rev-1*.
- [21] Eurocode 9: *Design of aluminium structures - Part 1-3: Structures susceptible to fatigue*. CEN; 2011.
- [22] Meneghetti G., Campagnolo A, Berto F. «Fatigue strength assessment of partial and full-penetration steel and aluminium butt-welded joints according to the peak stress method» *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, 2015.
- [24] Lomolino S., Tovo R., Dos Santos J., «On the fatigue behaviour and design curves of friction stir butt-welded Al alloys» *International Journal of Fatigue*, n.27, pp. 305-316, 2005.
- [25] Maggiolini E., Benasciutti D., Susmel L., Hattingh D.G., James M.N., Tovo R., «Friction stir welds in aluminium: Design S-N curves from statistical analysis of literature data» *Fatigue Fract Eng Mater Struct.*, n.41, pp. 2212-2230, 2018.
- [26] Quaresimin M., «Introduzione all'estensimetria applicata alla misura di deformazioni e carichi» *Università degli studi di Padova – Facoltà di ingegneria – Dipartimento di tecnica e gestione dei sistemi industriali*.
- [27] Ali A., An X., Rodopoulos C.A., Brown M.W., O'Hara P., Levers A., Gardiner S., «The effect of controlled shot peening on the fatigue behaviour of 2024-T3 aluminium friction stir welds» *Int. J. Fatigue*, n. 29, pp. 1531-1545, 2007.
- [28] Kainuma S., Katsuki H., Iwai I., Kumagai M., «Evaluation of fatigue strength of friction stir butt-welded aluminium alloy joints inclined to applied cyclic stress» *Int. J. Fatigue*, n. 30, pp. 870-876, 2008.
- [29] Catarina V., Virginia I., Pedro V., «Assessment of improvement techniques effect on fatigue behaviour of friction stir welded aerospace aluminium alloys» *Procedia Engineering*, n. 2, pp. 1605-1616, 2010.
- [30] Xing S., Dong P., «An analytical SCF solution method for joint misalignments and application in fatigue test data interpretation» *Marine Structures*, n. 50, pp. 143-161, 2016.
- [31] Berge S., Myhre H., «Fatigue strength of misaligned cruciform and butt joints» *Norwegian Maritime Research*, n. 5.1, pp. 29-39, 1977.
- [32] Boniardi M., Casaroli A., Tagliabue C., «Fenomeni di danneggiamento dei materiali metallici dovuto all'esercizio (Failure Analysis)» *Politecnico di Milano, Dipartimento di Meccanica*.