

UNIVERSITÀ
DEGLI STUDI
DI PADOVA

UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI PADOVA

Dipartimento di Ingegneria Industriale DII

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica

Stima di vita a fatica di giunti saldati in acciaio soggetti a
trattamento HFMI tramite l'applicazione del Peak Stress
Method

Relatore: Prof. Giovanni Meneghetti

Correlatore: Prof. Alberto Campagnolo

Prof. Martin Leitner (Graz University, Austria)

Leonardo Longo 2072607

Anno Accademico 2023/2024

Sommario

Nel presente lavoro, si andrà a studiare il comportamento a fatica di giunti saldati in acciaio trattati con HFMI sollecitati ad ampiezza di carico costante. Il trattamento HFMI è una lavorazione post saldatura, grazie alla quale si va a migliorare il comportamento a fatica del giunto saldato, le caratteristiche principali e lo studio di quali fattori che influenzano maggiormente una saldatura trattata (tensione di snervamento σ_y e rapporto di ciclo R), verranno approfonditi in seguito.

La lavorazione consiste nel martellamento ad altissima frequenza (mediamente 90 KHz) direttamente al piede cordone di saldatura. Lo strumento utilizzato può avere diversi principi di funzionamento; elettromeccanico o pneumatico per esempio, ma l'indentatore che andrà effettivamente a contatto con il materiale deve presentare una punta raccordata di raggio dell'ordine di 2 o 3 mm.

Il risultato quando svolto correttamente è un solco a piede cordone di raggio circa di 2 o 3 mm e profondità mediamente tra i 0.2 e 0.3 mm, comportando a il miglioramento della geometria, l'eliminazione di difetti nell'area interessata (come il sottosquadro) e l'introduzione di tensioni residue di compressione.

Lo studio è avvenuto andando a modellare i giunti saldati in acciaio trattati HFMI, dei quali si conosceva la geometria globale e locale ed applicandogli il *Peak Stress Method*, per geometria che presentano un raggio di raccordo $\rho \neq 0$.

Lo scopo di questa tesi è quello di calibrare nuove curve di progettazione a fatica ed eventualmente aggiornare quelle già esistenti, per giunti trattati HFMI per il Peak Stress Method, in funzione di range di tensione di snervamento e di rapporto di ciclo definite nella raccomandazioni IIW.

Il Capitolo 1 ha lo scopo di introdurre degli approcci di calcolo, per lo studio di giunti saldati, si andranno a distinguere in approcci globali, quale il metodo delle tensioni nominali, ed approcci locali tutti basati sulla teoria della meccanica della frattura lineare elastica, NSIF, SED e PSM.

Nel Capitolo 2 si raccolgono alcuni esempi applicativi per geometria 2D e 3D, degli approcci locali accennati al capitolo 1. Il capitolo è utile per comprendere al meglio il procedimento di applicazione di questi metodi e mostrare le differenze che possono esserci.

Il Capitolo 3 va a descrivere sinteticamente il trattamento HFMI, i vantaggi ed i limiti applicativi paragonati ad un giunto non trattato As Welded (AW). Vengono descritti con un maggiore dettaglio tutti quei parametri che vanno ad influenzare la resistenza a fatica e l'applicazione del Peak Stress Method (PSM) in questa categoria di giunto (con raggio di raccordo $\rho \neq 0$) sia per geometria 2D che 3D.

Nel Capitolo 4 si va a descrivere l'esperienza di laboratorio, svolta al fine di verificare se le tensioni secondarie indotte dai disallineamenti una volta afferrato il provino in macchina vadano a variare in funzione della forza applicata.

Il Capitolo 5 contiene la raccolta di tutti gli articoli analizzati, dove per ogni pubblicazione si ha una descrizione del giunto, si riportano i risultati delle prove sperimentali svolte ed i risultati delle analisi dov'è stato applicato il PSM.

Il Capitolo 6 va a raccogliere tutte le curve calibrate per giunti saldati in acciaio trattati con HFMI fino a questo momento calibrate, andando ad integrare eventuali nuovi dati analizzati su curve precedentemente tracciate. In più si vanno ad applicare le gradinate per approcci locali raccomandate della IIW al PSM.

Il Capitolo 7 è il capitolo conclusivo dove si mostra la possibile concordanza tra le curve di progettazione a fatica calibrate in questo e negli scorsi progetti di tesi e le curve tracciate applicando le raccomandazioni IIW sul PSM.

Ringraziamenti

Dedico questo spazio del mio elaborato per ringraziare le persone che mi hanno supportato nella realizzazione.

Come prima cosa vorrei ringraziare il Professor Giovanni Meneghetti dell'Università degli Studi di Padova, per avermi dato la possibilità di mettermi alla prova con questo lavoro di tesi.

Un grande ringraziamento al Professor Alberto Campagnolo, sempre molto disponibile e paziente durante lo svolgimento di questo lavoro.

Un doveroso ringraziamento a tutta la mia famiglia, genitori, fratelli, nonni, zii e cugini per avermi supportato e sopportato in questi venticinque anni.

Ringrazio anche tutti gli amici del paese e dell'università che mi hanno accompagnato in questo percorso.

Indice

1	Approcci per la progettazione a fatica di giunti saldati	1
1.1	Approcci globali	1
1.1.1	approccio delle tensioni nominali	1
1.2	Approcci locali	3
1.2.1	Notch stress intensity factor (N-SIF) approach	4
1.2.2	Strain energy density (SED) approach	7
1.2.3	Peak stress method (PSM) approach	8
2	Applicazione degli approcci locali su giunti saldati	16
2.1	Analisi delle geometrie bidimensionali	17
2.1.1	Maddox 1987, provino serie 1	17
2.1.2	Gurney 1991, provino serie 12	18
2.1.3	Gurney 1991, provino serie 16	20
2.1.4	Gurney 1997, provino serie 23	21
2.1.5	Applicazione dell'approccio delle tensioni nominali	23
2.2	Determinazione analitica dell'NSIF con il software ANSYS®APDL	23
2.2.1	Risultati dell'NSIF	29
2.3	Applicazione dell'approccio SED	31
2.3.1	Determinazione del SED con il software ANSYS®APDL	31
2.3.2	Risultati SED	33
2.4	Applicazione del Peak Stress Method (PSM) con il software ANSYS®APDL	35
2.4.1	costruzione del modello	35
2.4.2	Risultati del PSM	36
2.5	Analisi della geometria tridimensionale	38
2.5.1	Modellazione del giunto Gandhi con il software ANSYS®APDL	38
2.5.2	Applicazione del PSM con elementi brick ad 8 nodi (SOLID185)	40
2.5.3	Analisi dei risultati del PSM con elementi Brick ad 8 nodi (SOLID 185)	44
2.5.4	Applicazione del PSM con elementi tetraedrici a 4 nodi (SOLID 285)	47
2.5.5	Applicazione del PSM con elementi Tetraedrici a 10 nodi (SOLID187)	48
2.5.6	Confronto dei risultati ottenuti con i vari elemnti	50
2.6	Approfondimento e rianalisi della geometria tridimensionale	51
2.6.1	Utilizzo di $\Delta\sigma_{11}$ per il calcolo della tensione equivalente di picco	53

3	Trattamento post saldatura: High Frequency Mechanical Impact (HFMI)	56
3.1	High Frequency Mechanical Impact (HFMI)	57
3.2	Progettazione a fatica di un giunto trattato HFMI tramite l'Approccio in Tensione Nominale	60
3.2.1	Effetto di forma	60
3.2.2	Effetto del carico applicato	61
3.2.3	Effetto della resistenza dell'acciaio	61
3.2.4	Effetto del rapporto di ciclo (R)	62
3.2.5	Effetto dell'ampiezza di carico variabile	63
3.2.6	Curve S-N per l'approccio delle tensioni nominali	63
3.3	Approccio SED per intagli con raggio di raccordo $\rho > 0$	66
3.4	Applicazione del Peak Stress Method (PSM) a giunti trattati HFMI	68
3.4.1	Analisi in ANSYS® Mechanical APDL di giunti trattati HFMI	69
4	Prove sperimentali	79
4.1	Il giunto testa a testa	79
4.2	Analisi agli Elementi Finiti	80
4.2.1	I dati sperimentali forniti	80
4.2.2	Analisi agli elementi finiti precedenti	82
4.2.3	Costruzione di nuovi modelli e conseguenti analisi FEM	84
4.3	Prova sperimentale: Rampe Statiche	87
4.3.1	Misurazione dei disallineamenti	87
4.3.2	Posizionamento degli estensimetri	91
4.3.3	Rampe Statiche	97
5	Valutazione della resistenza a fatica tramite Peak Stress Method (PSM) di giunti trattati HFMI	102
5.1	Dimensioni medie da adottare	102
5.2	Articoli analizzati contenenti giunti trattati HFMI	103
5.3	Studio dei giunti Trasversali	106
5.3.1	Giunto trasversale a singolo irrigidimento (B. Fustar et al. 2022)	106
5.3.2	Giunto trasversale a doppio irrigidimento (A. Ahola et al. 2019)	108
5.3.3	Giunto trasversale a doppio irrigidimento (Antti Ahola et al. 2019)	110
5.3.4	Giunto trasversale a singolo irrigidimento (A. Galtier et al. 2003)	112
5.3.5	Giunto trasversale a singolo irrigidimento (D. Loschner et al. (2023))	116
5.3.6	Giunto trasversale a singolo irrigidimento (E. S. Statnikov et al. (2000))	119
5.3.7	Giunto trasversale a doppio irrigidimento (H. C. Yildirim et al. (2020))	122
5.3.8	Giunto trasversale a doppio irrigidimento (H. Polezhayeva et al. (2015))	125
5.3.9	Giunto trasversale a doppio irrigidimento (I. Toshiaki et al. (2016))	127
5.3.10	Giunto trasversale a doppio irrigidimento (J. Schubnell et al. (2023))	132

5.3.11	Giunto trasversale a doppio irrigidimento (K. Ghahremani et al. (2015))	137
5.3.12	Giunto trasversale a singolo irrigidimento (L. Wendler et al. (2023))	139
5.3.13	Giunto trasversale a singolo irrigidimento (M. Leitner et al. (2015))	144
5.3.14	Giunto trasversale a singolo irrigidimento (M.M. Pedersen et al. (2009))	147
5.3.15	Giunto trasversale a singolo irrigidimento (M. Ottersbock et al. (2015))	150
5.3.16	Giunto trasversale a doppio irrigidimento (R. Alden et al. (2020))	154
5.3.17	Giunto trasversale a doppio irrigidimento (R. Tehrani Yekta et al. (2013))	158
5.3.18	Giunto trasversale a doppio irrigidimento (S.H. Han et al. (2009))	160
5.3.19	Giunto trasversale a doppio irrigidimento (S. Tsumura et al. (2023))	162
5.3.20	Giunto trasversale a doppio irrigidimento (T. Bjork et al. (2017))	168
5.3.21	Giunto trasversale a singolo irrigidimento (V.I. Trufiakov et al. (1998))	170
5.3.22	Giunto trasversale a doppio irrigidimento (V. Knysh et al. (2021))	172
5.3.23	Giunto trasversale a doppio irrigidimento (Y. Kudryavtsev et al. (2005))	175
5.3.24	Giunto trasversale a singolo irrigidimento (P. Shams-Hakimi et al. (2018))	177
5.3.25	Giunto trasversale a doppio irrigidimento (T. Okawa et al. (2013))	185
5.4	Studio di giunti Testa a Testa	187
5.4.1	Giunto Testa a Testa (J. Schubnell et al. (2018))	187
5.4.2	Giunto Testa a Testa (M.J. Ottersbock et al. (2017))	190
5.5	Studio di giunti Longitudinali	192
5.5.1	Giunto Longitudinale a singolo irrigidimento (B. Fustar et al. (2022))	193
5.5.2	Giunto Longitudinale a singolo irrigidimento (B. Fustar et al. (2024))	195
5.5.3	Giunto Longitudinale a singolo irrigidimento (M. leitner et al. (2013))	197
5.5.4	Giunto Longitudinale a singolo irrigidimento (M. leitner et al. (2016))	201
5.6	Studio di giunti di geometrie non convenzionali	204
5.6.1	Giunto Saldato di geometria non convenzionale (T. Stenberg et al. (2024))	204

6 Arricchimento delle curve di progettazione a fatica per il PSM, per giunti saldati trattati HFMI precedentemente calibrate **207**

6.1	Curve di progettazione a fatica per il PSM per giunti saldati HFMI	207
6.1.1	Applicazione della raccomandazioni IIW al PSM	207
6.2	Curve di Progettazione per il PSM per giunti trattati HFMI	209
6.2.1	Curve di fatica per giunti saldati trattati HFMI con tensione di snervamento $f_y < 355$	210
6.2.2	Curve di fatica per giunti saldati trattati HFMI con tensione di snervamento $355 \leq f_y < 550$	211
6.2.3	Curve di fatica per giunti saldati trattati HFMI con tensione di snervamento $550 \leq f_y < 750$	214
6.2.4	Curve di fatica per giunti saldati trattati HFMI con tensione di snervamento $750 \leq f_y < 950$	216
6.2.5	Curve di fatica per giunti saldati trattati HFMI con tensione di snervamento $950 \leq f_y$	219

7 Conclusioni e Aggiornamento Classi di resistenza a fatica per giunti trattati HFMI per il PSM	221
7.1 Sviluppi Futuri	224
Appendice A	i
Appendice C	v
Bibliografia	vii

CAPITOLO 1

Approcci per la progettazione a fatica di giunti saldati

Con questo capitolo si vogliono descrivere, i metodi globali e locali che in questa tesi verranno adottati, per lo studio della resistenza a fatica di giunti saldati in acciaio trattati con la tecnica della *High Frequency Mechanical Impact (HFMI)*.

1.1 Approcci globali

Nel seguente paragrafo verrà descritto sinteticamente il metodo delle tensioni nominali per il quale si fa riferimento alle IIW recommendation [1] e sul quale si basa la normativa presente per il settore delle costruzioni in acciaio, l'Eurocodice 3 [3].

1.1.1 approccio delle tensioni nominali

Il metodo delle Tensioni Nominali è uno se non il più comune metodo per la valutazione della resistenza a fatica per giunti saldati e strutture in acciaio.

Questo è basato sul calcolo delle tensioni Nominali in corrispondenza di una sezione, purché in corrispondenza di questa o nelle sue prossimità non siano presenti dei concentratori di tensione quali le saldature.

Si va a definire la resistenza a fatica di giunti saldati tramite diverse curve di progettazione a doppio logaritmiche S-N, dove:

- S rappresenta il range di tensione nominale $\Delta\sigma_{nom}$.
- N è il numero di cicli ai quali si ha la rottura del componente.

Le raccomandazioni IIW [cit.] costruiscono le curve S-N tramite l'equazione:

$$N = \frac{C}{\Delta\sigma^m} \quad (1.1)$$

Dove m è la pendenza della curva, la quale può variare in funzione dell'intervallo di vita a fatica, C è una costante.

Nella maggioranza dei casi, i dettagli strutturali sono verificati in base al massimo range di tensione principale ($\Delta\sigma_{11}$) calcolata nella sezione dove potenzialmente si avrà la rottura. Sono presenti indicazioni per la verifica di strutture sottoposte a carichi di taglio, basati sul massimo range di tensione di taglio principale ($\Delta\tau_{11}$).

Generalmente, quando il dettaglio costruttivo studiato è un giunto saldato, questo è As Welded, in questa casistica la resistenza a fatica dipende dal parametro $\Delta\sigma_{nom}$ e non dal rapporto di ciclo R (con $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$).

Un esempio di curva S-N lo possiamo vedere in figura 1.1, questa rappresenta la resistenza a fatica in termini di range di tensione nominale $\Delta\sigma_{nom}$, per acciai sollecitati ciclicamente ad un'ampiezza costante, per applicazioni standard.

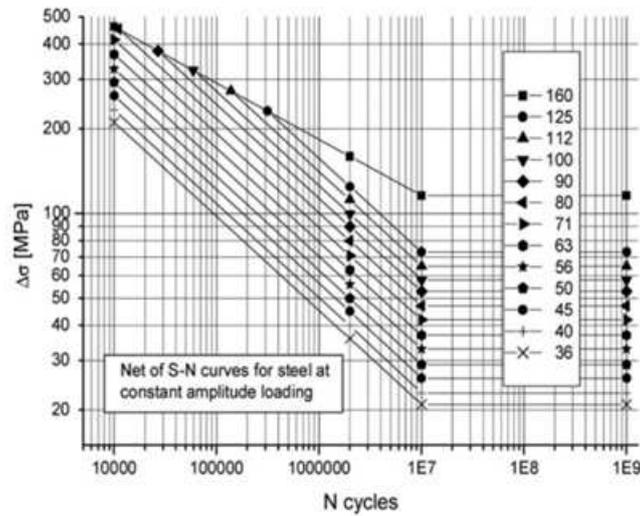


Figura 1.1: curva di resistenza a fatica S-N per acciai, tensione normale, per applicazioni standard.

Ogni curva S-N si identifica dal range di tensione caratteristico a 2 milioni di cicli, questo valore viene definito come classe di fatica (FAT). A seconda della tensione di riferimento se normale o di taglio si hanno due principali differenze:

- Pendenza $m=3$ e punto di ginocchio per curve ad ampiezza di carico costante a $N=10^7$ cicli, quando si ha tensione di riferimento Normale.
- Pendenza $m=5$ e punto di ginocchio per curve ad ampiezza di carico costante a $N=10^8$ cicli, quando si ha tensione di riferimento di Taglio.

All'interno delle raccomandazioni IIW [1] sono forniti quei dettagli costruttivi con relativa classe FAT, ai quali il progettista può fare riferimento durante le fasi di progettazione con l'approccio nominale.

La progettazione tramite approccio nominale per giunti trattati HFMI verrà approfondita al 3. In questo paragrafo si vuole solo accennare che; la verifica di giunti trattati HFMI può essere attuata tramite l'approccio delle tensioni nominali, le curve S-N presentano una pendenza $m=5$ e punto di ginocchio ad $N=10^7$ cicli, come per le altre viene definita una classe sulla base della tensione nominale a 2 milioni di cicli.

Questo metodo, nonostante sia molto noto ed utilizzato, presenta delle limitazioni in quanto il parametro caratteristico, la tensione nominale, non considera gli effetti di forma e l'effetto scala che hanno un forte impatto sulla vita utile. Questo è il motivo della presenza di più curve S-N per la progettazione, le quali descrivono la classe FAT di cui fanno riferimento i vari tipi di dettagli costruttivi presenti nelle raccomandazioni IIW [1] e nell'eurocodice 3 [3].

È semplice intuire la possibilità di errore nel verificare la tipologia di giunto da studiare, graficamente prendendo a riferimento una curva errata o prendendo a riferimento un dettaglio costruttivo non rappresentativo del caso studio.

1.2 Approcci locali

I metodi di verifica nella meccanica classica, (come l'approccio delle tensioni nominali) sono approcci di punto, cioè, si confronta la tensione massima che si sviluppa in un punto, il più sollecitato, con una tensione caratteristica di riferimento, solitamente la tensione di snervamento σ_y .

Per questa impostazione questi non riescono a cogliere gli effetti di intensificazione che si manifestano quando, nel componente sono presenti cricche o intagli acuti, infatti, se applicati si avrebbero tensioni tendenti all'infinito concentrate all'apice della cricca o dell'intaglio.

Grazie all'estensione della meccanica della frattura lineare elastica (MFLE) è possibile studiare in maniera più approfondita il campo tensionale nella zona intorno all'intaglio.

Prima di procedere nella spiegazione di alcuni approcci locali usati nella progettazione a fatica dei giunti saldati è doveroso dare un paio di nozioni.

- Il criterio che definisce lo stato limite tensionale non è puntuale (come nell'approccio globale delle tensioni nominali) ma di campo. Quindi, quando si studia un intaglio acuto si andrà a confrontare il campo di tensione frutto dei carichi e vincoli applicati al mio sistema ed il campo di tensione limite.
- Un intaglio acuto è definibile come un intaglio con un angolo di apertura 2α (con $0 \leq 2\alpha \leq 180$) ed un raggio di raccordo all'apice dell'intaglio nullo $\rho = 0$. Si è visto che dal punto di vista della fatica, intagli con raggi di raccordo piccolo si comportano come intagli a spigolo vivo. Si parla di $\rho \leq 4 * a_0$ con a_0 caratteristica del materiale (come esempio si ha $a_0 = 0.1mm$ per un acciaio da costruzione).

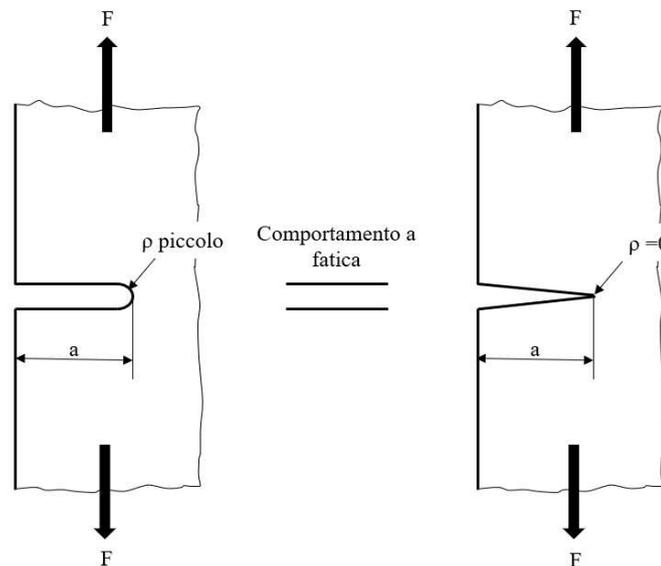


Figura 1.2: Equivalenza di un intaglio a V con raggio di raccordo ridotto e del corrispondente intaglio a V a spigolo vivo.

I modi in cui gli intagli a V (V notch) vengono sollecitati possono essere distinti in tre varianti:

- Modo I: Apertura, il campo tensionale fa sì che sul piano ortogonale alla cricca questa si apra.
- Modo II: Slittamento, spesso provocata da un azione tagliante, il capo tensionale fa sì che le facce della cricca scorrino l'una sull'altra
- Modo III: Strappo, spesso provocata da una torsione, le faccie della cricca sono mosse al di fuori del piano ortogonale alla cricca stessa.

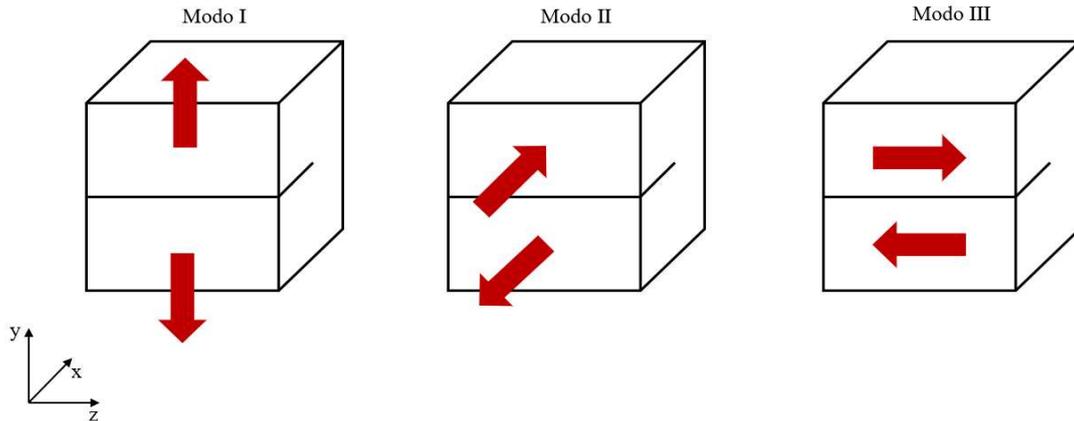


Figura 1.3: Descrizione dei modi di apertura

1.2.1 Notch stress intensity factor (N-SIF) approach

Il Notch Stress Intensity Factor è un approccio basato sulla teoria della meccanica della frattura lineare elastica ed è possibile applicarlo grazie ad una modellazione numerica del componente studiato.

Williams [4] andò a studiare gli intagli con angolo di apertura $2\alpha = 0$ in uno spazio bidimensionale per il modo I e modo II di sollecitazione. R. Gross and A. Mendelson [5] andarono ad estendere il lavoro di Williams per intagli con angoli di apertura $2\alpha > 0$ andando a definire Il Notch Stress Intensity Factor (N-SIF). Un fattore che esprime l'intensità del campo asintotico locale negli intorni di un intaglio. Considerando un sistema di coordinate polari (r, ϕ) centrato all'apice dell'intaglio, i valori degli N-SIF riportati sulla base delle definizioni di R. Gross and A. Mendelson [5], sono per modo I e modo II:

$$K_1 = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0^+} [r^{1-\lambda_1} \sigma_{\theta\theta}(r, \theta = 0)] \quad (1.2)$$

$$K_2 = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0^+} [r^{1-\lambda_2} \tau_{r\theta}(r, \theta = 0)] \quad (1.3)$$

Dove i parametri:

- $\sigma_{\phi\phi}(\phi), \sigma_{rr}(\phi), \tau_{r\phi}(\phi)$ esprimono il campo tensionale in un sistema di riferimento polare
- $\sigma_{\theta\theta}(r, \theta = 0), \tau_{r\theta}(r, \theta = 0)$, sono le componenti delle tensioni calcolate lungo la bisettrice dell'intaglio riportate nella figura 1.4.

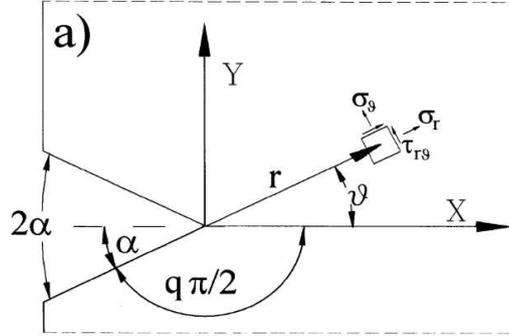


Figura 1.4: Sistema di riferimento in coordinate polari centrato all'apice dell'intaglio [6]

- $(1 - \lambda_1), (1 - \lambda_2)$ rappresentano i gradi di singolarità che dipendono dall'angolo di apertura dell'intaglio 2α , il loro andamento viene rappresentato in figura 1.5.

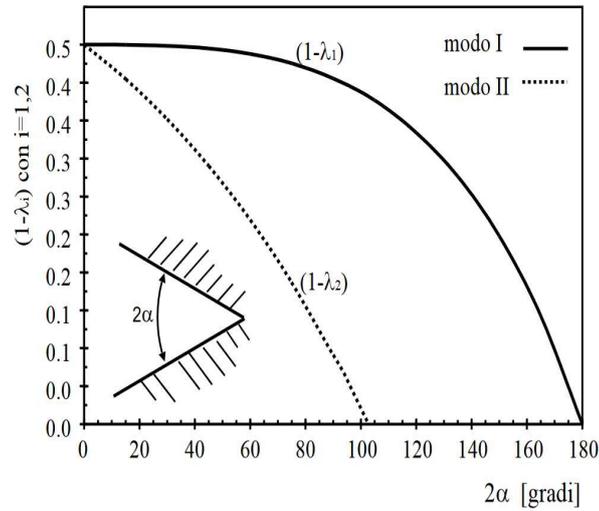


Figura 1.5: Grado di singolarità delle distribuzioni di tensione in prossimità di intagli a V acuti [7]

Lazzarin e Tovo nei casi piani, forniscono l'espressione analitica del campo di tensione locale vicino all'apice dell'intaglio in funzione del modo I e del modo II di sollecitazione:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{\theta\theta} \\ \sigma_{rr} \\ \tau_{r\theta} \end{pmatrix} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \cdot K_1 r^{1-\lambda_1} \begin{pmatrix} f_{1,\theta\theta}(\theta) \\ f_{1,rr}(\theta) \\ f_{1,r\theta}(\theta) \end{pmatrix} + \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \cdot K_2 r^{1-\lambda_2} \begin{pmatrix} f_{2,\theta\theta}(\theta) \\ f_{2,rr}(\theta) \\ f_{2,r\theta}(\theta) \end{pmatrix} \quad (1.4)$$

Dove $f_{2,\theta\theta}(\theta), f_{2,rr}(\theta), f_{2,r\theta}(\theta)$ sono funzioni trigonometriche che dipendono da ϕ e dal modo di sollecitazione.

Successivamente Qian e Hasebe studiarono i campi tensionali in un intaglio soggetto a modo III di sollecitazione [8]. Dove si vanno a definire K_3 e λ_3 :

$$K_3 = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0^+} [r^{1-\lambda_3} \tau_{\theta z}(r, \theta = 0)] \quad (1.5)$$

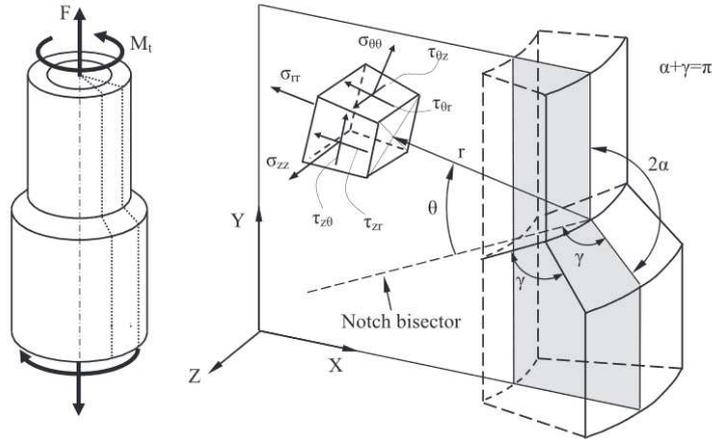


Figura 1.6: Sistema di riferimento polare centrato sull'apice dell'intaglio [12]

Se volessimo mettere a confronto lo studio della resistenza a fatica per una serie di campioni con una grande variabilità geometrica, tra l'approccio locale N-SIF e l'approccio globale delle tensioni nominali ne risulterebbe un diagramma come in figura 1.7.

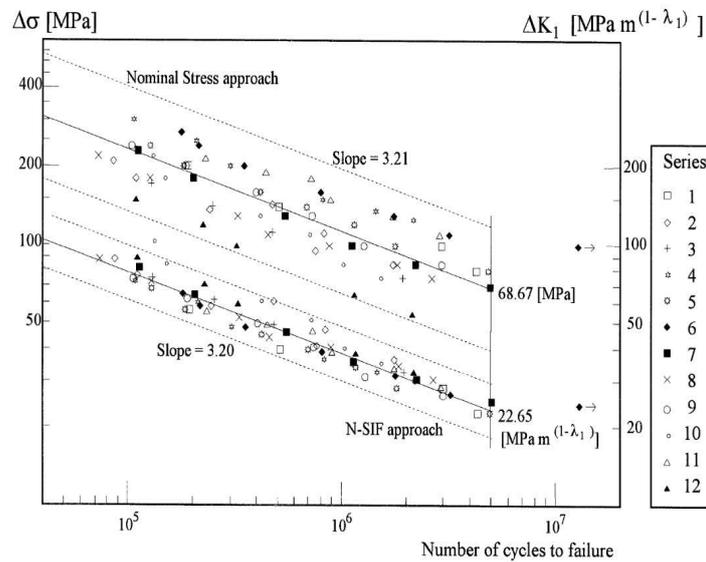


Figura 1.7: Resistenza a fatica in termini di tensioni nominali e N-SIF [6]

È possibile osservare come, la banda di dispersione statistica delle tensioni nominali è molto ampia, in questo caso sarebbe errato mantenere un'unica curva di progettazione anziché definirne di nuove. Con l'approccio N-SIF la banda di dispersione dei dati risulta molto più stretta, tanto da essere definibile in un'unica curva. Questo accade perché la fatica è un fenomeno locale che consiste nell'innescare e propagazione di una cricca dal piede del cordone di saldatura è questo è intrinseco nel parametro dell'N-SIF.

I vantaggi nell'uso dell'NSIF sono principalmente 2: si ha un'unica curva di progettazione, per una fissata probabilità di sopravvivenza e la grandissima adattabilità dell'approccio anche su strutture complesse, casistiche che potrebbero non essere state studiate nell'applicazione delle tensioni nominali.

Il principale svantaggio è che questo è un metodo laborioso e pesante dal punto di vista computazionale. Per applicare le definizioni del N-SIF si ha bisogno di una mesh estremamente fitta in corrispondenza dell'apice dell'intaglio ($d = 10^{-5}$) e di successivi passaggi nel post processing.

1.2.2 Strain energy density (SED) approach

Il criterio, proposto da Lazzarin e Zambardi, si veda [9], assume come parametro critico la densità di energia di deformazione mediata (SED) all'interno di un settore circolare di raggio R_C , proprietà del materiale. L'approccio è basato sul concetto di volume strutturale proposto da Neuber ovvero al limite di fatica, quando si è in presenza di effetti di concentrazione delle tensioni, ogni materiale ha una tensione media caratteristica all'interno di un volume strutturale la cui dimensione è proprietà del materiale.

Considerando uno stato di deformazione piana, la densità di energia media di deformazione $\overline{\Delta W}$ all'interno del volume strutturale può essere espressa in funzione del range (valore massimo meno valore minimo) degli NSIFs: ΔK_1 , ΔK_2 , ΔK_3 e in funzione dell'angolo di apertura 2α :

$$\overline{\Delta W} = c_{w1} \frac{e_1}{E} \left[\frac{\Delta K_1}{R_C^{1-\lambda_1}} \right]^2 + c_{w2} \frac{e_2}{E} \left[\frac{\Delta K_2}{R_C^{1-\lambda_2}} \right]^2 + c_{w3} \frac{e_3}{E} \left[\frac{\Delta K_3}{R_C^{1-\lambda_3}} \right]^2 \quad (1.6)$$

con:

- E il modulo di Young.
- R_C raggio caratteristico del materiale, 0,28 per i giunti saldati in acciaio e 0.12 per i giunti saldati in alluminio.
- e_i ; $i = 1, 2, 3$ coefficienti dipendenti dall'angolo di apertura 2α e dal coefficiente di Poisson.

2α [°]	λ_1	λ_2	λ_3	Plane strain		Axis-Sym.
				e_1	e_2	e_3
0°	0.500	0.500	0.500	0.134	0.341	0.413
15°	0.500	0.545	0.521	0.139	0.305	0.396
30°	0.501	0.598	0.545	0.144	0.272	0.379
60°	0.512	0.730	0.600	0.150	0.215	0.344
90°	0.544	0.908	0.666	0.146	0.167	0.310
120°	0.615	1.489	0.750	0.129	0.129	0.275
135°	0.673	1.302	0.800	0.1171	0.112	0.258

Tabella 1.1: Tabella con i valori di λ_1 , λ_2 , λ_3 , e valori di e_1 , e_2 , e_3 per diversi angoli.

- c_w coefficiente che dipende dal rapporto di ciclo R indotto al provino, nel caso di saldature as-welded il suo valore sarà unitario in quando insensibili ad R .

$$c_w(R) = \begin{cases} \frac{1+R^2}{1-R^2} & \text{se } -1 \leq R \leq 0 \\ \frac{1-R^2}{1+R^2} & \text{se } 0 \leq R < 1 \\ 1 & \text{se giunto As Welded} \end{cases} \quad (1.7)$$

Secondo l'approccio SED la rottura per fatica avverrà nel punto che presenta il maggior valore di densità di energia di deformazione media $\overline{\Delta W}$. Una volta noto il valore è possibile stimare la vita a fatica per pezzo grazie alla curva in figura 1.8.

Importante è far notare che; il parametro caratteristico dell'approccio SED $\overline{\Delta W}$ ha la stessa unità di misura per ogni angolo di apertura dell'intaglio $\frac{MJ}{m^3}$, questo rende possibile il confronto tra giunti a differente angolo di apertura.

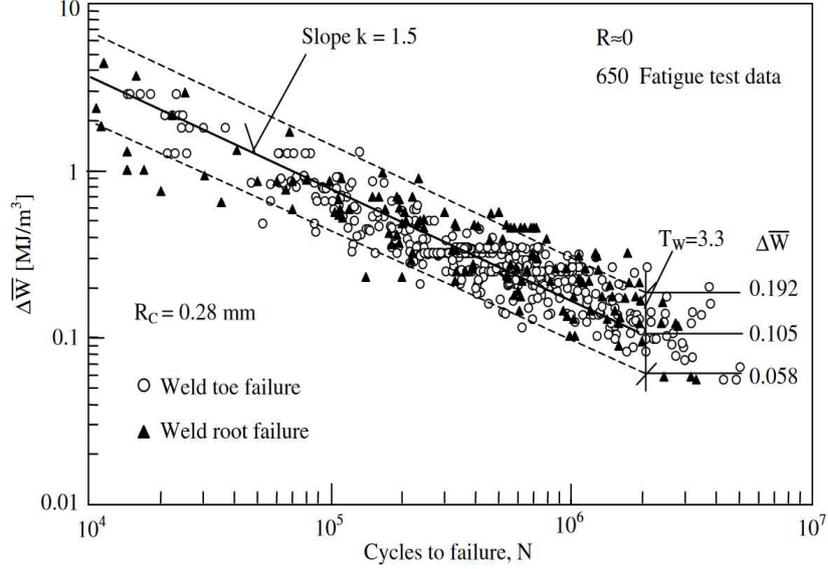


Figura 1.8: Banda per la progettazione a fatica di giunti saldati in acciaio secondo l'approccio SED [10]

Per il calcolo del SED tramite software agli elementi finiti viene usato un metodo diretto, andando a calcolare energia dei deformazione all'interno del volume di controllo ed il volume di quest ultimo. È stato dimostrato in [11] che il SED mediato è pressochè insensibile alla dimensione della mesh, questo permette la costruzione di mesh più rade rispetto all'approccio N-SIF.

$$\overline{\Delta W} = \frac{\sum_{V(R_0)} W_{FEM,i}}{V(R_0)} \left[\frac{MJ}{m^3} \right] \quad (1.8)$$

1.2.3 Peak stress method (PSM) approach

Proposto da G. Meneghetti e P. Lazzarin in [13] il PSM si propone come un metodo ingegneristico per la stima di K_1 , K_2 e K_3 , i quali sono calcolati come dalle equazioni 1.9, 1.10, 1.11.

Il metodo relazione i fattori di intensificazione delle tensioni alle tensioni di picco $\sigma_{\theta\theta,\theta=0}$, $\tau_{r\theta,\theta=0}$, $\tau_{z\theta,\theta=0}$, rispettivamente per il modo di sollecitazione (Modo I, Modo II, Modo III) rilevate al punto di singolarità del delle tensioni all'apice dell'intaglio (V-notch). Questo metodo permette di attuare un'analisi agli elementi finiti con mesh grossolana, a differenza dell'applicazione della definizione del N-SIF approach, questo permette una semplificazione dei modelli ed una riduzione dei tempi di lavoro.

$$K_1 = K_{FE}^* \sigma_{\theta\theta,\theta=0} d^{1-\lambda_1} \quad (1.9)$$

$$K_1 = K_{FE}^{**} \tau_{r\theta,\theta=0} d^{1-\lambda_2} \quad (1.10)$$

$$K_1 = K_{FE}^{***} \tau_{z\theta,\theta=0} d^{1-\lambda_1} \quad (1.11)$$

dove i paramentri:

- K_{FE}^* , K_{FE}^{**} , K_{FE}^{***} sono dei parametri di calibrazione, che dipendono; dal software utilizzato, dal tipo di elemento adottato e dalla conformazione della mesh.
- $\sigma_{\theta\theta,\theta=0}$, $\tau_{r\theta,\theta=0}$, $\tau_{z\theta,\theta=0}$ sono le tensioni di picco calcolate in un sistema di riferimento locale in coordinate cilindriche centrato nel nodo all'apice dell'intaglio come in figura 1.6.
- d è la dimensione media della mesh, "global element size".

Il PSM è un ulteriore metodo per calcolare la densità di energia di deformazione media ($\overline{\Delta W}$). Con l'ipotesi di stato di deformazione piana è possibile riscrivere l'equazione 1.6 in funzione di una tensione di picco elastico equivalente $\Delta\sigma_{eq,peak}$ definita come:

$$\overline{\Delta W} = \frac{(1 - \nu^2)\Delta\sigma_{eq,peak}^2}{2E} \quad (1.12)$$

Dove la tensione equivalente di picco $\Delta\sigma_{eq,peak}^2$ si definisce in funzione delle tensioni di picco:

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = \sqrt{c_{w1}f_{w1}^2\Delta\sigma_{\theta\theta,\theta=0,peak}^2 + c_{w2}f_{w2}^2\Delta\tau_{r\theta,\theta=0,peak}^2 + c_{w3}f_{w3}^2\Delta\tau_{z\theta,\theta=0,peak}^2} \quad (\text{plane4 o brick8}) \quad (1.13)$$

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = \sqrt{c_{w1}f_{w1}^2\overline{\Delta\sigma}_{\theta\theta,\theta=0,peak}^2 + c_{w2}f_{w2}^2\overline{\Delta\tau}_{r\theta,\theta=0,peak}^2 + c_{w3}f_{w3}^2\overline{\Delta\tau}_{z\theta,\theta=0,peak}^2} \quad (\text{tetra4 o tetra10}) \quad (1.14)$$

con f_{wi} con $i = 1, 2, 3$ sono fattori correttivi:

$$f_{wi} = K_{FE}^j \cdot \sqrt{\frac{2e_i}{1 - \nu^2} \cdot \left(\frac{d}{R_c}\right)^{1-\lambda_i}} \Bigg|_{\substack{i=1,2,3 \\ j=*,**,***}} \quad (1.15)$$

Inizialmente le costanti di calibrazione (K_{FE}^* , K_{FE}^{**} , K_{FE}^{***}) potevano essere calcolate per gli angoli di apertura 2α pari a 0° , 90° , 120° , 135° che seppur vadano a ricoprire la grande maggioranza dei casi, lasciano scoperta una grande quantità di casistiche.

Con lo studio di A. Visentin, A. Campagnolo, G. Meneghetti [14] sono state costruite delle funzioi che andassero ad interpolare l'andamento delle costanti di calibrazione (K_{FE}^* , K_{FE}^{**} , K_{FE}^{***}) tra 0° e 180° . Sono stati inoltre calibrati anche i gradi di singolarità $(1 - \lambda_i)$ e i coefficienti e_i con $i = *, **, ***$ che vengono utilizzati nell'equazione 2.7.

PSM applicato ad una geometria 2D

Il Peak Stress Method è calibrato nelle seguenti condizioni:

- In base al software: in questo lavoro si farà riferimento al Software Ansys®[®], sono disponibili però calibrazioni anche per altri software, quali Straus7 o Abaqus.
- in base al tipo di elemento: elemento piano quadrangolare a 4 nodi a funzione ddi forma lineare (in Ansys®: PLANE25, PLANE42, PLANE182) con K-option 1 impostata su 3, cioè, *simple enhanced strain*
- in base alla conformazione della mesh: in Ansys®[®], si utilizza l'algoritmo *free-mesh generation* presente nel software. per intagli a V si deve porre attenzione sul fatto che: per angoli di apertura $2\alpha \leq 90$ 4 elementi devono condividere il nodo in corrispondenza all'apice dell'intaglio, per angoli di apertura $2\alpha > 90$ gli elementi che condivideranno il nodo in corrispondenza all'apice dell'intaglio dovranno essere 2.

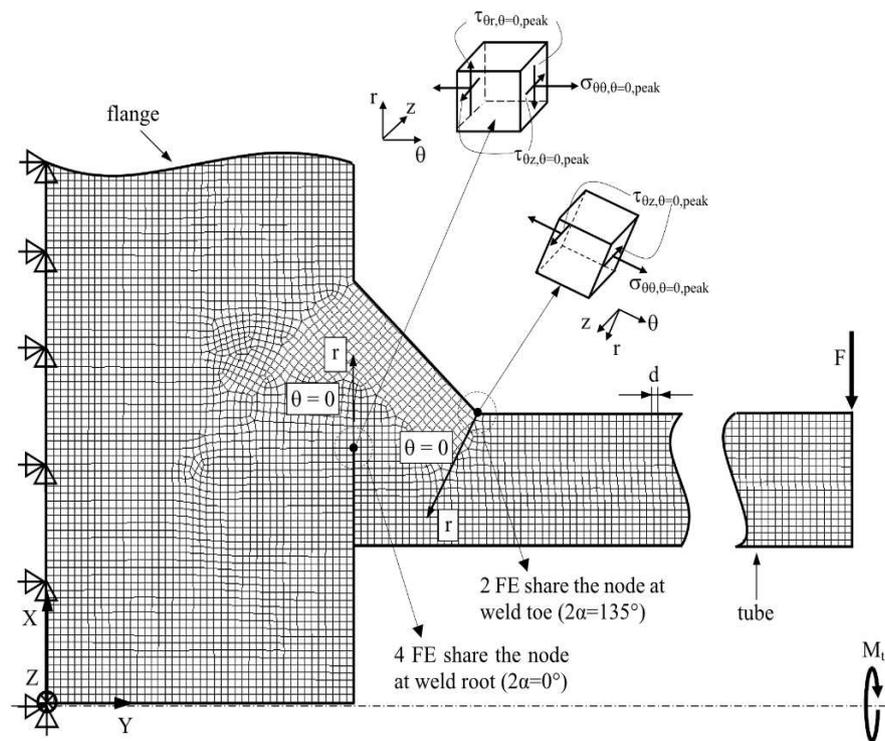


Figura 1.9: Modello agli elementi finiti di un giunto al quale può essere applicato il PSM [15]

PSM applicato ad una geometria 3D

Quando i modelli presentano una geometria complessa si rende necessaria la modellazione tridimensionale.

- Brick ad 8 nodi, in Ansys® SOLID185
- Tetraedrici a 4 nodi, in Ansys® SOLID285.
- Tetraedrici a 10 nodi, in Ansys® SOLID187.

Elementi Cubici ad 8 nodi

Come per gli elementi bidimensionali, il PSM per elementi cubici ad 8 nodi è calibrato nelle seguenti condizioni:

- In base al software: *Ansys® Mechanical APDL*.
- in base al tipo di elemento: elemento Brick ad 8 nodi, SOLID 185 con K option 1 impostato su 3, cioè "*simpl enhanced strain*".
- in base alla conformazione della mesh: come per il caso 2D.

Per questa tipologia di analisi viene adottata la tecnica della sottomodellazione, questa permette di approssiarsi all'analisi anche con un risorse di calcolo limitate.

1. Si definisce il *Main Model*, il tipo di elemento adottato può essere differente rispetto a quello del *Sub Model*, per avere un buon compromesso di accuratezza e velocità di calcolo si adotta l'elemento tetraedrico a 10 nodi (SOLID 187 in Ansys®).
2. Attraverso uno studio della convergenza si va a definire una *Cut Boundary*, la quale andrà ad inglobare una zona prossima all'intaglio.
3. Si estraggono gli spostamenti lungo la *Cut Boundary* dal *Main Model*.
4. Si costruisce il sotto-modello e si va a mesharlo con elementi cubici ad 8 nodi (SOLID 185 in Ansys®).
5. Gli spostamenti estratti dal *Main Model* vanno trasferiti al *Sub Model* come condizioni al contorno
6. Si risolve il sottomodello

Elementi tetraedrici a 4 nodi

In riferimento all'articolo [15] G. Meneghetti e A. Campagnolo vanno a riassumere lo stato dell'arte del PSM, si ha l'estensione del PSM agli elementi tetraedrici a 4 nodi (SOLID 285 in Ansys®).

Il grande vantaggio dell'utilizzo di questo elemento è l'eliminazione della sottomodellazione, è possibile calcolare le tensioni equivalenti di picco direttamente dal *Main Model*, di conseguenza si ha una notevole riduzione dei tempi di modellazione e calcolo.

Le costanti di calibrazione, dipendono da:

- In base al software: *Ansys® Mechanical APDL*.
- in base al tipo di elemento: elemento tetraedrico a 4 nodi, SOLID 285 con K option 1 impostato su "*Pure displacement*".

- in base alla conformazione della mesh: la mesh è generata automaticamente dall'algoritmo *mesh free*, il quale crea una mesh irregolare, infatti il nodo all'apice della cricca può condividere differenti elementi aventi diverse forme e dimensioni. Ne consegue che la tensione di picco può variare lungo il profilo dell'apice dell'intaglio anche nel caso gli N-SIF siano costanti. Questo problema è stato superato introducendo un valore medio della tensione di picco, uniformando così il loro andamento, calcolato come nell'equazione 1.16.

$$\bar{\sigma}_{ij,peak,n=k} = \frac{\sigma_{ij,peak,n=k-1} + \sigma_{ij,peak,n=k} + \sigma_{ij,peak,n=k+1}}{3} \Bigg|_{n=node} \quad (1.16)$$

La tensione di picco media è definita come la media mobile delle tensioni di picco calcolate lungo tre nodi adiacenti vertice. Riferendosi ad un generico nodo $n=k$, andando ad escludere il nodo sulla superficie libera e calcolando la media a partire dal secondo nodo da questa, come si può vedere in figura 1.10

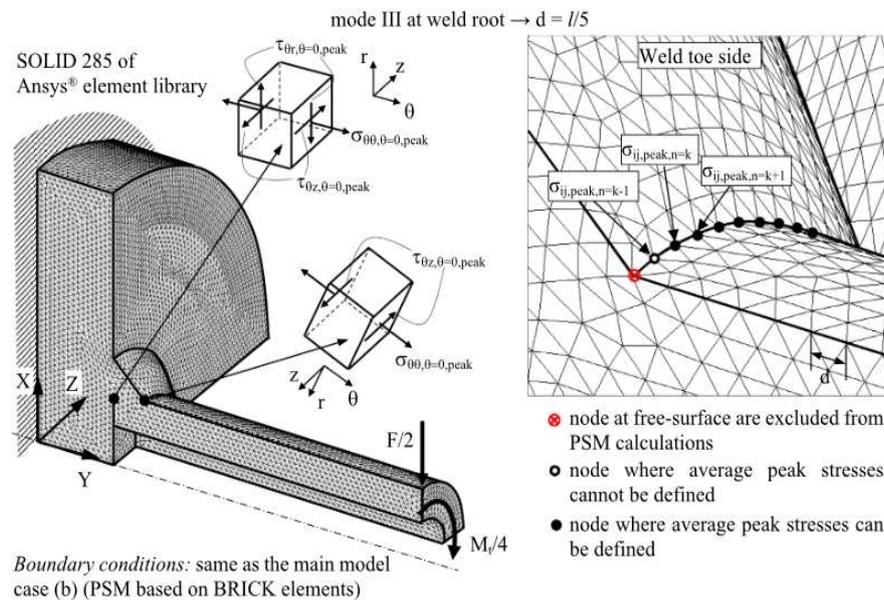


Figura 1.10: Modello tridimensionale al quale viene applicato il PSM con elementi tetraedrici a 4 nodi [15]

Elementi tetraedrici a 10 nodi

In riferimento all'articolo [15] G. Meneghetti e A. Campagnolo vanno a riassumere lo stato dell'arte del PSM, si ha l'estensione del PSM agli elementi tetraedrici a 10 nodi (SOLID 187 in Ansys®).

Il grande vantaggio dell'utilizzo di questo elemento è l'eliminazione della sottomodellazione, è possibile calcolare le tensioni equivalenti di picco direttamente dal *Main Model*, ed una maggiore accuratezza nei risultati rispetto all'elemento tetraedrico a 4 nodi.

Le costanti di calibrazione sono in tutto identiche a quelle viste per l'elemento tetraedrico a 4 nodi con un'eccezione per la conformazione della mesh:

- In base al software: *Ansys® Mechanical APDL*.
- in base al tipo di elemento: elemento tetraedrico a 4 nodi, SOLID 285 con K option 1 impostato su "Pure displacement".
- in base alla conformazione della mesh: la mesh è generata automaticamente dall'algoritmo *mesh free*, il quale crea una mesh irregolare, infatti il nodo all'apice della cricca può condividere differenti elementi aventi diverse forme e dimensioni. Ne consegue che la tensione di picco può

variare lungo il profilo dell'apice dell'intaglio anche nel caso gli N-SIF siano costanti. Questo problema è stato superato introducendo un valore medio della tensione di picco, uniformando così il loro andamento, calcolato come nell'equazione 1.16.

$$\bar{\sigma}_{ij,peak,n=k} = \frac{\sigma_{ij,peak,n=k-1} + \sigma_{ij,peak,n=k} + \sigma_{ij,peak,n=k+1}}{3} \Bigg|_{n=node} \quad (1.17)$$

L'equazione 2.14 va ad escludere tutti i nodi che non sono ai vertici degli elementi, si ha un esempio in figura 1.11.

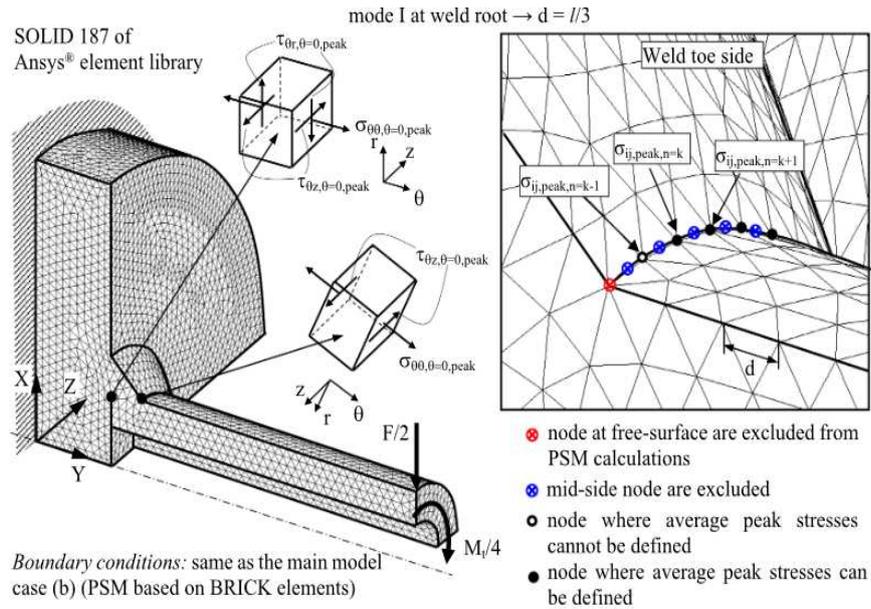


Figura 1.11: Modello tridimensionale al quale viene applicato il PSM con elementi tetraedrici a 4 nodi [15]

Considerazioni finali sul PSM

I valori delle costanti di calibrazione K_{FE}^* , K_{FE}^{**} , K_{FE}^{***} riportati in figura 1.12 permettono la corretta approssimazione degli N-SIF quando si adotta una dimensione di mesh adeguata, questa è descritta dal rapporto $(\frac{a}{d})_{min}$, sempre riportato in figura 1.12:

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

Figura 1.12: Sintesi dell'applicazione del PSM per i differenti modi di sollecitazione in Ansys® [15]

La figura 1.12 dev'essere accompagnata dalla seguente legenda:

- + : opzione 'Full graphics' di Ansys® da attivare, presente per gli elementi 3D.
- # : elemento in Ansys®: Plane-4 = PLANE182 (k-option 1 impostata sulla terza opzione), Brick-8 = SOLID185 (k-option 2 impostata sulla terza opzione), Tetra-4 (SOLID285), Tetra-10 (SOLID187).
- ^ : numero di elementi che condividono l'apice dell'intaglio.
- l, z, t grandezze caratteristiche per definire un'adeguata dimensione della mesh

Il parametro geometrico "a" assume a seconda della geometria dell'intaglio la dimensione di: l, t, z, come si vede in figura 1.13.

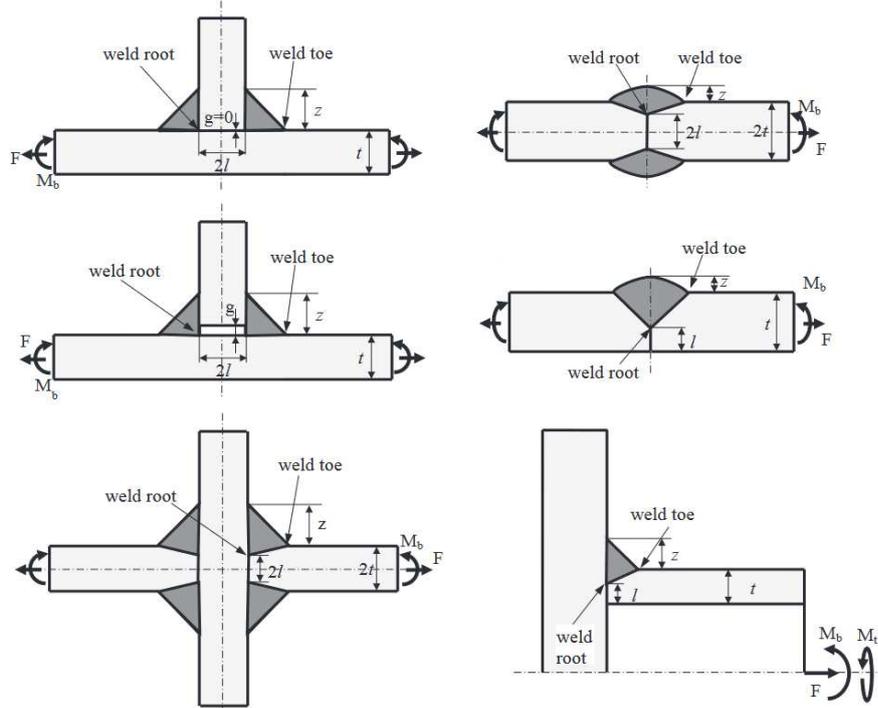


Figura 1.13: Sezioni di giunti saldati con quotati i parametri caratteristici l , t , z . [15]

Come per gli approcci locali precedentemente esposti, la tensione equivalente di picco può essere adottata come parametro caratteristico per la stima della vita a fatica, per questo motivo sono state calibrate delle curve di progettazione, se ne ha un esempio in figura 1.14, come per gli altri metodi locali anche la curva calibrata per il PSM risulta unica in quanto essendo un metodo numerico per il calcolo degli N-SIF contiene al suo interno le medesime caratteristiche:

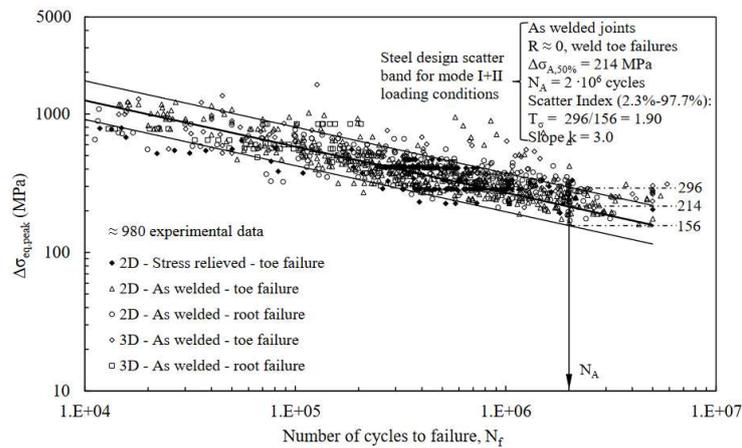


Figura 1.14: Banda di progettazione a fatica per giunti saldati in acciaio PSM modo I+II di sollecitazione. [7]

CAPITOLO 2

Applicazione degli approcci locali su giunti saldati

Con il seguente capitolo si procede con la valutazione della vita a fatica di dati sperimentali relativi a giunti a croce o a T in acciaio con i quattro approcci citati al capitolo 1:

- Approccio delle tensioni nominali $\Delta\sigma_{nom}$ [MPa].
- Notch stress intensity factor ΔK_1 [MPamm^{1- λ_1}] (NSIF).
- Strain energy density ΔW [$\frac{MJ}{m^3}$] (SED).
- Peak stress method $\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa] (PSM).

Una volta elaborati i dati si andranno ad estrarre le bande di dispersione con probabilità di sopravvivenza di 0%, 50% e 97.7%. Queste verranno confrontate con quelle presenti nella letteratura, mostrate nel capitolo precedente nella figura 1.7 (approccio nominale ed N-SIF), 1.8 (SED) e 1.14 (PSM).

Sono stati analizzati giunti saldati modellabili con geometria Bidimensionale; Maddox 1987 e Gurney 1991,1997 [13] e un caso di giunto saldato modellato con geometria tridimensionale; Gandhi nel 1998[16].

Tutte le operazioni di analisi sono state svolte con l'ausilio del software Ansys®Mechanical APDL. La modellazione agli elementi finiti delle geometrie riconducibili ad un caso piano è stata svolta adottando l'elemento piano a quattro nodi (PLANE182 in Ansys®), attivando le opzioni: "Simple enhanced strain" e "Plane strain". Per il caso tridimensionale sono state eseguite le analisi confrontando gli elementi: cubico 8 nodi (SOLID185 in Ansys®), con l'opzione: "Simple enhanced strain", tetraedrico a 4 nodi (SOLID285 in Ansys®) con l'opzione "Pure displacement", tetraedrico a 10 nodi (SOLID187 in Ansys®), con l'opzione "Pure displacement".

I giunti saldati sono realizzati in acciaio strutturale aventi modulo elastico $E = 206000MPa$ e coefficiente di Poisson $\nu = 0.3$, presentano una tensione di snervamento tra $360MPa \leq f_y \leq 670MPa$ (f_y tensione di snervamento).

2.1 Analisi delle geometrie bidimensionali

I quattro provini Maddox 1987 e Gurney 1991 che vengono analizzati sono Irrigiditori Trasversali che presentano angolo di apertura 2α pari a 135° , sono As-Welded realizzati con saldature a piena penetrazione dove la rottura per fatica avviene a piede cordone. la numerazione assegnata nel titolo del sottoparagrafo "provino serie n°" rappresenta la numerazione della serie nell'articolo [13] di riferimento.

2.1.1 Maddox 1987, provino serie 1

Il primo giunto analizzato è il provino studiato da Maddox nel 1987, giunto a doppio irrigidimento come in figura 2.1

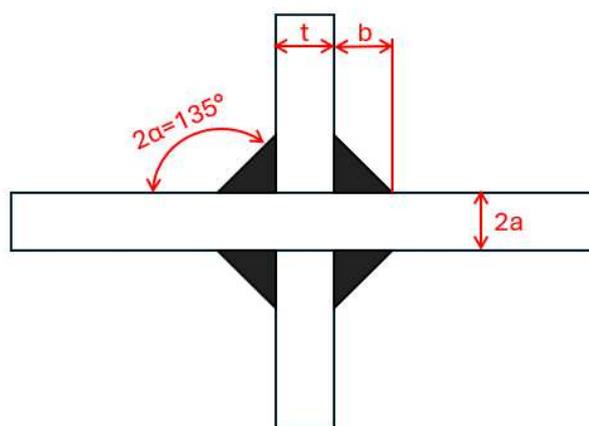


Figura 2.1: Geometria giunto trasversale a doppio irrigidimento

I parametri geometrici e il tipo di carico sono riassunti nella tabella 2.1:

Geometria del giunto	Carico	t [mm]	2a [mm]	b [mm]
Giunto a croce	Trazione	10	13	8

Tabella 2.1: Parametri geometrici giunto Maddox 1987

mentre i dati sperimentali sono riassunti in tabella 2.2:

tensione nominale [MPa]	numero di cicli
200	192000
140	507000
100	2937000
80	4297000

Tabella 2.2: Dati sperimentali ricavati con rapporto di ciclo $R=0$ per il giunto Maddox

È stato usato Ansys® per andare a creare un modello 2D del giunto, viste le sue simmetrie è stato possibile andare a modellare solo $\frac{1}{4}$ di geometria, come in figura 2.2

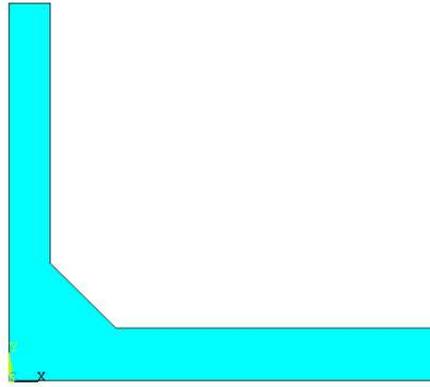


Figura 2.2: 1/4 di giunto Maddox, si sfruttano le simmetrie presenti

Successivamente sono applicati vincoli e carichi al modello:

- vincoli: sui due piani di simmetria vengono applicati due vincoli di simmetria sulle linee giacenti nei piani.

Preprocessor > Loads > DefineLoads > Apply > Displacements > Symmetry > OnLines

- carichi; il carico presente sul provino è di trazione, al modello viene applicata una pressione negativa di -1MPa in corrispondenza della linea di bordo della piastra orizzontale, la linea 2 nella figura 2.3.

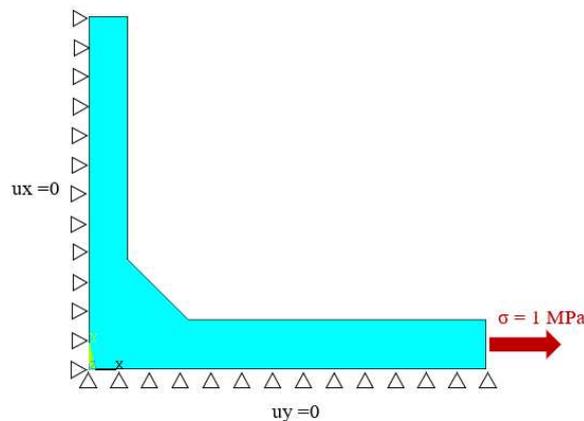


Figura 2.3: 1/4 di giunto Maddox con applicati carichi e vincoli

2.1.2 Gurney 1991, provino serie 12

Giunto a doppio irrigidimento come in figura 2.1.

I parametri geometrici ed il tipo di carico vengono riportate in tabella 2.3

Geometria del giunto	Carico	t [mm]	a [mm]	b [mm]
Giunto a croce	Trazione	100	220	15

Tabella 2.3: Parametri geometrici giunto Gurney serie 12

I dati sperimentali sono riportati in tabella 2.4

tensione nominale [MPa]	numero di cicli
150	109000
120	224000
100	322000
65	1153000
55	2147000

Tabella 2.4: Dati sperimentali ricavati da prove di fatica con rapporto di ciclo $R=0$

Il modello consiste in $\frac{1}{4}$ di geometria così da sfruttare le simmetrie:

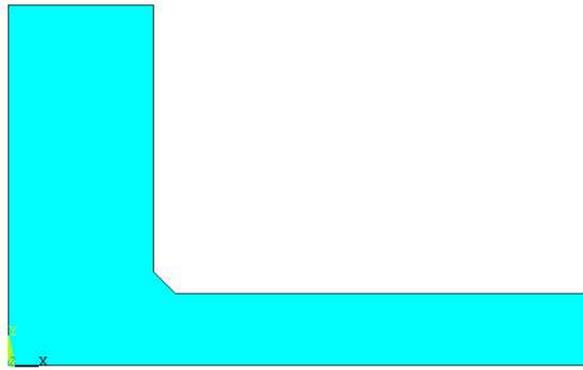


Figura 2.4: 1/4 di geometria del giunto Gurney serie 12

Come per il provino precedente carichi e vincoli si applicano:

- vincoli; sui due piani di simmetria vengono applicati due vincoli di simmetria sulle linee giacenti nei piani.
- carichi; il carico presente sul provino è di trazione, al modello viene applicata una pressione negativa di -1MPa in corrispondenza della linea di bordo della piastra orizzontale, la linea 2 nella figura ??

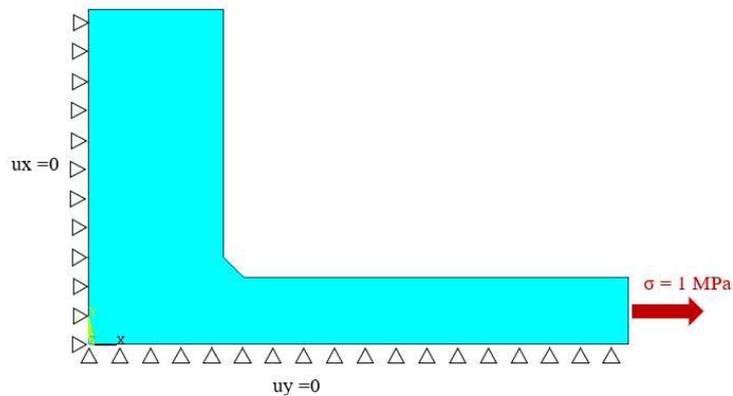


Figura 2.5: 1/4 di giunto Gurney serie 12 con applicati carichi e vincoli

2.1.3 Gurney 1991, provino serie 16

Giunto a doppio irrigidimento come in figura ???. I parametri geometrici ed il tipo di carico vengono riportate in tabella 2.6

Geometria del giunto	Carico	t [mm]	a [mm]	b [mm]
Giunto a croce	Flessione	100	13	8

Tabella 2.5: Parametri geometrici giunto Gurney serie 16

Tabella 2.6: Esempio di tabella

I dati sperimentali si riportano in tabella 2.7

tensione nominale [MPa]	numero di cicli
260	120000
220	200000
180	302000
140	744000
120	1180000
110	2158000

Tabella 2.7: Dati sperimentali ricavati da prove di fatica con rapporto di ciclo $R=0$

Il modello consiste in $\frac{1}{4}$ di geometria così da sfruttare le simmetrie, ne risulta la figura 2.6:

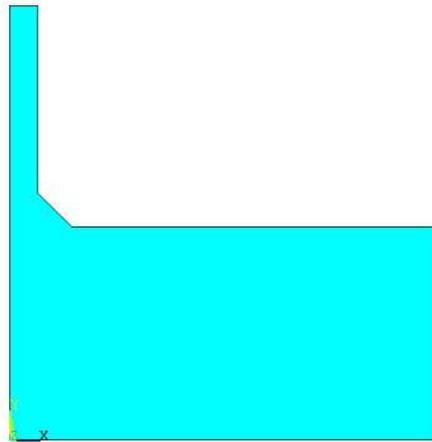


Figura 2.6: $\frac{1}{4}$ di geometria del giunto Gurney serie 16

Carichi e vincoli sono stati applicati come segue:

- vincoli; si va a porre un vincolo di simmetria per la linea corrispondente al piano di simmetria verticale, un vincolo di antisimmetria per la linea corrispondente al piano di simmetria orizzontale ed un vincolo che va a bloccare gli scorrimenti lungo la verticale in corrispondenza dell'intersezione tra i due piani di simmetria, come in figura 2.7.
- carichi; il carico è di flessione, viene applicata una pressione variabile da $1MPa$ e $0MPa$, come in figura 2.7

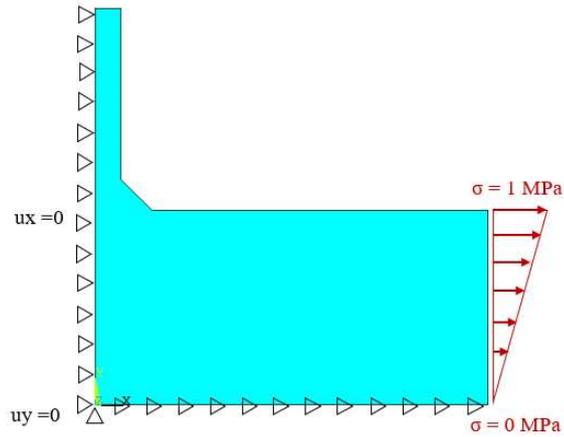


Figura 2.7: Vincoli e carichi applicati al giunto Gurney serie 16

2.1.4 Gurney 1997, provino serie 23

Il provino è caratterizzato da un solo irrigitore verticale, come in figura 2.8.

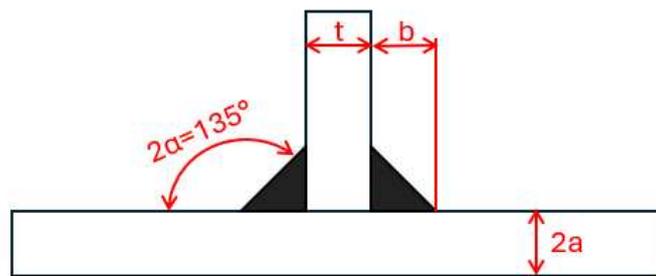


Figura 2.8: Giunto trasversale a singolo irrigimento

I parametri geometrici ed il tipo di carico vengono riportate in tabella 2.9

Geometria del giunto	Carico	t [mm]	a [mm]	b [mm]
Giunto a croce	Flessione	100	220	15

Tabella 2.8: Parametri geometrici giunto Gurney serie 23

Tabella 2.9: Esempio di tabella

I dati sperimentali si riportano in tabella 2.10:

tensione nominale [MPa]	numero di cicli
300	135000
260	237000
200	407000
190	573000
180	665000
160	1525000
150	1534000
140	2601000

Tabella 2.10: Dati sperimentali ricavati da prove di fatica con rapporto di ciclo $R=0$

Il modello consiste in $\frac{1}{2}$ di geometria così da sfruttare il piano di simmetrie, ne risulta la figura 2.9:

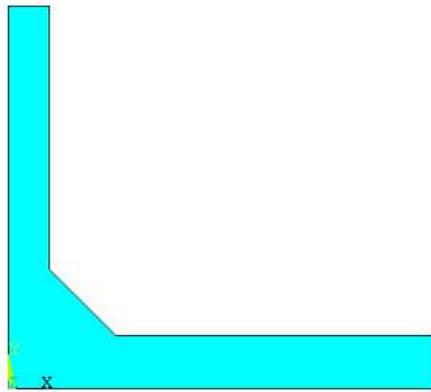


Figura 2.9: Modello della geometria del giunto Gurney serie 23

Carichi e vincoli applicati saranno rispettivamente:

- vincoli: si va ad applicare il vincolo di simmetria sulla linea corrispondente al piano di simmetria verticale ed un vincolo che impedisce gli spostamenti verticali all'origine degli assi.
- carichi: viene applicata una pressione variabile da $1MPa$ e $-1MPa$, come in figura 2.10

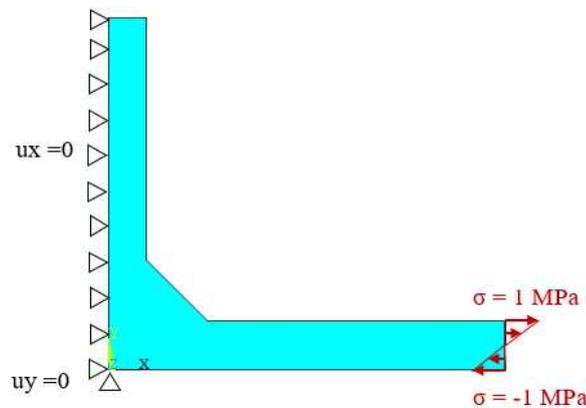


Figura 2.10: Vincoli e carichi applicati al giunto Gurney serie 23

2.1.5 Applicazione dell'approccio delle tensioni nominali

L'applicazione dell'approccio delle tensioni nominali è stata fatta come descritto al paragrafo 1.1. Si vanno a raccogliere i dati nelle prove di fatica per i quattro giunti precedentemente descritti (riportati in tabella 2.10, 2.7, 2.4, 2.2) e li si inserisce all'interno di un diagramma ($\Delta\sigma_{textnom}, N$ doppio logaritmico).

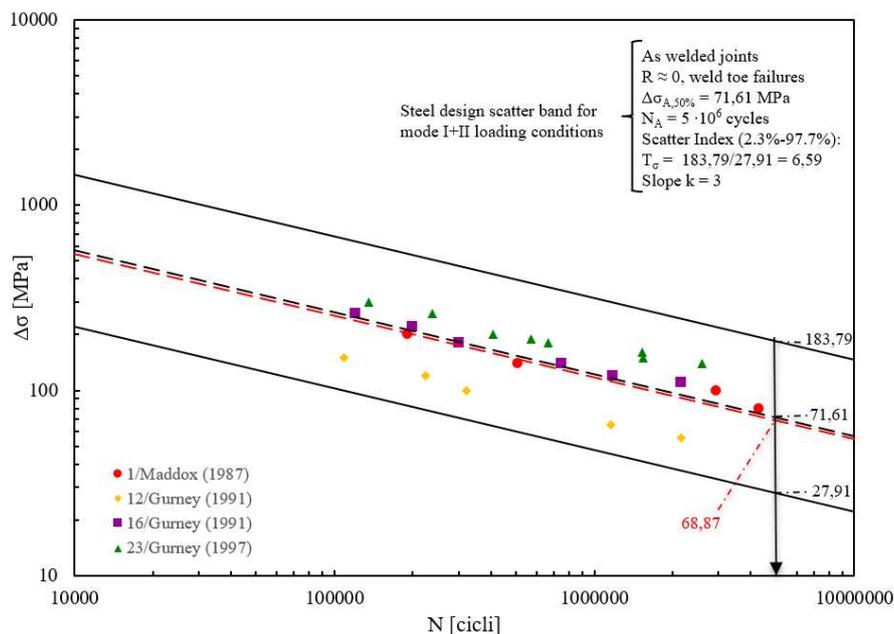


Figura 2.11: Curve della vita a fatica per il metodo delle tensioni nominali

Con l'analisi statistica viene costruita la curva della vita a fatica con una probabilità di sopravvivenza del 50% e pendenza $m = 3$, questa è la curva rossa tratteggiata in figura 2.11. La curva appena calcolata viene confrontata con quella presente in letteratura [7], in nero tratteggiato in figura 2.11. Da questa sovrapposizione possiamo osservare che:

- tutti i dati raccolti siano al di sopra della curva di probabilità di sopravvivenza del 97.7%, quindi in favore di sicurezza.
- il confronto tra il valore assunto dalle due curve di sopravvivenza del ($PS50\%$) mostra una piccola discrepanza, questo è dovuto ad un numero molto minori di dati sperimentali.

2.2 Determinazione analitica dell'NSIF con il software ANSYS®APDL

I provini studiati sono sottoposto a Modo I di apertura, si dovrà quindi andare a calcolare il coefficiente di concentrazione delle tensioni ΔK_1 . La procedura che verrà esposta in seguito si riferirà al lavoro di Maddox (1987), la quale si ripete identicamente per i restanti provini. La procedura di analisi possiamo dividerla in due macrofasi: la modellazione e la risoluzione del modello (*Pre-Processing, Solver*) e l'analisi dei risultati (*Post-Processor*).

Il procedimento per attuare la prima fase (*Pre-Processing, Solver*) è la seguente :

1. Geometria, carichi e vincoli vengono applicati come descritto nel paragrafo 2.1.1.
2. Creazione di aree guida, così da garantire un graduale infittimento della mesh verso l'apice dell'intaglio. Le aree guida sono state create nel seguente modo:
 - Cerchio di raggio $R = 0.0001mm$ con centro corrispondente all'apice dell'intaglio.

- Cerchio di raggio $R = 0.28mm$ con centro corrispondente all'apice dell'intaglio. Si è scelto questa dimensione di raggio così da apportare il minor numero di modifiche possibile al modello quando si andrà ad applicare il metodo SED.

il risultato sarà come in figura 2.13.

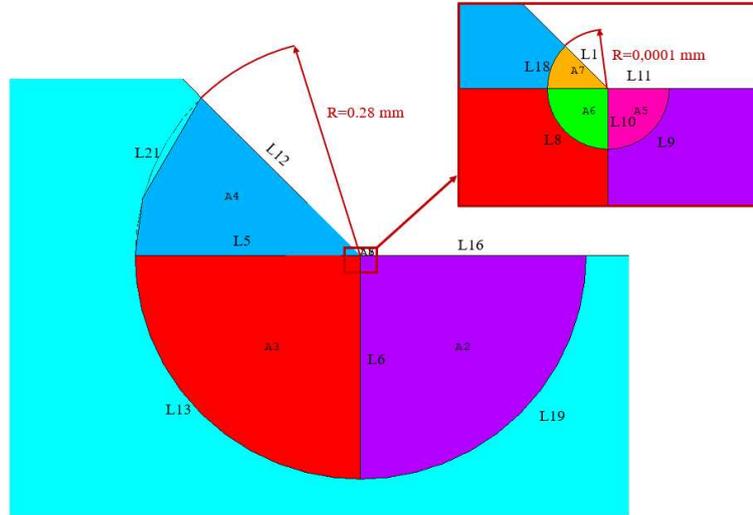


Figura 2.12: Sezioni circolari guida modellate per facilitare la creazione della mesh

3. Dopo aver costruito le aree guida è stata creata la mesh con la seguente procedura:
 - Si impostano manualmente le suddivisioni delle linee radiali degli archi di circonferenza della aree guida, come risulta dalle tabelle 2.11 2.12.

n° linea	n° suddivisioni	Spacing Ratio
18	4	1
8	8	1
9	8	1
1	5	1
7	5	1
10	5	1
11	5	1

Tabella 2.11: Suddivisione delle linee per meshatura dell'area guida con $R = 0.0001mm$

n° linea	n° suddivisioni	Spacing Ratio
21	4	1
13	8	1
19	8	1
12	50	2000
5	50	2000
6	50	2000
16	50	2000

Tabella 2.12: Suddivisione delle linee per meshatura dell'area guida con $R = 0.28mm$

con questi valori di suddivisione e spacing ratio si è potuto ottenere all'apice dell'intaglio una dimensione della mesh pari a $2 * 10^{-5}mm$.

- si definisce un *Concentration Keypoint* per accompagnare la mesh verso l'apice dell'intaglio. Impostando una mesh *free* per i settori circolari con raggio $R = 0.0001mm$ e una mesh *mappe* per i settori circolari con raggio $R = 0.28mm$.

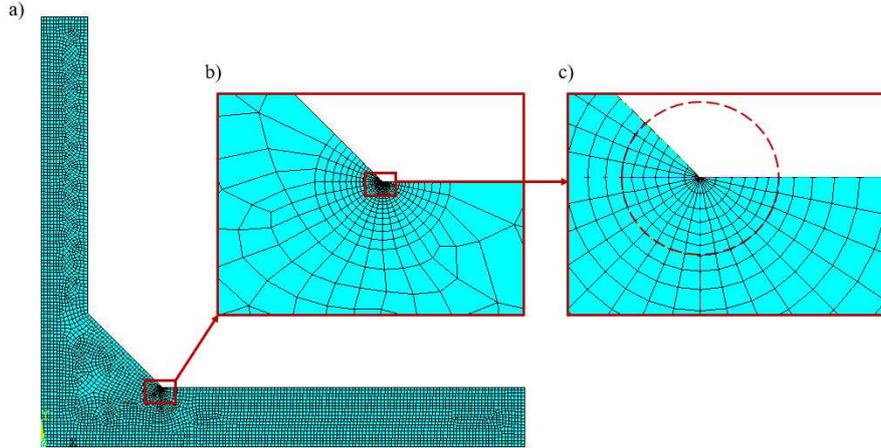


Figura 2.13: Sezioni circolare guida modellate per facilitare la creazione della mesh

4. Ultimata la mesh si procede con la risoluzione del modello:

Main Model → *Solution* → *Solve* → *Current LS*

Successivamente si procede con l'estrazione dei risultati dal *Post-Processor* ed alla loro elaborazione tramite il programma MicrosoftExcel:

1. il calcolo di ΔK_1 numericamente, richiede di conoscere la tensione $\sigma_{\theta\theta, \theta=0}$ per i nodi che si trovano lungo la bisettrice dell'intaglio in prossimità della singolarità applicando l'equazione 2.1, questo è possibile se:

$$K_{1,j} = \sqrt{2\pi}\sigma_{0,j}r_j^{1-\lambda_1} \quad \text{con } j = \text{nodo} \quad (2.1)$$

- Si crea un sistema di riferimento locale centrato nel punto di singolarità con asse X l'ungo la bisettrice dell'angolo di apertura dell'intaglio, come in figura 2.18, in Ansys i passaggi corrispondenti sono :

Utility Menu → *Workplane* → *Display Working Plane*

Utility Menu → *Workplane* → *Offset Work Plane to* → *Keypoint*



Figura 2.14: Spostamento del sistema di riferimento locale sul nodo corrispondente all'apice dell'intaglio

Utility Menu → *Workplane* → *Offset WP by increments* → *Degrees*



Figura 2.15: Rotazione del sistema di riferimento locale di un angolo tale da sovrapporre l'asse X alla bisettrice dell'angolo di apertura

- Si definisce il sistema appena creato, numerandolo a partire dal numero 11 (per la numerazione di sistemi di riferimento di Ansys® è il primo disponibile) e lo si attiva:

Utility Menu → *Workplane* → *Local Coordinate Systems* → *Create a local Cs*
 → *At WP origin*

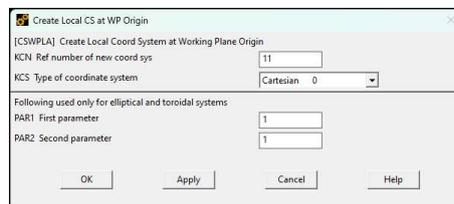


Figura 2.16: Definizione del sistema di riferimento locale

Main Menu → *General Postproc* → *Option for Outp*

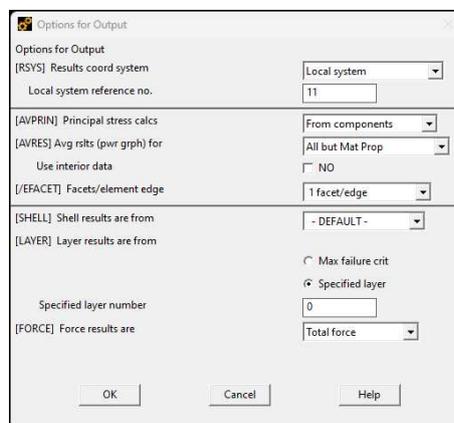


Figura 2.17: Impostare il sistema di riferimento locale come sistema di riferimento principale per la lettura dei risultati

- Si costruisce il path andando a selezionare ogni nodo lungo la bisettrice dell'intaglio come in figura 2.18. Il numero di divisione tra i nodi dev'essere impostato su 1 così da plottare le tensioni dei soli nodi di riferimento:

Main Menu → *General Postproc* → *Define Path* → *By Nodes*

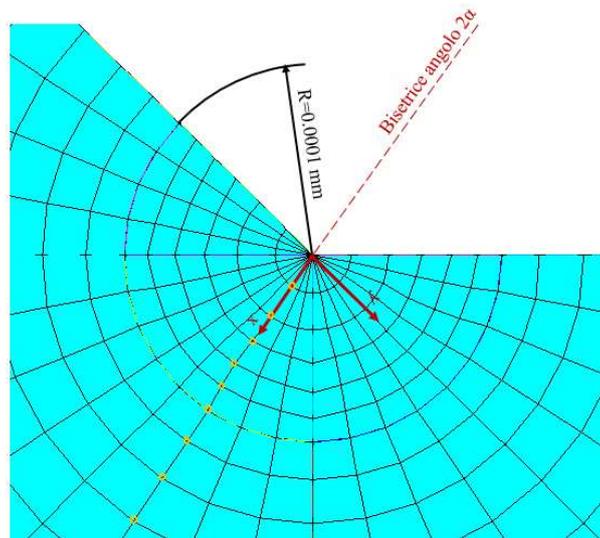


Figura 2.18: Sistema di riferimento locale per il calcolo delle tensioni $\sigma_{\theta\theta, \theta=0}$

- Si estrapola lungo il path appena creato il valore delle tensioni $\Delta\sigma_{yy}$:

Main Menu → *General Postproc* → *Path Operations* →
Define Path → *Map onto Path* → *S/SY*

2. I valori estrapolati vengono trasferiti nel programma MicrosoftExcel, si costruisce un diagramma doppio logaritmico $\Delta\sigma_{yy} - x$, come in figura 2.19:

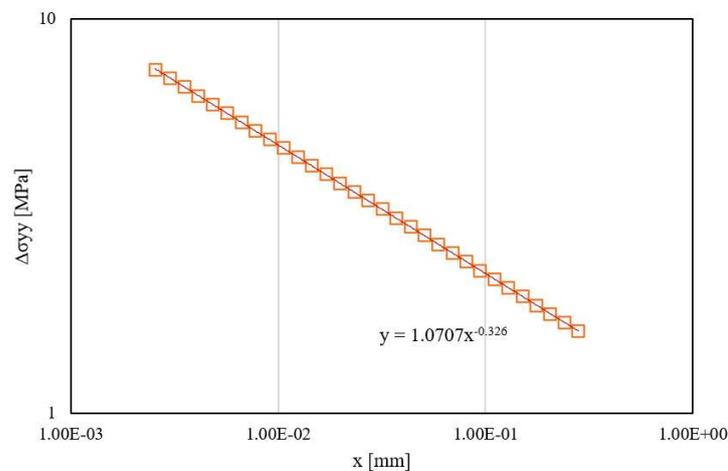


Figura 2.19: Variazione tensioni $\Delta\sigma_{yy} - x$ lungo la bisettrice

In questa analisi vengono esclusi i valori interni all'area di controllo di raggio $R = 0.0001\text{mm}$ e quelli troppo distanti dall'apice, in modo da eliminare gli errori di sottostima e sovrastima delle tensioni.

3. Successivamente si è applicata l'equazione 2.1 per determinare l'andamento di ΔK_1 in funzione della distanza dall'apice x , il risultato viene mostrato in figura 2.20.

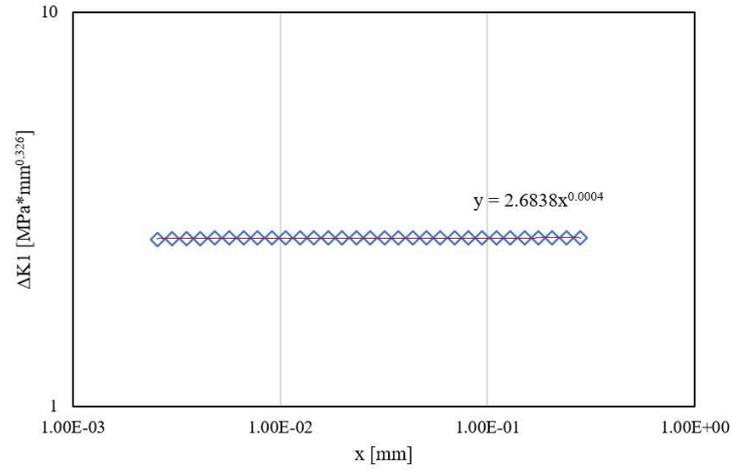


Figura 2.20: Andamento di K_1 in funzione della distanza dall'apice dell'intaglio x

L'angolo di apertura 2α è pari a 135° , il modo di sollecitazione è puro modo I, si ottiene un valore di $\lambda_1 = 0.674$ (si faccia riferimento alla figura 1.5).

$K_{1,ref}$ è stato calcolato per una pressione di 1 MPa per simulare la trazione del provino. Successivamente facendo una media dei valori di k_1 per i nodi interni al range mostrato nella figura 2.20.

$$K_{1,ref} = 2.6809 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{0.326}$$

Il valore di $K_{1,ref}$ è in buon accordo con l'intercetta della curva in figura 2.20.

$$K_{1,figura2.20} = 2.6838 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{0.326}$$

2.2.1 Risultati dell'NSIF

per la lineare elasticità, il valore di k_1 per le diverse condizioni di carico si definisce come:

$$\Delta K_{1,gen} = \frac{\Delta\sigma_{nom}}{\Delta\sigma_{ref}} \Delta K_{1,ref} \quad (2.2)$$

Dove $\Delta K_{1,gen}$ e $\Delta\sigma_{nom}$ sono i valori di una generica prova di vita a fatica, mentre $\Delta K_{1,ref}$ $\Delta\sigma_{ref}$ sono i corrispettivi valori di riferimento noti. Andando ad applicare la formula per ognuna delle tensioni in tabella 2.13 si ottengono i seguenti risultati:

Referenza/Geometria/Carico	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N [cicli]	$\Delta K_1 [MPam^{0.326}]$
1/Maddox (1987) croce/trazione	200	192000	536.1750011
	140	507000	375.3225008
	100	2937000	268.0875006
	80	4297000	214.4700005
12/Gurney (1991) croce/trazione	150	109000	811.9323117
	120	224000	649.5458493
	100	322000	541.2882078
	65	1153000	351.8373351
	55	2147000	297.7085143
16/Gurney (1991) croce/trazione	260	120000	785.2115382
	220	200000	664.4097631
	180	302000	543.607988
	140	744000	422.8062129
	120	1180000	362.4053253
	110	2158000	332.2048815
23/Gurney (1997) T/flessione	300	135000	567.5686796
	260	237000	491.8928557
	200	407000	378.3791197
	190	573000	359.4601638
	180	665000	340.5412078
	160	1525000	302.7032958
	150	1534000	283.7843398
	140	2601000	264.8653838

Tabella 2.13: Risultati di K_1 a piede del cordone di saldatura

Si prosegue con uno studio statistico dei dati in tabella ??, si costruiscono le bande di dispersione con probabilità di sopravvivenza del 97.7%, 50% e del 2.3% con pendenza imposta $m = 3$, ne risulta la figura 2.21:

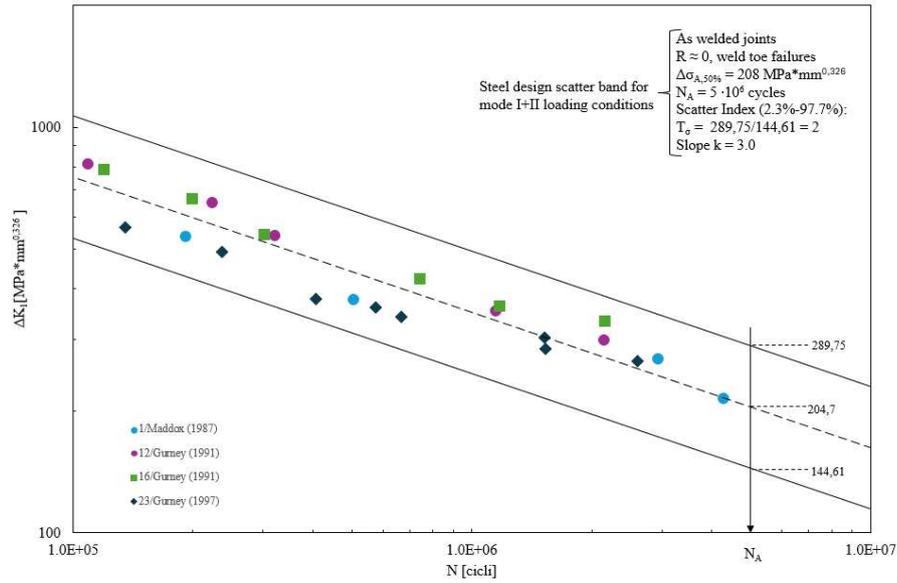


Figura 2.21: Bande di dispersione statistica con pendenza imposta $m=3$ per i giunti Maddox e Gurney.

Successivamente sono state messe a confronto le bande di dispersione ricavate, figura 2.21) con quelle in letteratura, risulta la figura 2.22:

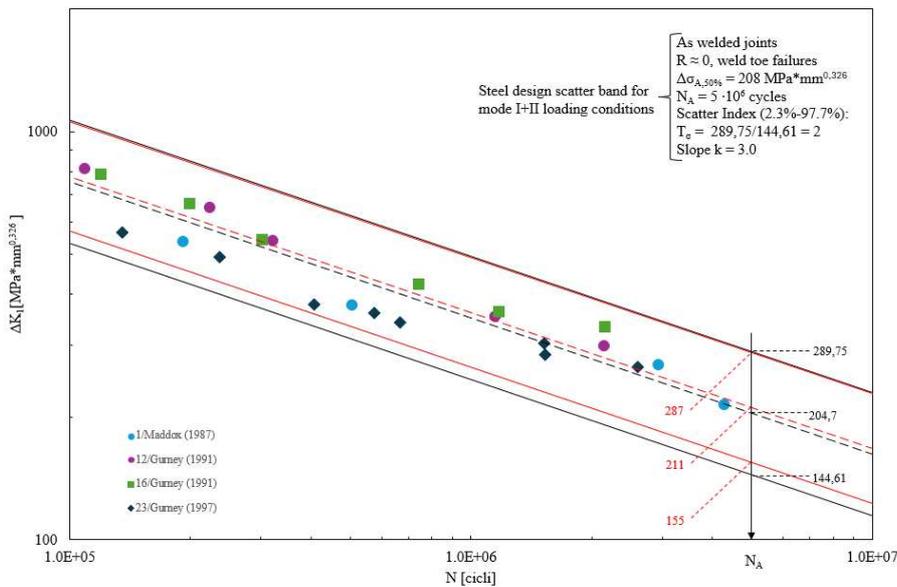


Figura 2.22: Confronto tra bande di dispersione statistica per probabilità di sopravvivenza tra i dati analizzati (Maddox e Gurney), in nero ed i valori in letteratura, in rosso.

La differenza tra i risultati è riconducibile al diverso numero di dati elaborati nel presente lavoro rispetto a quelli della letteratura, comunque la differenza è di qualche punto percentuale, tabella 2.14.

	N_A	$\Delta K_{1,97.7}$ [MPa]	$\Delta K_{1,50}$ [MPa]	$\Delta K_{1,2.3}$ [MPa]
Dati Studiati	$5.0E+06$	144.6135604	204.6997141	289.7513404
Letteratura	$5.0E+06$	155	211	287

Tabella 2.14: Confronto dei valori di ΔK_1 per un numero di cicli $N_A = 5.0 \cdot 10^6$

2.3 Applicazione dell'approccio SED

come descritto nel paragrafo 1.2.2 il SED è un criterio energetico che sfrutta come parametro critico la densità di energia di deformazione mediata racchiusa all'interno di un volume di controllo con raggio R_0 caratteristico del materiale ($R_0 = 0.28mm$ per giunti saldati in acciaio).

2.3.1 Determinazione del SED con il software ANSYS®APDL

I passaggi che verranno descritti nel seguente paragrafo fanno riferimento al giunto Maddox 1987, la procedura però è valida anche per tutte le altre tipologie di giunto.

in Ansys®Mechanical APDL si va ad impostare l'elemento PLANE182 attivando le opzioni: "Simple enhanced strain" e "Plane strain".

1. A partire dalla geometria e dalle condizioni al contorno del giunto Maddox 1987 si va a tracciare un settore circolare di raggio $R_0 = 0.28mm$ con centro l'apice dell'intaglio, come in figura 2.26:

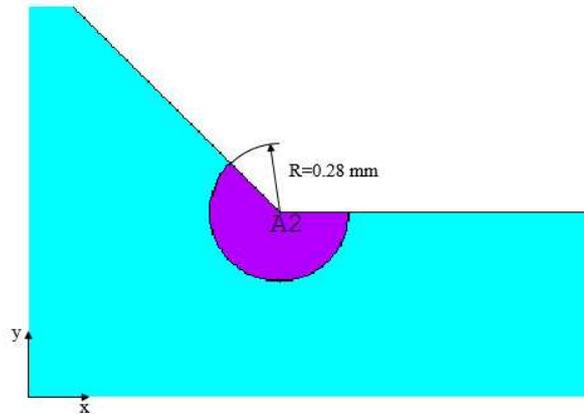


Figura 2.23: Volume di controllo per il calcolo del SED

2. Successivamente si va ad impostare la mesh; il parametro SED si può definire insensibile alla dimensione della mesh, quindi è possibile impostare delle mesh più grossolane rispetto a quelle necessarie al calcolo del parametro N-SIF. Si è optato per una mesh di tipo free e dimensione $d = 0.05mm$ per l'area interna al volume di controllo ed una mesh sempre di tipo free con dimensione $d = 0.5mm$ per l'area rimanente.

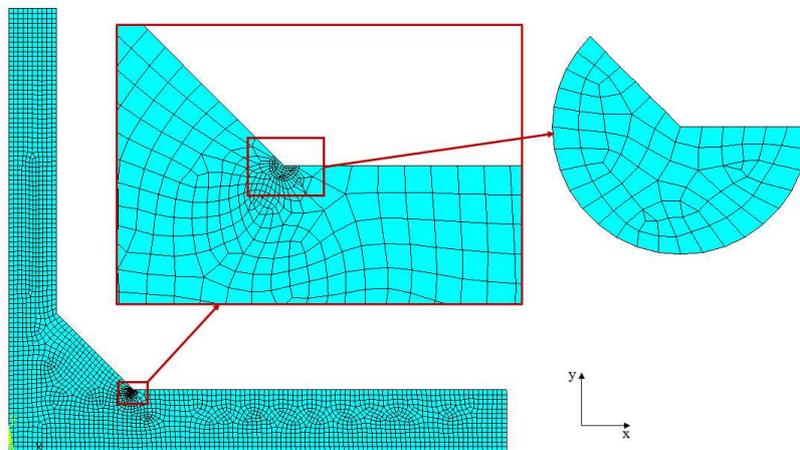


Figura 2.24: Mesh effettuata sul modello Ansys per il calcolo del SED

3. Si risolve il modello:

Main Model → *Solution* → *Solve* → *Current LS*

4. Si procede al calcolo dell'energia di deformazione e del volume del solo volume di controllo per il calcolo del SED mediato. Il software Ansys®Mechanical APDL permette di calcolare i due parametri con i seguenti passi:

- Si selezionano gli elementi appartenenti all'area di controllo di raggio $R = 0.28mm$:

Select → *Entities* → *Area* → *By Num/Pick*

Select → *Entities* → *Elements* → *Attached to* → *Areas all*

- una volta selezionata l'area di passa al Post Processore per ricavare l'energia di defoormazione, ed il colume di controllo:

Main Model → *GeneralPostproc* → *Element Table* → *Add* → *Energy*
→ *Strain Enrg SENE*

Main Model → *GeneralPostproc* → *Element Table* → *Add* → *Geometry*
→ *Elem Volume VOLU*

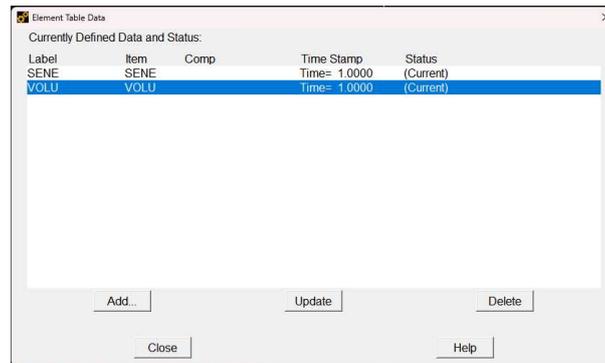


Figura 2.25: Finestra per l'estrazione dei dati necessari per il calcolo del SED mediato

Main Model → *GeneralPostproc* → *Element Table* → *Sum of each item*

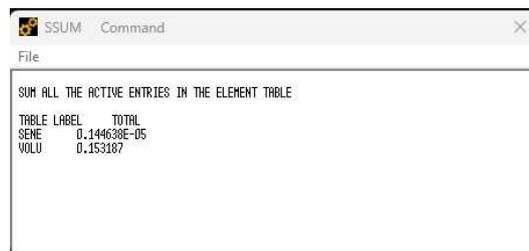


Figura 2.26: Valori di SENE e VOLU, rispettivamente energia di deformazione e volume del volume di controllo per il giunto Maddox

- Una volta estratti i risultati si può calcolare il valore del SED mediato:

$$SED = \frac{SENE}{VOLU} \left[\frac{MJ}{m^3} \right] \quad (2.3)$$

2.3.2 Risultati SED

Andando a sfruttare la lineare elasticità, il valore del SED mediato per le diverse condizini di carico può essere definito come segue:

$$SED_{gen} = \left(\frac{\Delta\sigma_{gen}}{\Delta\sigma_{ref}} \right)^2 SED_{ref} \quad (2.4)$$

Dove SED_{gen} e $\Delta\sigma_{gen}$ si riferiscono ai valori generici SED , $\Delta\sigma_{nom} = \Delta\sigma_{gen}$ usato nelle prove sperimentali, mentre SED_{ref} e $\Delta\sigma_{ref}$ sono valori noti usati nell'analisi FEM . I risultati ottenuti sono raccolti in tabella 2.15

Numero serie/referenza/Geometria/carico	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	SED [MJ/m ³]	N [cicli]
1/Maddox (1987) croce/trazione	200	0.37858565	192000
	140	0.185506969	507000
	100	0.094646413	2937000
	80	0.060573704	4297000
12/Gurney (1991) croce/trazione	150	0.854424821	109000
	120	0.546831885	224000
	100	0.379744365	322000
	65	0.160441994	1153000
	55	0.11487267	2147000
16/Gurney (1991) croce/trazione	260	0.803771312	120000
	220	0.575481235	200000
	180	0.385239505	302000
	140	0.23304612	744000
	120	0.171217558	1180000
	110	0.143870309	2158000
23/Gurney (1997) T/flessione	300	0.41902433	135000
	260	0.31473383	237000
	200	0.186233035	407000
	190	0.168075314	573000
	180	0.150848759	665000
	160	0.119189143	1525000
	150	0.104756082	1534000
	140	0.091254187	2601000

Tabella 2.15: Risultati SED per i diversi provini

I risultati ottenuti sono stati elaborati statisticamente andando a costruire delle bande di dispersione con probabilità di sopravvivenza del 2.3%,50% e 97.7%, i risultati sono in figura 2.28

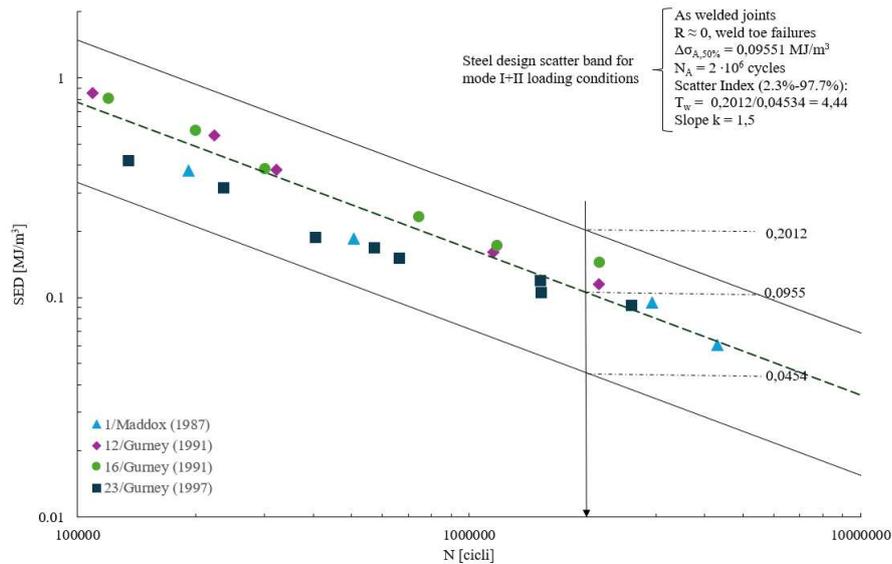


Figura 2.27: Bande di dispersione statistica del SED a pendenza imposta $m = 1.5$ per i dati a disposizione, Maddox e Gurney,

Queste vengono poi confrontate con quelle che si trovano in letteratura.

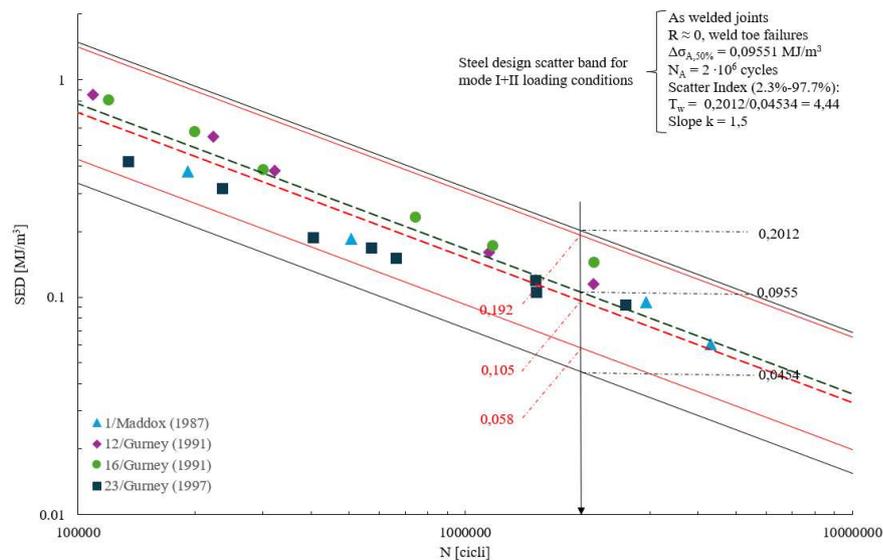


Figura 2.28: Bande di dispersione statistica del SED per i dati a disposizione, Maddox e Gurney, in nero e bande di dispersione statistica dalla letteratura, in rosso.

Al numero di cicli di riferimento ($2 \cdot 10^6$) si nota una differenza tra le bande, questa è dovuta alla minore quantità di dati elaborati nel presente lavoro. Si può osservare come la banda calcolata sia più ampia rispetto a quella della letteratura, ciononostante i dati studiati cadono all'interno di quest'ultima.

	N [cicli]	$\Delta SED_{97,7}$ [MJ/m ³]	ΔSED_{50} [MJ/m ³]	$\Delta SED_{2,3}$ [MJ/m ³]
Dati Studiati	2.00E+06	0.0454	0.0955	0.2012
letteratura	2.00E+06	0.058	0.105	0.192

Tabella 2.16: Confronto tra i dati studiati e la letteratura, per probabilità di sopravvivenza di 2.3%, 50% e 97.7% a due milioni di cicli.

2.4 Applicazione del Peak Stress Method (PSM) con il software ANSYS®APDL

Il metodo delle tensioni di picco, PSM, permette una stima dei valori degli NSIF con un approccio rapido, con mesh più grossolane rispetto a quelle adottate per il metodo SED e per l'applicazione rigorosa per il calcolo degli N-SIF. È possibile fermarsi al calcolo della $\Delta\sigma_{eq,peak}$ ed adottare tale valore come parametro critico senza la necessità di calcolare il valore del ΔK_1 .

Si procederà ora all'applicazione di tale metodo al giunto Maddox 1987, l'applicazione del metodo agli altri giunti è la medesima.

2.4.1 costruzione del modello

in Ansys®Mechanical APDL si va ad impostare l'elemento PLANE182 attivando le opzioni: "Simple enhanced strain" e "Plane strain".

Il provino è sollecitato di puro modo I, presenta un angolo di apertura $2\alpha = 135^\circ$, ed essendo nel caso 2D si usano elementi piani a 4 nodi (Plane 182) si ricavano dunque dalla figura 1.12 i seguenti valori:

2α	λ_1	e_1	K_{FE}^*	R_c
135	0.674	0.117	$1.38 \pm 3\%$	0.28

Il modello viene discretizzato con una mesh free, la dimensione di elemento "d" seguendo quanto indicato in figura 1.13, si ottiene considerando la dimensione di riferimento del giunto "a", pari a metà dello spessore del piatto principale (6.5mm) ed un parametro di calibrazione. Si ha che:

$$\left(\frac{a}{d}\right)_{min} = 3 \quad (2.5)$$

Quindi la massima dimensione di mesh utilizzabile per questo giunto è:

$$\left(\frac{a}{d}\right)_{min} = 3 \simeq 2 \quad (2.6)$$

Si calcola infine il fattore correttivo f_{w1} :

$$f_{w1} = K_{FE}^* \cdot \sqrt{\frac{2e_1}{1-\nu^2}} \left(\frac{d}{R_c}\right)^{1-\lambda_1} = 1.328 \quad (2.7)$$

Una volta discretizzata la geometria si osserva se il nodo nella singolarità è condiviso da 2 elementi, dato che l'angolo di apertura $2\alpha > 135^\circ$. La condizione è rispettata come si vede in figura 2.29

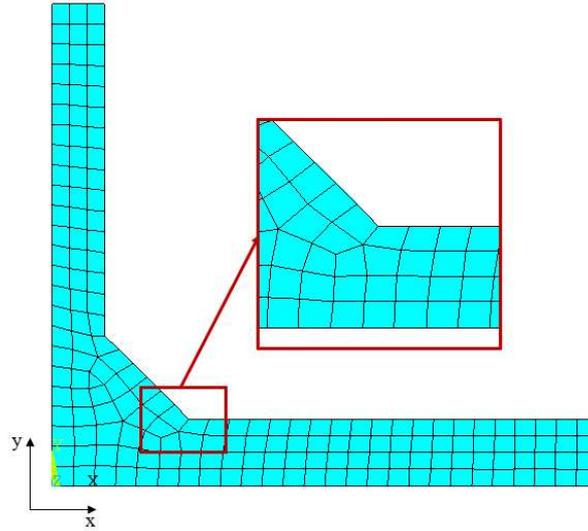


Figura 2.29: Mesh adottate per andare ad eseguire il calcolo del SED

Implementati carichi e vincoli si avvia la soluzione :

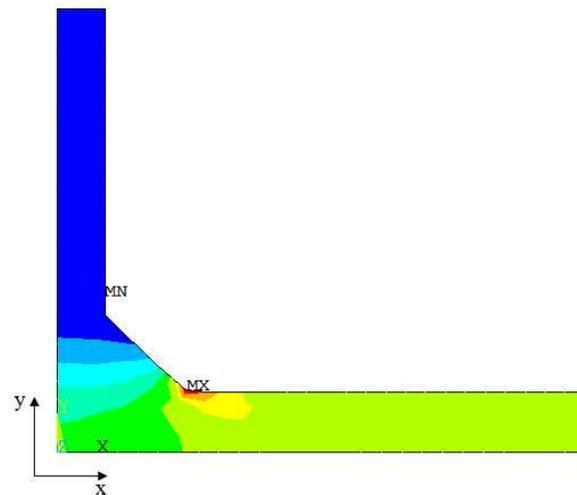


Figura 2.30: soluzione del modello agli elementi finiti PSM

Si può procedere ora al calcolo della tensione di picco equivalente ($\Delta\sigma_{eq,peak}$). Dato che il giunto è sottoposto al solo modo I, la $\Delta\sigma_{eq,peak}$ corrisponde alla $\Delta\sigma_{11,FEM}$ al piede del cordone di saldatura. Partendo dall'equazione 1.13 si ottiene:

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = \sqrt{c_{w1} f_{w1}^2 \Delta\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}^2} = f_{w1} \Delta\sigma_{11, FEM} = 1.9995 \text{ MPa} \quad (2.8)$$

2.4.2 Risultati del PSM

Andando a sfruttare la lineare elasticità, il valore della $\Delta\sigma_{eq,peak}$ per le diverse condizioni di carico può essere definito dalla seguente formula:

$$\Delta\sigma_{eq,peak,gen} = \frac{\Delta\sigma_{gen}}{\Delta\sigma_{ref}} \Delta\sigma_{eq,peak,ref} \quad (2.9)$$

Con $\Delta\sigma_{eq,peak,gen}$ e $\Delta\sigma_{gen}$ i valori generici della tensione di picco e tensione nominale che devono essere determinati, con $\Delta\sigma_{ref}$ e $\Delta\sigma_{eq,peak,ref}$ i valori di riferimento noti.

I risultati ottenuti sono raccolti nella seguente tabella 2.17

Numero serie/referenza	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$	N [cicli]
1/Maddox (1987) croce/trazione	200	411.7373601	192000
	140	288.2161521	507000
	100	205.8686801	2937000
	80	164.6949441	4297000
12/Gurney (1991) croce/trazione	150	623.49581	109000
	120	498.796648	224000
	100	415.6638733	322000
	65	270.1815176	1153000
	55	228.6151303	2147000
16/Gurney (1991) croce/trazione	260	602.9765006	120000
	220	510.2108851	200000
	180	417.4452696	302000
	140	324.6796542	744000
	120	278.2968464	1180000
	110	255.1054426	2158000
23/Gurney (1997) T/flessione	300	435.845068	135000
	260	377.7323923	237000
	200	290.5633787	407000
	190	276.0352097	573000
	180	261.5070408	665000
	160	232.4507029	1525000
	150	217.922534	1534000
	140	203.3943651	2601000

Tabella 2.17: Risultati dell'elaborazione dei dati con PSM

Successivamente viene fatta una rielaborazione statistica dove vengono calcolate le bande di dispersione per una probabilità di sopravvivenza del 2.3%, 50% e 97.7%, queste vengono poi confrontate con quelle che si trovano in letteratura, il risultato è la figura 2.31

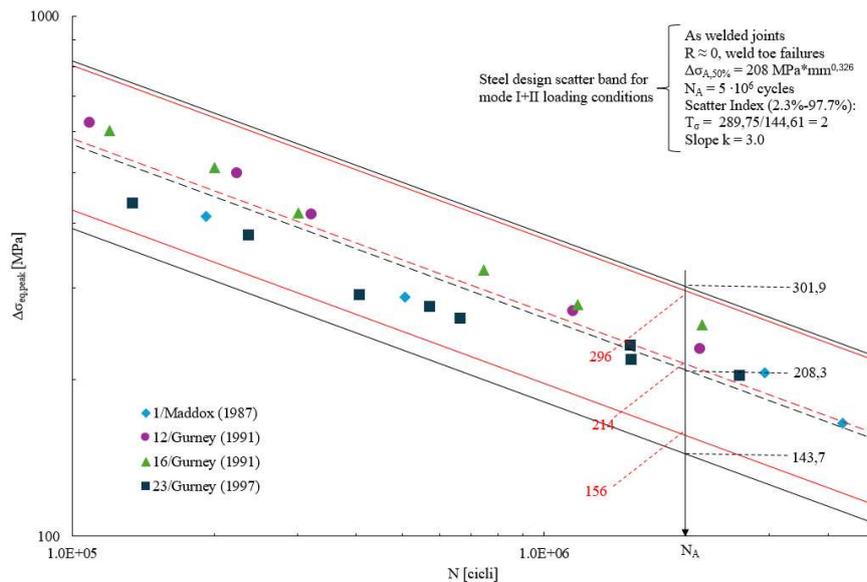


Figura 2.31: Bande di dispersione statistica del PSM per i dati a disposizione, Maddox e Gurney, in nero e bande di dispersione statistica dalla letteratura, in rosso

2.5 Analisi della geometria tridimensionale

L'ultimo giunto analizzato in questo capitolo è il giunto studiato da P. Gandhi & Stig Berge nel 1998. Il giunto è composto da un tubo cavo a sezione circolare saldato sulla parete di un tubo cavo a sezione quadrata con la saldatura a piena penetrazione. Lo scopo dell'analisi è studiare l'andamento delle tensioni equivalenti di picco lungo il piede del cordone di saldatura lato *Brace* e lato *Chord* ed osservare le differenze quando si applicano elementi differenti, Brick 8 nodi, Tetraedrici a 4 nodi e Tetraedrici a 10 nodi.

Il materiale del provino è acciaio strutturale con tensione di snervamento di 355 MPa , modulo di Young $E = 206000\text{ MPa}$ e coefficiente di Poisson $\nu = 0.3$, si lavora in ipotesi di lineare elasticità e di materiale isotropo.

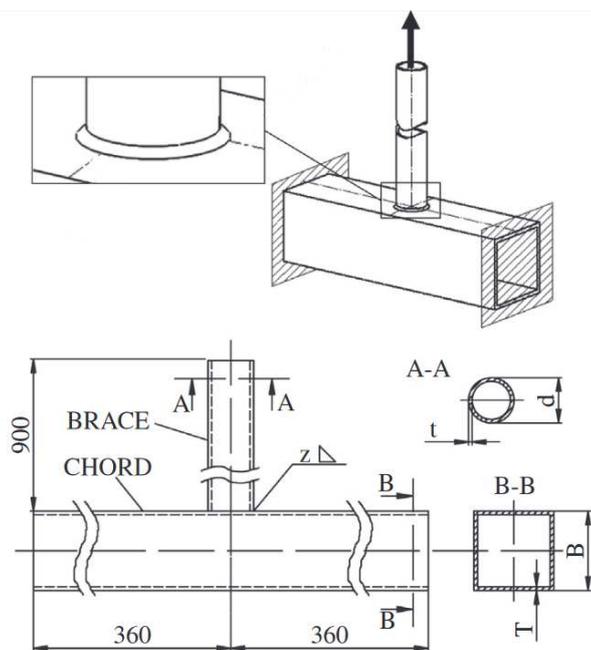


Figura 2.32: Geometria del giunto saldato studiato da Gandhi

Nell'articolo Gandhi testa 7 serie di provini, per l'analisi svolta in questo lavoro si è fatto riferimento alla serie 1, le cui dimensioni sono riportate in tabella 2.18

N° serie	B [mm]	T [mm]	d [mm]	t [mm]	z [mm]
1	200	10	51	6.3	6.3

Tabella 2.18: Dimensioni della geometria del provino in figura 2.32 corrispondenti alla serie 1 dell'articolo [16]

I dati forniti da Gandhi nel suo articolo sono definiti in funzione delle tensioni nominali ($\Delta\sigma_{nom}$) e del numero di cicli a rottura. L'autore va a dare tre definizioni per la rottura: First visible crack(N2), quando la cricca è visibile ad occhio nudo, Through the thickness crack(N3), quando la cricca è passante, Failure of the specimen(N4), quando si ha la rottura del provino (In base a queste definizioni si andranno a fare delle considerazioni alla fine del capitolo).

2.5.1 Modellazione del giunto Gandhi con il software ANSYS®APDL

Per la geometria del giunto e per come sono disposti carichi e vincoli è possibile andare a sfruttare i due piani di simmetria per modellare solo 1/4 del provino.

La modellazione è stata fatta utilizzando il linguaggio di programmazione APDL (Ansys Parametric Design Language), si veda l'appendice A.

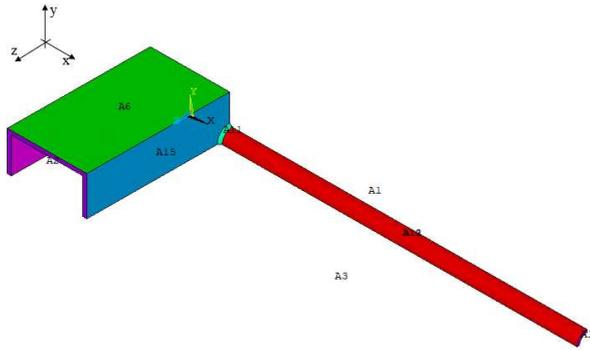


Figura 2.33: soluzione del modello agli elementi finiti PSM

1. La geometria è stata creata per step: prima si sono posizionati i keypoints, poi le linee, le aree ed infine il volume.
2. successivamente sono stati assegnati i vincoli, come in figura 2.34 ed i carichi, 2.35

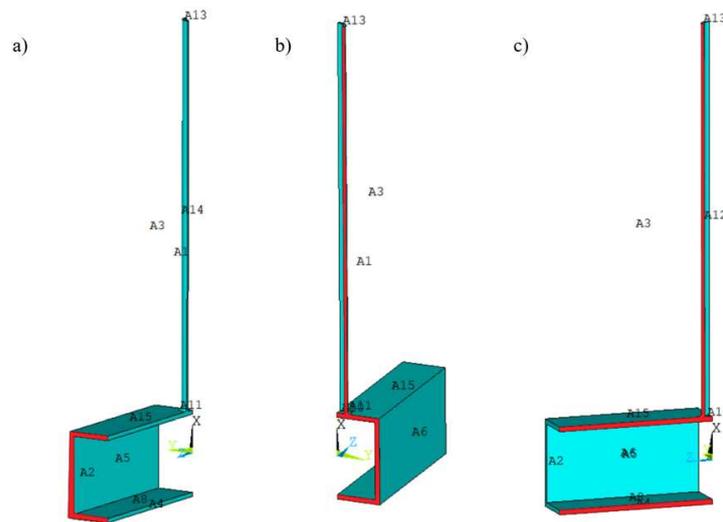


Figura 2.34: a) posizionamento dei vincoli ($u_x=u_y=u_z=0$), b) e c) posizionamento delle simmetrie

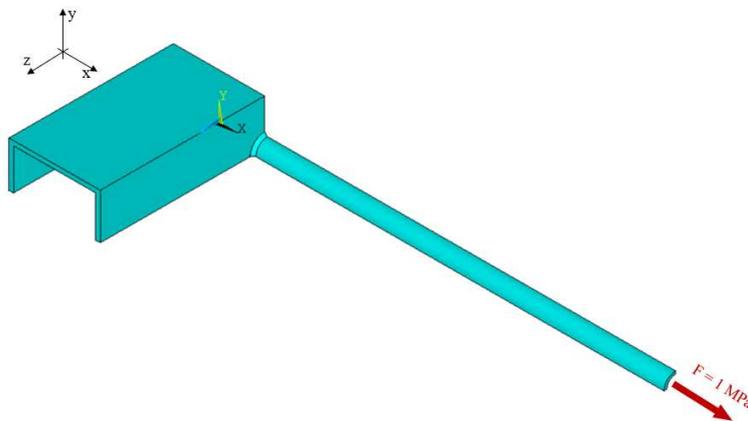


Figura 2.35: Carico di trazione applicato alla superficie libera del profilato cilindrico.

2.5.2 Applicazione del PSM con elementi brick ad 8 nodi (SOLID185)

Come visto al paragrafo 1.2.3 per applicare il metodo delle tensioni di picco quando si adottano elementi Brick ad 8 nodi (SOLID 185 in Ansys®) si rende necessaria la tecnica della sotto modellazione.

Main Model

La realizzazione del *Main Model* avviene impostando l'elemento tetraedrico a 10 nodi (in Ansys® APDL, SOLID187) con l'opzione "Pure Displacement" attiva.

L'individuazione della *Cut Boundary* si esegue grazie allo studio della convergenza delle tensioni principali σ_{11} dei due bordi indicati in figura 2.36. Si confrontano i risultati ricavati da due diverse dimensioni di mesh, una a $d = 6\text{mm}$ ed una seconda con $d = 4\text{mm}$.

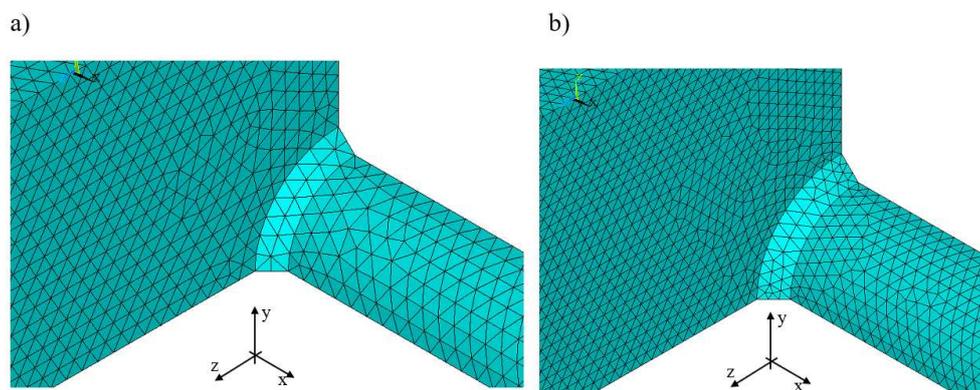


Figura 2.36: Discretizzazione del modello in elementi tetraedrici a 10 nodi, rispettivamente con dimensione media di mesh, $d = 6\text{mm}$ a), $d = 4\text{mm}$ b)

Si traccia un "Path" lungo il bordo indicato in figura 2.38 con una freccia rossa e si estraggono le tensioni lungo la direzione y. L'operazione si svolge per entrambe le dimensioni della mesh, il risultato è il diagramma in figura 2.38.

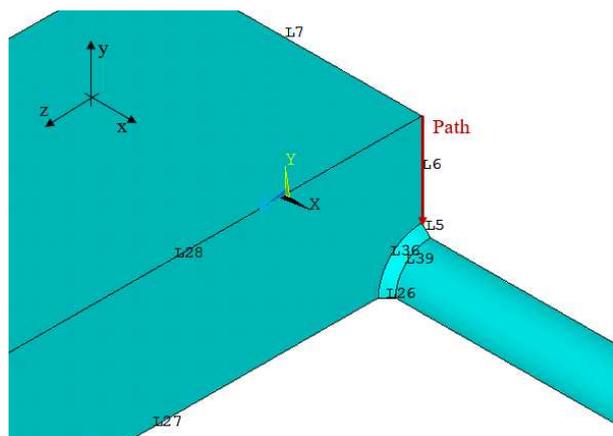


Figura 2.37: Path per lo studio della convergenza e la conseguente individuazione della *Cut Boundary*

Confrontando i risultati ottenuti si può capire dove posizionare la *Cut Boundary*, nel nostro caso ad una distanza $x \simeq 60\text{mm}$ dal cordone di saldatura, sia dal lato del profilato circolare che da quello quadrato.

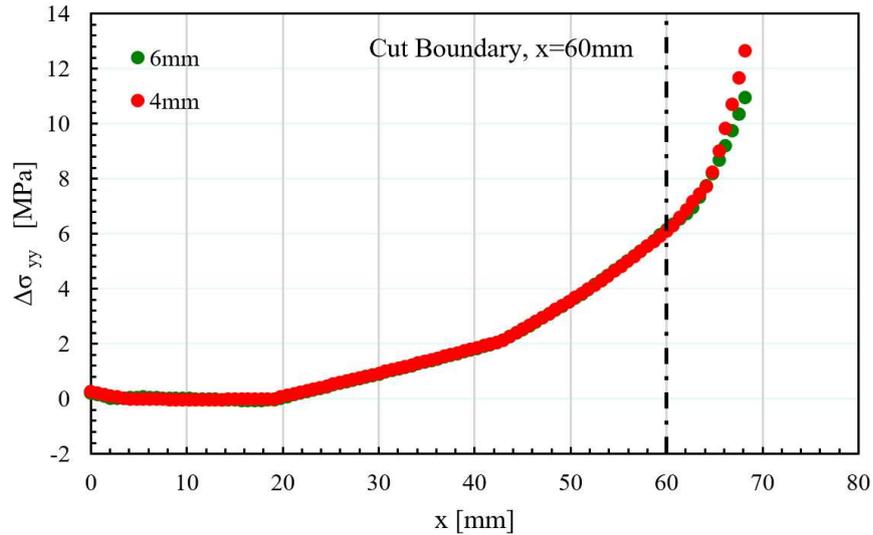


Figura 2.38: Path per lo studio della convergenza e la conseguente individuazione della *Cur Boundary*

Definizione del Sub Model

Il provino è sollecitato prevalentemente di puro modo I e presenta un angolo di apertura $2\alpha = 135^\circ$. Utilizzando l'elementi Brick ad 8 nodi dalla figura 1.12 si ricavano i seguenti valori per applicare l'approccio:

2α	λ_1	e_1	K_{FE}^*	R_C
135°	0.674	0.117	$1.38 \pm 3\%$	0.28 mm

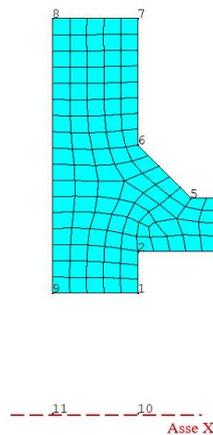


Figura 2.39: Superficie laterale dalla quale si estruderà il "Sub Model"

La superficie laterale della geometria come quella in figura 2.39 si discretizza con gli element PLANE182 (con opzione 1 posta su *Simple Enhanced Strain*), in questa prima fase l'unico accorgimento che si dovrà avere è che i vertici dei due spigoli vivi siano condivisi da due elementi.

come fatto per i paragrafi precedenti la dimensione della mesh viene scelta rispettando la disuguaglianza 2.10.

$$\left(\frac{a}{d}\right)_{min} = 3 \quad (2.10)$$

$$d < \frac{a}{3} = \frac{6.3}{3} = 2.1 \text{ mm} \quad (2.11)$$

La dimensione massima di mesh risulta di 2.1 mm , si è scelto di imporre una mesh con dimensione media $d = 2 \text{ mm}$.

Svolti questi passaggi preliminari si comincia con la modellazione e lo studio del sottomodello:

1. Si aggiunge alla libreria degli elementi, l'elemento SOLID 185 ovvero l'elemento Brick a 8 nodi, con Key option K1 impostata su "Simple Enhanced Strain".
2. Si continua con un estrusione con rivoluzione (90°) attorno ai nodi 10, 11 mostrati in figura 2.39, andando ad estrarre l'elemento SOLID 185, ed impostando un numero di elementi adeguato, tale da generarli in una forma il più possibile cubica lungo i due cordoni di saldatura.

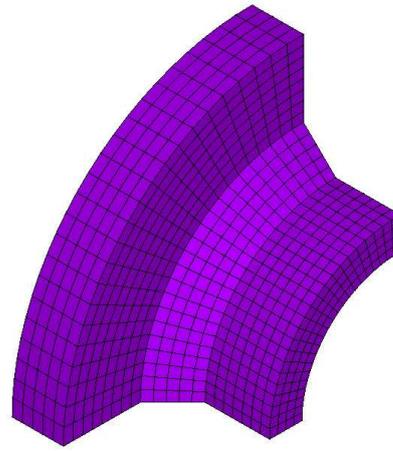
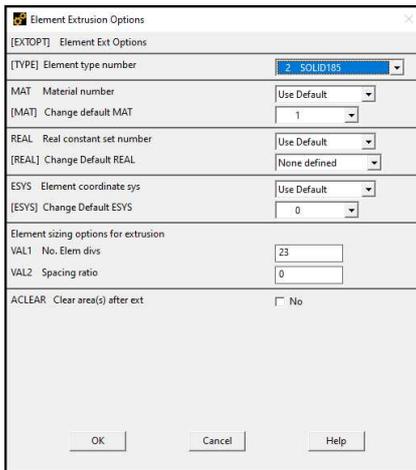


Figura 2.40: A sinistra la finestra delle impostazioni per l'estrusione, a destra il risultato dell'estrusione con rivoluzione

Main Model → *Preprocessor* → *Modeling* → *Operate* → *Extrude*
→ *Areas* → *About Axis*

3. La mesh dell'area di partenza dev'essere eliminata

Main Model → *Preprocessor* → *Mesching* → *clear* → *Areas*

4. Si applicano i vincoli di simmetria al sotto-modello:

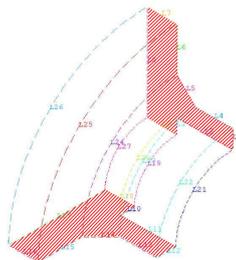


Figura 2.41: In rosso si evidenziano le superfici con il vincolo di simmetria

5. Si selezionano i nodi che giacciono sulla *Cut Boundary*, come mostrato in figura 2.42 e si trascrive un file di nodi:

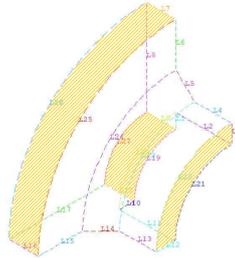


Figura 2.42: In giallo sono evidenziate le superfici che giacciono sulla *Cut Boundary*

Utility Menu → *Select* → *Entities* → *Areas*

Utility Menu → *Select* → *Entities* → *Nodes* → *Attached to* → *Areas, all*

Main Menu → *Preprocessor* → *Modeling* → *Create* → *Nodes* → *Write Node File*

6. Successivamente si riapre il modello principale. Nel *Postprocessor* si genera un file con estensione ".cbdo" contenente i valori degli spostamenti dei nodi della *Cut Boundary*:

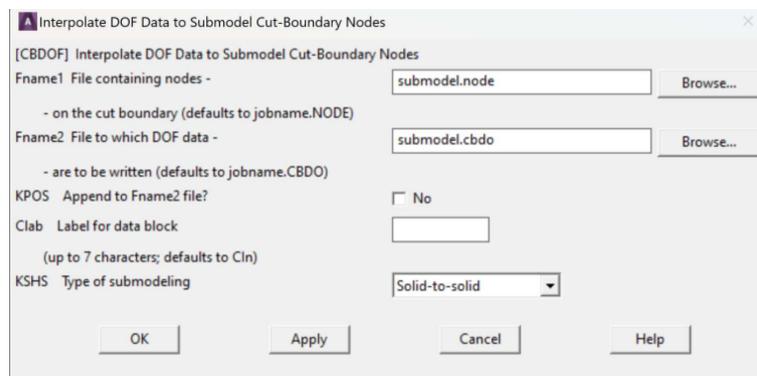


Figura 2.43: Finestra corrispondente ad *interpolate DOF* in Ansys®

Main Menu → *General Postproc* → *Submodeling* → *interpolate DOF*

7. Si riapre il sottomodello, vengono applicati gli spostamenti ricavati dal modello principale alla *Cut Boundary*

Utility Menu → *file* → *Read Input From* → *file.cbdo*

8. Si risolve il sottomodello

Main Menu → *Solution* → *Solve* → *Current LS*

2.5.3 Analisi dei risultati del PSM con elementi Brick ad 8 nodi (SOLID 185)

Per applicare il PSM a modelli 3D in Ansys®Mechanical APDL, è importante disattivare il *Powergraphics* per valutare le tensioni di picco in fase di posts processor.

Toolbar → *Powergrph* → *Off*

Si procede ora ad individuare la tensione di apertura $\Delta\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$, per fare ciò si costruisce un sistema di riferimento locale per ogni nodo appartenente all'apice dell'intaglio. Si opta per una terna cartesiana di assi x, y, z con asse x corrispondente alla bisettrice dell'intaglio e z come asse tangente alla curvatura del cordone di saldatura. La tensione di apertura di modo I in questo sistema di riferimento sarà la $\Delta\sigma_{yy}$.

Per il posizionamento dei sistemi di riferimento locale sono stati fatti i seguenti passaggi:

1. Si crea un nuovo sistema di riferimento e lo si trasferisce sul nodo desiderato (corrispondente all'apice dell'intaglio).

Utility Menu → *Workplane* → *Display Working Plane*

Utility Menu → *Workplane* → *Offset Work Plane to* → *Keypoint*

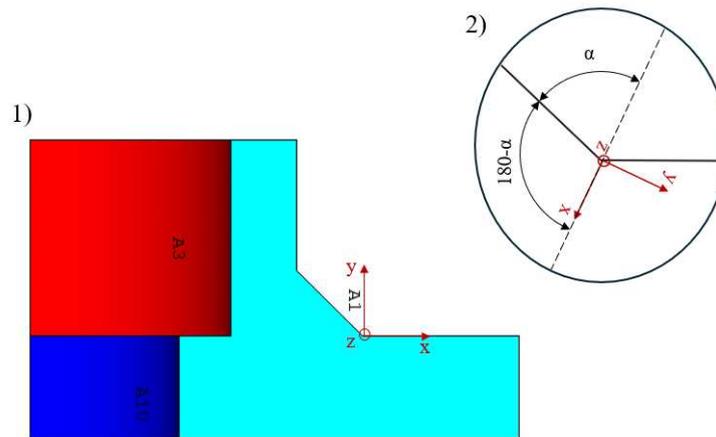


Figura 2.44: Rappresentazione del posizionamento del sistema di riferimento locale, 1) posizionamento del sistema sul nodo del cordone di saldatura, 2) rotazione fino a far corrispondere l'asse X alla bisettrice dell'angolo di apertura

2. Si procede alla rotazione del sistema di riferimento creato disponendo gli assi come descritto sopra.

Utility Menu → *Workplane* → *Offset WP by increments* → *Degrees*

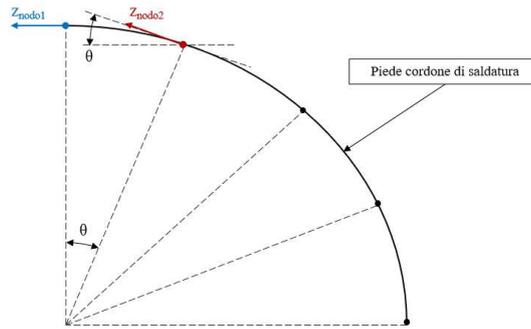


Figura 2.45: Rappresentazione della rotazione del sistema di riferimento locale in modo tale che l'asse z sia sempre tangente al piede del cordone di saldatura

3. Si nominano il sistema di riferimento numerandolo (ricordando che i numeri disponibili sono dal 11 in poi, i primi dieci sono già implementati all'interno del programma) e lo si attiva.

Utility Menu → *Workplane* → *Local Coordinate Systems* → *Create a local Cs*
 → *At WP origin*

Main Menu → *General Postproc* → *Option for Outp*

4. Si ripete l'operazione per ogni nodo assicurandosi che gli angoli di rotazione siano corretti.

La seguente procedura è stata implementata in un ciclo *DO* nel linguaggio di programmazione APDL. Nello script mostrato in figura 2.47 basta inserire::

- L'angolo di rotazione per porsi sulla bisettrice
- L'unità di angolo per impostare la tangenza tra asse e curva (θ in figura 2.45)
- Il numero iniziale della sequenza dei nodi

```

16 !P= ANGOLO TRA IL NODO I ED IL NODO I+1
17 |
18 *DO,I,QI,QF,STEP
19 |
20 !SPOSTO IL SISTEMA DI COORDINATE LOCALI DALL'ORIGINE 0;0;0 AL NODO INDICATO
21 NMPAVE,1112+I
22 !ROTAZIONI DEI PIANI DEL NUOVO SISTEMA DI COORDINATE LOCALI
23 !ROTAZIONE DELL'ASSE Z PER ESSERE TG ALLA CURVA
24 WPROTA,0,I*P,
25 !ROTAZIONE DELL'ASSE X PER ESSERE CORRISPONDENTE ALLA BISETRICE DELLO SPIGOLO VIVO
26 WPROTA,112.5+90,,
27 !ATTIVAZIONE DEL SISTEMA DI COORDINATE LOCALI ==> CSWPLA, KCN, KCS, PAR1, PAR2
28 CSWPLA,11+I,0,,
29 !RIGENTRO IL TUTTO E MI RIPORTO AL SISTEMA DI COORDINATE GLOBALI ==> WPCSYS, WN, KCN
30 WPCSYS,1,0
31 |
32 *ENDDO

```

Figura 2.46: Script APDL per ruotare il sistema di riferimento locale

Successivamente sempre grazie all'implementazione di un ciclo *DO* nel linguaggio APDL è possibile andare a trascrivere in un *file.txt* le tensioni di apertura, un estratto del codice è presente in figura ??

```

122 !calcolo delle tensioni sul cordone di saldatura
123 !LATO CHORD
124 /PREP7
125 *CFOPEN,tetra_chord,txt,,APPEND
126 *CFWRITE,n_nodo,tensione_yy
127 *CFCLOSE
128
129 FINISH
130 |
131 !P= ANGOLO TRA IL NODO I ED IL NODO I+1
132 !I= PARAMETRO CHE ANDRA' A VARIARE DURANTE IL CICLO
133 P=3.6
134 I=1
135 QI=1
136 QF=25
137 STEP=1
138 *DO,I,QI,QF,STEP
139
140
141 /POST1
142 RSYS,11+I
143 /GRAPHICS,FULL
144
145 *GET,tensione_yy,NODE,76112+I, S, Y
146
147 *CFOPEN,tetra_chord,txt,,APPEND
148 *CFWRITE,76112+I,tensione_yy
149 *CFCLOSE
150 *ENDDO
151
152 FINISH

```

Figura 2.47: Script APDL per memorizzare le tensioni di picco negli n sistemi di riferimento

Estratte le tensioni dai due sottomodelli gli andamenti rilevati sono stati tradotti in tensioni equivalenti di picco e diagrammati. Nella figura 2.48 si possono vedere i risultati ottenuti.

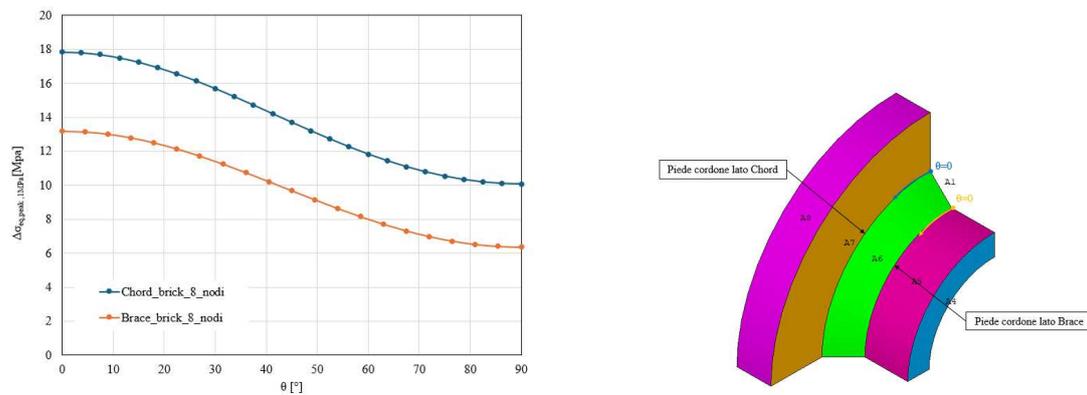


Figura 2.48: Andamento delle tensioni di picco equivalenti per i piedi del cordone di saldatura imponendo 1 MPa come tensione di trazione

La tensione applicata nella prova sperimentale al provino è di 33.22 MPa, sfruttando la lineare elasticità le massime tensioni equivalenti di picco dei rispettivi piede cordone sono:

$$\Delta\sigma_{eq,peak,chord} = \Delta\sigma_{eq,peak,chord,1MPa} * 33.22 = 592.81 \text{ Mpa}$$

$$\Delta\sigma_{eq,peak,brace} = \Delta\sigma_{eq,peak,brace,1MPa} * 33.22 = 438.01 \text{ Mpa}$$

2.5.4 Applicazione del PSM con elementi tetraedrici a 4 nodi (SOLID 285)

L'utilizzo di elementi tetraedrici a 4 nodi nella procedura di calcolo del PSM non richiede di implementare la tecnica della sottomodellazione, di conseguenza si ha una maggiore efficienza nei tempi di applicazione del metodo rispetto all'uso degli elementi brick ad 8 nodi, ma come verrà mostrato in seguito una maggiore fluttuazione dei risultati. Facendo riferimento alla figura 1.12 per l'elemento Tetra-4 ed alla geometria del giunto, si adottano i parametri in tabella:

2α	Tipo Elemento	Tipo di Mesh	a [mm]	$\left(\frac{a}{d}\right)_{\min}$	d_{\max} [mm]
135°	SOLID285	Free	6.3	3	6.3

Come fatto per i paragrafi precedenti la dimensione della mesh viene scelta rispettando la disuguaglianza 2.12 . Come per i Brick 8 nodi il rapporto $\frac{a}{d}$ dev'essere minore di 3 :

$$\left(\frac{a}{d}\right)_{\min} = 3 \quad (2.12)$$

$$d < \frac{a}{3} = \frac{6.3}{3} = 2.1 \text{ mm} \quad (2.13)$$

Differentemente dell'analisi precedente con questo elemento vanno presi i seguenti accorgimenti:

1. Il nodo appartenente all'apice dell'intaglio appartenente anche alla superficie libera va escluso dall'analisi.
2. L'adozione dell'elemento tetraedrico a 4 nodi implica la formazione di una mesh irregolare, cosa che si ripercuote anche nei risultati, si calcola una media mobile delle tensioni di picco (equazione 2.14) per ridurre questa irregolarità:

$$\bar{\sigma}_{ij,peak,n=k} = \frac{\sigma_{ij,peak,n=k-1} + \sigma_{ij,peak,n=k} + \sigma_{ij,peak,n=k+1}}{3} \Bigg|_{n=\text{node}} \quad (2.14)$$

3. La tensione equivalente di picco media, viene calcolata a partire dal secondo nodo adiacente alla superficie libera, sul cordone di saldatura.

n_nodo	angolo di apertura	$\Delta\sigma_{yy}$	$\Delta\sigma_{peak}$	$\Delta\bar{\sigma}_{eq,peak}$
1	0	11.125		
2	3.6	10.50652787		
3	7.2	9.58135022	9.55987682	16.10422531
4	10.8	8.591752368	8.710546164	14.67347338
5	14.4	7.958535905	8.187973921	13.79316693
6	18	8.01363349	8.210142214	13.83051084

Figura 2.49: Estratto dei risultati per gli elementi tetraedrici a 4 nodi, da notare come la $\Delta\sigma_{eq,peak}$ sia calcolata a partire del terzo nodo

Come in precedenza si estraggono i risultati dal software *Ansys* e li si esporta in *Excel*, qui si applica l'equazione 2.14 . Andando a rappresentare i risultati in un diagramma ($\Delta\sigma_{eq,peak,1MPa} - \theta$), risulta un andamento come in figura 2.50

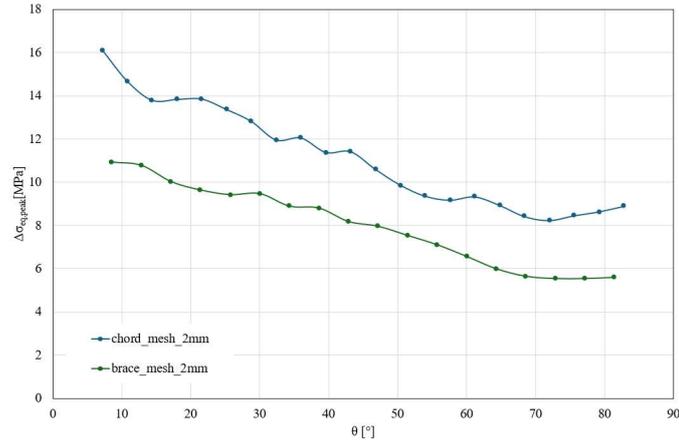


Figura 2.50: Andamento delle tensioni di picco equivalenti per elementi tetraedrici a 4 nodi con dimensioni di mesh media $d = 2\text{ mm}$

La tensione applicata nella prova sperimentale al provino è di 33.22 MPa , sfruttando la lineare elasticità le massime tensioni equivalenti di picco dei rispettivi piede cordone sono:

$$\Delta\sigma_{eq,peak,chord} = \Delta\sigma_{eq,peak,chord,1MPa} * 33.22 = 534.98\text{ Mpa}$$

$$\Delta\sigma_{eq,peak,brace} = \Delta\sigma_{eq,peak,brace,1MPa} * 33.22 = 363.13\text{ Mpa}$$

2.5.5 Applicazione del PSM con elementi Tetraedrici a 10 nodi (SOLID187)

Come per l'elemento tetraedrico a 4 nodi, l'implementazione dell'elemento tetraedrico a 10 nodi non necessita della sottomodellazione. Si procede quindi in maniera analoga a quanto fatto al paragrafo precedente 2.5.4.

Si ricorda che come detto al paragrafo 1.2.3 i nodi che giacciono sul piede del cordone di saldatura ed appartengono allo spigolo dell'elemento vanno esclusi dall'analisi, come mostrato dalla figura 2.51.

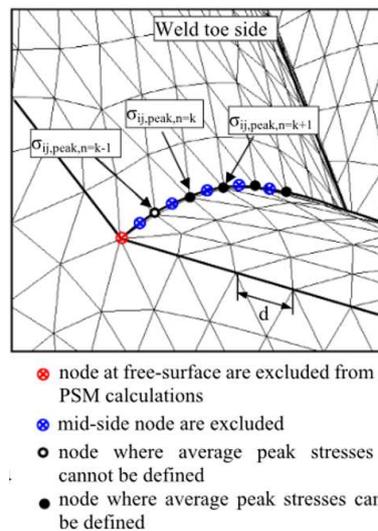


Figura 2.51: Nodi da considerare quando si applica il PSM ad un modello discretizzato con elementi Tetraedrici a 10 nodi

Tenenedo conto della modalità di carico, modo I, dell'angolo di apertura e del tipo di elemento utilizzato, seguendo le indicazioni in figura 1.12 si ha che:

2α	Tipo Elemento	Tipo di Mesh	a [mm]	$\left(\frac{a}{d}\right)_{\min}$	d_{\max} [mm]
135°	SOLID 187	Free	6.3	1	6.3

La dimensione massima della mesh viene calcolata risolvendo la disequazione 2.15:

$$\left(\frac{a}{d}\right)_{\min} = 1 \quad (2.15)$$

$$d < \frac{a}{1} = \frac{6.3}{1} = 6.3 \text{ mm} \quad (2.16)$$

La grandezza di elemento scelta ricade però su $d = 2 \text{ mm}$ per avere una buona discretizzazione del profilo circolare della saldatura.

Una volta eseguita l'analisi è bene ricordare che prima di estrarre i dati per il calcolo della tensione equivalente di picco va disattivato il *Powergraphics*.

Come descritto in precedenza si estraggono i risultati dal software *Ansys* e li si esportano in *Excel*, qui si applica l'equazione 2.14 , ai soli nodi giacenti ai vertici degli elementi ee giacenti sul piede del cordone di saldatura. Successivamente si vanno a rappresentare i risultati ottenuti in un grafico ($\Delta\sigma_{eq,peak,1MPa} - \theta$) come in 2.52

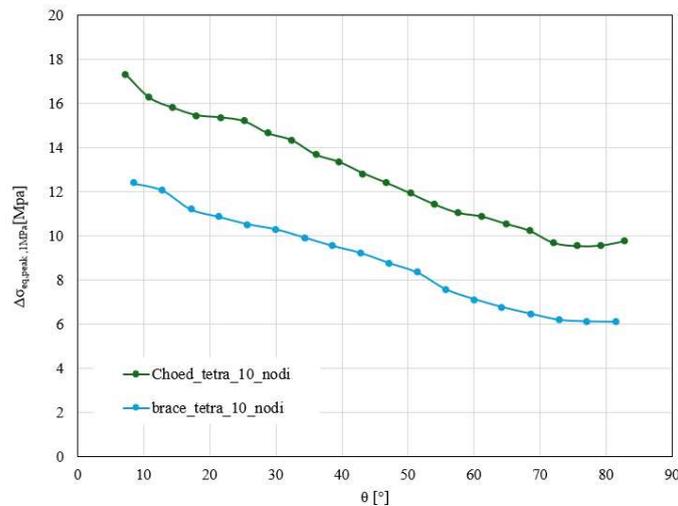


Figura 2.52: Andamento delle tensioni di picco equivalenti per elementi tetraedrici a 10 nodi con dimensioni di mesh media $d = 2 \text{ mm}$

La tensione applicata nella prova sperimentale al provino è di 33.22 MPa , sfruttando la lineare elasticità le massime tensioni equivalenti di picco dei rispettivi piede cordone sono:

$$\Delta\sigma_{eq,peak,chord} = \Delta\sigma_{eq,peak,chord,1MPa} * 33.22 = 576,2 \text{ Mpa}$$

$$\Delta\sigma_{eq,peak,brace} = \Delta\sigma_{eq,peak,brace,1MPa} * 33.22 = 411,68 \text{ Mpa}$$

2.5.6 Confronto dei risultati ottenuti con i vari elemnti

Calcolati gli andamenti delle tensioni equivalenti di picco per il piede di saldatura lato *Chord* e lato *Brace* gli si va a confrontare, da qui la figura 2.53 e la figura 2.54.

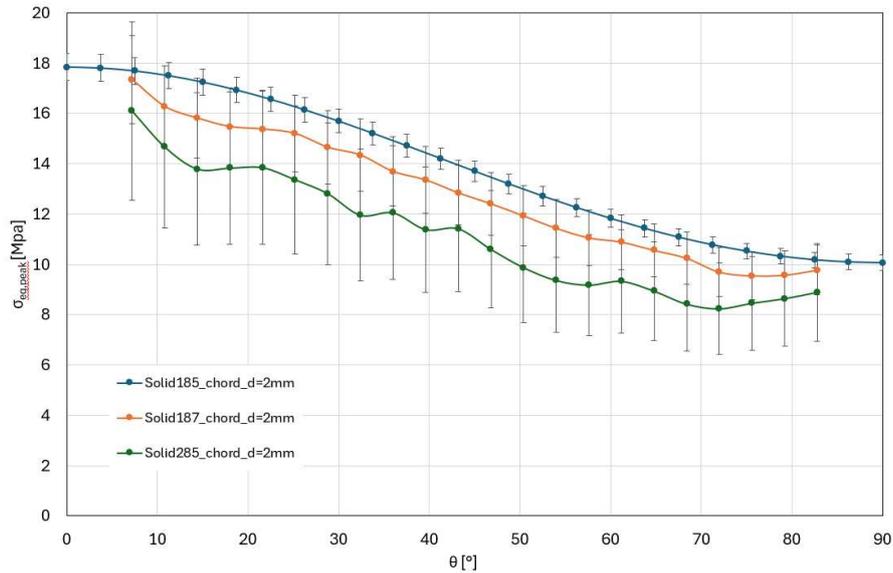


Figura 2.53: soluzione del modello agli alementi finiti PSM

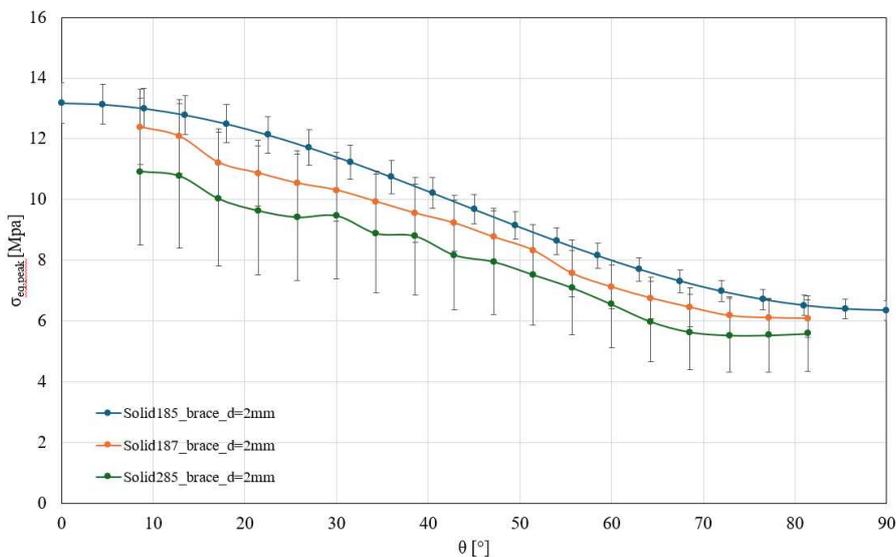


Figura 2.54: soluzione del modello agli alementi finiti PSM

Quando si vanno ad impostare, come nelle figure 2.53 e 2.54, le bande di errore rispetto al valore di ΔK_1 calcolato a partire dalla definizione, rispettivamente: per l'elemento Brick ad 8 nodi del 3%, per il Tetraedrico a 10 nodi del 10% e per il Tetraedrico a 4 nodi del 22%, si nota che si sovrappongono. Questo può portare a pensare ad una certa congruenza tra i risultati.

Le tensioni equivalenti di picco massime sono state inserite poi all'interno della curva di progettazione PSM di figura 2.55, considerando i diversi numeri di cicli a cui corrispondono diverse fasi della cricca:

- N2: "First visible crack" ovvero il numero di cicli al quale si innesca la cricca.

- N3: “Through the thickness crack” ovvero il numero di cicli nel quale si ha la propagazione della cricca.
- N4: “failure of the specimen” il numero di cicli in cui si ha la rottura completa del provino.

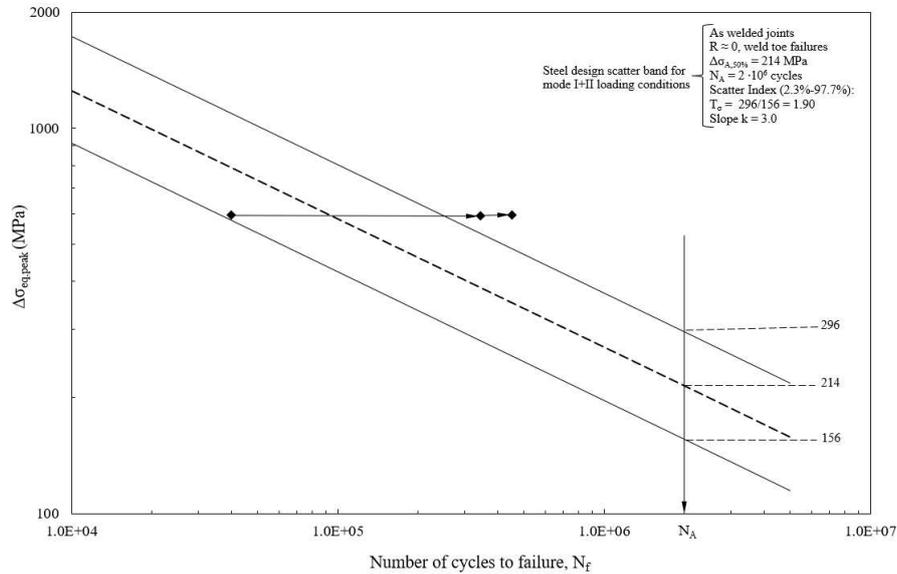


Figura 2.55: Curva di progettazione a fatica, con dati ottenuti con delle diverse fasi di crescita della cricca

2.6 Approfondimento e rianalisi della geometria tridimensionale

A partire dai risultati trovati nel paragrafo precedente si è voluto approfondire lo studio della geometria tridimensionale dell'articolo di *P. Gandhi* [16]. Sono state fatte due verifiche:

1. Si varia la dimensione degli elementi per capire la validità dei risultati
2. si studia la differenza dei risultati ottenuti quando $\Delta\sigma_{eq,peak} = \Delta\sigma_{11}$ anziché $\Delta\sigma_{yy}$ nel corrispondente sistema di riferimento locale.

variazione della dimensione di elemento

Come visto nelle figure 2.53 e 2.54 le tensioni equivalenti di picco risultanti con i tre diversi elementi presentano una differenza abbastanza sostanziosa, seppur, le bande di errore si intersechino tra loro andando in certi tratti a contenere i risultati calcolati con gli altri elementi.

Questa dispersione dei dati ha fatto sorgere dei dubbi sul procedimento svolto. Per comprendere la validità dei risultati calcolati si è proceduto a verificare: geometria, vincoli e carichi in prima istanza, la correttezza nelle equazioni e nelle costanti adottate per il caso studiato. Successivamente sono state calcolate soluzioni per i diversi tipi di elemento adottando grandezze d differenti, rispettivamente:

- diminuendo la dimensione degli elementi Cubici Brick ad 8 nodi, passando da una dimensioni $d = 2\text{ mm}$ a $d = 1\text{ mm}$.
- aumentando la dimensione dell'elemento Tetraedrico a 10 nodi, per il precedente studio è stata scelta una dimensioni di elemento minore rispetto a quella massima quindi si è provato ad aumentare la dimensione di studio, passando da una dimensioni $d = 2\text{ mm}$ a $d = 3\text{ mm}$.

Dal modello discretizzato con elementi Brick ad 8 nodi, la riduzione della dimensione di elemento ha portato ad una diminuzione delle tensioni sia al lato chord che nel lato brace, come si può vedere dalla figura 2.56.

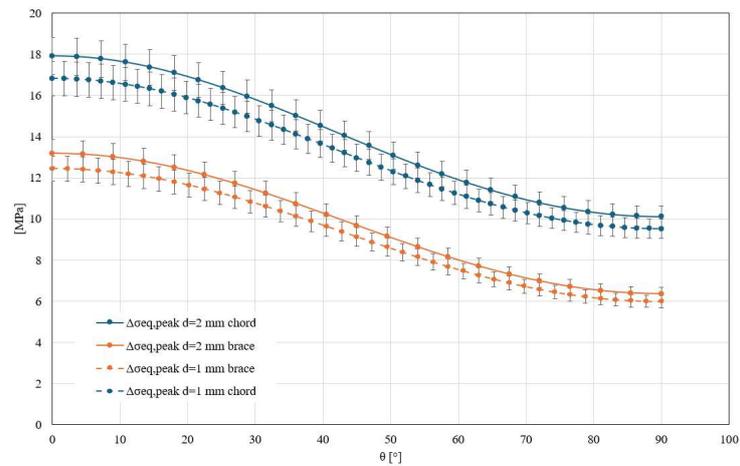


Figura 2.56: soluzione del modello agli elementi finiti PSM

Nello studiare il modello dove sono stati adottati elementi Tetraedrici a 10 nodi si è andati ad aumentare la dimensione della mesh, questo non ha portato ad una variazione dei risultati visibile quanto per gli elementi brick 8 nodi:

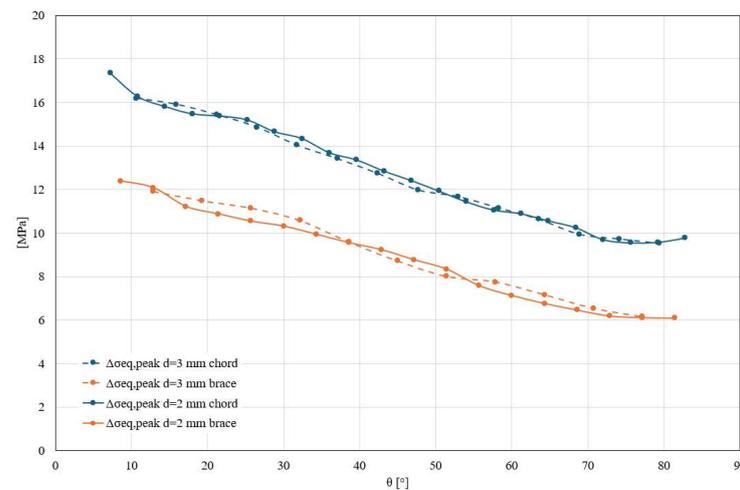


Figura 2.57: soluzione del modello agli elementi finiti PSM

Mettendo assieme i nuovi risultati è possibile vedere dalle figure 2.58, 2.59 come si abbia una maggiore congruenza negli andamenti delle tensioni, sia lato *Chord* che lato *Brace*:

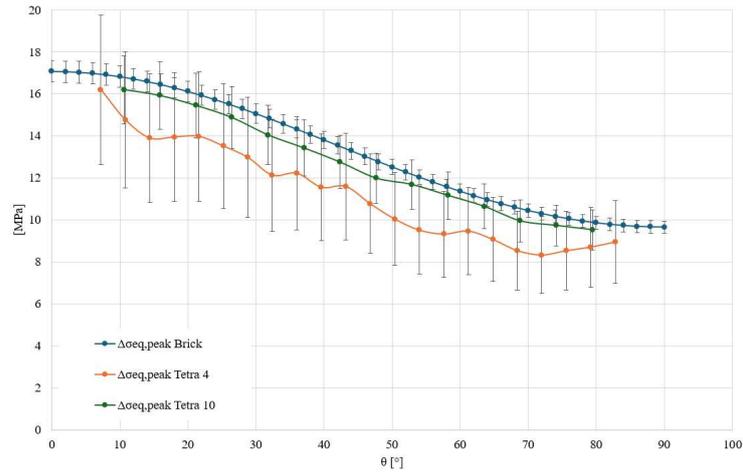


Figura 2.58: fig:Andamento delle tensioni equivalenti lato chord

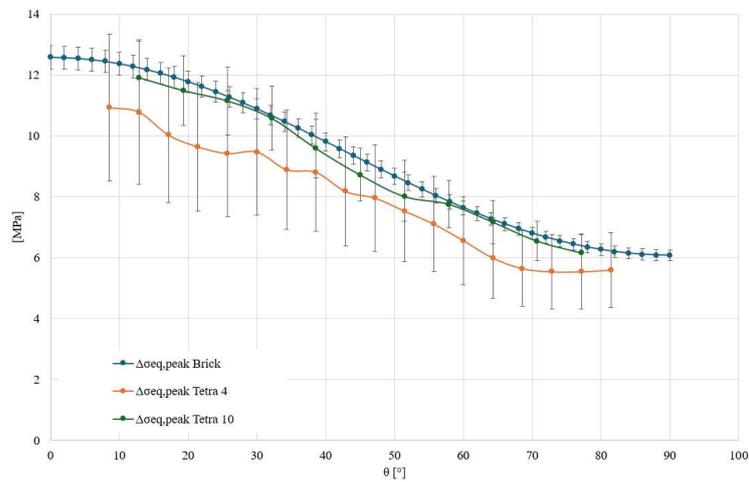


Figura 2.59: Andamento delle tensioni equivalenti lato brace

2.6.1 Utilizzo di $\Delta\sigma_{11}$ per il calcolo della tensione equivalente di picco

Questo confronto nasce dalla considerazione che al piede del cordone di saldatura si ha una sollecitazione di puro *modo I* dato che per l'angolo, $2\alpha = 135^\circ$ il *modo II* non ha un grado di singolarità. Si può quindi dire che le tensioni principali $\Delta\sigma_{11}$ siano molto simili alle tensioni di apertura $\Delta\sigma_{yy}$ per il corrispondente sistemi di riferimento. Facendo il confronto per ognuno dei tre elementi studiati risulta:

- Per l'elemento Brick ad 8 nodi, con una dimensione di elemento $d = 2\text{ mm}$, si ha una differenza dei risultati massima del 5% in un intorno dei 45° , come si vede in figura 2.60

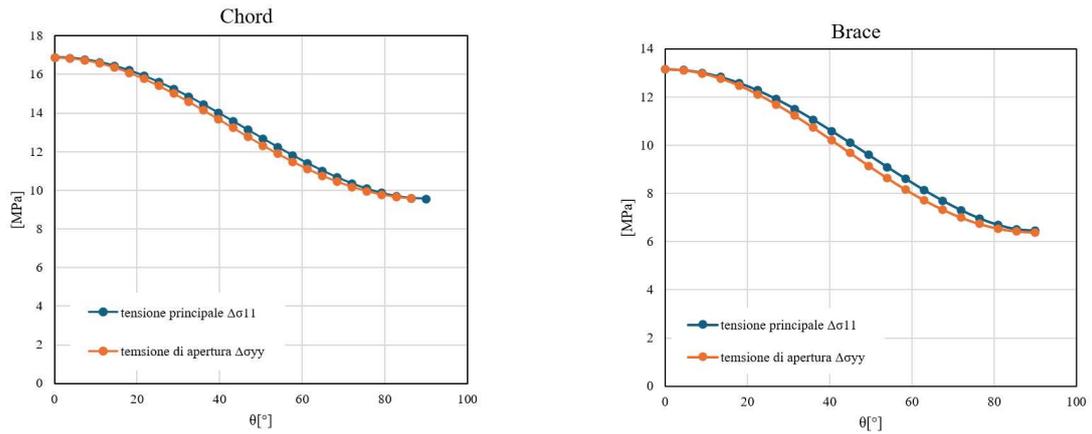


Figura 2.60: Confronto tra gli andamenti delle $\Delta\sigma_{11}$ e $\Delta\sigma_y$, sia per il lato chord che per il lato brace, Elemento Brick ad 8 nodi

- Per l'elemento Tetraedrico a 10 nodi, con una dimensione di elemento $d = 2\text{ mm}$, si ha una differenza dei risultati massima del 6% in un intorno dei 45° , come si vede in figura 2.61

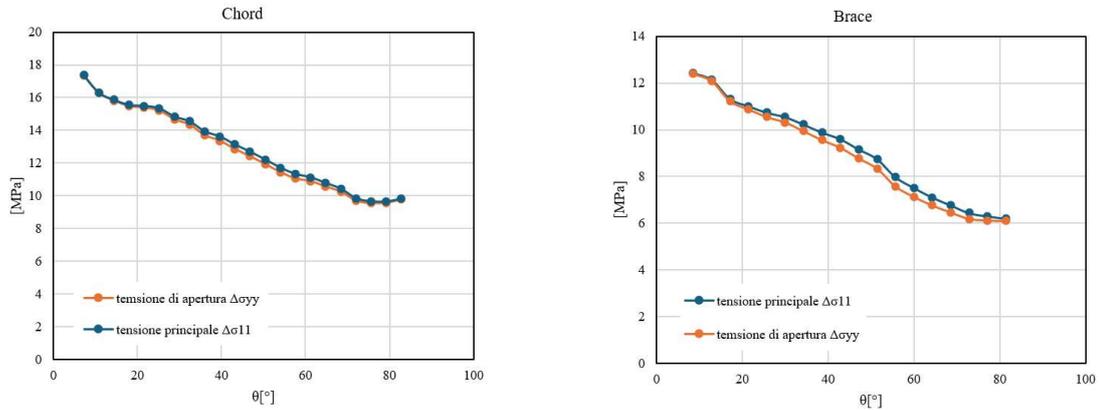


Figura 2.61: Confronto tra gli andamenti delle $\Delta\sigma_{11}$ e $\Delta\sigma_y$, sia per il lato chord che per il lato brace, Elemento Tetraedrico a 10 nodi

- Per l'elemento Tetraedrico a 4 nodi, con una dimensione di elemento $d = 2\text{ mm}$, si ha una differenza dei risultati massima del 14% in un intorno dei 45° , come si vede in figura 2.62

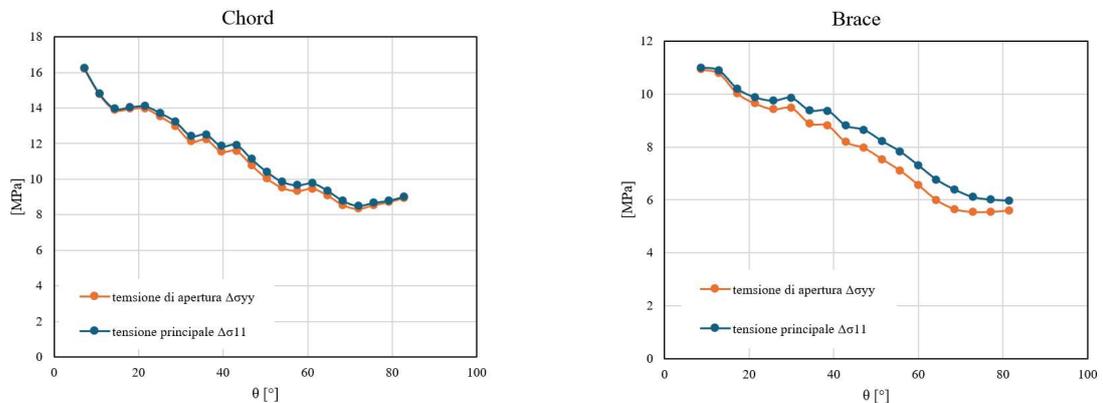


Figura 2.62: Confronto tra gli andamenti delle $\Delta\sigma_{11}$ e $\Delta\sigma_y$, sia per il lato chord che per il lato brace, Elemento Tetraedrico a 4 nodi

Dal confronto possiamo vedere come la zona più soggetta ad errore non corrisponda a quella dove si andrà ad innescare la cricca, in tale punto si ha un'ottima approssimazione per ogni elemento.

CAPITOLO 3

Trattamento post saldatura: High Frequency Mechanical Impact (HFMI)

I trattamenti post saldatura hanno lo scopo di migliorare le proprietà meccaniche del componente, di conseguenza aumentando la vita a fatica.

I trattamenti post saldatura possono essere generalmente divisi in due categorie principali, caratterizzate dal modo in cui apportano il miglioramento; si può avere una modifica della geometria locale e/o una riduzione delle tensioni di picco ed un miglioramento della qualità superficiale della zona trattata.

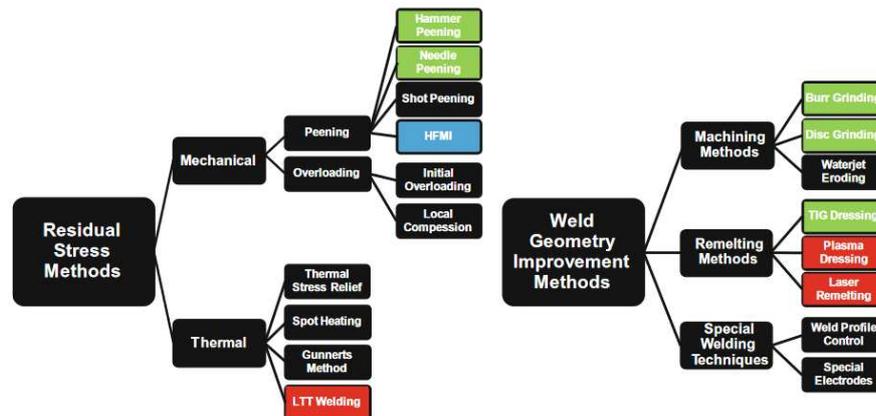


Figura 3.1: Tecniche per il miglioramento della resistenza di giunti saldati [1]

In riferimento alla figura 3.1 possiamo citare, tre tecniche che rappresentano le due categorie di miglioramento:

- *Burr-grinding* e al *TIG re-melting*, per il miglioramento della geometria, queste tecniche puntano all'eliminazione dei difetti a piede cordone e la riduzione della concentrazione delle tensioni.
- *Shot peening*, categorizzato nelle tecniche modificatrici delle tensioni residue, queste vanno solitamente ad indurre un campo tensionale di compressione intorno alla zona trattata, solitamente il piede cordone.

Sono presenti trattamenti che inglobano le due categorie, cioè, vanno sia a migliorare la geometria locale sia a modificare lo stato tensionale della zona trattata. Di queste tecniche possiamo nominare, il *Hammer Peening*, il *Needle Peening* e la tecnica studiata in questa tesi cioè, il trattamento *High Frequency Mechanical Impact (HFMI)*.

In questo capitolo viene descritto il trattamento post saldatura *HFMI* e l'approccio che in questa tesi viene usato per studiare i giunti in acciaio trattati con questa tecnica.

3.1 High Frequency Mechanical Impact (HFMI)

Questa tecnica, consiste nell'accelerazione di indentatori a testa cilindrica in acciaio ad alta resistenza contro una zona desiderata del componente. Questo avviene ad alte frequenze, tipicamente 90 Hz , l'energia dell'impatto porta alla plasticizzazione del materiale, comportando un cambiamento della geometria locale e della microstruttura, introducendo delle tensioni residue di compressione nella regione dell'impatto.



Figura 3.2: A sinistra si può vedere un dispositivo usato per l'applicazione del trattamento HFMI, a destra delle testine che presentano un vario numero di indentatori [1]

In figura 3.2 viene mostrato un dispositivo per il trattamento HFMI, come si può intuire dall'immagine le dimensioni del diametro dell'indentatore sono dell'ordine di qualche millimetro, questo per agire localmente nel piede cordone di saldatura.

Dispositivi per il trattamento HFMI

Il funzionamento dei dispositivi HFMI per portare il movimento della punta ad altra frequenza può seguire diversi principi, come, un funzionamento pneumatico o piezoelettrico. In letteratura tali dispositivi sono nominati in vario modo:

- Ultrasonic Impac Treatment (UIT)
- Ultrasonic Peening (UP)
- Ultrasonic Peening Treatment (UPT)
- High Frequency Impact Treatment (HiFiT)
- Pneumatic Impact Treatment (PIT)
- Ultrasonic needle peening (UNP)

Gli specifici trattamenti a piede cordone di saldatura variano a seconda dell'applicazione e dello strumento utilizzato. I parametri che gli vanno a caratterizzare possono essere elencati in :

- Fonte della potenza, la quale può essere; pneumatica, magnetica, piezoelettrica
- Numero di indentatori
- Angolo dell'asse dell'indentatore rispetto al piano di lavoro ϕ
- Angolo dell'asse dell'indentatore rispetto alla direzione di lavoro ψ
- Velocità di lavorazione
- Numero di passate da fare per ottenere un trattamento adeguato

- Altri parametri come la forza da applicare allo strumento per ottenere un'adeguata lavorazione

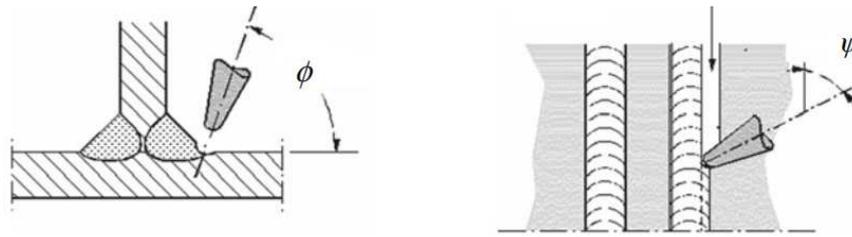


Figura 3.3: Angoli caratteristici per il posizionamento dello strumento per il trattamento HFMI [1]

Preparazione della saldatura

Dall'immagine 3.4 è possibile vedere l'effetto del trattamento sul cordone di saldatura.

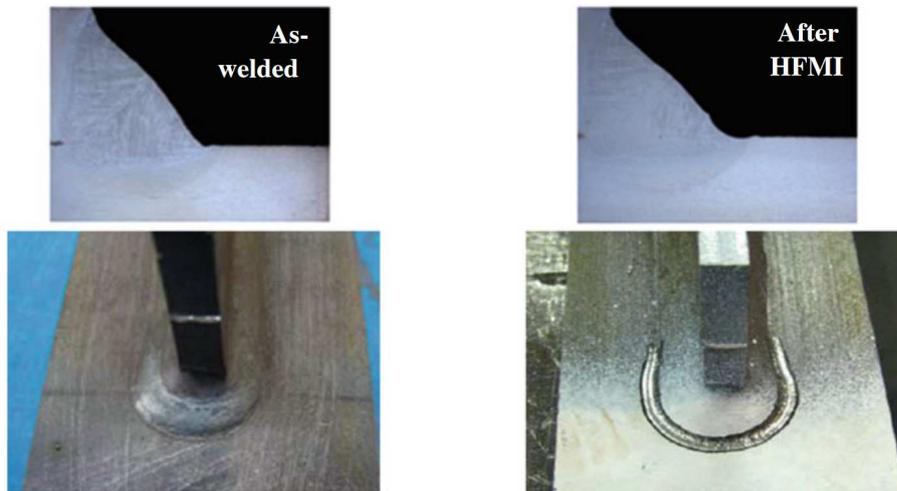


Figura 3.4: Giunto saldato in condizioni As Welded (a sinistra), giunto saldato sottoposto a trattamento HFMI (a destra) [1]

Di fondamentale importanza per la buona riuscita della lavorazione è la preparazione della zona che sarà soggetta al trattamento, questa deve essere pulita, dovranno essere rimosse eventuali scorie ed ossidi, così da non provocare siti di innesco di cricche, inoltre qualora non si rispettino i requisiti di qualità della saldatura del livello B nella ISO 5817, come un'eccessiva convessità della saldatura, è possibile ricorrere ad una leggera smerigliatura.

Nel caso si ricorresse alla smerigliatura va posta molta attenzione nel trattamento HFMI, perchè, questo deve interessare la zona del piede cordone, zona che potrebbe non essere ben identificata dopo il processo di abrasione.

Applicazione del'HFMI

Possiamo dire che in prima approssimazione per applicare un trattamento HFMI si devono osservare due aspetti globali del componente:

1. Il trattamento HFMI ha come pregio quello di introdurre delle tensioni di compressione nella zona in cui si va ad applicare, come nel piede del cordone di saldatura, tutte quelle azioni che possono portare ad una riduzione o all'annullamento di questa compressione come: trattamenti termici o l'applicazione dei carichi permanenti post-trattamento, devono essere esclusi qualora si volessa applicare un trattamento HFMI.

2. La tipologia di saldatura sottoposta ad HFMI deve essere progettata in modo che il sito di innesco e propagazione della cricca sia dove viene fatta la lavorazione.

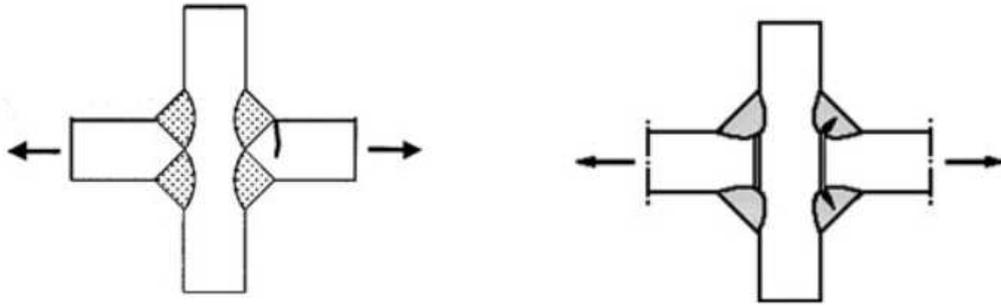


Figura 3.5: Giunto a croce con saldatura a piena penetrazione (a sinistra) e con intaglio interno con angolo di apertura $2\alpha = 0^\circ$ (a destra) [1]

Questo non avviene per esempio in una saldatura a croce come quella a destra della figura 3.5, in questo caso la cricca è probabile che inneschi dall'intaglio formatosi tra irrigidimento e piastra di base. Questo solitamente va a vanificare il miglioramento portato del trattamento HFMI, comportando quindi una minore resistenza del giunto.

Parametri Qualitativi e Caratteristici del trattamento HFMI

Il trattamento HFMI provoca una deformazione a freddo della zona soggetta alla lavorazione, creando una scanalatura, all'interno di questa non devono essere presenti dei difetti, inoltre quando si va a trattare un piede cordone di saldatura la linea di demarcazione tra piastra di base e materiale saldato non deve essere più visibile. In figura 3.6 possiamo vedere un esempio di difetto interno alla scanalatura.



Figura 3.6: Possibile difetto nel trattamento [1]

I parametri locali che vanno a caratterizzare la lavorazione HFMI sono rispettivamente: profondità del trattamento (*depth*), raggio di raccordo (ρ), larghezza della scanalatura (*width*). La profondità della scanalatura minima dev'essere di circa 0.1-0.2 mm, solitamente varia in un range ottimale da 0.2 a 0.6 mm e 3 - 6 mm di larghezza a seconda della tensione di snervamento dell'acciaio considerato e dalle dimensioni degli indentatori.

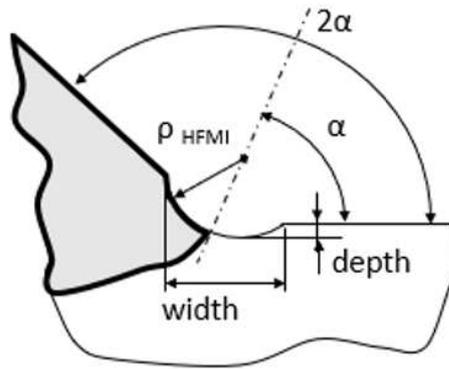


Figura 3.7: Geometria locale di un giunto trattato HFMI[1]

Questi Parametri sono fondamentali a garantire il miglioramento della saldatura, sia per l'aspetto geometrico che per l'introduzione di tensioni residue di compressione.

3.2 Progettazione a fatica di un giunto trattato HFMI tramite l'Approccio in Tensione Nominale

In accordo con le linee guida IIW per giunti HFMI [1], la valutazione della resistenza a fatica di giunti trattati HFMI è possibile applicando l'approccio delle tensioni nominali.

Tutti i metodi di progettazione a fatica per giunti trattati HFMI citati in [1] sono basati su curve S-N con pendenza $m = 5$ e con fattore di miglioramento della resistenza a fatica definito per un numero di cili pari a $N_A = 2 * 10^6$.

I benefici del trattamento HFMI sono stati analizzati per giunti appartenenti alle classi di resistenza da FAT 50 a FAT 90. Questa limitazione è dovuta al fatto che: nelle classi di categoria superiore, sono presenti geometrie complesse e o dettagli non saldati, nelle quali il comportamneto a fatica non è governato dal cedimento del piede cordone trattato con HFMI, mentre per categorie minori non sono presenti sufficienti studi per calibrare delle curve S-N.

Ci sono diversi fattori che entrano in gioco e che possono portare ad una modifica della classe di resistenza:

- La dimensione e lo spessore del piatto principale, un effetto di forma
- Il carico applicato
- La tensione di snervamento del materiale (f_y)
- Il rapporto di ciclo (R)
- Il carico ad ampiezza variabile

3.2.1 Effetto di forma

Lo spessore del piatto e la dimensione della saldatura influenzano la concentrazione di tensione locale nel punto critico del piede cordone e anche il gradiente di tensione attraverso lo spessore della piastra, pertanto il metodo di valutazione dello sforzo nominale richiede un fattore di riduzione dello spessore per spessori di lastre maggiori di 25 mm. Tale fattore di correzione dello spessore $f(t)$ è definito da :

$$y = \left(\frac{25}{t_{eff}} \right)^{0.2} \quad (3.1)$$

Dove $t_{eff} = L/2$ se $L/t < 2$ e $t_{eff} = t$ se $L/t \geq 2$. Dove L è la somma dello spessore o della lunghezza dell'irrigidimento e della lunghezza dei piede cordone come nella figura 3.8.

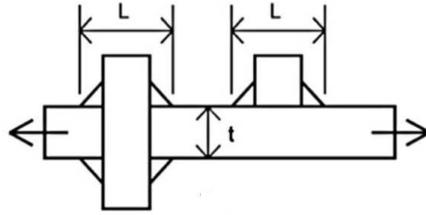


Figura 3.8: Definizione delle dimensioni caratteristiche per il calcolo del fattore di correzione dello spessore [1]

3.2.2 Effetto del carico applicato

Secondo le linee guida IIW per la progettazione a fatica di componenti saldati in condizioni As Welded, si assume che la variazione di tensione nominale sia inferiore al $1.5 * f_y$ con f_y tensione nominale, mentre la variazione dello sforzo tangenziale nominale sia inferiore a $1.5 \frac{f_y}{\sqrt{3}}$.

I sovraccarichi sulle strutture portano ad una plasticizzazione delle zone di maggiore concentrazione delle tensioni, come eventuali pedi cordone di saldatura. I giunti trattati HFMI possono subire quindi un parziale o totale annullamento dell'effetto benefico dovuto alle tensioni di compressione dovute al trattamento.

Seguendo quanto indicato nelle linee guida IIW [1] nella progettazione a fatica di componenti trattati HFMI si sconsigli di superare carichi nominali superiori a $0.8 * f_y$ e con rapporti di ciclo $R > 0.5$, sia per le tensioni nominali che per lo sforzo tangenziale nominale, pena gli effetti sopra citati.

3.2.3 Effetto della resistenza dell'acciaio

Per giunti trattati HFMI è stata calibrata una scala di miglioramento in funzione della tensione di snervamento dell'acciaio (f_y):

- A partire da tensioni di snervamento $f_y < 355 MPa$ è raccomandato un aumento di 4 classi FAT rispetto ad un giunto As Welded della stessa categoria.
- Quando le tensioni di snervamento cominciano a crescere $f_y > 355 MPa$, si raccomanda un incremento di circa il 12.5% per ogni aumento dei 200 MPa della tensione di snervamento.

Riassumendo i benefici del trattamento HFMI aumentano all'aumentare della tensione di snervamento del materiale, in figura 3.10 si schematizza il miglioramento in classi:

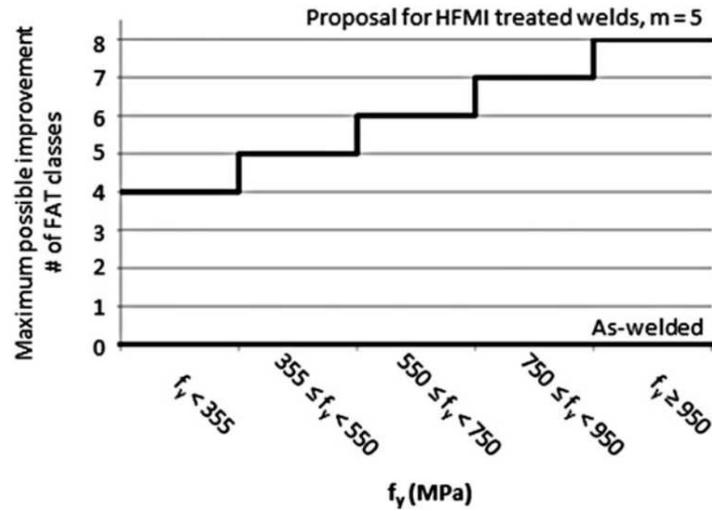


Figura 3.9: Incremento della classe di resistenza FAT in funzione della tensione di snervamento [1]

3.2.4 Effetto del rapporto di ciclo (R)

A differenza dei giunti saldati As Welded, il rapporto di ciclo nei giunti trattati HFMI va ad influenzare il comportamento a fatica. In questo caso all'aumentare del rapporto di ciclo si ha una penalizzazione della classe di resistenza FAT, sempre in funzione della tensione di snervamento del materiale.

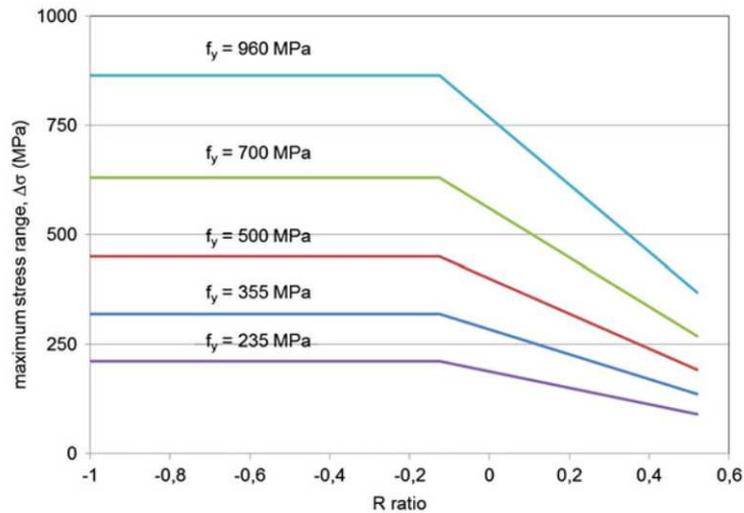


Figura 3.10: Influenza del rapporto di ciclo in funzione della $\Delta\sigma_{nom,max}$ [1]

Dall'immagine 3.10 si può intuire come ci sia una penalizzazione della resistenza a fatica all'aumentare del rapporto di ciclo. Sono stati tabulati dei range di R di penalizzazione a seconda della zona di lavoro del componente:

Rapporto di ciclo R	Riduzione minima classe FAT
$R \leq 0.15$	Nessuna riduzione
$0.15 < R \leq 0.28$	Riduzione di 1 classe FAT
$0.28 < R \leq 0.4$	Riduzione di 2 classi FAT
$0.4 < R \leq 0.52$	Riduzione di 3 classi FAT
$R < 0.52$	Non ci sono dati disponibili

Tabella 3.1: Tabella di riduzione della classe FAT in funzione del rapporto di ciclo R

3.2.5 Effetto dell'ampiezza di carico variabile

Questo specifico argomento non verrà sviluppato in questa tesi ma si vuole dare un accenno per quanto viene trattato all'interno delle raccomandazioni IIW sui giunti trattati HFMI [1].

L'ampiezza di carico variabile in molti casi di progettazione, può essere trasformata in un'ampiezza costante equivalente riferita alla storia di carico basata sull'ipotesi del danno di Miner con la seguente equazione 3.2:

$$\Delta\sigma_{\text{eq}} = \left(\frac{1}{D} \cdot \frac{\sum \Delta\sigma_i^m \cdot N_i + \Delta\sigma_k^{(m-m')} + \sum \Delta\sigma_j^{m'} \cdot N_j}{\sum N_i + \sum N_j} \right)^{\frac{1}{m}} \quad (3.2)$$

Dove $\Delta\sigma_K$ è la tensione associata al ginocchio delle curve a $N = 1 \cdot 10^7$, N_i è il numero di cicli relativo al range di tensione $\Delta\sigma_i$ dove $\Delta\sigma_K > \Delta\sigma_i$. N_j è il numero di cicli relativo alla variazione di tensione $\Delta\sigma_j$ dove $\Delta\sigma_K > \Delta\sigma_j$. "m" è pendenza delle curve S-N tra i due ginocchi, mentre "m'" è pari a $m = 2m1$ ed è la pendenza delle curve S-N sotto il ginocchio mentre D è la somma del danno.

3.2.6 Curve S-N per l'approccio delle tensioni nominali

Riassumendo, le curve calibrate applicando l'approccio delle tensioni nominali per giunti trattati HFMI hanno una pendenza $m = 5$ con classi di resistenza FAT definite per un numero di cicli $N_A = 2 \cdot 10^6$ cicli. Il ginocchio delle curve è definito per $N_A = 1 \cdot 10^7$ cicli dove si ha una variazione di pendenza di $m = 22$ per ampiezza costante e $m = 9$ quando si ha un carico ad ampiezza variabile.

I diagrammi che seguono mostrano le curve di progettazione per giunti trattati HFMI soggetti ad ampiezza costante in funzione della tensione di snervamento (f_y) e del rapporto di ciclo (R). Nella legenda dei diagrammi sono indicate le classi FAT di resistenza per i giunti trattati HFMI e tra parentesi il corrispondente giunto As Welded.

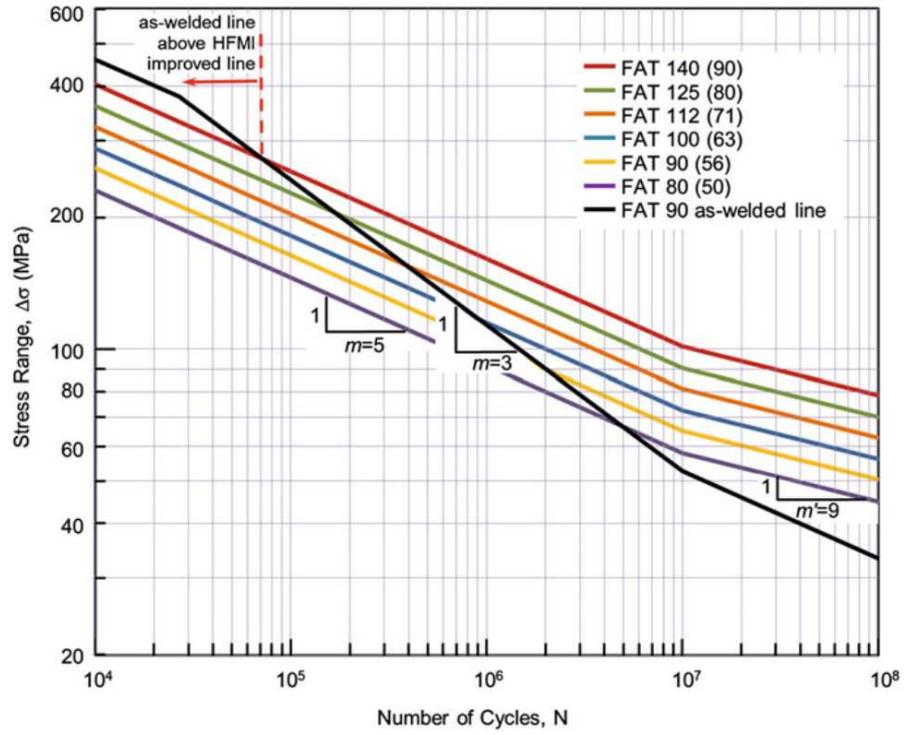


Figura 3.11: Curve S-N per giunti trattati HFMI, $f_y < 355$, $R \geq 0.15$ [1]

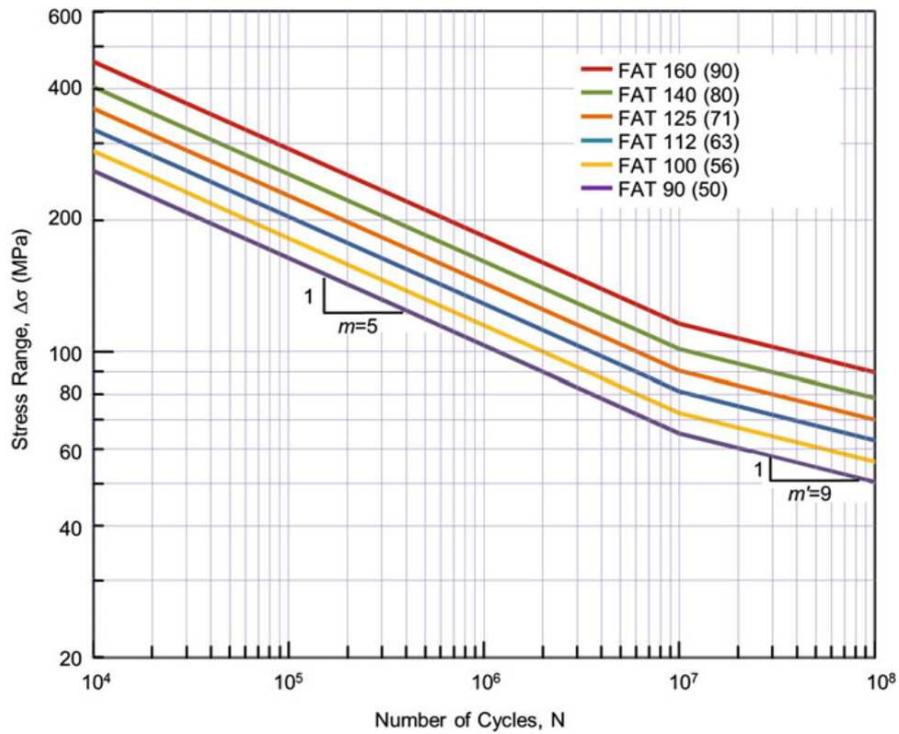


Figura 3.12: Curve S-N per giunti trattati HFMI, $355 \leq f_y < 550$, $R \geq 0.15$ [1]

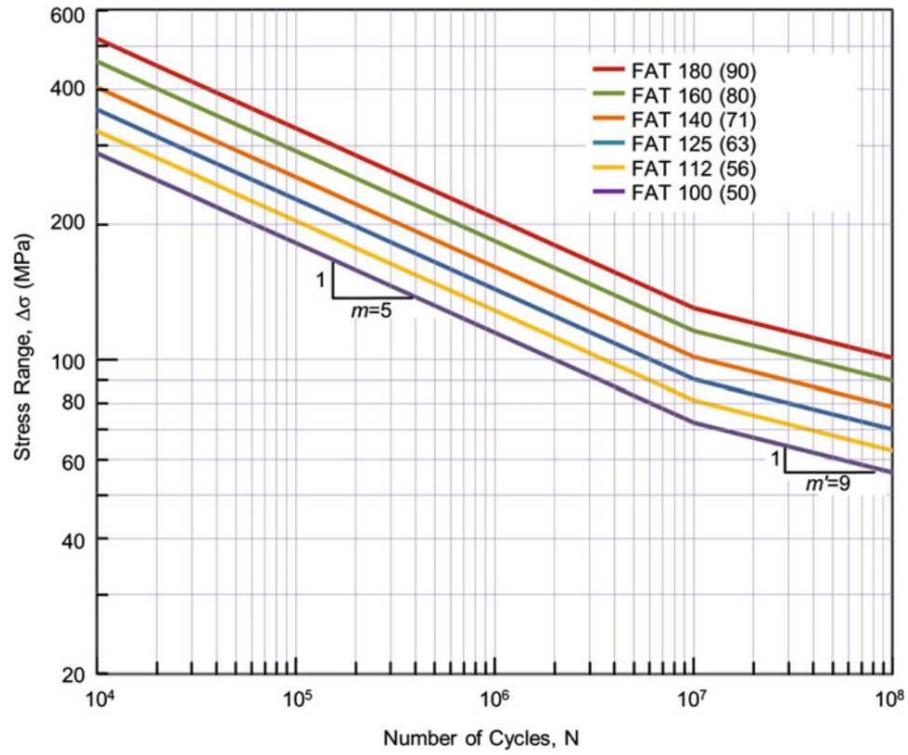


Figura 3.13: Curve S-N per giunti trattati HFMI, $550 \geq f_y < 750$, $R \geq 0.15$ [1]

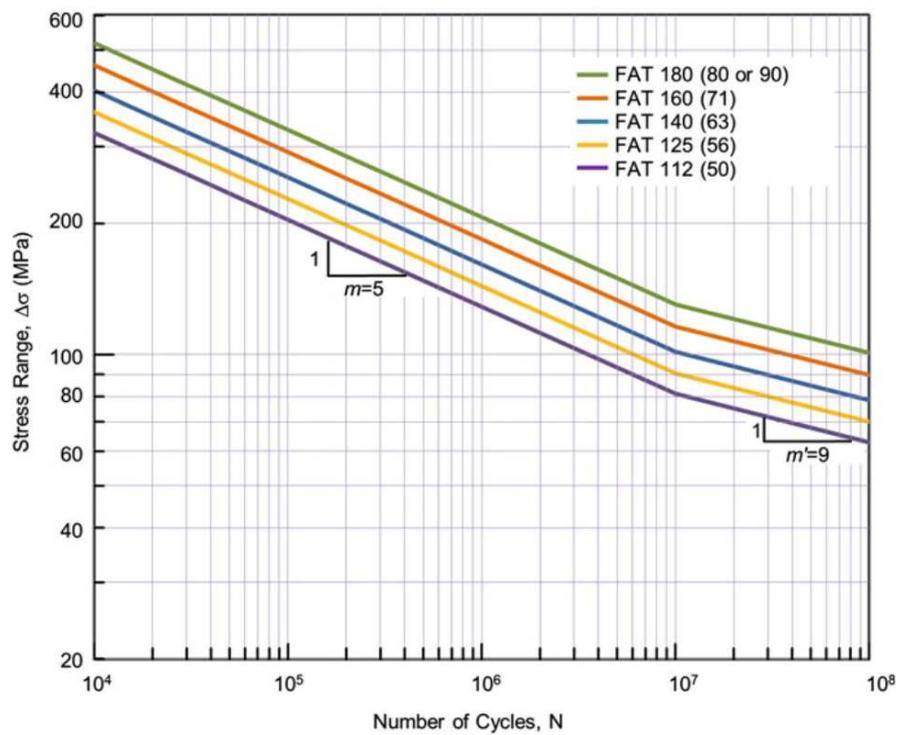


Figura 3.14: Curve S-N per giunti trattati HFMI, $750 \geq f_y < 950$, $R \geq 0.15$ [1]

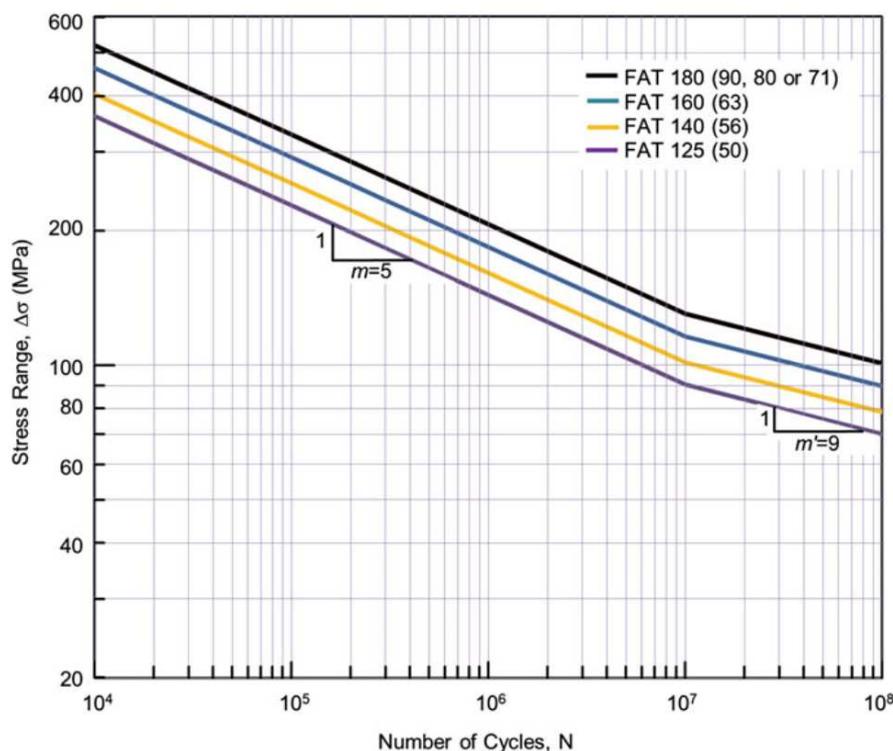


Figura 3.15: Curve S-N per giunti trattati HFMI, $950 \geq f_y$, $R \geq 0.15$ [1]

La variazione della pendenza delle curve di progettazione deve portare il progettista a fare ulteriori considerazioni per quanto riguarda la convenienza nell'applicare il trattamento in funzione della vita utile dell'eventuale componente. Il diagramma in figura 3.11 aiuta ad esplicitare il concetto; qui è stata tracciata la curva di progettazione per un giunto As Welded per la classe FAT 90, si osserva che questa va ad intersecare la corrispondente HFMI la quale ha FAT 140(90) ad un numero di cicli $N = 72000$. Con l'aumentare della resistenza dell'acciaio il numero di cicli ai quali queste curve di progettazione vanno ad intersecarsi diminuisce, riportandolo in tabella

Tensione di snervamento f_y	Numero di cicli, N
$f_y < 355$	72000
$355 \leq f_y < 550$	30000
$550 \leq f_y < 750$	12500
$750 \leq f_y$	< 10000

Tabella 3.2: Numero di cicli al di sotto del quale il trattamento HFMI non porta miglioramenti rispetto ad un giunto As Welded della stessa classe per rapporto di ciclo $R < 0.15$

in base a questa osservazione possiamo dire che nelle condizioni in cui sono state tracciate le curve S-N ($f_y < 950$ ed $R < 0.15$), un giunto trattato HFMI è superiore ad un giunto As Welded nella resistenza a fatica quando il componente dovrà lavorare a basse tensioni nominali per un alto numero di cicli.

3.3 Approccio SED per intagli con raggio di raccordo $\rho > 0$

L'approccio della densità media di energia di deformazione (SED) è stato esteso nel 2005 con un lavoro portato avanti da *P. Lazzarin* e *F. Berto* [18], anche per intagli aventi raggio di raccordo non nullo ($\rho > 0$). La figura 3.16 mostra lo schema di intaglio in un sistema di riferimento polare:

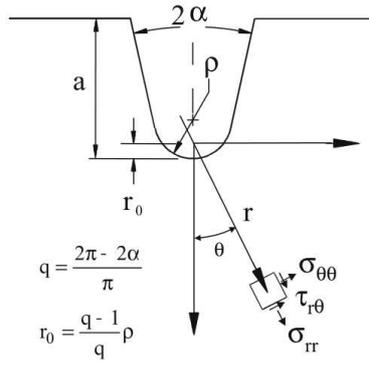


Figura 3.16: Schema di riferimento per un intaglio avente raggio di raccordo $\rho > 0$ [18]

Per la modellazione del volume caratteristico dell'approccio SED sono importanti due parametri, determinati da Neuber nel 1958, pari a :

$$q = \frac{2\pi - 2\alpha}{\pi} \quad (3.3)$$

$$r_0 = \frac{q - 1}{q} * \rho \quad (3.4)$$

Dove 2α è l'angolo di apertura dell'intaglio, ρ il raggio di raccordo dell'apice dell'intaglio ed r_0 la distanza dall'origine del sistema di riferimento locale e l'apice dell'intaglio.

In una struttura soggetta a differenti modi di sollecitazione, si può notare che all'apice dell'intaglio la massima tensione principale non è allineata con la bisettrice dell'intaglio ma rispetto all'origine del sistema di riferimento polare si trova ad un'inclinazione pari all'angolo ϕ . In questo caso quindi, il volume strutturale sul quale verrà calcolato il SED, deve essere ruotato dell'angolo ϕ attorno al centro dell'intaglio, cosicché la massima tensione principale sia completamente inclusa all'interno del volume strutturale. In figura 3.17 si ha un esempio schematico del volume di controllo applicato ad un giunto a croce trattato HFMI :

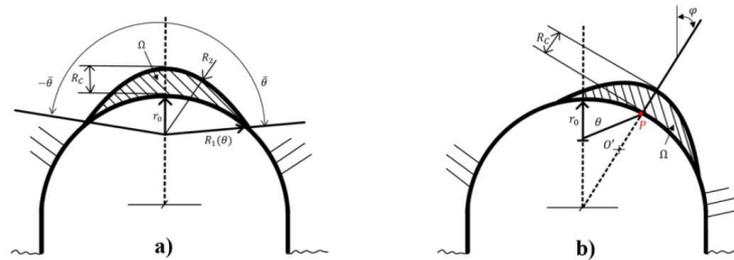


Figura 3.17: Esempio di volume di controllo applicato ad un giunto a croce

Una volta definito il volume di controllo anche per giunti trattati HFMI il calcolo della densità di energia media di deformazione ($\Delta\bar{W}$) avviene come descritto al Capitolo 1, tramite l'equazione 1.8:

$$\Delta\bar{W} = \frac{\sum_{V(R_0)} W_{FEM,i}}{V(R_0)} \left[\frac{MJ}{m^3} \right] \quad (3.5)$$

3.4 Applicazione del Peak Stress Method (PSM) a giunti trattati HFMI

L'analisi della resistenza a fatica di giunti trattati HFMI, può essere studiata tramite l'approccio delle tensioni nominali, il quale è stato descritto nei paragrafi precedenti e tramite l'approccio *Structural hot spot stress (SHSS)* [1].

L'applicazione del Peak Stress Method (PSM) allo studio della vita a fatica di giunti trattati HFMI è stato applicato per la prima volta nel lavoro di Campagnolo, Belluzzo, Yildirim, Meneghetti [19], ampliato successivamente con la Tesi di laurea magistrale di Giovanni Sacchet.

In questi lavori si è andati ad esprimere la tensione equivalente di picco $\Delta\sigma_{eq,peak}$ in funzione della densità di energia di deformazione (SED), il legame tra i due parametri è descritto dall'equazione 3.6

$$\Delta\bar{W} = c_{w1} \frac{e_1}{E} \left[\frac{\Delta K_1}{R_0^{1-\lambda_1}} \right] = \frac{1-\nu^2}{2E} \Delta\sigma_{eq,peak}^2 \quad (3.6)$$

Quindi:

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

Essendo un approccio locale la tensione equivalente di picco considera già al suo interno l'effetto dell'angolo di apertura 2α dell'intaglio a piede cordone di saldatura, dello spessore del piatto t e del raggio dell'intaglio ρ .

Le curve di progettazione a fatica per il "Peak Stress Method" vanno a differenziarsi per tensione di snervamento del materiale (σ_y) e rapporto di ciclo (R).

Giunti saldati in acciaio soggetti a modo I di sollecitazione					
σ_y [MPa]	$R \leq 0.15$	$0.15 < R \leq 0.28$	$0.28 < R \leq 0.4$	$0.4 < R \leq 0.52$	$R > 0.52$
as-welded, $k = 3$					
All σ_y	156	156	156	156	156
HFMI-treated, $k = 5$					
$\sigma_y < 355$	265	266	n.d.	219	n.d.
$355 \leq \sigma_y < 550$	264	243	202	195	165
$550 \leq \sigma_y < 750$	259	242	228	214	174
$750 \leq \sigma_y < 950$	301	n.d.	268	239	187
$\sigma_y \geq 950$	340	n.d.	n.d.	239	n.d.

Tabella 3.3: Classe di resistenza FAT per approccio PSM applicato a giunti in acciaio saldati in condizioni As Welded e trattati HFMI in funzione della tensione di snervamento del materiale e del rapporto di ciclo R

Nella tabella 7.1 viene mostrato lo stato attuale della calibrazione delle curve di fatica, ogni cella contiene la tensione equivalente di picco per una probabilità di sopravvivenza del 97.7% ad un numero di cili pari a $N_A = 2 \cdot 10^6$. Come si può vedere non tutte le celle sono state studiate, a causa dell'assenza di dati disponibili o per uno scarso numero di dati analizzati, non sufficiente per un'analisi statistica adeguata.

Questa tesi ha come obiettivo quello di determinare le curve di progettazione per l'approccio PSM per i restanti casi non analizzati nelle tesi di Belluzzo e di Sacchet e di arricchire quanto fatto con nuovi dati sperimentali dove possibile.

3.4.1 Analisi in ANSYS®Mechanical APDL di giunti trattati HFMI

L'analisi agli elementi finiti è stata svolta utilizzando il software ANSYS®Mechanical APDL, con il quale sono stati creati modelli bidimensionali, quando le geometrie presentavano forme approssimabili in un piano, come per i giunti trasversali a T, a croce o testa a testa, mentre sono stati sviluppati modelli tridimensionali per le geometrie più complesse, solitamente, giunti con irrigidimento longitudinale alla piastra di base.

Le geometrie 2D sono state modellate direttamente nell'ambiente di Ansys andando poi a selezionare l'elemento PLANE 182 con opzione K1 "Simple Enhanced Strain" e opzione K3 "Plane Strain". Le geometrie 3D invece sono state modellate tramite il software SolidWorks® e poi importate nell'ambiente Ansys per essere analizzate, in questo caso si opta per l'elemento SOLID 187 con K1 impostata su Pure Displacement.

Si descrivere la procedura svolta portando un esempio e sviscerando i vari aspetti dell'analisi sia per le geometrie bidimensionali che per quelle tridimensionali.

Applicazione del Peak Stress Method ad un modello 2D di un giunto saldato trattato HFMI

Si procede con lo studio dell'articolo e la ricerca degli elementi necessari all'applicazione del Peak Stress Method (PSM):

- Geometria globale: tutte quelle dimensioni che descrivono il giunto saldato: lunghezza, larghezza e spessore della piastra di base e dell'irrigidimento, dimensioni della saldatura.
- Geometria locale: dimensioni della lavorazione HFMI: raggio di raccordo ρ e profondità $depth$.
- Caratteristiche meccaniche del materiale: tensione di snervamento (σ_y), il modulo di Young (E) ed il coefficiente di Poisson (ν).
- Rapporto di cilo (R)

Una volta certi che siano presenti tutte le informazioni necessarie all'analisi, si procede direttamente con il software ANSYS®Mechanical APDL e si costruisce la geometria del giunto come As Welded, andando a considerare eventuali simmetrie o antimetrie per alleggerire l'analisi.

La realizzazione della geometria locale del giunto trattato HFMI si costruisce con i seguenti passaggi:

1. Recuperare i parametri della geometria locale ρ (raggio di raccordo dell'intaglio) e $depth$ (profondità della lavorazione).
2. Si determinano le coordinate del centro della circonferenza di raggio ρ che giace sulla bisettrice dell'angolo di apertura dell'intaglio e si crea un *Keypoint*:

$$x_C = x_{verticeintaglio} + \frac{\rho - depth}{\tan(\alpha)} \quad (3.8)$$

$$y_C = y_{verticeintaglio} + (\rho - depth) \quad (3.9)$$

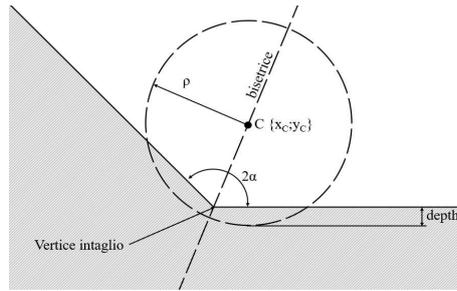


Figura 3.18: Schema geometrico per il calcolo di x_c e y_c

Main Menu → *Preprocessor* → *Modeling* → *Create* → *Keypoints* → *In Active CS*

3. Si crea una circonferenza con centro C e raggio ρ :

Main Menu → *Preprocessor* → *Modeling* → *Create* → *Lines* → *Arcs* → *Full Circle*

4. Si va a sagomare il raccordo del trattamento HFMI, andando a dividere le linee di intersezione tra circonferenza e giunto

Main Menu → *Preprocessor* → *Modeling* → *Operate* → *Booleans* → *Divede* → *With Option* → *Line by Line*

inserendo le opzioni in figura 3.19:

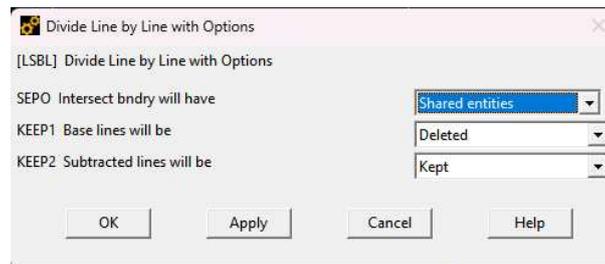


Figura 3.19: Finestra *Divide line by line with option* con opzioni da selezionare

Ottenendo un risultato del tipo:

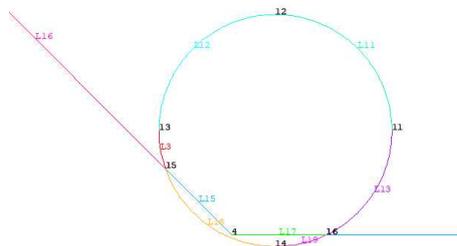


Figura 3.20: Divisione delle linee per definire il raccordo

5. eliminando le linee esterne all'area del giunto si va a creare il raccordo:

Main Menu → *Preprocessor* → *Modelling* → *Delete* → *Lines and Below*

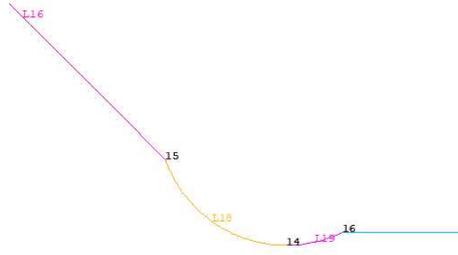


Figura 3.21: Geometria bidimensionale del raccordo

6. Si costruisce l'area :

Main Menu → *Preprocessor* → *Modelling* → *Create* → *Areas* → *Arbitrary* → *By Lines*

Modellata la geometria, si procede con la costruzione del volume strutturale per il calcolo della tensione equivalente di picco $\Delta\sigma_{eq,peak}$.

Si ricorda che il volume dovrà essere posizionato in modo tale che al centro vi sia la massima tensione principale $\Delta\sigma_{11,max}$. I passaggi per ottenere questo risultato sono i seguenti:

1. Applicare carichi e vincoli alla geometria.
2. Si effettua un'analisi a convergenza del giunto, andando mano a mano ad infittire la mesh nelle zone interessate, fermandosi quando tra l'ultima tensione principale calcolata con mesh fitta e quella precedente vi è un valore inferiore al 5%.
3. Si crea un Keypoint in corrispondenza del nodo in cui si presentano le massime tensioni principali.

Main Menu → *Preprocessor* → *Modelling* → *Create* → *Keypoints* → *On Nodes*

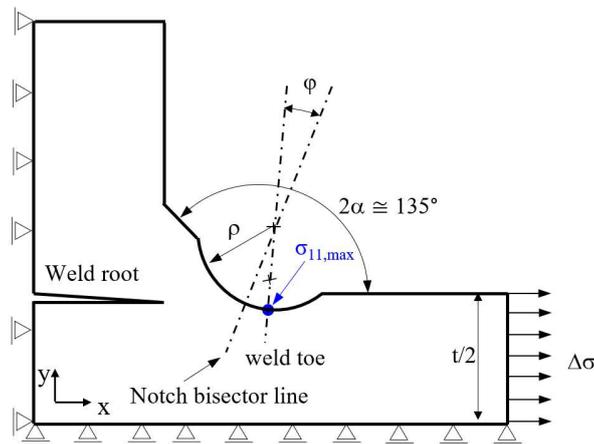


Figura 3.22: Individuazione del nodo con le massime tensioni principali

4. Si elimina la mesh con la quale si è calcolata la massima tensione principale:

Main Menu → *Preprocessor* → *Meshing* → *Clear* → *Areas* → *Pick all*

5. Si calcolano le costanti r_0 e q ricavate da Neuber (equazioni 3.3 e 3.4). Si crea un'ulteriore Keypoint che dovrà giacere lungo la retta che congiunge il centro della semicirconferenza di raggio ρ e il keypoint dove si ha la massima tensione principale. Questo nuovo Keypoint è il centro della circonferenza che definisce il volume strutturale.

Main Menu → *Preprocessor* → *Modelling* → *Create* → *Keypoints* → *KP between KPs*

È importante selezionare in ordine, prima il Keypoint dove si ha la massima tensione principale e successivamente il Keypoint che rappresenta il centro della semicirconferenza di raggio ρ . La distanza da impostare tra i due Keypoints è pari a r_0 .

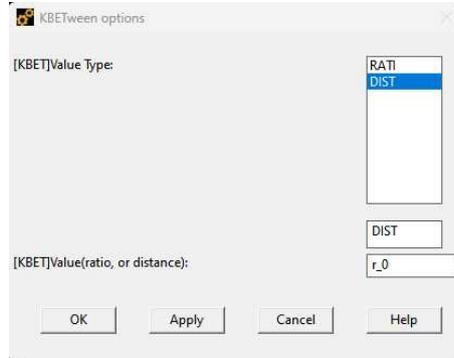


Figura 3.23: Impostazione per la creazione del centro del volume strutturale

- definito quest'ultimo Keypoint si crea una nuova circonferenza di raggio $R_c = r_0 + R_0$, con $R_0 = 0.28$ per giunti saldati in acciaio:

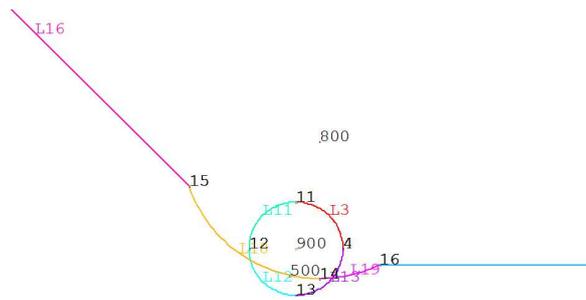


Figura 3.24: Impostazione per la creazione del centro del volume strutturale

- Si dividono ed eliminano le linee esterne al giunto, con le stesse modalità mostrate in precedenza, e si suddivide l'area con il perimetro di delimitazione del volume di controllo: il risultato è schematizzato in figura 3.26:

Main Menu → *Preprocessor* → *Modelling* → *Operate* → *Divide* → *With Option* → *Area by Line*

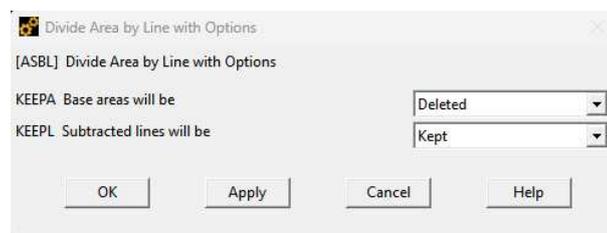


Figura 3.25: Opzioni per la divisione dell'area

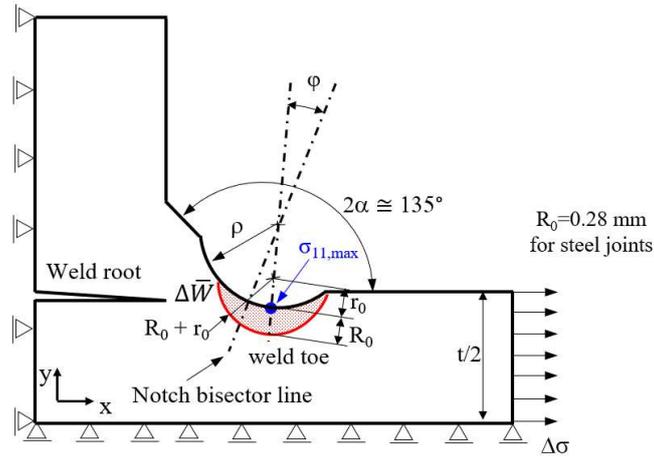


Figura 3.26: In rosso si ha il volume strutturale per il calcolo del SED per giunti HFMI

- Ora si costruisce la mesh e si procede al calcolo del SED ($\Delta \bar{W}_{FEM}$) come fatto nel paragrafo 2.3:

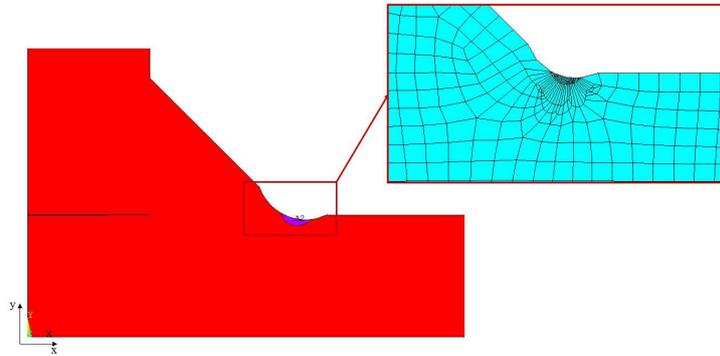


Figura 3.27: Rappresentazione dell'area del volume strutturale e della mesh adottata per il calcolo della tensione equivalente di picco $\Delta \sigma_{eq,peak}$

- Quando si arriva alla risoluzione del modello è possibile svolgere una verifica qualitativa sulla bontà dei calcoli fatti. Impostando:

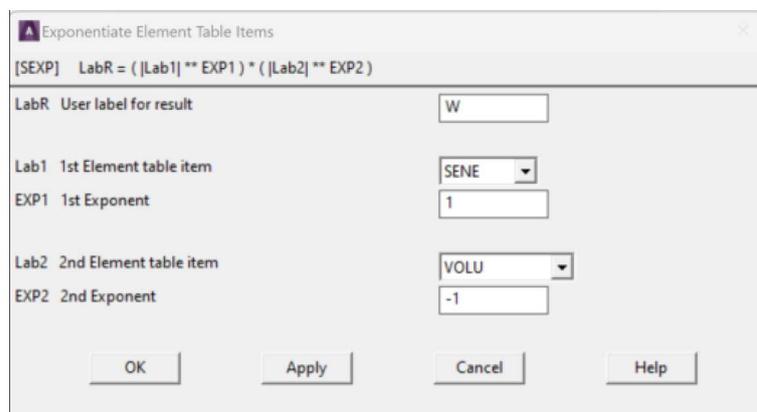


Figura 3.28: Parametri da impostare in Ansys® per valutare andamento dell'energia

Main Menu → General PostProc → Element Table → Exponentiate

Andando a plottare il paramentro "W":

Risulta:

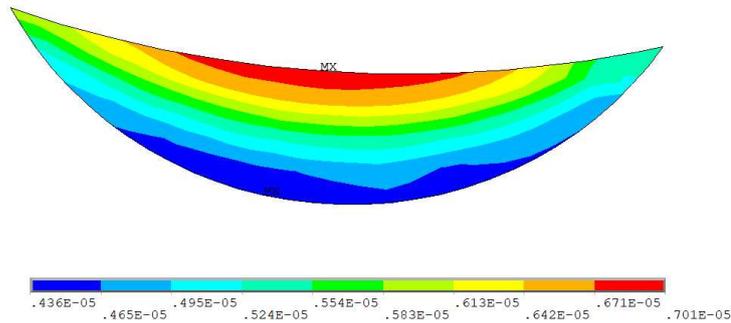


Figura 3.29: Parametri da impostare in Ansys® per valutare andamento dell'energia

Il volume di controllo è posizionato correttamente quando il valore massimo di energia si trova al suo centro.

10. Calcolato $\Delta \bar{W}_{FEM}$ si ricava la tensione equivalente di picco $\Delta \sigma_{eq,peak}$:

$$\Delta \sigma_{eq,peak} = \sqrt{\frac{\Delta \bar{W} 2E}{1 - \nu^2}} \quad (3.10)$$

L'analisi dei giunti descrivibili con geometrie Bidimensionali è stata velocizzata con la stesura di un codice APDL, il quale una volta inserite le costanti geometriche come input procede a svolgere i passaggi descritti in automatico.

Applicazione del Peak Stress Method ad un modello 3D di un giunto saldato trattato HFMI

I giunti che, presentano geometrie complesse non riducibili a modelli Bidimensionali sono stati prima modellati con il Software *Solidworks*® e solo successivamente esportati in ambiente *Ansys*® *Mechanical APDL* per procedere con l'analisi FEM:

Si procede con i seguenti passaggi:

1. Si costruisce la geometria As Welded.
2. Si traccia la bisettrice dell'angolo di apertura 2α del piede cordone.
3. Si traccia una circonferenza di raggio ρ con il centro giacente sulla bisettrice.
4. Si definisce la distanza verticale dal centro della circonferenza appena tracciata e la piastra di base del giunto, questa sarà pari alla differenza tra il raggio di raccordo ρ e la profondità *depth*, come nella formula:

$$H = \rho - depth$$

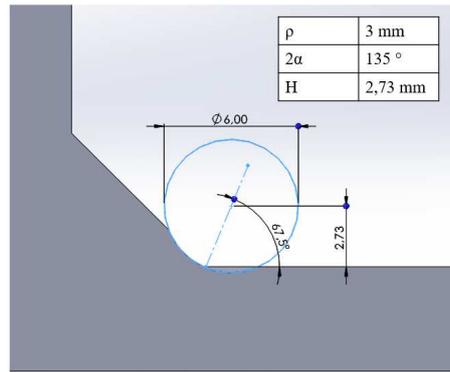


Figura 3.30: Dettaglio del posizionamento dei parametri $\rho = 3$, $H=2.73$ e $2\alpha = 135$

5. si costruisce un nuovo schizzo necessario per tracciare il percorso dello strumento. si usa il comando "Converti entità" andando a selezionare le linee del piede cordone.
6. Tramite il comando "Taglio con Sweep" si va a selezionare la circonferenza che rappresenta le dimensioni della scanalatura e lo schizzo del percorso del trattamento:

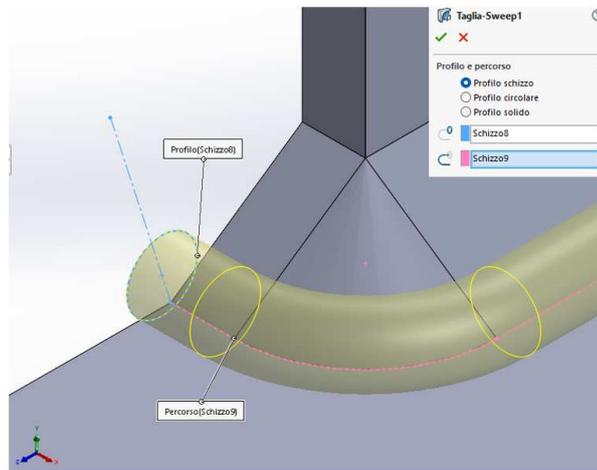


Figura 3.31: Comandi da eseguire in ambiente SolidWorks per ottenere la scanalatura dovuta alla lavorazione HFMI

7. Il risultato finale in ambiente SolidWork® è il modello tridimensionale del giunto HFMI:

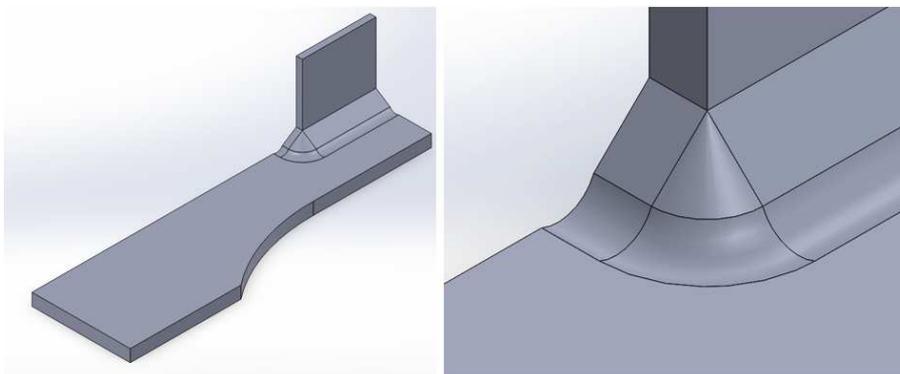


Figura 3.32: 1/4 di giunto modellato in 3D con il software Solidworks® ed ingrandimento della zona soggetta al trattamento

8. Per poter esportare la geometria nell'ambiente di Ansys® si salva il file in formato IGES ".igs".

Salvato il file come ".igs" la modellazione geometrica si può dire conclusa si cambia ambiente e si entra in Ansys® Mechanical ADPL dove si svolge l'analisi FEM:

1. Si importa il *file.igs* nell'ambiente di Ansys®, con i seguenti comandi:

Utility Menu → *File* → *Import* → *IGES*

2. Si seleziona il tipo di elemento per l'analisi: elemento SOLID 187 con K1 impostata su "Pure Displacement".
3. Il file importato può presentare alcune linee o punti ridondanti, si procede alla loro eliminazione:

Main Menu → *Preprocessor* → *NumberingCtrls* → *Merge Items*

impostando i parametri come in figura 3.33 si eliminano quegli elementi entro la tolleranza impostata.

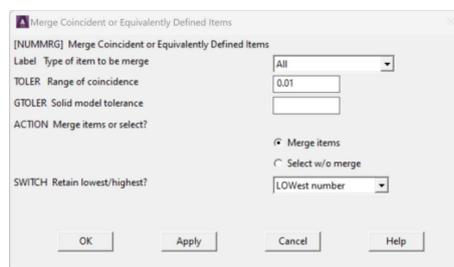


Figura 3.33: Parametri da impostare per eliminare le ridondanze

4. Si creano le superfici ma non si ha un elemento volume, si procede a costruirlo con i comandi:

Main Menu → *Preprocessor* → *Modeling* → *Create* → *Volume* → *Arbitrary* → *By Areas* → *Pick All*

5. Si applicano carichi e vincoli seguendo quanto indicato dalla prova sperimentale reale.
6. Si svolge l'analisi a convergenza per andare a identificare il punto in cui si hanno le massime tensioni principali $\Delta\sigma_{11}$ per creare il volume di controllo come svolto per l'analisi 2D.

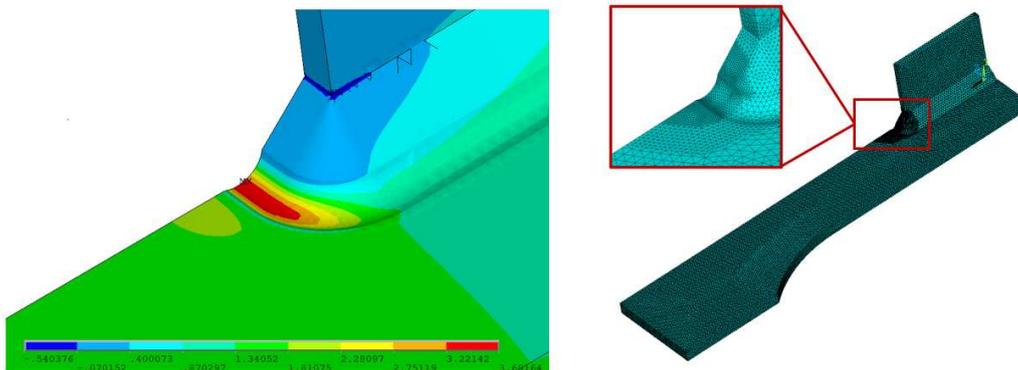


Figura 3.34: Rispettivamente a sinistra si ha il risultato finale dell'analisi a convergenza, con rappresentate le tensioni principali, a destra la mesh con la quale si è raggiunto il risultato.

7. Identificato il nodo dove si hanno le massime tensioni principali si va a creare un Keypoint in corrispondenza di questo.
8. Si calcolano i parametri r_0 e q e si procede definendo il centro del volume strutturale:

Main Menu → Preprocessor → Modelling → Create → Keypoints → KP between KPs

È importante selezionare in ordine, prima il Keypoint dove si ha la massima tensione principale e successivamente il Keypoint che rappresenta il centro della semicirconferenza di raggio ρ .

9. Si definisce nel keypoint appena creato un sistema di riferimento locale che dovrà opportunamente essere ruotato in modo tale da poter creare un cerchio nel piano del raccordo:

Utility Menu → Work Plane → Offset WP to → Keypoints

Utility Menu → Work Plane → Offset WP to by Increments → Degrees

10. Si crea una circonferenza di raggio $R_c = R_0 + r_0$ con centro il sistema di riferimento appena creato.
11. Si estrude la circonferenza formando un cilindro che per i giunti saldati in acciaio è di altezza $R_0 = 0.28 \text{ mm}$. Nel caso il nodo con le massime tensioni fosse in corrispondenza dell'asse di simmetria, allora $R_0/2 = 0.14 \text{ mm}$.

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Operate → Extrude → Areas → By XYZ Offset

12. Ora che ci sono tutti gli elementi per creare il volumestrutturale, si va a tagliare il cilindro appena creato con la superficie della scanalatura:

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Operate → Booleans → Divide → With Option → Volume by Area

Si elimina il volume del cilindro in eccesso, e si procede a separare il volume strutturale da quello principale:

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Operate → Booleans → Subtract → With Option → Volumes

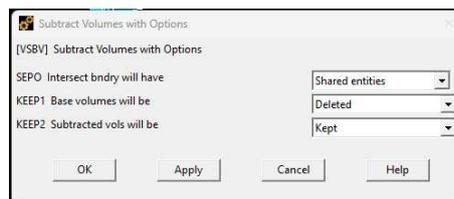


Figura 3.35: Opzioni da inserire per una corretta sottrazione del volume

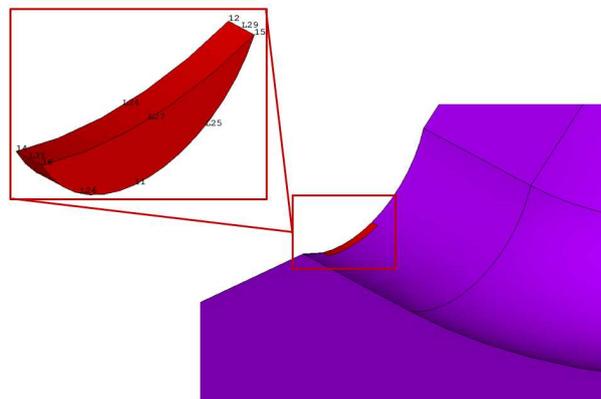


Figura 3.36: Risultato finale della costruzione del volume strutturale

13. Il modello è proto, si applicano carichi e vincoli e si imposta la mesh, come illustrato al paragrafo 2.3.

Per assicurarsi del corretto posizionamento del volume strutturale, si può procedere al controllo della distribuzione dell'energia all'interno di esso. In Ansys® con i comandi da eseguire sono i seguenti:

Main Menu → *General Postproc* → *Element Table* → *Exponentiate*

Si "plotta" l'energia W:

Main Menu → *General Postproc* → *Element Table* → *Plot Eleme Table*

Si seleziona il parametro W, si imposta il parametro *Avglab* su *Yes-Avarage*. Si ottiene la figura 3.37:

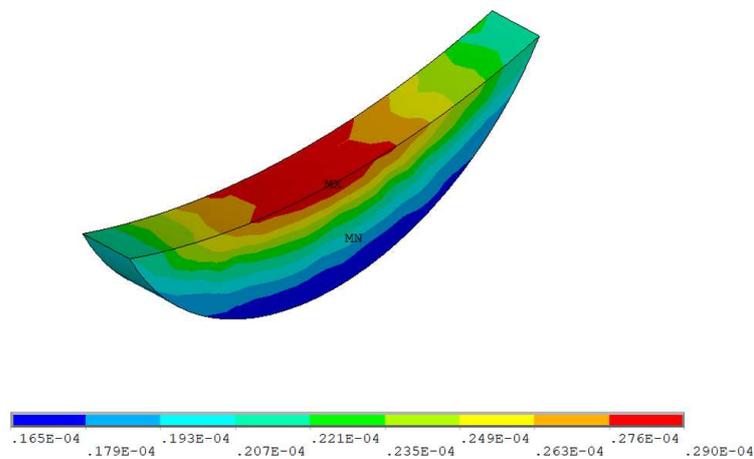


Figura 3.37: Distribuzione dell'energia di deformazione all'interno del volume strutturale

Il volume strutturale risulta essere posizionato correttamente quando il valore massimo di energia è posizionato al suo centro.

14. Calcolato $\Delta \bar{W}_{FEM}$ si ricava la tensione equivalente di picco $\Delta \sigma_{eq,peak}$:

$$\Delta \sigma_{eq,peak} = \sqrt{\frac{\Delta \bar{W} 2E}{1 - \nu^2}} \quad (3.11)$$

CAPITOLO 4

Prove sperimentali

Da una precedente applicazione del PSM su dati di prove sperimentali fornitici da Miloslav Kepka per un giunto testa a testa in acciaio S355 sollecitato a trazione con rapporto di ciclo $R = 0.1$, si è notato come questi fossero in sfavore di sicurezza rispetto alla probabilità di sopravvivenza del 97.7% sia per i giunti As Welded che trattati HFMI (si vedano le figure).

Partendo da questa osservazione si è ipotizzato che eventuali disallineamenti portassero alla formazione di tensioni secondarie che avessero un'intensità variabile in funzione della forza applicata durante un'eventuale prova sperimentale, portando ad una deriva dei risultati in sfavore di sicurezza.

In questo capitolo si descrive la procedura seguita per:

- Rianalizzare i dati fornitici delle prove sperimentali sopra citate.
- L'applicazione di rampe statiche per studiare il comportamento delle tensioni secondarie.

4.1 Il giunto testa a testa

Lo studio riguarda un giunto testa a testa in acciaio S355 sollecitato a trazione con un rapporto di ciclo $R = 0.1$. Ci sono stati forniti due provini: As Welded e trattato HFMI, di questi abbiamo:

- la geometria globale; ci è stato fornito il disegno tecnico, nel quale vengono quotate le due piastre, la cianfrinatura, la quotatura della saldatura, (4.1)

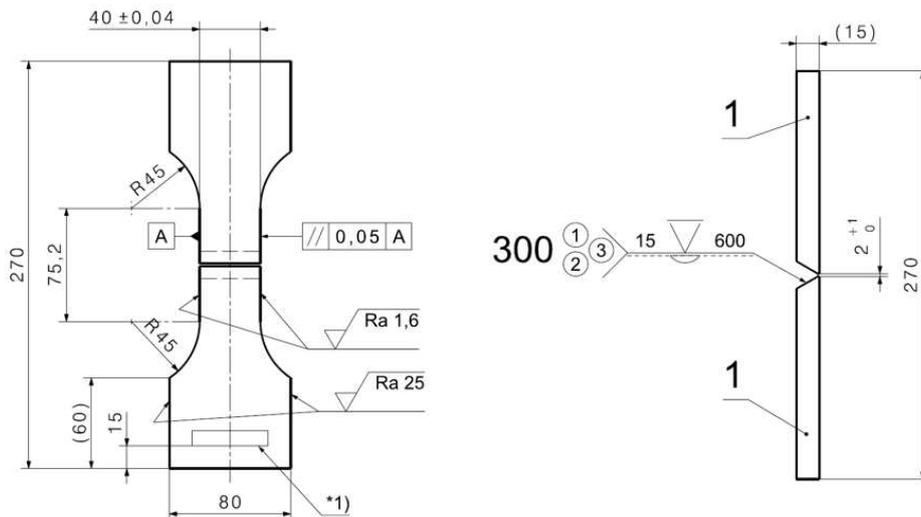


Figura 4.1: Disegno tecnico del giunto testa a testa

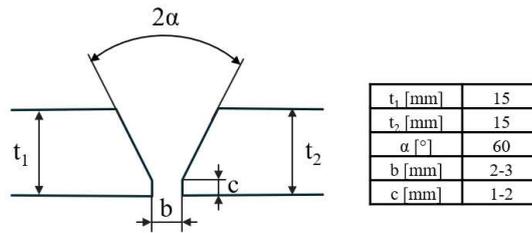


Figura 4.2: Geometria delle due piastre di base prima della saldatura

- la geometria locale della saldatura, sia As Welded che con trattamento HFMI, solo del lato in cui si ha avuto l'innesco della cricca che ha portato alla rottura del provino.

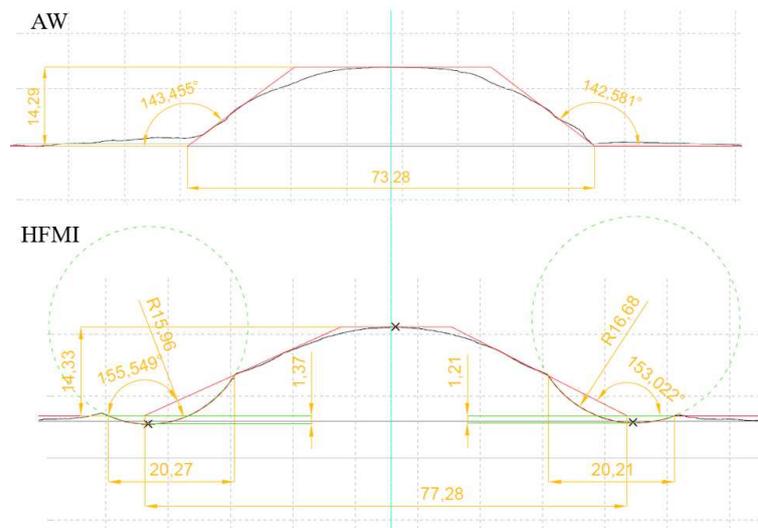


Figura 4.3: In nero si ha la scansioni del profilo della saldatura As Welded e trattato HFMI, in rosso si ha il profilo semplificato usato nell'analisi

Partendo dalle scansioni medie forniteci si è utilizzato il software AutoCAD® per ricavare le dimensioni principali; larghezza ed altezza della saldatura, angolo di apertura dell'intaglio (2α), profondità (*depth*) e raggio di raccordo (ρ)

4.2 Analisi agli Elementi Finiti

La modellazione del provino per analizzare i dati sperimentali è stata fatta usando il Software Ansys®Mechanical APDL, adottando l'elemento PLANE 182 con K-option 1 impostata a 3 ovvero opzione *simple enhanced strain* attivata.

4.2.1 I dati sperimentali forniti

L'andamento che i dati sperimentali assumono in un diagramma ($\Delta\sigma_{nom} - N$), è mostrato nelle figure 4.4 e 4.9.

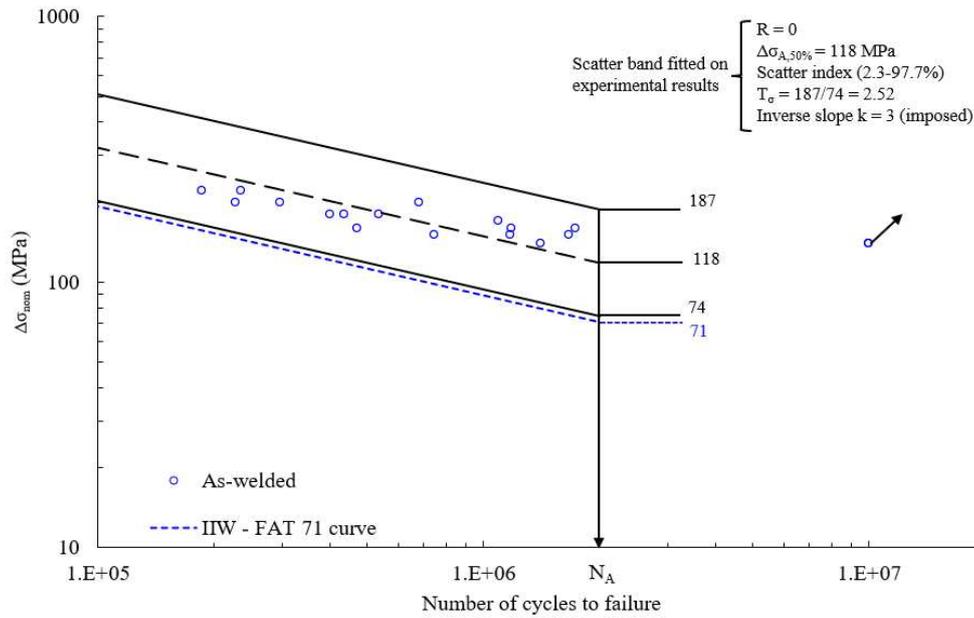


Figura 4.4: Distribuzione dei dati in una curva di fatica del giunto testa a testa As Welded

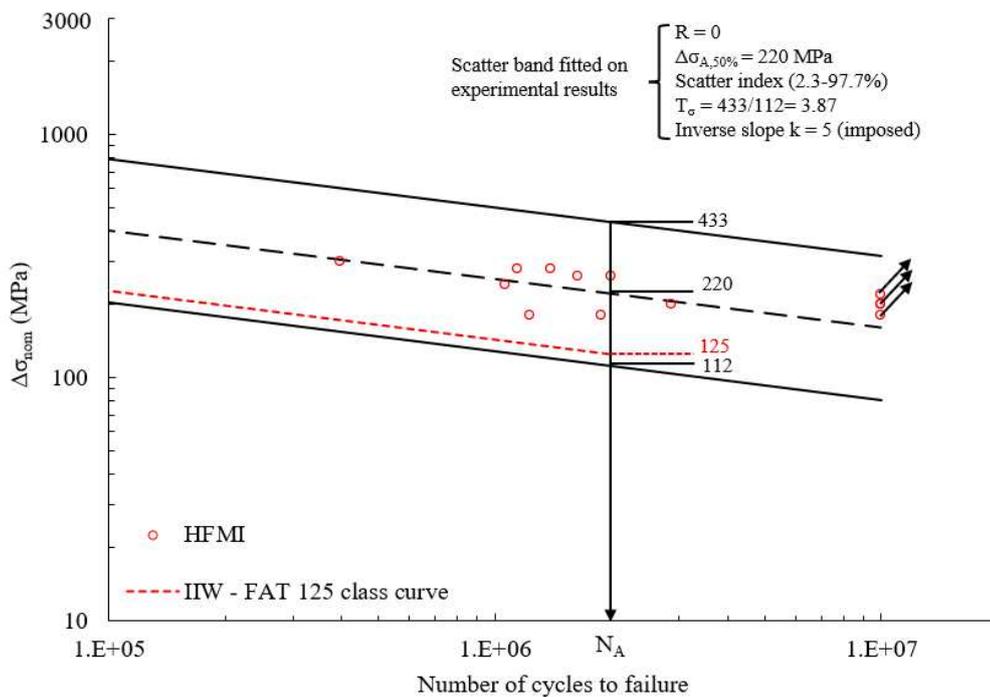


Figura 4.5: Distribuzione dei dati in una curva di fatica del giunto testa a testa trattato HFMI

Il provino non trattato, As Welded, rientra nella classe di fatica FAT 71, le prove sperimentali sono messe a paragone con la curva di fatica per questa classe FAT.

La classe di partenza per il giunto trattato HFMI è la stessa (FAT 71), considerando il tipo di acciaio ed il rapporto di ciclo rientriamo nella categoria; $355 \text{ MPa} \geq fy < 550 \text{ MPa}$ ed $R < 0.15$, si ottiene un innalzamento della classe di resistenza da FAT71 a FAT 125.

Tutti i dati sono in vantaggio di sicurezza per l'approccio delle tensioni nominali.

4.2.2 Analisi agli elementi finiti precedenti

I modelli dov'è stato applicato il PSM nelle precedenti analisi sono riportati nelle figure 4.6 e 4.7:

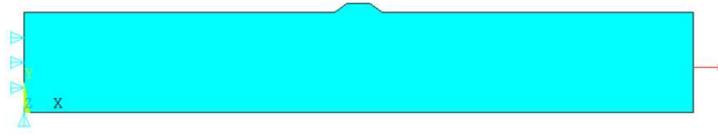


Figura 4.6: Modello al FEM del giunto As Welded per l'applicazione del PSM



Figura 4.7: Modello al FEM del giunto trattato HFMI Welded per l'applicazione del PSM

Si può notare come nei modelli per semplificare l'analisi è stato riportato solo il cordone di saldatura dove si è avuto l'innesco della cricca e successivamente la rottura.

I parametri usati nell'analisi per l'applicazione del PSM sono quelle elencate in tabella 4.1, sia per il giunto As Welded che HFMI, per una tensione applicata al giunto di 1 MPa:

Parametri PSM per il giunto As Welded			Parametri PSM per il giunto trattato HFMI		
2α	144	°	2α	144	°
$1 - \lambda_1$	0.282		ρ_{HFMI}	3.19	mm
e_1	0.110		q	1.2	
ν	0.3		r_0	0.53	mm
R_0	0.28	mm	R_0	0.28	mm
d_{max}	0.504	mm	R_2	0.81	mm
d	0.2	mm	$SENE$	1.23E-6	
c_w	1		$VOLU$	0.26532	
K_{FE}^*	1.56		SED	4.62E-6	
f_{w1}	0.7		$\Delta\sigma_{eq,peak}$	1.45	MPa
$\Delta\sigma_{11,peak}$	2.072	MPa			

Tabella 4.1: Parametri adottati per il calcolo della tensione equivalente di picco

Si sfrutta la lineare elasticità (caratteristica del PSM) per riportare le tensioni equivalenti di picco ($\Delta\sigma_{eq,peak}$) calcolata con l'analisi FEM ai casi sperimentali:

$$\Delta\sigma_{eq,peak,gen} = \frac{\Delta\sigma_{gen}}{\Delta\sigma_{ref}} \Delta\sigma_{eq,peak,ref} \quad (4.1)$$

Elaborando i dati tramite l'equazione 4.1 risultana; la figura 4.9 per i giunti As Welded e la figura 4.9 per i giunti HFMI:

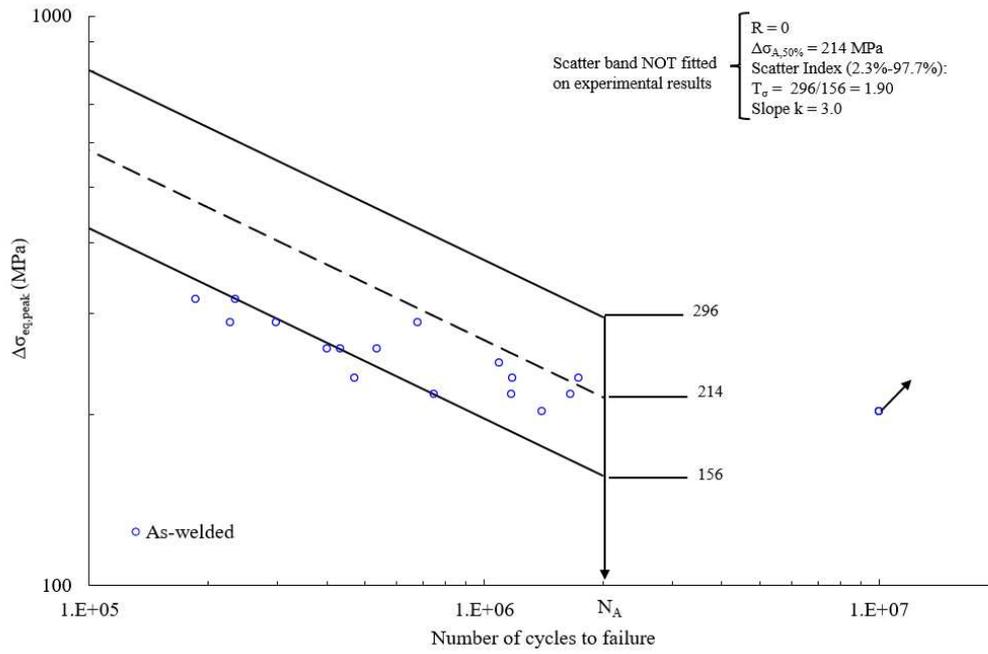


Figura 4.8: Dati analizzati del giunto confrontati con la curva di resistenza a fatica per giunti saldati in acciaio sollecitati a modo I

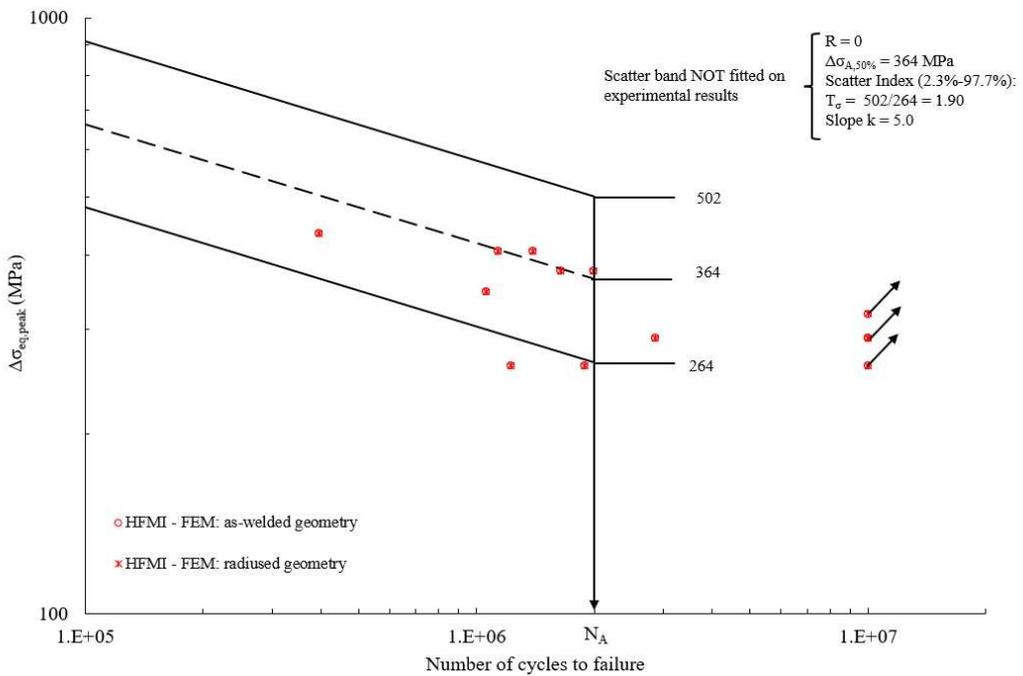


Figura 4.9: Dati analizzati del giunto confrontati con la curva di resistenza a fatica per giunti saldati in acciaio trattati con HFMI per $355 \text{ MPa} \leq f_y < 550$ ed $R < 0.15$

4.2.3 Costruzione di nuovi modelli e conseguenti analisi FEM

Identicamente al modello precedente si è optato per una geometria bidimensionale, quindi adottando l'elemento PLANE 182 con K-option 1 impostata a 3 ovvero opzione *simple enhanced strain* attivata. La differenza è stata la costruzione dell'intera saldatura e non solo della parte che racchiude l'innescio della cricca.

Lo scopo dell'analisi è in primo luogo quello di calcolare la tensione equivalente di picco che sviluppa nei punti di singolarità, il calcolo di questa per i due giunti avviene con alcune differenze.

Giunto AW

1. costruzione della geometria:

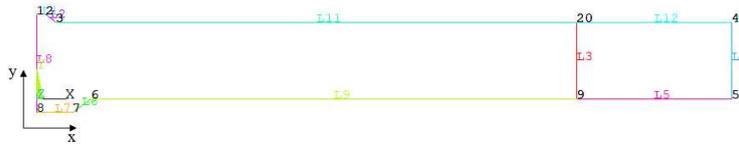


Figura 4.10: Geometria giunto testa a testa AW

2. Scelta della dimensione media d di elemento. Seguendo quanto indicato in [15] la disuguaglianza $(a/d)_{min} < 3$ va rispettata per avere un risultato il più possibile corretto.

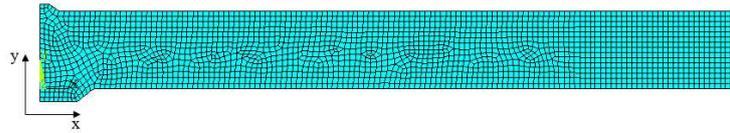


Figura 4.11: Discretizzazione della geometria con mesh di dimensione media $d = 1 \text{ mm}$

Con $a = t$ con t spessore della piastra si ottiene una dimensione massima di 5 mm , la dimensione scelta è stata di $d = 1 \text{ mm}$ così da approssimare al meglio anche i cordoni di saldatura.

3. Si applicano vincoli e una pressione unitaria all'estremità corrispondente all'afferraggio.
4. Si aggiunge la funzione di "Coupling" per andare a simulare l'afferraggio.

Main Menu → *Preprocessor* → *Coupling/Ceqn* → *Couple DPFs* → *UY*

5. Si risolve il sistema e si estrapola la tensione di picco in corrispondenza del punto in cui si ha avuto la rottura

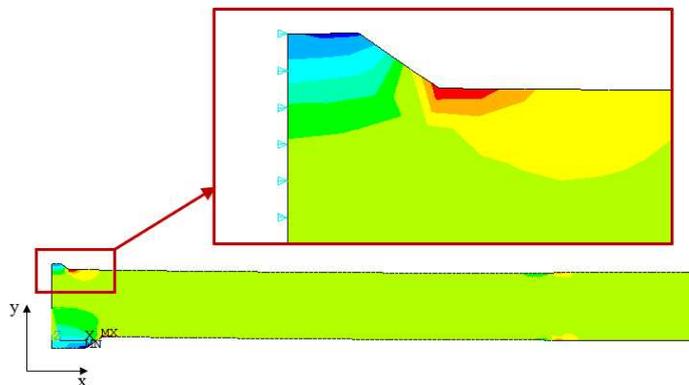


Figura 4.12: Distribuzione delle tensioni principali nell'area della saldatura

6. in riferimento all'articolo [14] si ricavano tutti i coefficienti necessari a calcolare la $\Delta\sigma_{eq,peak}$:

$\Delta\sigma_{11,peak}$	1.5081
e_1	0.1102
λ_1	0.2826
K_{FE}^*	1.5593
f_{w1}	1.0999

Tabella 4.2: Coefficienti necessari al calcolo della $\Delta\sigma_{eq,peak}$

7. la tensione equivalente di picco per un carico applicato di 1 MPa risulta pari a:

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = f_{w1} * \Delta\sigma_{11,peak} = 1.659 MPa$$

Giunto HFMI

Il procedimento per la modellazione del giunto trattato HFMI è del tutto identico a quanto visto nel Capitolo 3, dunque:

1. Si modella la geometria, globale e locale (del trattamento HFMI).
2. Si stabilisce una dimensione di mesh di partenza, si applicano carichi e vincoli, inoltre si simula l'afferraggio tramite la funzione di "Coupling" e si procede con lo studio della convergenza.

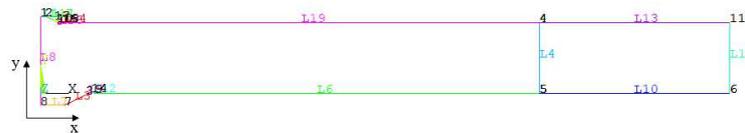


Figura 4.13: volume strutturale nel punto dove si concentrano le massime tensioni principali

3. Fatto lo studio della convergenza si costruisce il volume strutturale:

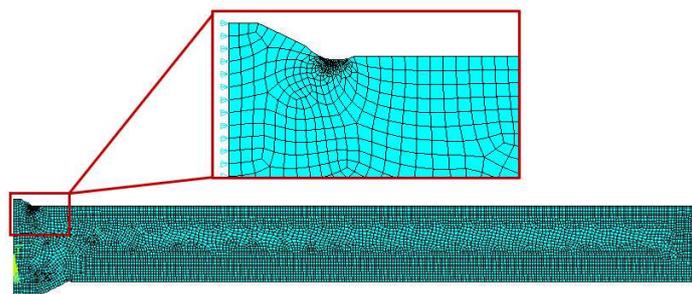


Figura 4.14: volume strutturale nel punto dove si concentrano le massime tensioni principali

4. Risolvendo il modello si va a calcolare il SED mediato e conseguentemente la tensione equivalente di picco:

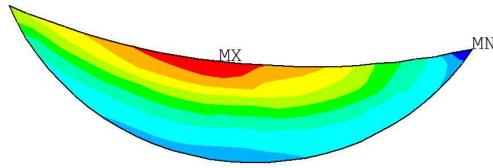


Figura 4.15: Andamneto dell'energia di deformazione all'interno del volume strutturale

SENE	1.48E-6
VOLU	0.2184
SED	6.77E-6

Tabella 4.3: SENE, VOLU e SED calcolati deirettamente dall'analisi FEM

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = \sqrt{\frac{\Delta\bar{W}2E}{1-\nu^2}} = 1.751 MPa \quad (4.2)$$

Si elaborano i dati per ricavare i valori corrispondenti alle tensioni realmente imposte durante la prova e li si confronta con le curve di verifica precedenti. Risultano le figure 4.16 e 4.17

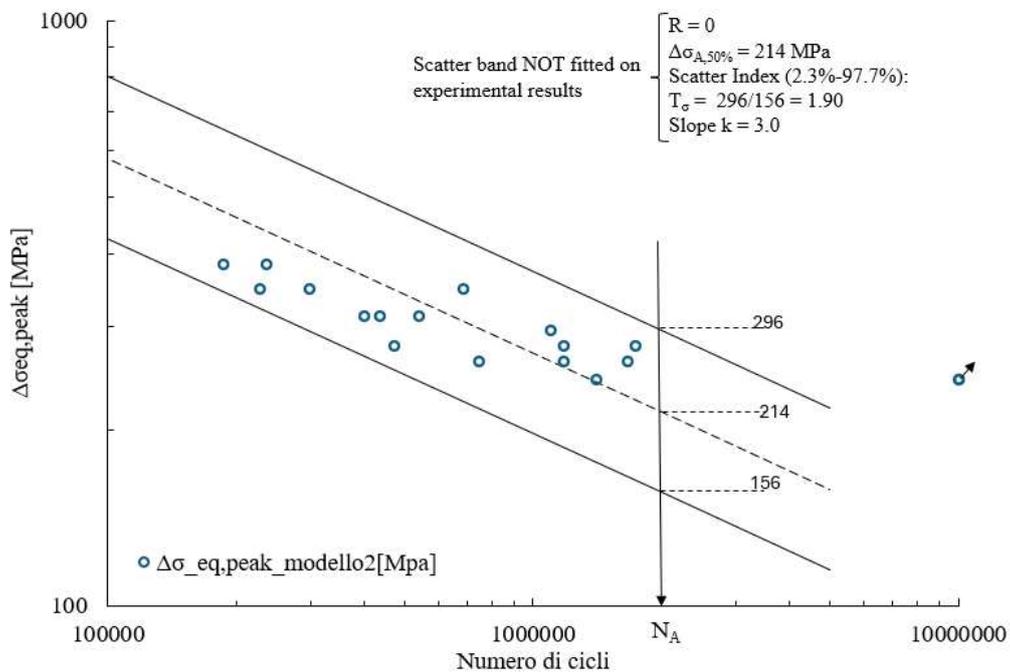


Figura 4.16: Distribuzione della vita a fatica dei giunti AW, secondo il nuovo modello

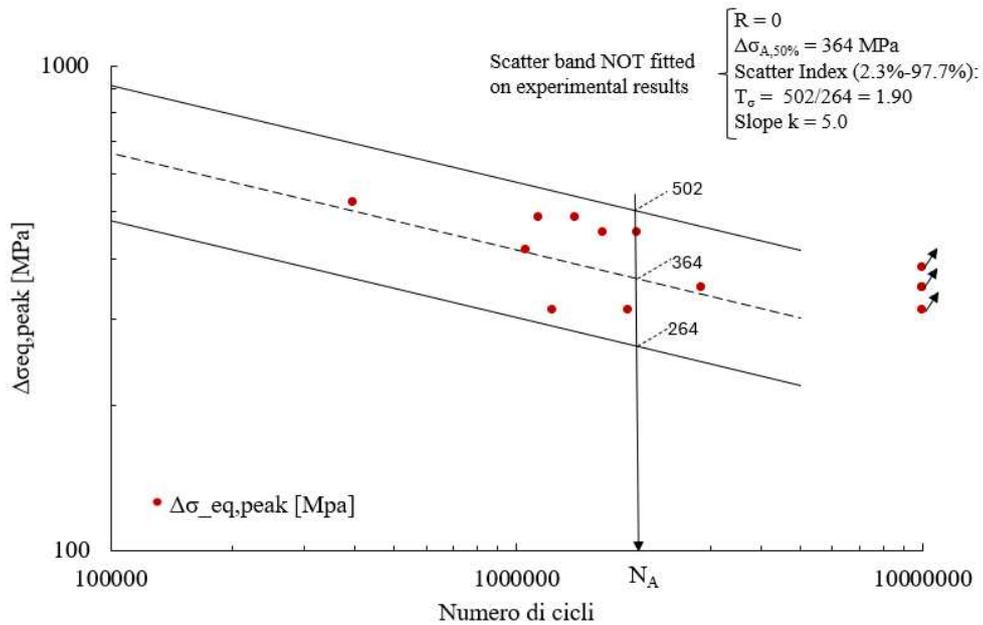


Figura 4.17: Distribuzione della vita a fatica dei giunti trattati HFMI, secondo il nuovo modello

Com'è possibile notare la modellazione della saldatura lato cianfrinatura porta ad un'intensificazione del campo tensionale, andando quindi a spostare i nodi che nelle precedenti analisi si trovavano in sfavore di sicurezza all'interno della banda.

4.3 Prova sperimentale: Rampe Statiche

La prova consiste nell'applicare staticamente una serie crescente di carichi al provino. L'andamento della prova in un diagramma *Forza – Tempo* assume una forma di una gradinata.

4.3.1 Misurazione dei disallineamenti

In generale possiamo dividere i disallineamenti in due categorie: lineari ed angolari. Per i disallineamenti lineari si ha che, gli assi delle piastre sono perfettamente paralleli tra loro ma è presente uno scostamento ortogonale "e ≠ 0". Quelli angolari invece presentano un origine degli assi nello stesso punto "e = 0" ma una direzione differente per un angolo $\alpha \neq 0$.

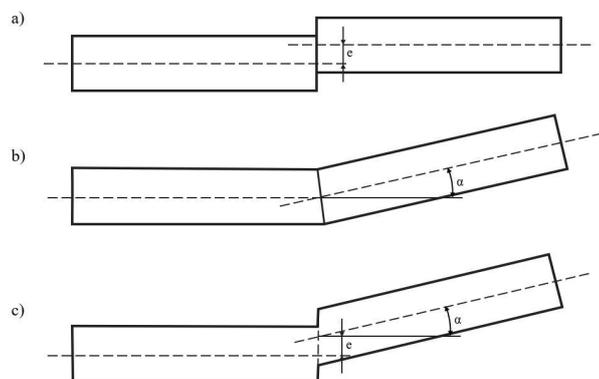


Figura 4.18: Tipologia di disallineamento: a) lineare, b) angolare, c) misto

Il procedimento che segue permette di calcolare entrambe le tipologie di disallineamenti, per fare ciò si è utilizzata una fresa a controllo numerico munita di un tastatore centesimale a 3 assi, come in figura 4.19,

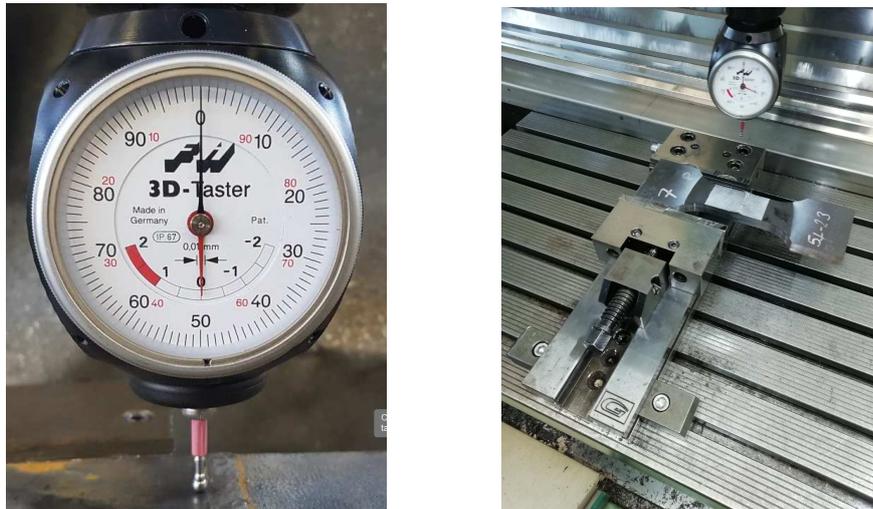


Figura 4.19: Rispettivamente sulla sinistra il tastatore centesimale a 3 assi e sulla destra il provino afferrato in fresa

1. Fissaggio in macchina del provino, il cordone di saldatura con larghezza maggiore è stato posto verso l'utensile.



Figura 4.20: Afferraggio in fresa

2. Si procede nel tarare il tastatore in modo che le misurazioni fatte si riferiscano all'asse di mezzeria

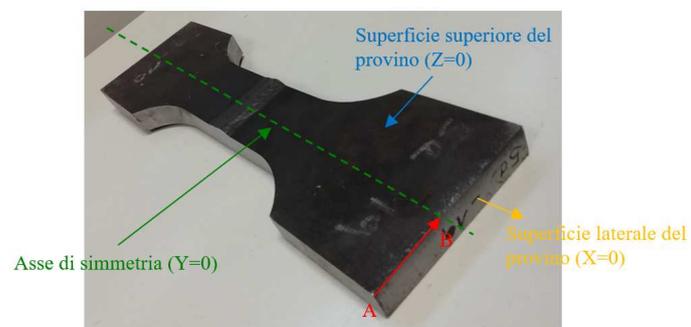


Figura 4.21: Punti di riferimento per la taratura del tastatore

- Si azzerà l'asse Y nello spigolo A in figura 4.21.
 - Si trasla di 40 mm verso il centro del provino spostandolo sull'asse di simmetria (punto B nella figura 4.21), qui si rialzera l'asse Y.
 - Si appoggia il tastatore sulla faccia verticale del provino e si azzerà l'asse X.
 - Infine appoggiandosi sulla superficie superiore del giunto si azzerà l'asse Z.
3. si vanno a stabilire 6 punti, come in figura 4.22 ad una certa quota X. Qui si misurerà la quota Z, questa quota è presa rispetto al punto 1.

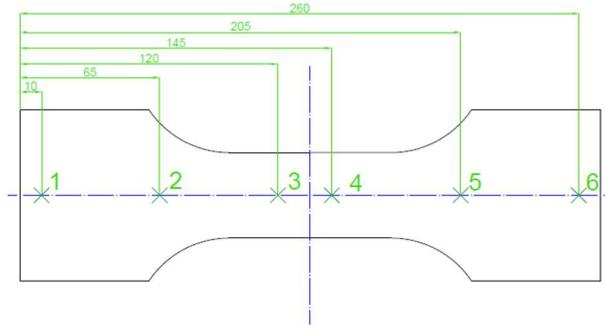


Figura 4.22: Punti di misurazione del tastatore

Puntando il tastatore in 1 della figura 4.22 si va ad azzerare il riferimento, solo una volta fatto sono state prese le quote degli altri punti. I risultati sono nella seguente tabella 4.4:

Misurazioni con Tastatore su fresa							
AW				HFMI			
Punto	coordinata	quota	u.m.	Punto	coordinata	quota	u.m.
1	X	0	mm	1	X	0	mm
	Y	0	mm		Y	0	mm
	Z	0	mm		Z	0	mm
2	X	55	mm	2	X	55	mm
	Y	0.02	mm		Y	0.09	mm
	Z	110	mm		Z	110	mm
3	X	0	mm	3	X	0	mm
	Y	0.12	mm		Y	0.19	mm
	Z	135	mm		Z	140	mm
4	X	0	mm	4	X	0	mm
	Y	0.39	mm		Y	0.35	mm
	Z	195	mm		Z	195	mm
5	X	0	mm	5	X	0	mm
	Y	2.09	mm		Y	0.72	mm
	Z	250	mm		Z	250	mm
6	X	0	mm	6	X	0	mm
	Y	3.64	mm		Y	1.08	mm
	Z	300	mm		Z	300	mm

Tabella 4.4: Coordinate (x, y, z) dei punti da 1 a 6 con azzeramento in 1

Per questo passaggio si vogliono mettere in luce due cose:

- I punti 3 e 4 della figura 4.22 sono stati presi il più vicino possibile al piede cordone di saldatura.
- Nella misurazione dei disallineamenti in fresa possono bastare due misurazioni per piastra, si è optato per aggiungerne una come verifica, per escludere eventuali errori di lettura e/o trascrizione.

4. Si procede al calcolo del disallineamento lineare ed angolare definiti in precedenza in figura 4.18:

- 1 Andando a calcolare "e" dalla differenza di altezza dei punti 3 e 4, si ottiene il disallineamento lineare:

$$e = z_3 - z_4$$

- 1 Per ottenere il disallineamento angolare va calcolata la massima distorsione tra i punti alle estremità (1 e 6):

$$\beta_1 = \text{atan} \left[\frac{z_3 - z_1}{x_3 - x_1} \right]$$

$$\Delta z = z_6 + l * \beta_1$$

- 1 Ora si calcola il disallineamento angolare tra le due piastre:

$$e_1 = \Delta z - e$$

$$\alpha_{rad} = \tan \left[\frac{e_1}{x_6 - x_4} \right]$$

I risultati ottenuti sono raggruppati nella tabella 4.5 .

Disallineamenti			
	AW	HFMI	u.m.
e	0.27	0.16	mm
β	0.001091	0.001727	rad
Δz	3.367273	0.648182	mm
e_1	3.097273	0.488182	mm
α	0.026939	0.004438	rad
	1.543509	0.254282	deg

Tabella 4.5: Disallineamento lineare ed angolare dei provini AW ed HFMI

Le quote rilevate sono state riportate nel diagramma in figura 4.23:si possono vedere delle distorsioni maggiori nel provino As Welded, di conseguenza ci si può aspettare una tensione secondaria più elevata.

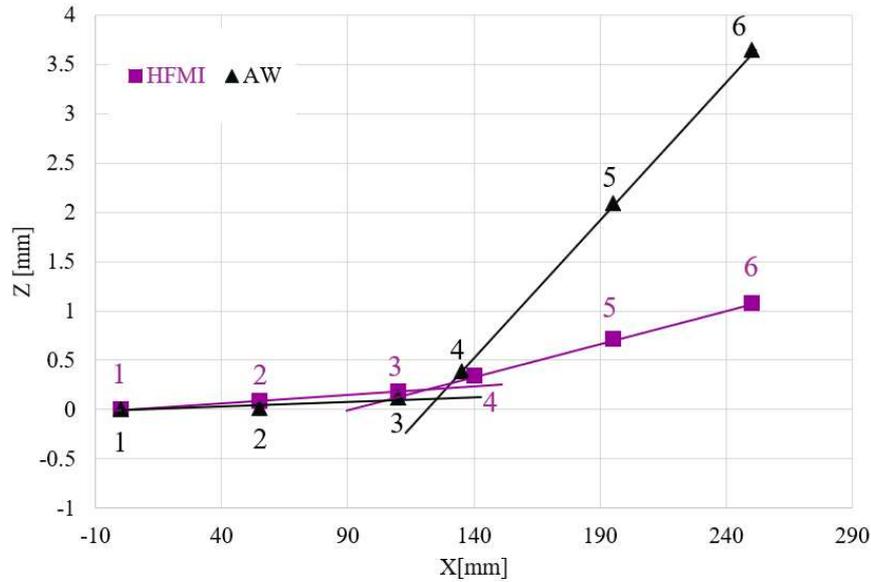


Figura 4.23: Rappresentazione nel piano X-Z dei punti misurati

4.3.2 Posizionamento degli estensimetri

Un estensimetro permette di misurare le deformazioni nel punto in cui si è posizionato, quindi qualunque sia tale punto una volta sollecitato il pezzo si otterrà una misurazione. La posizione va però scelta in modo accurato, in modo da facilitare il più possibile le operazioni di misurazione, calcolo ed eventuale confronto con eventuali modelli numerici.

Il posizionamento degli estensimetri è stato eseguito in due fasi: la scelta del punto dove posizionarli, ed il posizionamento vero e proprio. Queste due fasi meritano di essere descritte nel dettaglio, come verrà fatto in seguito.

Scelta del punto dove posizionare gli estensimetri

Stiamo studiando un giunto saldato, è buona norma posizionare eventuali estensimetri il più vicini possibile al piede cordone di saldatura. per la prova che si andrà a fare nel punto scelto non devono essere percettibili gli effetti di intensificazione delle tensioni dovuti all'intaglio, inoltre si vuole essere al di fuori di un campo di tensione variabile provocato da eventuali variazioni di geometria.

Con l'ausilio del software Ansys®Mechanical APDL sono stati costruiti due modelli tridimensionali, rappresentanti 1/4 di giunto.

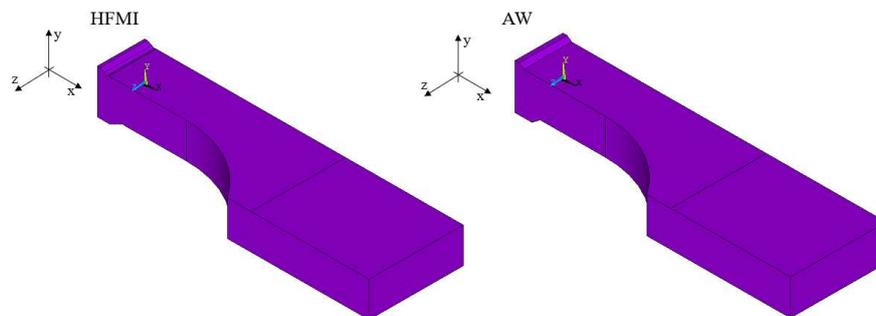


Figura 4.24: 1/4 di geometria del giunto testa a testa, As Welded e trattato HFMI

Come per i modelli sviluppati nei precedenti capitoli sono state applicati: vincoli, carichi, sono stati simulati gli afferraggi tramite la funzione "Coupling/DOFs". La dimensione della mesh in questo caso non è un requisito fondamentale, si è comunque scelta una dimensione che permettesse di garantire una certa uniformità dei risultati pari a $d = 2\text{ mm}$, la si è poi andata ad infittire in corrispondenza della saldatura.

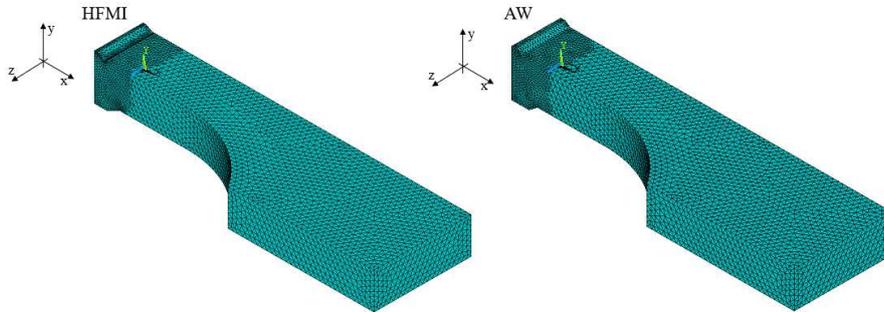


Figura 4.25: Mesh per i modelli tridimensionali di 1/4 di giunto testa a testa

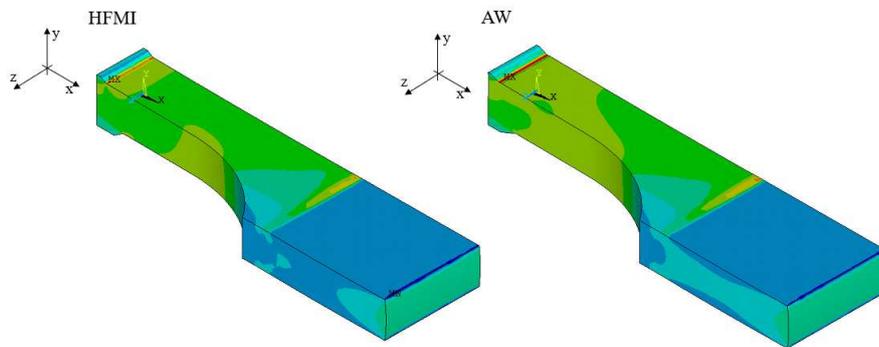


Figura 4.26: Andamento delle tensioni σ_x nei due modelli di giunto saldato

Gli estensimetri verranno applicati in corrispondenza del piano di simmetria che taglia longitudinalmente il provino (corrispondente dell'asse Y in figura 4.21). Si traccia un "Path" sulla superficie superiore ed inferiore del modello, partendo dal bordo e fermandosi, in corrispondenza del piede cordone di saldatura per il giunto AW e nel bordo della lavorazione HFMI per il giunto trattato.

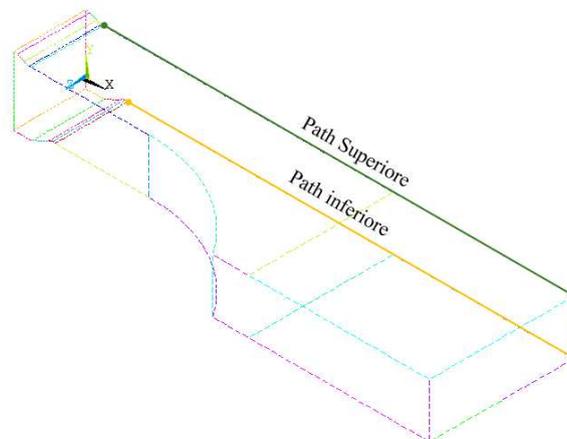


Figura 4.27: Path tracciati sia sulla superficie superiore che inferiore

Si raccolgono le tensioni σ_x e le si va a graficare, i risultati si possono vedere nelle figure 4.28 e 4.29:

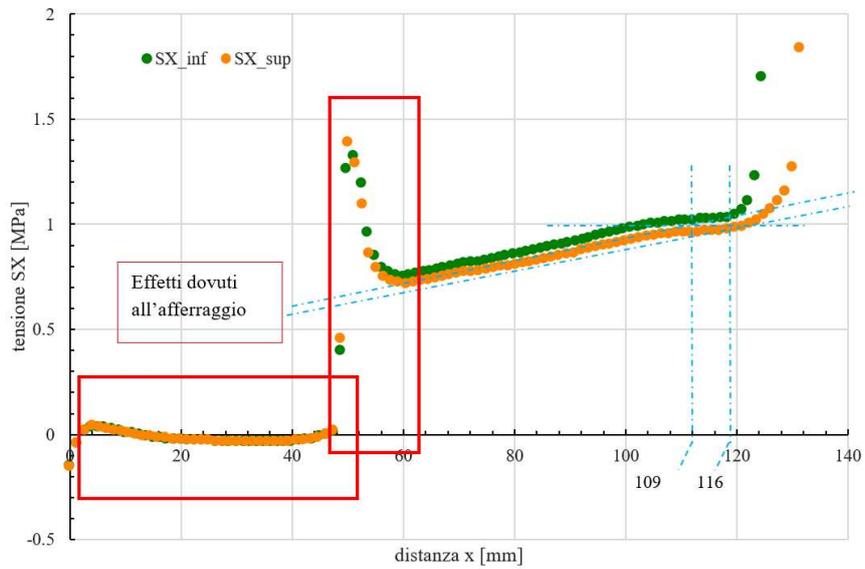


Figura 4.28: Andamento delle tensioni σ_x del giunto AW

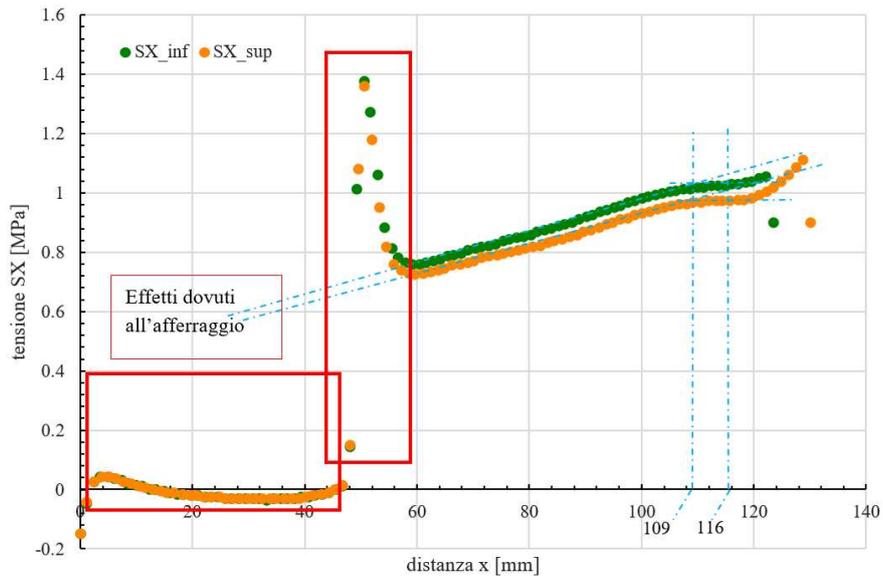


Figura 4.29: Andamento delle tensioni σ_x del giunto trattato HFMI

Volendo porre gli estensimetri in una zona dove non si vanno a percepire effetti dovuti all'intaglio (il cordone di saldatura) o a variazioni della geometria (raggio di raccordo), grazie all'analisi appena svolta si individua un range tra 109 mm e 116 mm dove si ha un andamento costante delle tensioni σ_x .

Considerando che la lunghezza degli estensimetri a disposizione è di 3 mm , la quota scelta, alla quale si posizionerà il centro dell'estensimetro è di 112 mm , così che l'intera griglia sia all'interno della zona a tensione costante.

Procedura di posizionamento

Si andranno a disporre un totale di 8 estensimetri, rispettivamente 4 per provino e 2 per piastra, come rappresentato in figura 4.30:

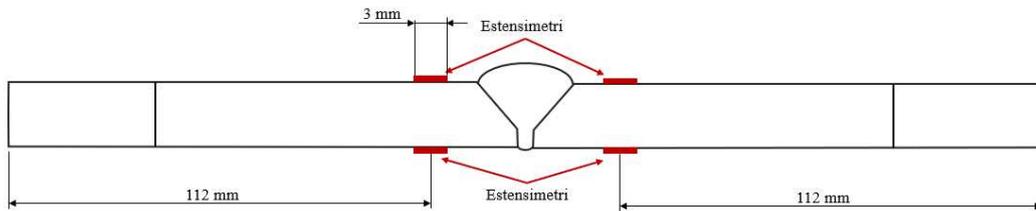


Figura 4.30: Vista laterale del giunto testa a testa dove viene descritta la posizione che andranno a coprire gli estensimetri

Le caratteristiche degli estensimetri adottati, sono riportate nella figura qui in basso 4.31

Model 型式		Lot No. Y4959M Batch No. 043A	Quantity 数量
Gage Factor (23°C, 50%) ゲージ率	2.11 ± 1.0%	Temperature Compensation for 主な適合材料	STEEL
Gage Length ゲージ長	3 mm	Adoptable Thermal Expansion 適合線膨張係数	11.7 × 10 ⁻⁶ /°C
Gage Resistance (23°C, 50%) excluding the leadwires ゲージ抵抗	120.4 Ω ± 0.4%	Applicable Adhesive 主な適用接着剤	CC-33A, EP-340
Transverse Sensitivity Ratio (23°C, 50%) 横感度比	(0.6 ± 0.2)%	Temperature Coefficient of Gage Factor ゲージ率の温度係数	Refer to Graph グラフ参照
Thermal Output 熱出力	Refer to Graph グラフ参照	S/N: 2023012624	共和品-1437B

KYOWA STRAIN GAGES RoHS

Figura 4.31: Data sheet estensimetro

Il procedimento seguito per il loro posizionamento è stato il seguente:

1. Rimozione dell'ossido; l'ossido crea una superficie irregolare che può provocare un falsamento delle misure, quindi si procede alla sua rimozione. Il risultato finale è di una superficie a specchio.

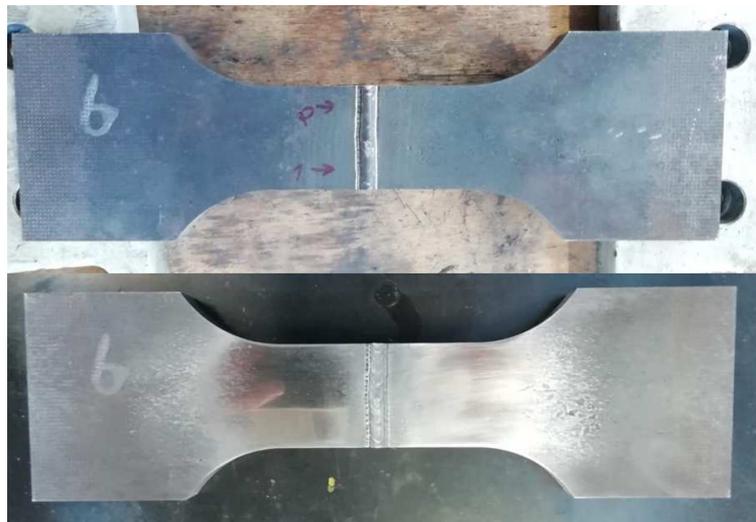


Figura 4.32: Rispettivamente in alto il provino ossidato, in basso il risultato ottenuto dopo la rimozione dell'ossido

2. Individuazione e marcatura del punto in cui si andrà a posizionare l'estensimetro; tramite l'ausilio di calibro, squadra ed un punteruolo si individua e si segnano: l'asse centrale del provino, e la quota di 112 mm dal fondo di questo. Il risultato è un'incisione a croce.
3. Si attacca un pezzetto di scotch sull'estensimetro, facendo attenzione che il nastro sia stato posto dal lato protettivo e non sulla griglia dell'estensimetro.
4. Si allineano i riferimenti dell'estensimetro con quelli segnati sul provino



Figura 4.33: Risultato del corretto posizionamento di un estensimetro, si può vedere la griglia di riferimento dell'estensimetro perfettamente allineata con quella di riferimento

5. una volta allineato correttamente si solleva delicatamente l'estensimetro e si va ad incollare sul pezzo. Si consiglia di non usare troppa colla, potrebbe rendere difficoltoso rimuovere lo scotch.

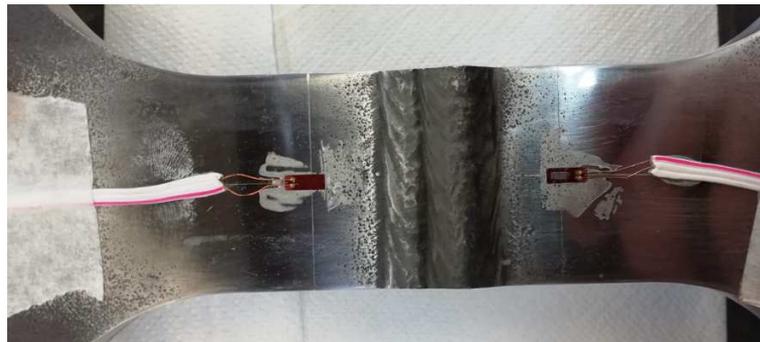


Figura 4.34: fig: Risultato finale ottenuto dal posizionamento degli estensimetri

6. Una volta posizionato l'estensimetro lo si va a proteggere: il cavo subito addiacente viene incollato così che qualora il cavo dovesse essere tirato accidentalmente si avrebbe un minore rischio di strappo, si silicona l'area attorno all'estensimetro, così da proteggerlo da eventuali piccoli urti. Si ottiene un risultato simile alla figura 4.35

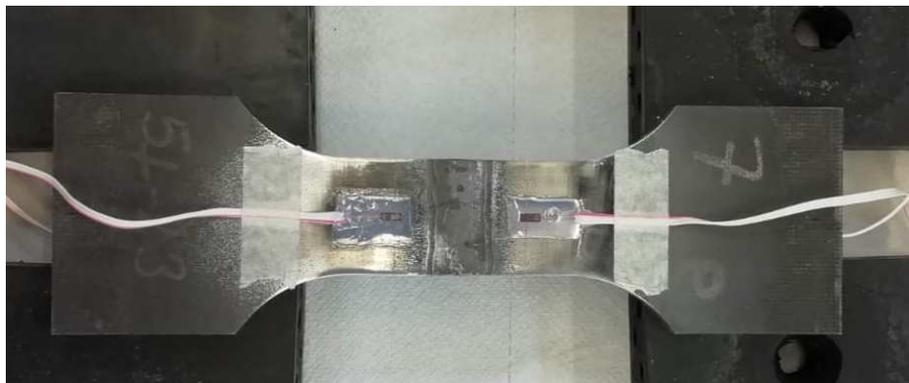


Figura 4.35: fig: Risultato finale ottenuto dal posizionamento degli estensimetri

7. Ognuno dei tre cavi appartenenti al sensore viene testato tramite la misura della resistenza, quando si accoppiano il cavo colorato con uno dei due cavi bianchi la resistenza risultante deve dare il valore segnato dal data-sheet ($120.4[\Omega]0.4\%$) più la resistenza dei cavi, quando si vanno a testare i due cavi bianchi (*circa* $1.2[\Omega]$).

Se i risultati di questa verifica non fossero quelli attesi è probabile che ci sia stato un danneggiamento o una rottura del sensore.

Collegamento al connettore

Posizionati gli estensimetri, si procede al collegamento dei cavi ad un connettore in modo da formare "1/4" di ponte di Wheatstone, lo schema del circuito è rappresentato in figura 4.36:

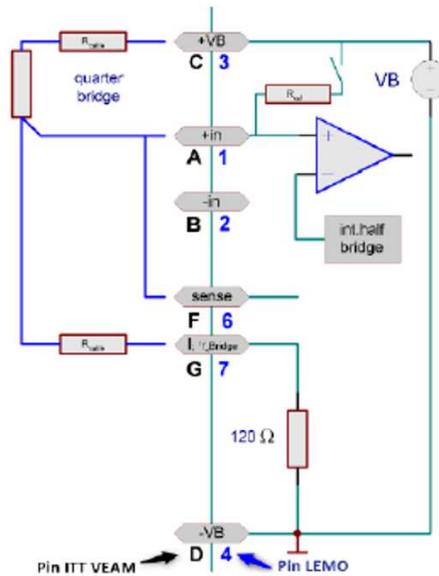


Figura 4.36: Schema circuitale di 1/4 di ponte

Ogni connettore va a raggruppare due estensimetri (figura figura 4.37), andando a completare ad uno ad uno lo schema circuitale sopra descritto :

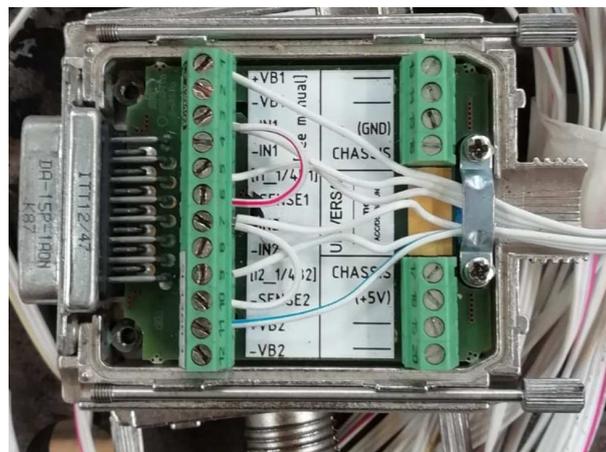


Figura 4.37: Connettore con cavi inseriti

Collegati i cavi al connettore, si procede con una verifica tramite un tester, in questo caso la verifica avviene puntando i Pin del tester sulle rispettive viti di fissaggio e tirando leggermente. I valori delle

misurazioni non devono variare, nel caso ci fosse cambiamenti o nessuna misura la causa più probabile è un falso contatto tra morsetto e cavo, nel caso peggiore si ha avuto la rottura del cavo.

Si sottolinea di avere una particolare cura ed attenzione dei sensori sia prima che dopo il posizionamento in quanto una rottura di questi (nel caso più grave) od un danneggiamento anche superficiale può portare ad avere dei dati totalmente falsati.

4.3.3 Rampe Statiche

Si ricorda che lo scopo di questa prova è quello di studiare il comportamento delle tensioni secondarie dovute ai disallineamenti in funzione della tensione applicata. Il procedimento è il seguente:

1. Inanzitutto si collegano i connettori alla centralina CS-7008-FD si accede al software di gestione della centralina imc STUDIO 5.2 R22 e si fa un azzeramento dei valori riportati dagli estensimetri fuori macchina.
2. Successivamente si posiziona nella macchina di prova il giunto come in figura 4.38:

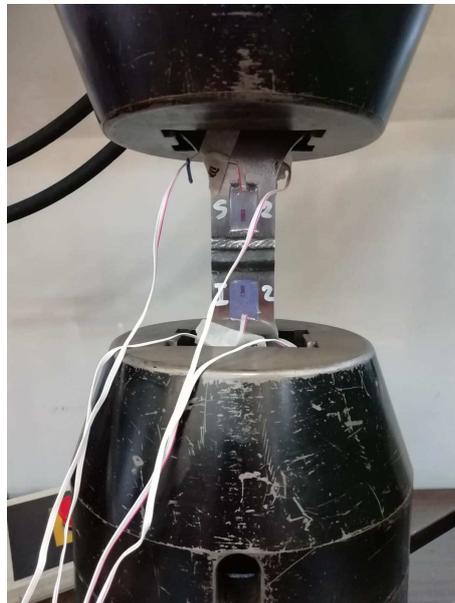


Figura 4.38: Afferraggio del giunto in macchina di prova

Afferrato il provino si misurano le deformazioni dovute al raddrizzamento.

3. Successivamente si va a far lavorare la macchina di prova con un carico incrementale di $\Delta F = 20 \text{ kN}$, da 0 kN a 180 kN . 180 kN è la massima forza per la quale è stata fatta la prova di fatica, in questa prova viene adottata come massima sollecitazione applicabile.

Con le seguenti tabelle si raggruppano i risultati ottenuti che poi verranno elaborati:

Giunto trattato HFMI					
F [kN]	note	VB1_sx_54-23	VB2_sx_54-23	VB1_dx_7	VB2_dx_7
0	fuori macchina	0	0	0	0
0	in macchina	279	-284	224	-228
20	in macchina	441	-117	388	-62
40	in macchina	602	52	552	103
60	in macchina	761	221	714	270
80	in macchina	922	389	877	435
100	in macchina	1082	555	1042	599
120	in macchina	1243	721	1204	761
140	in macchina	1404	886	1367	923
160	in macchina	1565	1051	1531	1086
175.3	in macchina	1693	1193	1653	1214
160	in macchina	1570	1065	1528	1087
140	in macchina	1410	898	1366	922
120	in macchina	1249	732	1203	757
100	in macchina	1088	565	1040	593
80	in macchina	928	398	876	428
60	in macchina	766	232	713	264
40	in macchina	605	65	549	99
20	in macchina	442	-102	386	-65
0	in macchina	280	-270	221	-232

Tabella 4.6: Dati estensimetrici per ogni step della rampa nel giunto trattato HFMI

Per ogni estensimetro si ha un codice identificativo, per il giunto trattato HFMI è il seguente:

- I numeri 54 – 23 e 7 indicano a quale piastra ci si riferisce (questi erano già presenti nel giunto).
- I numeri 1 e 2 indicano il lato della piastra.

I dati relativi al giunto As Welded sono riportati nelle seguenti tabelle (4.7 e 4.8), con la prima rampa si è porato il pezzo ad avere un comportamento di isteresi, è stato necessario ripetere la prova diminuendo la forza massima applicata a 120 *kN*.

giunto AW					
F [kN]	note	VB1_1I	VB2_2I	VB1_1S	VB2_2S
0	fuori macchina	0	0	0	0
0	in macchina	-1202	1206	-1140	1137
20	in macchina	-1044	1377	-988	1310
40	in macchina	-884	1546	-834	1482
60	in macchina	-725	1716	-680	1655
80	in macchina	-565	1886	-527	1827
100	in macchina	-406	2056	-373	1999
120	in macchina	-222	2207	-240	2112
140	in macchina	-109	2290	-77	2181
160	in macchina	43	2697	90	2308
175	in macchina	281	3300	16	2970
160	in macchina	177	3222	-105	2850
140	in macchina	20	3050	-260	2680
120	in macchina	-138	2878	-414	2508
100	in macchina	-296	2707	-570	2336
80	in macchina	-455	2533	-724	2164
60	in macchina	-614	2360	-879	1990
40	in macchina	-773	2186	-1035	1818
20	in macchina	-933	2012	-1190	1643
0	in macchina	-1093	1835	-1348	1467

Tabella 4.7: Dati estensimetrici per ogni step della rampa nel giunto As Welded, 1^a rampa

giunto AW					
F [kN]	note	VB1_1I	VB2_2I	VB1_1S	VB2_2S
0	fuori macchina	0	0	0	0
0	in macchina	-680	681	-657	660
20	in macchina	-520	853	-502	831
40	in macchina	-362	1025	-348	1004
60	in macchina	-204	1198	-193	1177
80	in macchina	-43	1371	-38	1350
100	in macchina	115	1544	116	1524
120	in macchina	274	1719	271	1698
100	in macchina	116	1550	115	1528
80	in macchina	-43	1378	-40	1356
60	in macchina	-201	1207	-194	1184
40	in macchina	-360	1034	-348	1012
20	in macchina	-519	862	-503	838
0	in macchina	-678	688	-657	665

Tabella 4.8: Dati estensimetrici per ogni step della rampa nel giunto As Welded, 2^a rampa

Per il giunto As Welded per individuare il punto dov'è stata presa la misura è stata adottata la seguente dicitura:

- il codice *VB1.1* e *VB2.2* indicano a quale lato del giunto ci si riferisce.
- le lettere *I* e *S* indicano la piastra.

La macchina di prova a disposizione non è riuscita ad applicare un carico di 180 kN al provino, si è arrivati ad un massimo di 175 kN come si può notare dalle tabelle precedenti.

4. Si calcolano le deformazioni dovute alla trazione (indotta dalla macchina) e dalla flessione (dovuta ai disallineamenti):

Prendendo a riferimento gli estensimetri sulla piastra 7 del giunto trattato HFMI, le deformazioni si calcolano con le equazioni:

$$\epsilon_{ass,7} = \frac{V_{B1,DX,7} + V_{B2,DX,7}}{2} \left[\frac{\mu m}{m} \right] \quad (4.3)$$

$$\epsilon_{bend,7} = \frac{V_{B1,DX,7} - V_{B2,DX,7}}{2} \left[\frac{\mu m}{m} \right] \quad (4.4)$$

5. Si calcolano le tensioni alle quali il pezzo è stato sollecitato in corrispondenza del punto di applicazione dell'estensimetro, seguendo quanto fatto per le deformazioni:

$$\sigma_{ass,7} = \frac{\epsilon_{ass,7} * E}{10^{-6}} [MPa] \quad (4.5)$$

$$\sigma_{bend,7} = \frac{\epsilon_{bend,7} * E}{10^{-6}} [MPa] \quad (4.6)$$

6. In ultima analisi si calcolano le tensioni nominali corrispondenti ad ogni step della rampa, questa è utile per il confronto tra i vari risultati:

$$\sigma_{nom} = \frac{F}{A} [MPa] \quad (4.7)$$

Con F la forza applicata, A area della sezione del giunto in corrispondenza degli estensimetri.

Mettendo in un diagramma i risultati calcolati ai punti 4 e 5 si ottengono i seguenti:

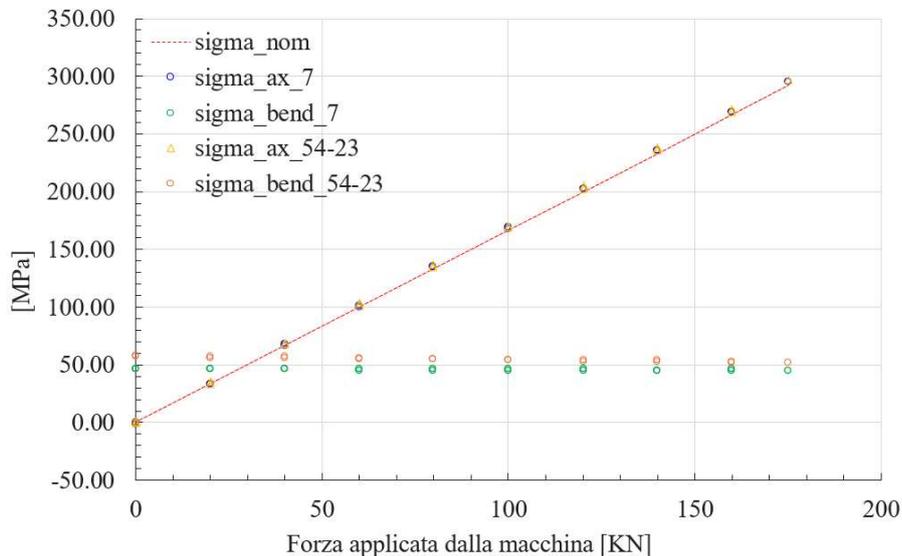


Figura 4.39: Andamento delle tensioni primarie e secondarie che si sono sviluppate durante la prova, per il giunto trattato HFMI

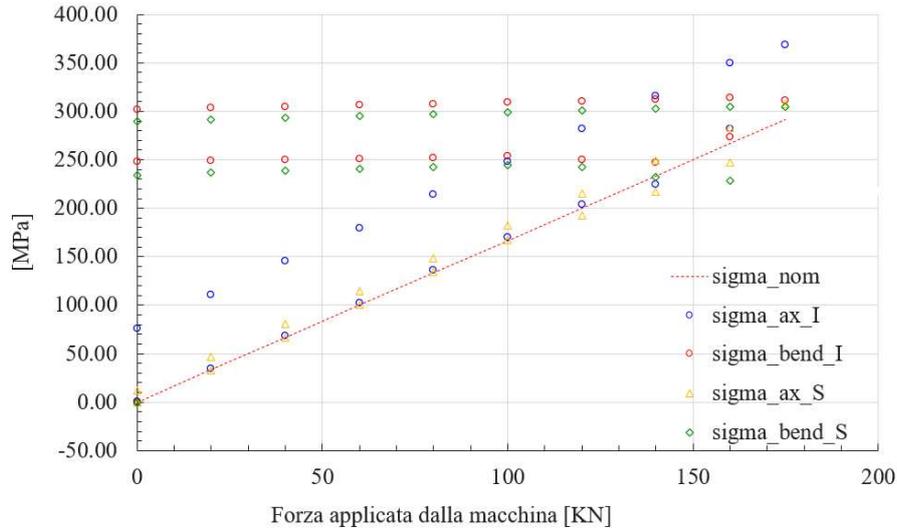


Figura 4.40: Andamento delle tensioni primarie e secondarie che si sono sviluppate durante la prova, per il giunto trattato As Welded con effetto di isteresi

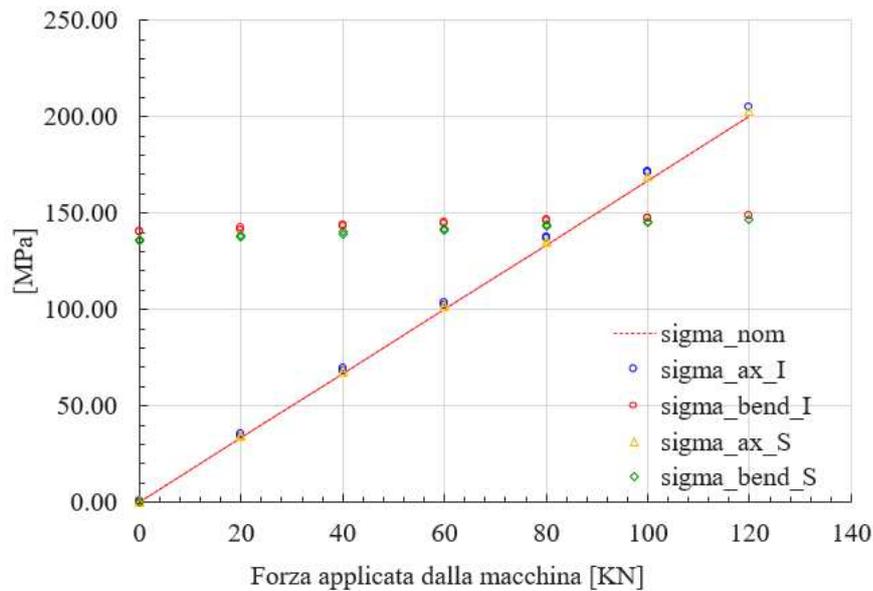


Figura 4.41: Andamento delle tensioni primarie e secondarie che si sono sviluppate durante la prova, per il giunto trattato HFMI

Risulta evidente come l'andamento delle tensioni provocate dalla forza della macchina di prova seguono perfettamente quelle che sono le tensioni nominali calcolate analiticamente (con un'eccezione al ciclo in cui si è indotta l'isteresi).

Dalle ultime figure (4.39, 4.40 e 4.41) si nota che: La tensione da flessione secondaria indotta dai disallineamenti, è costante al variare della forza applicata, sia per il giunto As Welded che per il giunto trattato HFMI.

Si sottolinea che tale tensione non dà contributo ciclico ($\Delta\sigma_{bending} = 0$) ma contributo di tensione media, il che implica cambiare il rapporto di ciclo (R). Questo potrebbe andare ad influire il comportamento del giunto trattato HFMI, i quali sono sensibili al rapporto di ciclo (R).

CAPITOLO 5

Valutazione della resistenza a fatica tramite Peak Stress Method (PSM) di giunti trattati HFMI

Con questo capitolo si vanno a descrivere tutti i giunti saldati in acciaio trattati con HFMI presi dalla letteratura ed analizzati. Lo scopo è quello di; determinare nuove curve di progettazione a fatica, per i diversi range di tensione di snervamento e di rapporto di ciclo e affinare le curve già create, con nuovi dati sperimentali, per giunti trattati HFMI sollecitati ad *Ampiezza costante*.

Verranno effettuate le analisi FEM applicando il Peak Stress Method a giunti con piende cordone di saldatura raccordato, il raggio di raccordo può essere reale o medio.

Si ricorda che:

- Per i giunti 2D si è adottato l'elemento PLANE 182 con Keyoption 1 "*Simple Enhanced Strain*" e Keyoption 2 "*Plane Strain*".
- Per i giunti 3D si utilizza l'elemento SOLID 187 con Keyoption 1 impostata su "*Pure Displacement*".

5.1 Dimensioni medie da adottare

Con la tesi *Applicazione del Peak Stress Method per la stima di vita a fatica di strutture saldate in acciaio soggette a trattamento HFMI*, Giovanni Sacchet è andato ad individuare dei valori medi da adottare, quando *raggio di raccordo*, *profondità* e *angolo di apertura* non sono presenti nell'articolo studiato.

Negli articoli analizzati sono presenti dei raggi di raccordo che spaziano in un range tra $2 - 3 \text{ mm}$ e profondità di $0.16 - 0.3 \text{ mm}$. Range c racchiusi all'interno di quelli indicati dalla IIW [1]. Per questi range si è calcolato l'errore che si avrebbe con il risultato reale della tensione equivalente di picco e quello fittizio ottenuto con il valore medio.

Sono stati studiati le tipologie di giunti più comuni:

- Per il giunto ad irrigidimento trasversale si è definito che, con il raggio di raccordo medio (ρ_{medio}) adottato di $\rho = 2 \text{ mm}$, profondità media ($depth_{media}$) adottata di $depth = 0.2 \text{ mm}$ si raggiunge un errore rispetto al giunto con le reali dimensioni della geometria locale del 5%. Per quanto riguarda l'angolo di apertura 2α , qualora non venisse fornito, l'errore massimo che si commetterebbe, considerando un valore medio pari a 135° , risulterebbe pari al 7%.
- Per il giunto ad irrigidimento longitudinale si è definito che, con il raggio di raccordo medio (ρ_{medio}) adottato di $\rho = 3 \text{ mm}$, profondità media ($depth_{media}$) adottata di $depth = 0.2 \text{ mm}$ si raggiunge un errore rispetto al giunto con le reali dimensioni della geometria locale del 13%.

5.2 Articoli analizzati conteneti giunti trattati HFMI

Nelle tabelle in figura 5.1 e 5.2 si catalogano, tutti gli articoli analizzati con PSM dei giunti saldati in acciaio trattati con HFMI. Non in tutti gli articoli è stato possibile ricavare le grandezze necessarie ad applicare il PSM, per questi si è ricorso a valori medi che garantiscono un errore nel calcolo della tensioni equivalente di picco contenuto.

In in figura 5.1 e 5.2 sono riportate le caratteristiche principali del giunto, con:

- * si vogliono indicare quei valori che non è stato possibile ricavarli dagli articoli, quindi assunti come valori medi.
- # si indicano invece articoli che riguardano giunti tratttati HFMI, ma che presentano delle particolarità, descritte nello specifico successivamente.

autori	anno	tipo di giunto	Materiale	σ_y [MPa]	R	ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]	n° dati	
Daniel Löschner et al. [24]	2022	T	S355J2	370	-1	2*	0.2*	135	5.66	16	14	
			S700M	805						15		
Halid Can Yildirim et al. [29]	2020	T	AH36	355	-0.43	1.82	0.2*	135	4.24	6	14	
			S690QL	690								
Helena Polezhayeva et al. [30]	2015	T	080A15	560	0.02	2*	0.2*	135	13.00	20	1	
Iwata Toshiaki et al. [31]	2016	T	KA36	355	0.05	2*	0.2*	140	9.30	10	16	
										131		22
										133		40
										136		50
Kasra Ghahremani et al. [33]	2021	T	CSA350W	350	0.1	2*	0.2*	135*	6.40	9.5	8	
M. Leitner et al. [36]	2015	T	S355	355	0.1	2*	0.2*	135*	5.00	5	31	
			S690	690								
			S960	960								
M.M. Pedersen et al. [39]	2009	T	S700	700	0.1	1.07	0.1	135	4.00	6	10	
Rana Tehrani Yekta et al. [40]	2013	T TIPO E	CSA350W	350	0.1	1.69	0.36	135	6.40	9.5	6	
		T TIPO F										2.37
Shuichi Tsumura et al. [53]	2023	T	KA36	390	-0.3	2*	0.218	135	5	10	16	
				387						22		
				381						40		
				339						50		
V.I. Trufiakov et al. [43]	1998	T		420	0.1	2*	0.2*	135	21.21	20	10	
Vitalii Kuysh et al. [44]	2021	T	15KHSND	400	0	2*	0.2*	135*	9.00	12	8	
Y. Kudryavtsev et al. [54]	2007	T		260	0	2*	0.2*	135*	12.00	20	9	
Boris Fuštar et al. [20]	2022	L	S355J2+N	355	0.1	2.34	0.49	145	7.07	8.4	9	
		T										
Boris Fuštar et al. [47]	2024	L	S690QL	690	0.1	2*	0.2*	135*	7.07	8.4	8	
		T										

Figura 5.1: Elenco articoli analizzati su giunti saldati trattati con HFMI

autori	anno	tipo di giunto	Materiale	σ_y [MPa]	R	ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]	n° dati
T. Stenberg et al. [55]	2024	O	S355	355	0.1	2.02	0.16	135	7.07	8	5
Markus J. Ottersböck et al. [46]	2019	B	S1100	1100	0.1	2.8, 3.6	0.09	154, 158	1.90	6	15
Antti Ahola et al. [22]	2019	T	S1100	1100	0.2, 0.3, 0.4	2.3	0.2*	137	7.35	8	3
M. Ottersböck et al. [51]	2015	T	S355 S690	355 690	0.1	2*	0.2*	138	5.00	5	17
Björk T. et al. [42]	2017	T	2205 steel 2507 steel	630 730	0.1 0.1, 0.5	1.4	0.17	135	6.505382	5	10
Ahola A et al. [21]	2019	T	S1100MC	1100	0.1, 0.5, 0.49	2*	0.2*	135*	5.656854	8	5
M. Leitner et al. [49]	2016	L	S355	355	0.1	3*	0.2*	1.35*	7.071068	5	9
M. Leitner et al. [48]	2013	L	S355 S690	355 690	0.1	2.69	0.29	146.5	4.82	5	13 11
J. Schubnell et al. [32]	2018	B	S690QL	690	0.1	1.58	0.162	157.6	2	10	15
P. Shams Hkimi et al. [45]	2018	T	S355K2+N S460M	382, 361 556, 494	0.01 ≤ R ≤ 0.21	2*	0.2*	135*	8.3, 7.24 7.43, 8.34	40, 60 40, 60	20 21
T. Okawa et al. [46]	2013	T	AK36	417	0.1, 0.5, -1	2*	0.2*	135*	8	40	11
A. Galtier et al. [23]	2003	T	S355 S700	355 700	0.1	0.9 2	0.4 0.17	116 139	6 6.3	6 5	12 12
E.S. Statnikov [28]	2000	T	Weldox 420 steel	461	0.1	2*	0.2*	135*	21.2	20	9
J. Schubnell et al. [32]	2018	T	S355I2+N S690QL S960QL	355 690 960	0.1	2*	0.2*	135*	5.6	10	14 12 16
L. Wendler et al. [50]	2023	T	S355MC	355	0.1	1.55 2*	0.07 0.2*	146.5 135*	7.6	20	12 15
R. Alden et al. [52]	2020	T	SSAB700MC+	700	0.1	2*	0.2*	135	5.66	10	24
S.H. Han et al. [41]	2009	T	SM490B Steel 2205 Steel 2507	352 630 625	0.1 0.1 0.1, 0.5	2* 1.4	0.2* 0.17	135* 135	14.1 5.66	16 5	9 4 6

Figura 5.2: Elenco articoli analizzati su giunti saldati trattati con HFMI

5.3 Studio dei giunti Trasversali

Nei seguenti sottoparagrafi vengono riportate brevemente le analisi e i risultati ottenuti dei giunti Trasversali analizzati.

5.3.1 Giunto trasversale a singolo irrigidimento (B. Fustar et al. 2022)

Nell'articolo di Boris Fustar et al. [20] viene analizzato un giunto trasversale a singolo irrigidimento, testato con un carico di trazione ad ampiezza di carico costante, con rapporto di ciclo $R = 0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S355J2+N	355	206000	0.3

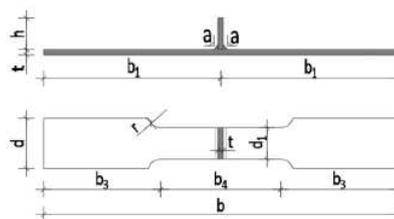


Figura 5.3: Foto e disegno quotato del giunto Trasversale B. Fustar (2022) [20]

I parametri della geometria locale necessari allo svolgimento dell'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2.34	0.49	145	7.07	8.4

Nell'articolo sono presenti tutti i parametri utili al completamento dell'analisi, non è stato necessario assumere dei valori medi.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	note
197.14	4010000	run out
240	312728	
240	1065580	
240	610599	

Tabella 5.1: Dati sperimentali di $\Delta\sigma_{nom}$ e N

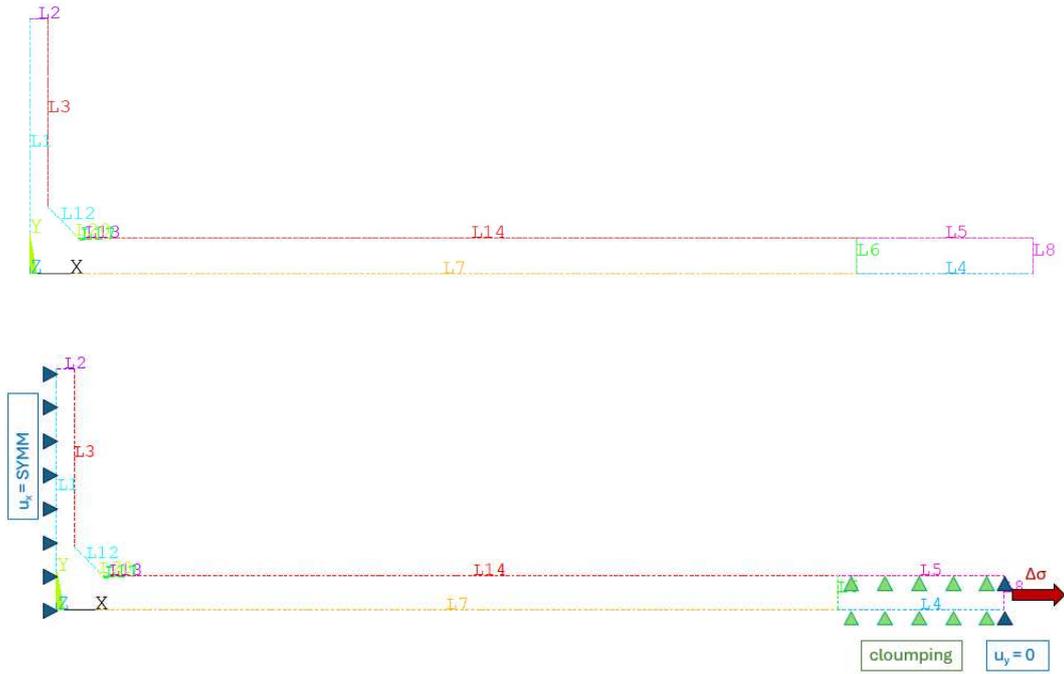


Figura 5.4: Geometria giunto trattato HFMI B. Fustar et al. 2022 [20]

I carichi e vincoli applicati sono i seguenti:

- Vincolo di simmetria: Applicato alla linea di simmetria del giunto, linea 1.
- vincoli su KeyPoint: si applica un vincolo $U_y = 0$ in corrispondenza dei Keypoint agli estremi della Linea 8.
- Cloumping: applicato ai nodi interni delle linee 4 e 5, per simulare l'afferraggio.
- Carichi: il carico è applicato sulla linea 8, rappresenta un carico di trazione (direzione x) pari a 1 MPa .

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.194	0.38	0.66	0.3	0.05

Il modello risultante dalla procedura è:

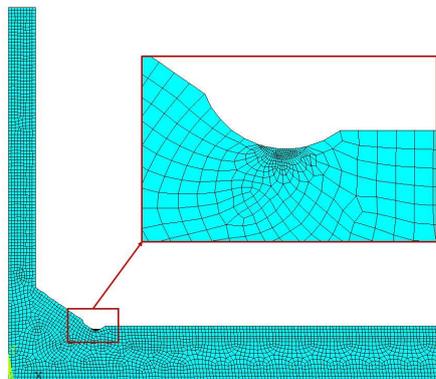


Figura 5.5: Mesh adottata per il calcolo del SED per il giunto trattato HFMI B. Fustar et al. 2022 [20]

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
1.92e-6	0.2607	7.36e-6	1.826

le tensioni equivalenti di picco ottenute sfruttando la lineare elasticità sono le seguenti:

$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$, [MPa]	N	note
197.14	359.96	4010000	run out
240	438.215	312728	
240	438.215	1065580	
240	438.215	610599	

Tabella 5.2: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trattato HFMI dell'articolo B. Fustar et al. (2022) [20]

Note sul presente articolo

Il processo di saldatura causa delle distorsioni nella piastra di base dei giunti trasversali, in questo caso la distorsione crea un sollevamento della parte centrale del giunto di circa 6 mm rispetto ai bordi.

Gli autori vanno ad agire sul provino azzerando questa curva prima del trattamento, questo implica una deformazione plastica nell'area del cordone di saldatura.

Nel caso i dati fossero anomali il motivo potrebbe essere causato da questo passaggio.

5.3.2 Giunto trasversale a doppio irrigidimento (A. Ahola et al. 2019)

Nell'articolo di A. Ahola et al. [21] viene analizzato un giunto trasversale a doppio irrigidimento, testato con un carico di trazione ad ampiezza di carico costante, con rapporto di ciclo di $R = 0.1, 0.49, 0.5$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S1100	1100	206000	0.3

I parametri della geometria locale necessari allo svolgimento dello studio sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2	0.2	135	5.66	8

Nell'articolo non sono presenti tutti i parametri necessari per svolgere all'analisi, è stato necessario assumere dei valori medi.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

R	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	note
0.1	339	1978000	run out
0.1	604	47000	
0.1	526	117000	rottura su piastra di base
0.49	465	29000	
0.50	423	56000	

Tabella 5.3: Dati sperimentali di $\Delta\sigma_{nom}$ e N

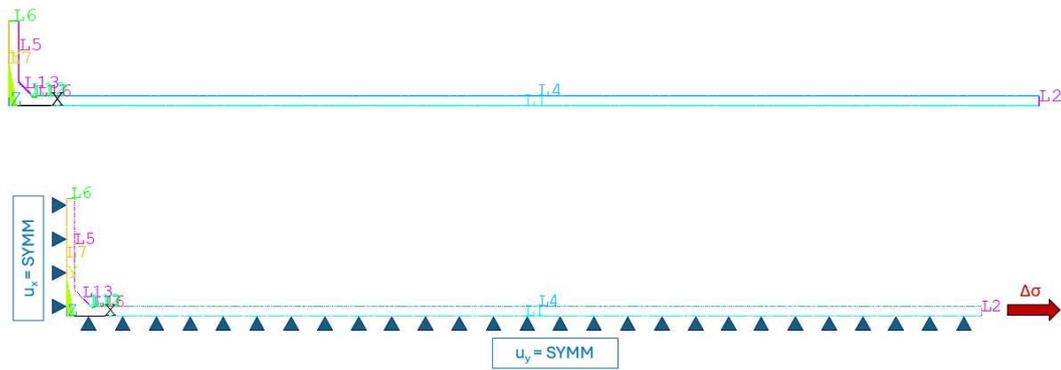


Figura 5.6: Geometria giunto trattato HFMI A. Ahola et al. 2019 [21]

I carichi e vincoli applicati sono i seguenti:

- Vincolo di simmetria: Applicato alla linea di simmetria del giunto, linea 1 e 7.
- Carichi: il carico è applicato sulla linea 2, rappresenta un carico di trazione (direzione x) pari a -1 MPa .

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

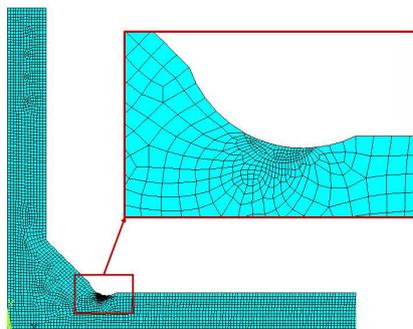


Figura 5.7: Mesh adottata nel giunto trattato HFMI A. Ahola et al. 2019 [21]

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
1.64e-6	0.2481	6.63e-6	1.732

I risultati ottenuti sono i seguenti:

R	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$, [MPa]	N	note
0.1	339	587	1e7	run out
0.1	604	1046	47000	
0.1	526	911	117000	rottura su piastra di base
0.49	465	805	29000	
0.50	423	732	56000	

Tabella 5.4: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trattato HFMI A. Ahola et al. 2019 [21]

Note sul presente articolo

Non viene specificata la sezione alla quale vengono calcolate le tensioni nominali, si è assunto che quelle riportate nella pubblicazione corrispondano a quelle in prossimità della saldatura.

5.3.3 Giunto trasversale a doppio irrigidimento (Antti Ahola et al. 2019)

Nell'articolo di A. Ahola et al. [22] viene analizzato un giunto trasversale a doppio irrigidimento, testato con un carico di trazione ad ampiezza di carico costante, con rapporto di ciclo di $R=0.1, 0.2, 0.3, 0.4$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S1100	1100	206000	0.3

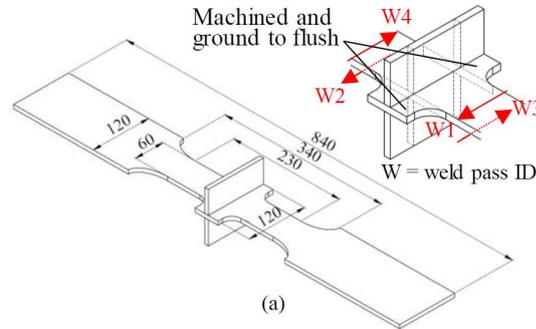


Figura 5.8: Mesh adottata per il calcolo del SED

Le due ali indicate con *Machined and ground to flush* in figura 5.8 per quanto scritto nella pubblicazione vengono tagliate successivamente alla saldatura. I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2.3	0.2	135	7.35	8

di questi dall'articolo è stato possibile ricavare la grandezza di tutti accetto per la profondità della lavorazione per la quale si è assunto il valore medio di $depth = 0.2\text{ mm}$.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

R	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	note
0.1	444	592164	rottura su piastra di base
0.2	409	135617	
0.3	420	125826	
0.4	452	238488	

Tabella 5.5: Dati sperimentali di $\Delta\sigma_{nom}$ e N, La sezione dove sono state calcolate le tensioni nominali non è nota, si suppone che corrisponda a quella in prossimità della saldatura

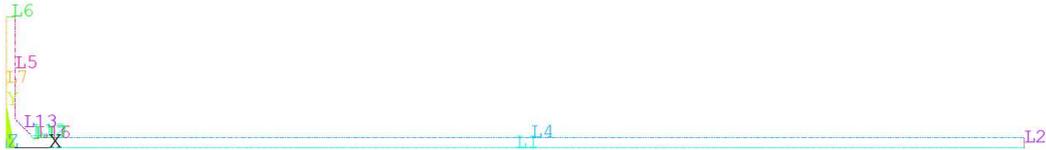


Figura 5.9: Geometria giunto trattato HFMI A. Ahola et al. 2019 [22]

I carichi e vincoli applicati sono i seguenti:

La geometria del giunto trattato HFMI A. Ahola et al. 2019 [22] è simile, con dimensioni diverse del giunto trasversale a doppio irrigidimento (A. Ahola et al. 2019) [21]; carichi e vincoli saranno posizionati nel medesimo modo.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.25	0.46	0.74	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

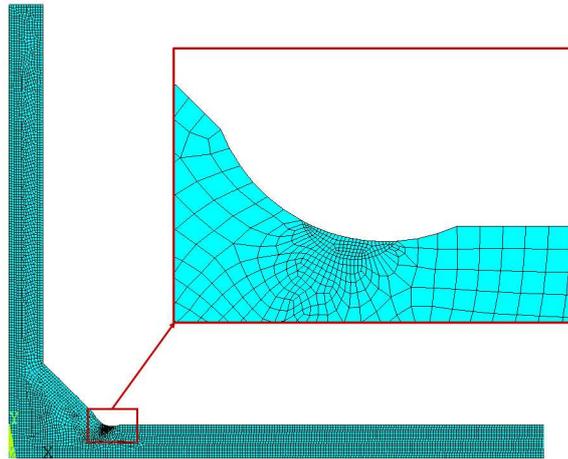


Figura 5.10: Mesh adottata per il giunto trattato HFMI A. Ahola et al. 2019 [22]

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
1.65e-6	0.2593	6.63e-6	1.732

I risultati ottenuti sono i seguenti:

R	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	N	note
0.1	444	759	592164	rottura su piastra di base
0.2	409	699	135617	
0.1	420	718	125826	
0.49	452	772	238488	

Tabella 5.6: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trattato HFMI A. Ahola et al. 2019 [22]

Note sul presente articolo

Non viene specificata la sezione alla quale vengono calcolate le tensioni nominali, si è assunto che quelle riportate nella pubblicazione corrispondano a quelle in prossimità della saldatura.

5.3.4 Giunto trasversale a singolo irrigidimento (A. Galtier et al. 2003)

Nell'articolo di A. Galtier et al. [23] viene analizzato un giunto trasversale a singolo irrigidimento, testato con un carico di flessione ad ampiezza di carico costante, con rapporto di ciclo di $R=0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S355	355	206000	0.3
S700	700	206000	0.3

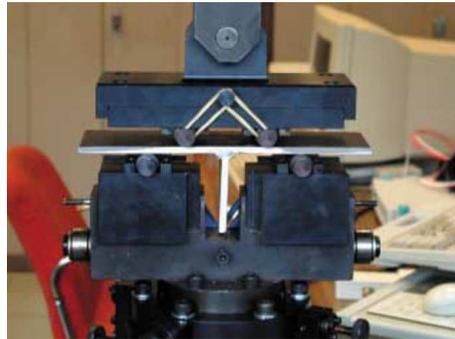


Figura 5.11: Giunto A. Galtier et al. preso in macchina per la prova a flessione

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

Materiale	ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
S355	0.9	0.4	116	6	6
S700	2	0.17	139	6.3	5

In questo articolo è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

Materiale	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ (MPa)	N	note
S355	520	113055	
S355	480	241818	
S355	480	304651	
S355	440	639208	
S355	440	820947	
S355	420	1278153	
S355	400	1194881	
S355	400	4597131	
S355	380	1e7	runout
S355	380	1e7	runout
S355	380	1e7	runout
S355	360	1e7	runout

Tabella 5.7: Dati sperimentali di $\Delta\sigma_{\text{nom}}$ e N giunto trasversale a singolo irrigidimento (A. Galtier et al. 2003) [23]

Materiale	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ (MPa)	N	note
S700	680	59900	
S700	680	164551	
S700	640	82292	
S700	640	226064	
S700	600	497702	
S700	600	1183437	
S700	560	483537	
S700	560	828886	
S700	520	731406	
S700	520	869749	
S700	520	1824874	
S700	480	281191	

Tabella 5.8: Dati sperimentali di $\Delta\sigma_{\text{nom}}$ e N giunto trasversale a singolo irrigidimento (A. Galtier et al. 2003) [23]

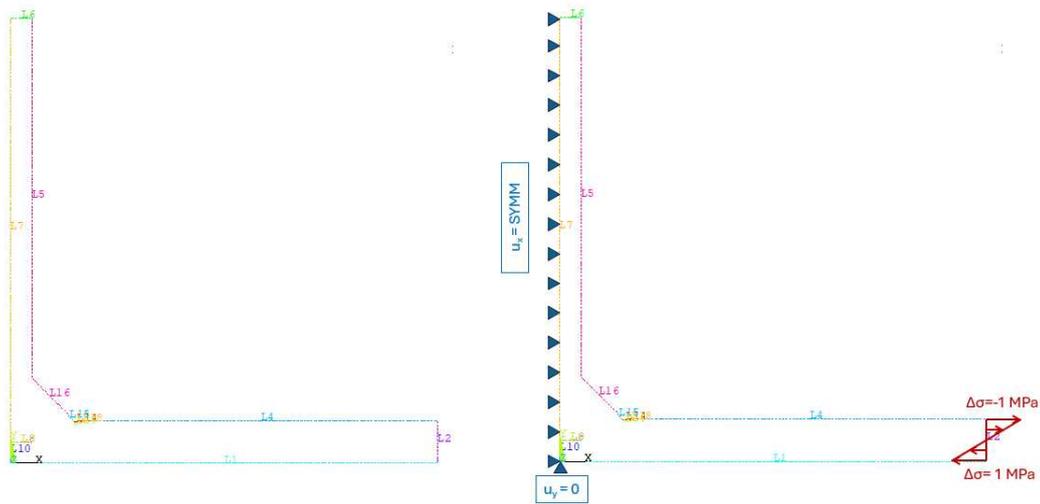


Figura 5.12: Geometria giunto trasversale a singolo irrigidimento (A. Galtier et al. 2003) [23]

I carichi e vincoli applicati sono i seguenti:

- Vincolo di simmetria: Applicato alla linea di simmetria del giunto, linea 1 e 10.
- vincoli su Keypoint: si applica un vincolo $U_y = 0$ sul keypoint tra la linea 10 e la linea 1, corrispondente all'origine degli assi.
- Carichi: il carico è applicato sulla linea 2, rappresenta un carico di flessione (direzione x) per applicarlo si è impostata una pressione di -1 MPa nel Keypoint superiore della linea 2 ed una pressione di 1 MPa sul keypoint inferiore della linea 2.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Materiale	Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
S355	plane 182	1.25	0.32	0.6	0.3	0.05
S700	plane 182	1.23	0.3	0.28	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

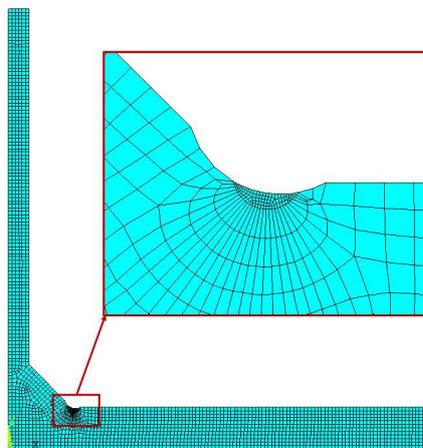


Figura 5.13: Mesh giunto trasversale a singolo irrigidimento (A. Galtier et al. 2003) [23]

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

Materiale	SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
S355	1.54e-6	0.228	6.76e-6	1.75
S700	9.49e-7	0.239	3.97e-6	1.341

Le tensioni di picco equivalenti ottenute sono le seguenti:

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ (MPa)	N	note
S355	520	910	113055	
S355	480	839	241818	
S355	480	839	304651	
S355	440	769	639208	
S355	440	769	820947	
S355	420	734	1278153	
S355	400	699	1194881	
S355	400	699	4597131	
S355	380	664	1e7	runout
S355	380	664	1e7	runout
S355	380	664	1e7	runout
S355	360	629	1e7	runout

Tabella 5.9: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a singolo irrigidimento (A. Galtier et al. 2003) [23]

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ (MPa)	N	note
S700	680	911	59900	
S700	680	911	164551	
S700	640	858	82292	
S700	640	858	226064	
S700	600	804	497702	
S700	600	804	1183437	
S700	560	750	483537	
S700	560	697	828886	
S700	520	697	731406	
S700	520	697	869749	
S700	520	697	1824874	
S700	480	643	281191	

Tabella 5.10: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a singolo irrigidimento (A. Galtier et al. 2003) [23]

Note sul presente articolo

L'articolo non conteneva una geometria quotata dei giunti. Dell'intera geometria è disponibile all'interno della pubblicazione una fotografia del giunto, troppo angolata per riuscire ad estrapolare delle grandezze e il provino preso in macchina 5.95.

Sono disponibili alcuni ingrandimenti del cordone di saldatura sia con trattamento HFMI che AW: per il giunto in acciaio S700 è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie all'analisi, diversamente per il giunto in acciaio S355 si ha una notevole discrepanza tra quanto mortrato dalle fotografie all'interno dell'articolo e quanto riportato scritto.

La scelta è stata di seguire quanto scritto nella pubblicazione, in quanto c'è una maggiore probabilità che quanto detto risulti da eventuali misurazioni.

5.3.5 Giunto trasversale a singolo irrigidimento (D. Loschner et al. (2023))

Nell'articolo di D. Loschner et al. [24] viene analizzato un giunto trasversale a singolo irrigidimento, testato con un carico di flessione ad ampiezza di carico costante, con rapporto di ciclo di $R=-1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S355	370	206000	0.3
S700	805	206000	0.3

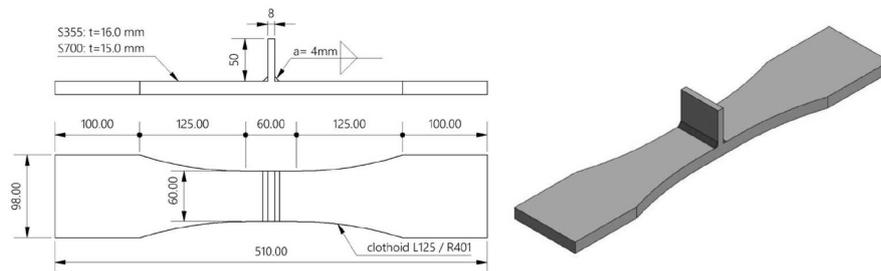


Figura 5.14: Disegno tecnico e modello 3D del giunto trasversale a singolo irrigidimento (D. Loschner et al. (2023) [24])

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

Materiale	ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
S355	2	0.2	135	5.65	16
S700	2	0.2	135	5.65	15

In questo articolo non è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method, si è quindi proceduto utilizzando dimensione medie per raggio di raccordo $\rho = 2\text{ mm}$, profondità $depth = 0.2\text{ mm}$ ed angolo di apertura $2\alpha = 135^\circ$.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	note
S355	505	31123	
S355	461	53183	
S355	421	223851	
S355	380	443893	
S355	337	1562803	
S355	296	4989477	runout

Tabella 5.11: Dati sperimentali di $\Delta\sigma_{nom}$ e N del giunto trasversale a singolo irrigidimento (D. Loschner et al. (2023) [24]), La sezione dove sono state calcolate le tensioni nominali non è nota, si suppone che corrisponda a quella in prossimità della saldatura

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	note
S700	498	169794	
S700	599	365031	
S700	499	445785	
S700	548	639875	
S700	499	2008444	
S700	398	4016733	
S700	448	9978568	
S700	299	10021089	runout

Tabella 5.12: Dati sperimentali di $\Delta\sigma_{nom}$ e N del giunto trasversale a singolo irrigidimento (D. Loschner et al. (2023) [24])

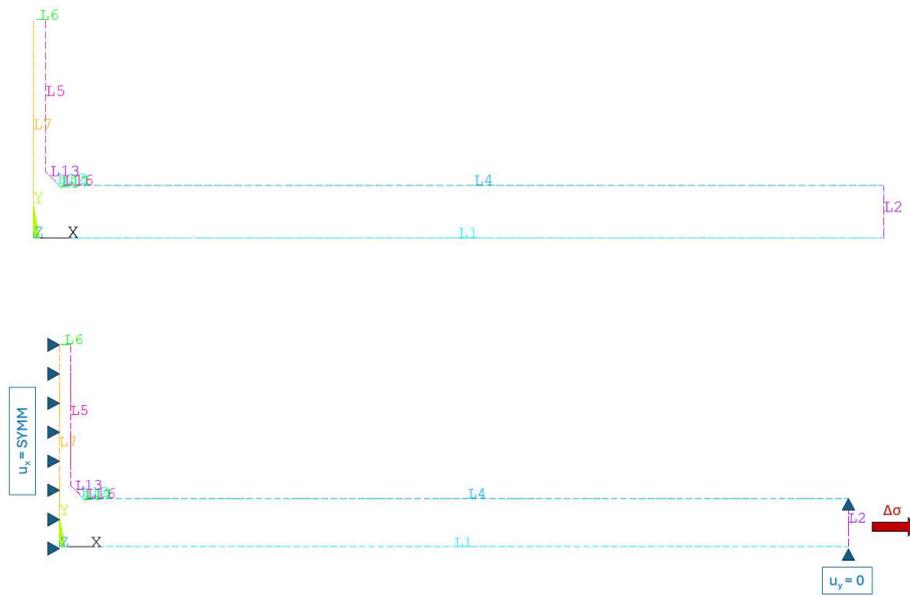


Figura 5.15: Geometria giunto trasversale a singolo irrigidimento (D. Loschner et al. (2023) [24])

I carichi e vincoli applicati sono i seguenti:

- Vincolo di simmetria: Applicato alla linea di simmetria del giunto, linea 1 e 10.
- vincoli su Keypoint: si applica un vincolo $U_y = 0$ sul keypoint corrispondente all'origine degli assi.
- Carichi: il carico è applicato sulla linea 2, rappresenta un carico di flessione (direzione x) per applicarlo si è impostata una pressione di $-1 MPa$ nel Keypoint superiore della linea 2 ed una pressione di $1 MPa$ sul keypoint inferiore della linea 2.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Materiale	Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
S355	plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05
S700	plane 182	1.23	0.4	0.68	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

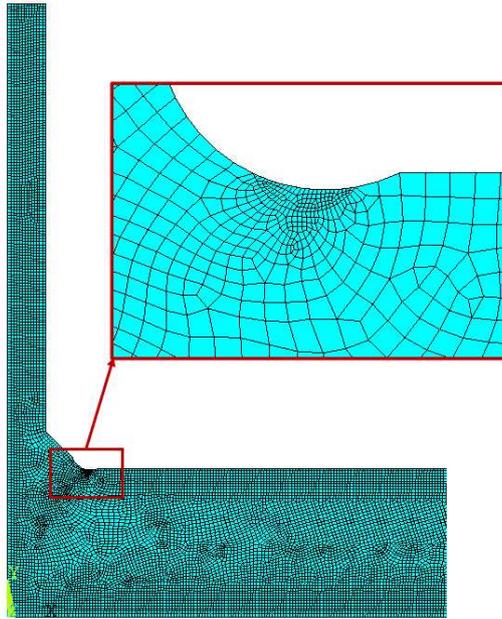


Figura 5.16: Mesh giunto trasversale a singolo irrigidimento (D. Loschner et al. (2023) [24])

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

Materiale	SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
S355	1.68e-6	0.248	6.77e-6	1.751
S700	1.64e-6	0.248	6.62e-6	1.732

I risultati ottenuti sono i seguenti:

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ (MPa)	N	Note
S355	520	885	31123	
S355	480	807	53183	
S355	480	739	223851	
S355	440	665	443893	
S355	440	591	1562803	
S355	420	519	4989477	runout

Tabella 5.13: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a singolo irrigidimento (D. Loschner et al. (2023) [24])

Materiale	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{\text{eq,peak}}$ (MPa)	N	Note
S700	680	863	169794	
S700	680	1037	365031	
S700	640	864	445785	
S700	640	950	639875	
S700	600	864	2008444	
S700	600	690	4016733	
S700	560	776	9978568	runout
S700	560	697	1,021089	runout

Tabella 5.14: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a singolo irrigidimento (D. Loschner et al. (2023) [24])

Note sul presente articolo

I dati sperimentali presenti nell'articolo di riferimento [24], sono stati riscontrati anche per altri 4 articoli rispettivamente: [25], [26], [27].

Non viene specificata la sezione alla quale vengono calcolate le tensioni nominali, si è assunto che quelle riportate nella pubblicazione corrispondano a quelle in prossimità della saldatura.

5.3.6 Giunto trasversale a singolo irrigidimento (E. S. Statnikov et al. (2000))

Nell'articolo di E. S. Statnikov et al. [28] viene analizzato un giunto trasversale a singolo irrigidimento, testato con un carico di flessione ad ampiezza di carico costante, con rapporto di ciclo di $R=0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
Weldox 420 steel	461	206000	0.3

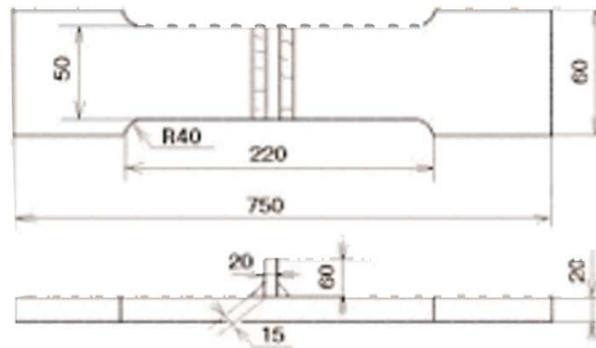


Figura 5.17: Disegno tecnico del giunto trasversale a singolo irrigidimento (E. S. Statnikov et al. (2000)) [28]

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2	0.2	135	21.2	20

In questo articolo non è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method, si è quindi proceduto utilizzando dimensione medie per raggio di raccordo $\rho = 2\text{ mm}$ e la profondità $depth = 0.2\text{ mm}$ ed angolo di apertura $2\alpha = 135^\circ$.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	note
400	556900	
400	508200	
400	385000	
370	772000	
370	192100	
370	715300	
370	895000	
350	1e7	runout
320	1e7	runout

Tabella 5.15: Dati sperimentali di $\Delta\sigma_{nom}$ e N per il giunto trasversale a singolo irrigidimento (E. S. Statnikov et al. (2000)) [28], La sezione dove sono state calcolate le tensioni nominali non è nota, si suppone che corrisponda a quella in prossimità della saldatura

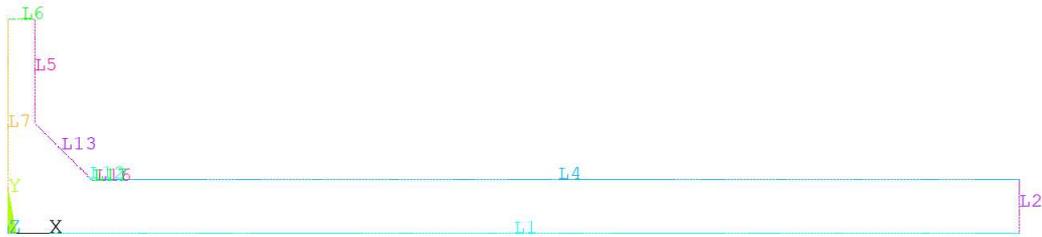


Figura 5.18: Geometria giunto trasversale a singolo irrigidimento (E. S. Statnikov et al. (2000)) [28]

la geometria del giunto trasversale a singolo irrigidimento E. S. Statnikov et al. (2000) [28] è la stessa, con dimensioni diverse, del giunto trasversale a singolo irrigidimento (D. Loschner et al. (2023) [24], si ha che i carichi ed i vincoli sono i medesimi.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

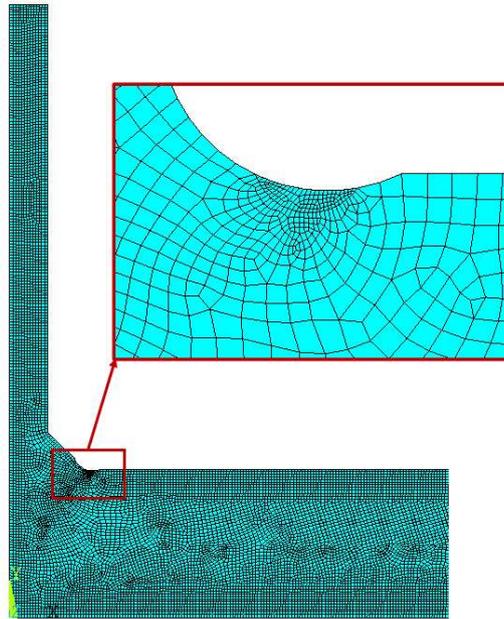


Figura 5.19: Mesh adottata per il giunto trasversale a singolo irrigidimento E. S. Statnikov et al. (2000) [28]

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
1.90e-6	0.248	7.65e-6	1.86

I risultati ottenuti sono i seguenti:

$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ (MPa)	N	Note
400	744.38	556900	
400	744.38	508200	
400	744.38	385000	
370	688.55	772000	
370	688.55	192100	
370	688.55	715300	
370	688.55	895000	
350	651.33	1e7	runout
320	595.50	1e7	runout

Tabella 5.16: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a singolo irrigidimento E. S. Statnikov et al. (2000) [28]

Note sul presente articolo

Non viene specificata la sezione alla quale vengono calcolate le tensioni nominali, si è assunto che quelle riportate nella pubblicazione corrispondano a quelle in prossimità della saldatura.

5.3.7 Giunto trasversale a doppio irrigidimento (H. C. Yildirim et al. (2020))

Nell'articolo di H. C. Yildirim et al. [29] viene analizzato un giunto trasversale a doppio irrigidimento, testato con un carico di flessione ad ampiezza di carico costante, con rapporto di ciclo di $R=-0.43$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
AH36	423	206000	0.3
S690QL	832	206000	0.3

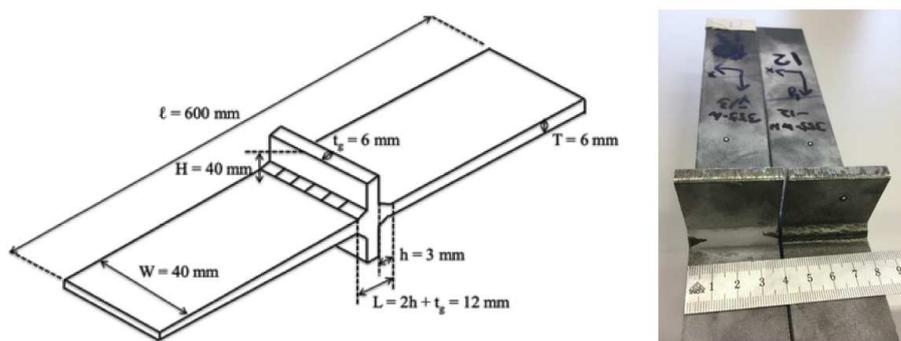


Figura 5.20: disegno tecnico e fotografia del giunto trasversale a doppio irrigidimento H. C. Yildirim et al. (2020) [29]

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

Materiale	ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
AH36	1.82	0.2	135	3	6
S690QL	1.82	0.2	135	3	6

Nell'articolo sono presenti delle immagini del giunto, grazie alle quali è stato possibile ricavare il raggio di raccordo del trattamento HFMI. Basandosi solo sulle fotografie non si è riusciti a determinare una profondità di lavorazione, se ne è assunta una media, $depth = 0.2$.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	note
AH36	242	798406	
AH36	181	1346563	
AH36	242	433673	
AH36	181	1351325	
AH36	133	1e7	runout
AH36	181	1698096	
AH36	121	1e7	runout

Tabella 5.17: Dati sperimentali di $\Delta\sigma_{nom}$ e N per il giunto trasversale a doppio irrigidimento H. C. Yildirim et al. (2020) [29]

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	note
S690QL	310	1e7	rottura piastra di base
S690QL	357	3216516	
S690QL	416	399875	
S690QL	310	1e7	runout
S690QL	260	1e7	runout
S690QL	310	583126	
S690QL	357	707313	
S690QL	260	1e7	runout
S690QL	357	622589	
S690QL	310	1806193	

Tabella 5.18: Dati sperimentali di $\Delta\sigma_{nom}$ e N per il giunto trasversale a doppio irrigidimento H. C. Yildirim et al. (2020) [29]



Figura 5.21: Geometria giunto trasversale a doppio irrigidimento H. C. Yildirim et al. (2020) [29]

La geometria del giunto trasversale a doppio irrigidimento H. C. Yildirim et al. (2020) [29] è simile, con dimensioni diverse del giunto trasversale a doppio irrigidimento (A. Ahola et al. 2019) [21]; carichi e vincoli saranno posizionati nel medesimo modo.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.25	0.36	0.64	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

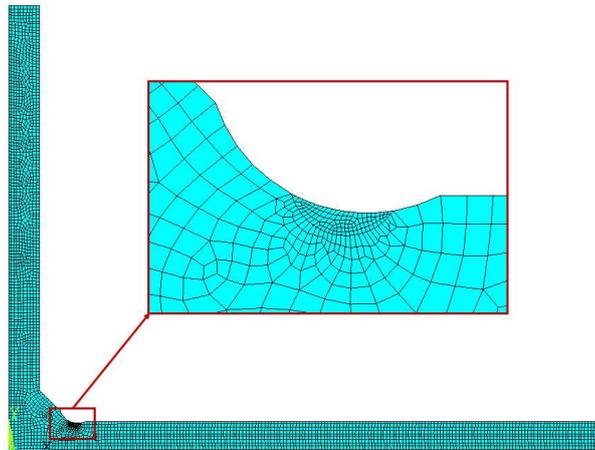


Figura 5.22: Mesh adottata per il calcolo del SED

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
1.40e-6	0.241	5.83e-6	1.624

I risultati ottenuti sono i seguenti:

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ (MPa)	N	note
AH36	242	393.04	798406	
AH36	181	293.97	1346563	
AH36	242	393.04	433673	
AH36	181	293.97	1351325	
AH36	133	216.01	1e7	runout
AH36	181	293.97	1698096	
AH36	121	196.52	1e7	runout

Tabella 5.19: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a doppio irrigidimento H. C. Yildirim et al. (2020) [29]

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ (MPa)	N	note
S690QL	310	503.48	299875	rottura piastra di base
S690QL	357	579.82	3216516	
S690QL	416	675.64	399875	
S690QL	310	503.48	1e7	runout
S690QL	260	422.28	1e7	runout
S690QL	310	503.48	583126	
S690QL	357	579.82	707313	
S690QL	260	422.28	1e7	runout
S690QL	357	579.82	622589	
S690QL	310	503.48	1806193	

Tabella 5.20: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a doppio irrigidimento H. C. Yildirim et al. (2020) [29]

5.3.8 Giunto trasversale a doppio irrigidimento (H. Polezhayeva et al. (2015))

Nell'articolo di H. Polezhayeva et al. [30] viene analizzato un giunto trasversale a doppio irrigidimento, testato con un carico di flessione ad ampiezza di carico costante, con rapporto di ciclo di $R=0.02$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
080A15	560	206000	0.3

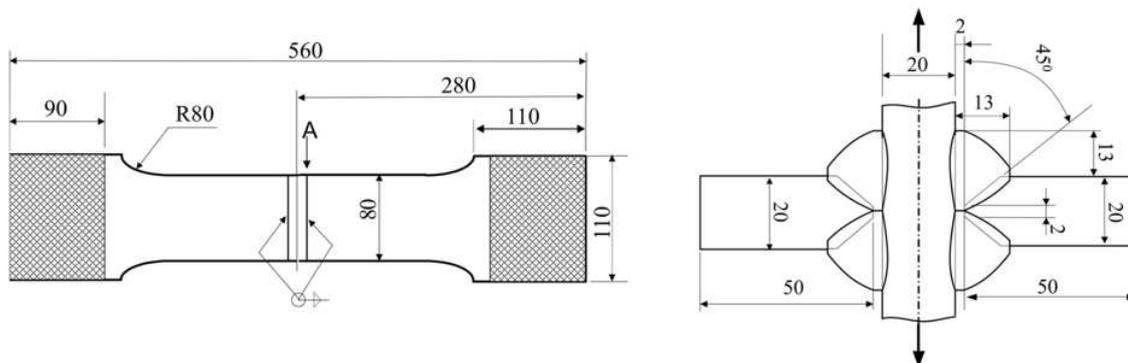


Figura 5.23: disegno tecnico del giunto trasversale a doppio irrigidimento (H. Polezhayeva et al. (2015)) [30] e dettaglio della saldatura

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2	0.2	135	13	20

In questo articolo non è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method, si è quindi proceduto utilizzando dimensione medie per raggio di raccordo $\rho = 2 \text{ mm}$ e la profondità $depth = 0.2 \text{ mm}$.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	note
260	1969651	lack of fusion
260	1747433	lack of fusion
260	2322698	

Tabella 5.21: Dati sperimentali di $\Delta\sigma_{nom}$ e N per il giunto trasversale a doppio irrigidimento (H. Polezhayeva et al. (2015)) [30], La sezione dove sono state calcolate le tensioni nominali non è nota, si suppone che corrisponda a quella in prossimità della saldatura

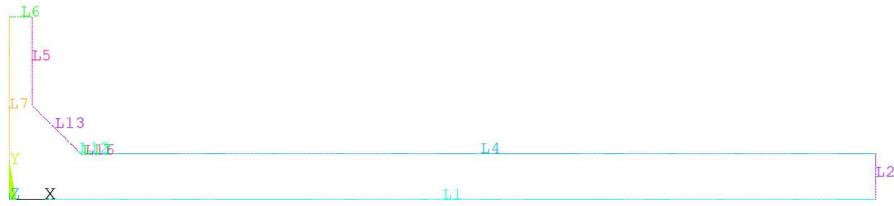


Figura 5.24: Geometria giunto trasversale a doppio irrigidimento (H. Polezhayeva et al. (2015)) [30]

La geometria del giunto trasversale a doppio irrigidimento (H. Polezhayeva et al. (2015)) [30] è simile, con dimensioni diverse del giunto trasversale a doppio irrigidimento (A. Ahola et al. 2019) [21]; carichi e vincoli saranno posizionati nel medesimo modo.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

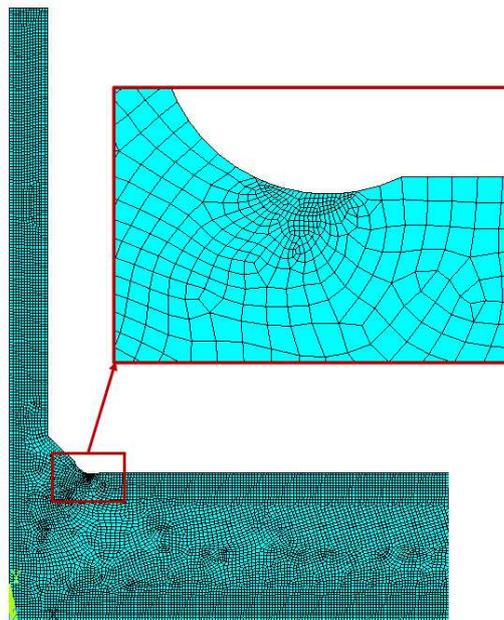


Figura 5.25: Mesh adottata per il giunto trasversale a doppio irrigidimento (H. Polezhayeva et al. (2015)) [30]

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
2.82e-6	0.248	1.14e-5	2.27

I risultati ottenuti sono i seguenti:

$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{\text{eq,peak}}$ (MPa)	N	Note
260	591	1969651	lack of fusion
260	591	1747433	lack of fusion
260	591	2322698	

Tabella 5.22: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a doppio irrigidimento (H. Polezhayeva et al. (2015)) [30]

Note sul presente articolo

Dalle immagini disponibili non è stato possibile ricavare con precisione il raggio di raccordo e la profondità del trattamento HFMI.

Non viene specificata la sezione alla quale vengono calcolate le tensioni nominali, si è assunto che quelle riportate nella pubblicazione corrispondano a quelle in prossimità della saldatura.

5.3.9 Giunto trasversale a doppio irrigidimento (I. Toshiaki et al. (2016))

Nell'articolo di I. Toshiaki et al. [31] vengono analizzati 4 giunti trasversali a doppio irrigidimento differenziati per spessore (t), testati con un carico di trazione ad ampiezza di carico costante, con rapporto di ciclo di $R=0.05$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

t [mm]	Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
10	KA36	398	194100	0.3
22	KA36	366	200700	0.3
40	KA36	361	205500	0.3
50	KA36	346	198300	0.3

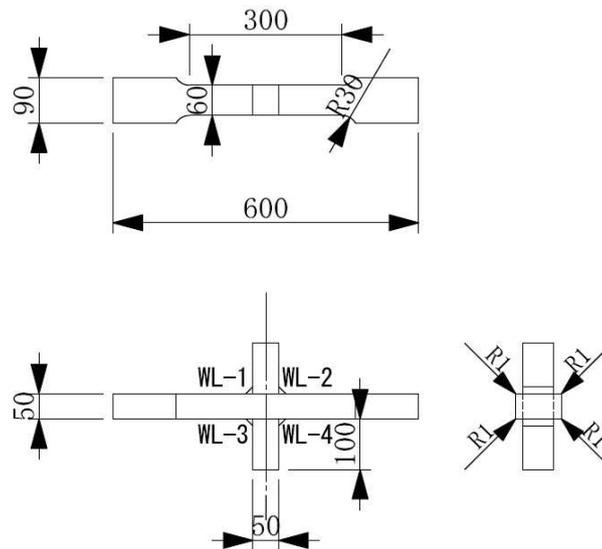


Figura 5.26: disegno tecnico del giunto trasversale a doppio irrigidimento I. Toshiaki et al. (2016) [31] riportata nell'articolo.

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2	0.2	140	9.3	10
2	0.2	131	13.9	22
2	0.2	133	17	40
2	0.2	136	19.2	50

In questo articolo non è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method, si è quindi proceduto utilizzando dimensione medie per raggio di raccordo $\rho = 2\text{ mm}$ e per la profondità $depth = 0.2\text{ mm}$. Il parametro z (leg length) si riferisce alla larghezza della saldatura sulla piastra di base.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

t [mm]	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	note
10	300	1e7	runout
10	250	2095330	
10	350	24532	
10	200	2170812	
22	200	2278551	
22	250	439557	
22	300	61180	
22	150	1e7	runout
40	250	326841	
40	300	25985	
40	200	598261	
40	150	727004	
50	290	38953	
50	250	73917	
50	200	486089	
50	150	1e7	runout

Tabella 5.23: Dati sperimentali di $\Delta\sigma_{nom}$ e N del giunto trasversale a doppio irrigidimento I. Toshiaki et al. (2016) [31], La sezione dove sono state calcolate le tensioni nominali non è nota, si suppone che corrisponda a quella in prossimità della saldatura

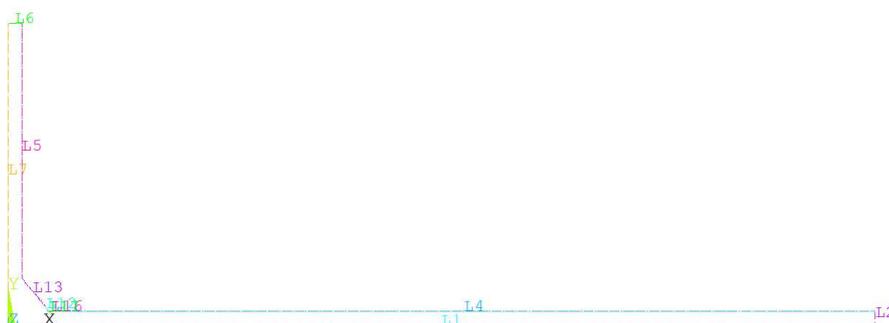


Figura 5.27: Geometria giunto trattato HFMI spessore $t=10\text{ mm}$ I. Toshiaki et al. 2016 [31]



Figura 5.28: Geometria giunto trattato HFMI spessore $t=22$ mm I. Toshiaki et al. 2016 [31]

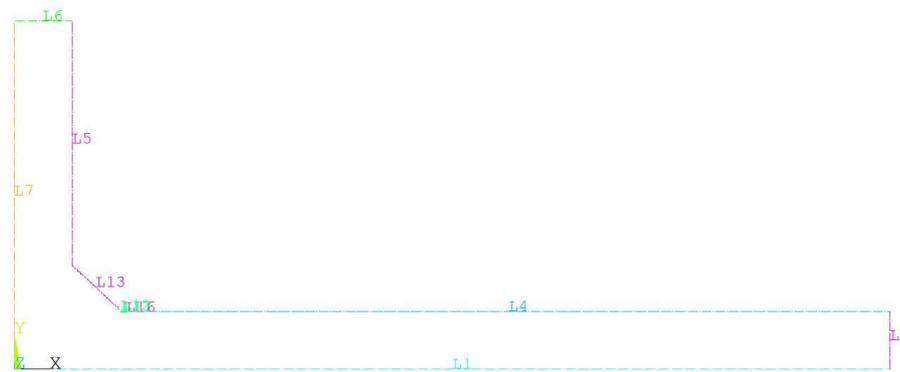


Figura 5.29: Geometria giunto trattato HFMI spessore $t=40$ mm I. Toshiaki et al. 2016 [31]

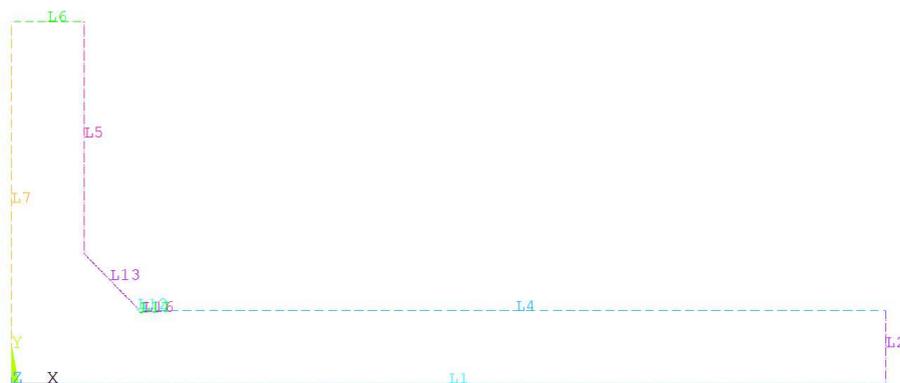


Figura 5.30: Geometria giunto trattato HFMI spessore $t=50$ mm I. Toshiaki et al. 2016 [31]

La geometria del giunto trasversale a doppio irrigidimento I. Toshiaki et al. (2016) [31] è simile, con dimensioni diverse del giunto trasversale a doppio irrigidimento (A. Ahola et al. 2019) [21]; carichi e vincoli saranno posizionati nel medesimo modo.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Spessore t [mm]	Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{vS} [mm]
10	plane 182	1.22	0.36	0.64	0.3	0.05
22	plane 182	1.27	0.43	0.71	0.3	0.05
40	plane 182	1.26	0.41	0.69	0.3	0.05
50	plane 182	1.24	0.39	0.67	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

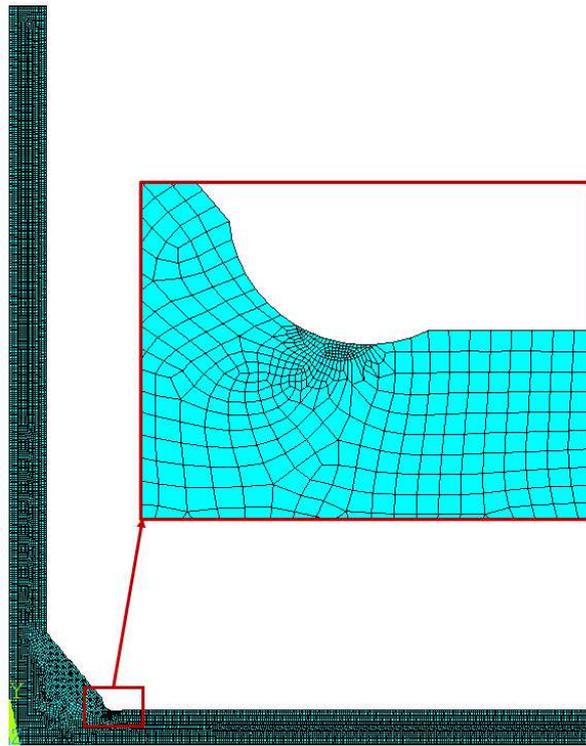


Figura 5.31: Mesh del giunto trasversale a doppio irrigidimento I. Toshiaki et al. (2016) [31], spessore $t = 10\text{ mm}$

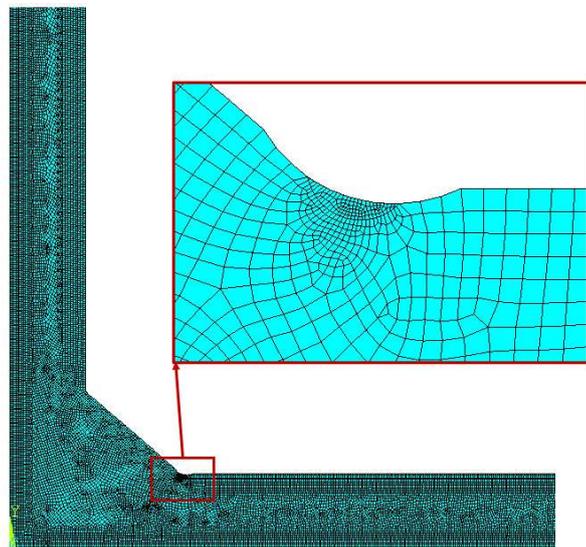


Figura 5.32: Mesh del giunto trasversale a doppio irrigidimento I. Toshiaki et al. (2016) [31], spessore $t = 22\text{ mm}$

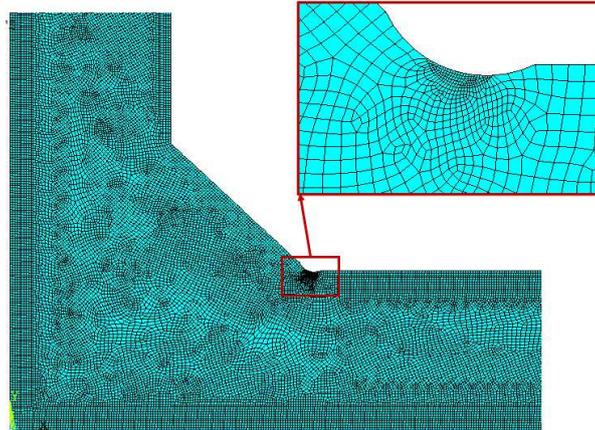


Figura 5.33: Mesh del giunto trasversale a doppio irrigidimento I. Toshiaki et al. (2016) [31], spessore $t = 40\text{ mm}$

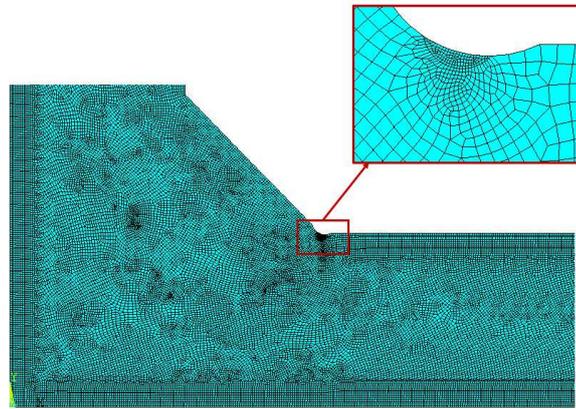


Figura 5.34: Mesh del giunto trasversale a doppio irrigidimento I. Toshiaki et al. (2016) [31], spessore $t = 50\text{ mm}$

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

Spessore t [mm]	SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
10	1.96e-6	0.2375	8.24e-6	1.87
22	2.98e-6	0.2561	1.16e-5	2.27
40	4.05e-6	0.2521	1.61e-5	2.69
50	4.88e-6	0.2460	1.98e-5	2.94

I risultati ottenuti sono i seguenti:

t [mm]	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{\text{eq,peak}}$ (MPa)	N	note
10	300	563	1e7	runout
10	250	469	2095330	
10	350	656	24532	
10	200	375	2170812	
22	200	453	2278551	
22	250	566	439557	
22	300	680	61180	
22	150	340	1e7	runout
40	250	674	326841	
40	300	808	25985	
40	200	539	598261	
40	150	404	727004	
50	290	853	38953	
50	250	735	73917	
50	200	588	486089	
50	150	441	1e7	runout

Tabella 5.24: Tensione equivalente di picco per il giunto trasversale a doppio irrigidimento I. Toshiaki et al. (2016) [31]

Note sul presente articolo

Il modulo elastico (E) per i 4 modelli è differente dal solito valore adottato per gli acciai. Il quale corrisponde a quanto detto nella pubblicazione.

Non si conosce esattamente l'area dove sono state calcolate le tensioni nominali, si presume che queste siano state calcolate nella sezione in prossimità della saldatura.

5.3.10 Giunto trasversale a doppio irrigidimento (J. Schubnell et al. (2023))

Nell'articolo di J. Schubnell et al. [32] vengono analizzate sei tipologie di giunto trasversale a doppio irrigidimento, differenziate per il materiale (S355J2+N, S690QL, S960QL) e per la tipologia di trattamento HFMI. I trattamenti HFMI adottati sono rispettivamente il *Pneumatic Impact Treatment (PIT)* e *High Frequency Impact Treatment (HiFiT)* i quali si differenziano principalmente per la frequenza di movimento dell'indentatore, rispettivamente: $f = 90 \text{ Hz}$ e $f > 230 \text{ Hz}$.

Questi giunti sono sottoposti ad un carico di trazione ad ampiezza costante, con rapporto di ciclo pari a $R=0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S355J2+N	355	206000	0.3
S690QL	690	206000	0.3
S960QL	960	206000	0.3



Figura 5.35: Disegno tecnico e fotografie del giunto trasversale a doppio irrigidimento J. Schubnell et al. (2023) [32]

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2	0.2	135	5.6	10

In questo articolo non è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method, si è quindi proceduto utilizzando dimensione medie per raggio di raccordo $\rho = 2\text{ mm}$, per la profondità $depth = 0.2\text{ mm}$ e per l'angolo di apertura $2\alpha = 135$.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

Trattamento	Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
HiFIT	S355J2+N	358.71	40370	
HiFIT	S355J2+N	329.19	120851	
HiFIT	S355J2+N	293.96	905127	
HiFIT	S355J2+N	260.71	1558262	
HiFIT	S355J2+N	229.05	1747528	
HiFIT	S355J2+N	200.69	4641588	
HiFIT	S355J2+N	184.21	1.00E+07	run-out
HiFIT	S690QL	487.21	17490	
HiFIT	S690QL	461.93	56392	
HiFIT	S690QL	520.97	69379	
HiFIT	S690QL	350.66	206405	
HiFIT	S690QL	247.05	1211107	
HiFIT	S690QL	152.70	1.00E+07	run-out
HiFIT	S960QL	601.53	24386	
HiFIT	S960QL	520.85	44632	
HiFIT	S960QL	454.44	60700	
HiFIT	S960QL	373.01	311024	
HiFIT	S960QL	324.96	513035	
HiFIT	S960QL	271.25	1743207	
HiFIT	S960QL	255.54	3173287	
HiFIT	S960QL	255.25	1.00E+07	run-out
HiFIT	S960QL	220.65	1.00E+07	run-out

Tabella 5.25: Dati sperimentali in termini di tensioni nominali e numero di cicli per il giunto trasversale a doppio irrigidimento J. Schubnell et al. (2023) [32] trattato con HiFiT

Trattamento	Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
PIT	S355J2+N	306.49	47261	
PIT	S355J2+N	306.49	102223	
PIT	S355J2+N	288.76	135828	
PIT	S355J2+N	253.11	1044969	
PIT	S355J2+N	266.14	2913160	
PIT	S355J2+N	203.20	14050297	
PIT	S355J2+N	183.79	1.00E+07	run-out
PIT	S690QL	506.91	39250	
PIT	S690QL	410.91	131009	
PIT	S690QL	300.38	415688	
PIT	S690QL	251.24	755612	
PIT	S690QL	197.38	1716343	
PIT	S690QL	152.66	1.00E+07	run-out
PIT	S960QL	450.94	212459	
PIT	S960QL	401.25	349653	
PIT	S960QL	356.52	694825	
PIT	S960QL	299.67	938045	
PIT	S960QL	181.01	1.00E+07	run-out
PIT	S960QL	249.78	1.00E+07	run-out
PIT	S960QL	262.44	1.00E+07	run-out

Tabella 5.26: Dati sperimentali in termini di tensioni nominali e numero di ciclo del giunto trasversale a doppio irrigidimento J. Schubnell et al. (2023) [32] trattato con PIT

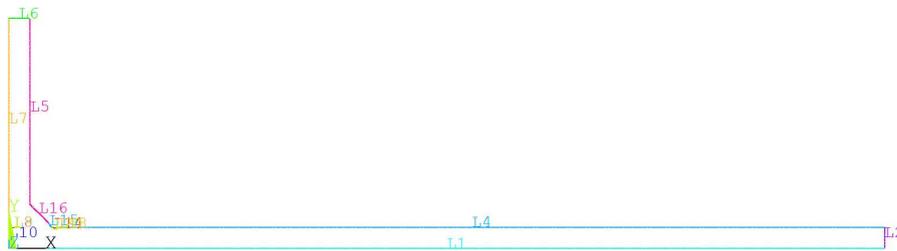


Figura 5.36: Geometria giunto trasversale a doppio irrigidimento J. Schubnell et al. (2023) [32]

La geometria del giunto trasversale a doppio irrigidimento J. Schubnell et al. (2023) [32] è simile, con dimensioni diverse del giunto trasversale a doppio irrigidimento (A. Ahola et al. 2019) [21]; carichi e vincoli saranno posizionati nel medesimo modo.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

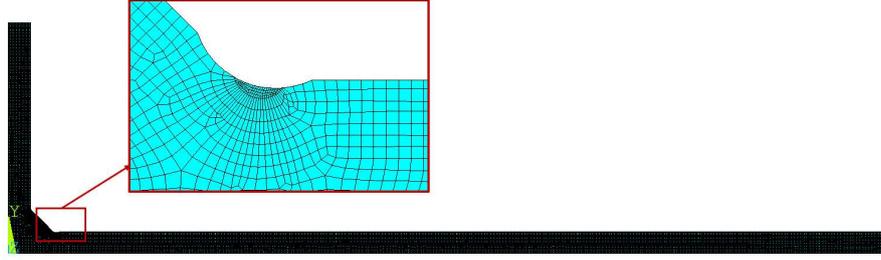


Figura 5.37: Mesh adottata per il giunto trasversale a doppio irrigidimento J. Schubnell et al. (2023) [32]

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
1.95e-6	0.2472	7.90e-6	1.87

I risultati ottenuti sono i seguenti:

Trattamento	Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ (MPa)	N	Note
HiFIT	S355J2+N	358.71	678.54	40370	
HiFIT	S355J2+N	329.19	622.72	120851	
HiFIT	S355J2+N	293.96	556.07	905127	
HiFIT	S355J2+N	260.71	493.17	1558262	
HiFIT	S355J2+N	229.05	433.28	1747528	
HiFIT	S355J2+N	200.69	379.64	4641588	
HiFIT	S355J2+N	184.21	348.46	1.00E+07	run-out
HiFIT	S690QL	487.21	921.62	17490	
HiFIT	S690QL	461.93	873.80	56392	
HiFIT	S690QL	520.97	985.48	69379	
HiFIT	S690QL	350.66	663.32	206405	
HiFIT	S690QL	247.05	467.34	1211107	
HiFIT	S690QL	152.70	288.85	1.00E+07	run-out
HiFIT	S960QL	601.53	1137.87	24386	
HiFIT	S960QL	520.85	985.26	44632	
HiFIT	S960QL	454.44	859.63	60700	
HiFIT	S960QL	373.01	705.60	311024	
HiFIT	S960QL	324.96	614.71	513035	
HiFIT	S960QL	271.25	513.11	1743207	
HiFIT	S960QL	255.54	483.38	3173287	
HiFIT	S960QL	255.25	482.84	1.00E+07	run-out
HiFIT	S960QL	220.65	417.38	1.00E+07	run-out

Tabella 5.27: Tensioni equivalenti di picco giunto trasversale a doppio irrigidimento J. Schubnell et al. (2023) [32], trattamento HiFiT

Trattamento	Materiale	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{\text{eq,peak}}$ (MPa)	N	Note
PIT	S355J2+N	306.49	579.77	47261	
PIT	S355J2+N	306.49	579.77	102223	
PIT	S355J2+N	288.76	546.22	135828	
PIT	S355J2+N	253.11	478.79	1044969	
PIT	S355J2+N	266.14	503.43	2913160	
PIT	S355J2+N	203.20	384.38	14050297	
PIT	S355J2+N	183.79	347.67	1.00E+07	run-out
PIT	S690QL	506.91	958.88	39250	
PIT	S690QL	410.91	777.30	131009	
PIT	S690QL	300.38	568.20	415688	
PIT	S690QL	251.24	475.26	755612	
PIT	S690QL	197.38	373.38	1716343	
PIT	S690QL	152.66	288.77	1.00E+07	run-out
PIT	S960QL	450.94	853.01	212459	
PIT	S960QL	401.25	759.02	349653	
PIT	S960QL	356.52	674.41	694825	
PIT	S960QL	299.67	566.87	938045	
PIT	S960QL	181.01	342.40	1.00E+07	run-out
PIT	S960QL	249.78	472.50	1.00E+07	run-out
PIT	S960QL	262.44	496.45	1.00E+07	run-out

Tabella 5.28: Tensioni equivalenti di picco giunto trasversale a doppio irrigidimento J. Schubnell et al. (2023) [32], trattamento PIT

Note sul presente articolo

Le due tipologie di trattamento: PIT e HiFiT, sono entrambi considerati sinonimi per definire una lavorazione HFMI. Si differenziano per il funzionamento dello strumento usato per applicare la lavorazione.

5.3.11 Giunto trasversale a doppio irrigidimento (K. Ghahremani et al. (2015))

Nell'articolo di K. Ghahremani et al. [33] viene analizzato un giunto trasversale a doppio irrigidimento, con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
350W Steel	356	206000	0.3

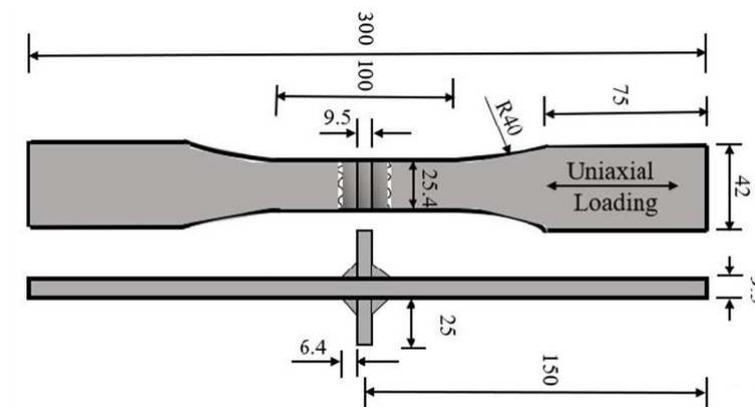


Figura 5.38: Disegno qualitativo del giunto trasversale a doppio irrigidimento K. Ghahremani et al. (2015) [33]

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
1.23	0.145	141	6.4	9.5

In questo articolo è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method, dalle fotografie della saldatura presenti nell'articolo.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
106	1e8	run out
127	25995000	
155	3165000	
159	1255000	
165	2365000	
170	1720000	
180	6450000	
191	4650000	

Tabella 5.29: Dati sperimentali di tensioni nominali e numero di cicli del giunto trasversale a doppio irrigidimento K. Ghahremani et al. (2015) [33], La sezione dove sono state calcolate le tensioni nominali non è nota, si suppone che corrisponda a quella in prossimità della saldatura.

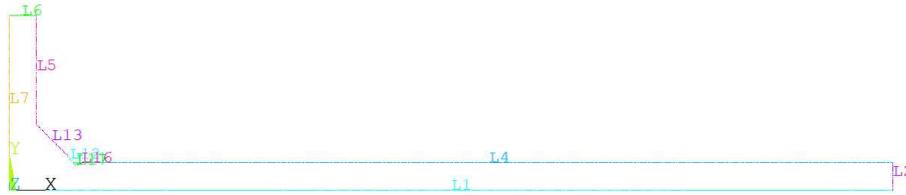


Figura 5.39: Geometria giunto trasversale a doppio irrigidimento K. Ghahremani et al. (2015) [33]

la geometria del giunto trasversale a doppio irrigidimento K. Ghahremani et al. (2015) [33] è simile, con dimensioni diverse del giunto trasversale a doppio irrigidimento (A. Ahola et al. 2019) [21]; carichi e vincoli saranno posizionati nel medesimo modo.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.22	0.22	0.50	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

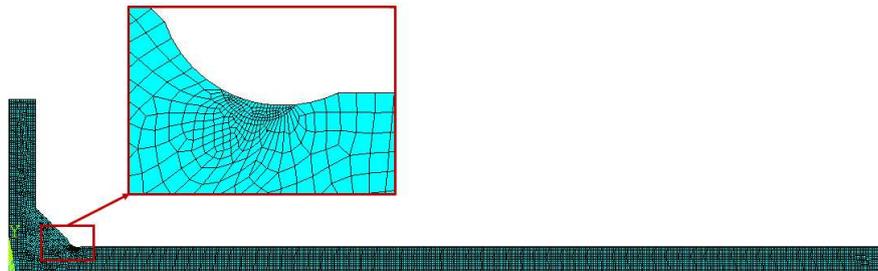


Figura 5.40: Mesh giunto trasversale a doppio irrigidimento K. Ghahremani et al. (2015) [33]

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
1.75e-6	0.2078	8.44e-6	1.96

I risultati ottenuti sono i seguenti:

$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ (MPa)	N	Note
106	207.24	100,000,000	run out
127	248.30	25,995,000	
155	303.04	3,165,000	
159	310.86	1,255,000	
165	322.59	2,365,000	
170	332.37	1,720,000	
180	351.92	6,450,000	
191	373.42	4,650,000	

Tabella 5.30: Tensione equivalente di picco del giunto trasversale a doppio irrigidimento K. Ghahremani et al. (2015) [33]

Note sul presente articolo

Non è nota l'area in cui viene calcolata la tensione nominale, come per gli altri si considera che questa sia riferita alla sezione prossima alla saldatura. I dati presenti nell'articolo di riferimento si ripetono anche per altri, riportati sempre in letteratura, [34] , [35].

5.3.12 Giunto trasversale a singolo irrigidimento (L. Wendler et al. (2023))

Nell'articolo di L. Wendler et al. [50] viene analizzato un giunto trasversale a singolo irrigidimento, con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0.1$.

Si hanno tre tipologie di trattamento; due apportate da un operatore umano differenziandosi per il diametro dell'indentatore, rispettivamente: 3 mm e 4 mm, ed una apportata da un robot.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S355MC	355	206000	0.3

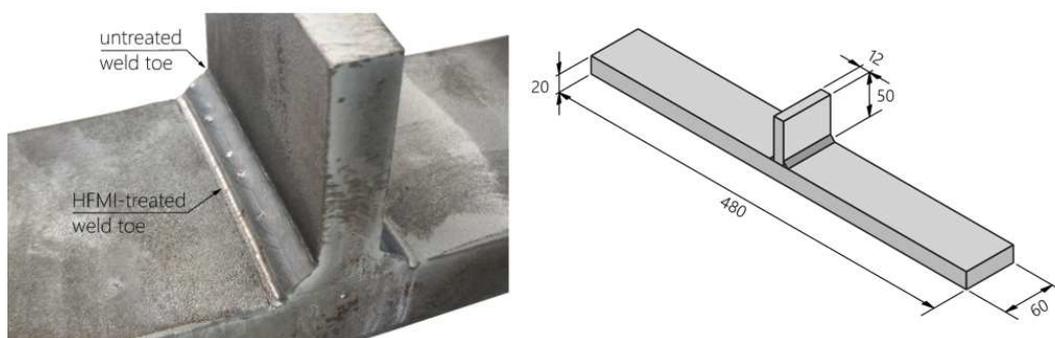


Figura 5.41: Fotografia e modello quotato di giunto trasversale a singolo irrigidimento L. Wendler et al. (2023), [50]

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

Operatore	ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
Man (3 mm)	1.55	0.07	146.5	7.6	20
Man (4 mm)	2	0.2	146.5	7.6	20
Robot	1.38	0.12	146.5	7.6	20

In questo articolo la geometria locale è nota per i giunti trattati da robot e per quelli trattati da operatore umano con diametro dell'indentatore di 3 mm. Per quanto riguarda la quota z (leg length) e l'angolo di apertura (2α) è stato possibile solo ricavare un unico valore, applicato poi a tutti i giunti.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

Operatore	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ (MPa)	N	Note
robot	360	23058	
robot	360	26889	
robot	360	30320	
robot	360	31357	
robot	360	36393	
robot	360	45831	
robot	320	96485	
robot	320	141018	
robot	320	149386	
robot	320	158250	
robot	320	175890	
robot	320	219386	
robot	280	235741	
robot	280	344543	
robot	280	386646	
robot	280	464077	
robot	250	631025	
robot	250	772098	
robot	250	874812	
robot	250	926722	
robot	250	944701	
robot	280	909207	
robot	230	813900	
robot	230	1360817	
robot	230	1434658	
robot	230	1579322	
robot	230	1960448	

Tabella 5.31: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli a rottura del giunto trasversale a singolo irrigidimento L. Wendler et al. (2023), [50]

Operatore	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ (MPa)	N	Note
uomo 3mm	320	180844	
uomo 3mm	320	196633	
uomo 3mm	320	272133	
uomo 3mm	320	297352	
uomo 3mm	280	297352	
uomo 3mm	280	306267	
uomo 3mm	300	521236	
uomo 3mm	280	613194	
uomo 3mm	300	728513	
uomo 3mm	250	878399	
uomo 3mm	250	1547368	
uomo 3mm	250	2494631	

Tabella 5.32: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli a rottura del giunto trasversale a singolo irrigidimento L. Wendler et al. (2023), [50]

Operatore	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
uomo 4mm	360	28399	
uomo 4mm	360	33082	
uomo 4mm	360	52553	
uomo 4mm	320	303266	
uomo 4mm	320	358530	
uomo 4mm	320	411526	
uomo 4mm	280	481750	
uomo 4mm	280	686717	
uomo 4mm	250	717831	
uomo 4mm	280	803902	
uomo 4mm	250	1038468	
uomo 4mm	230	998360	
uomo 4mm	230	1168724	
uomo 4mm	250	1893489	
uomo 4mm	230	1912227	

Tabella 5.33: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli a rottura del giunto trasversale a singolo irrigidimento L. Wendler et al. (2023), [50]



Figura 5.42: Geometria giunto trasversale a singolo irrigidimento L. Wendler et al. (2023), [50]

la geometria del giunto trasversale a singolo irrigidimento L. Wendler et al. (2023), [50] è simile, con dimensioni diverse del giunto trasversale a singolo irrigidimento trattato HFMI B. Fustar et al. 2022 [20]; carichi e vincoli saranno posizionati nel medesimo modo.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Operatore	Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	$d_{volumestrutturale}$ [mm]
Man (3 mm)	plane 182	1.19	0.25	0.53	0.3	0.05
Man (4 mm)	plane 182	1.19	0.32	0.6	0.3	0.05
Robot	plane 182	1.19	0.22	0.50	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

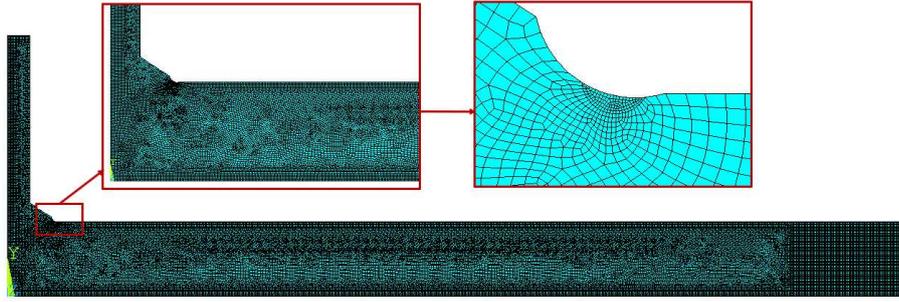


Figura 5.43: Mesh adottata per il giunto trasversale a singolo irrigidimento L. Wendler et al. (2023), nel caso di operatore umano e con diametro dell'indentatore di $d = 3\text{ mm}$.

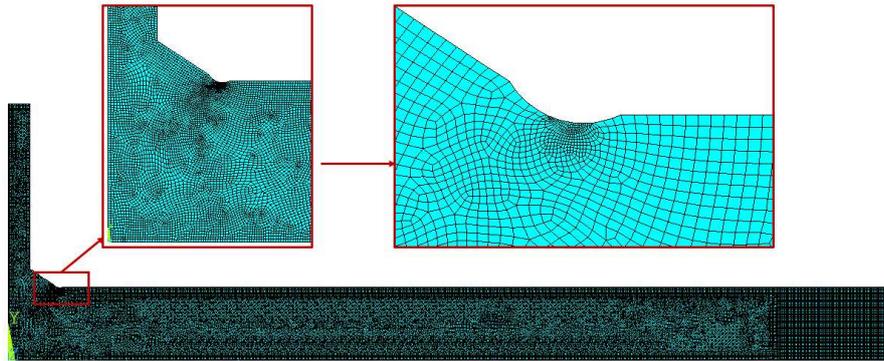


Figura 5.44: Mesh adottata per il giunto trasversale a singolo irrigidimento L. Wendler et al. (2023), nel caso di operatore umano e diametro dell'indentatore di $d = 4\text{ mm}$.

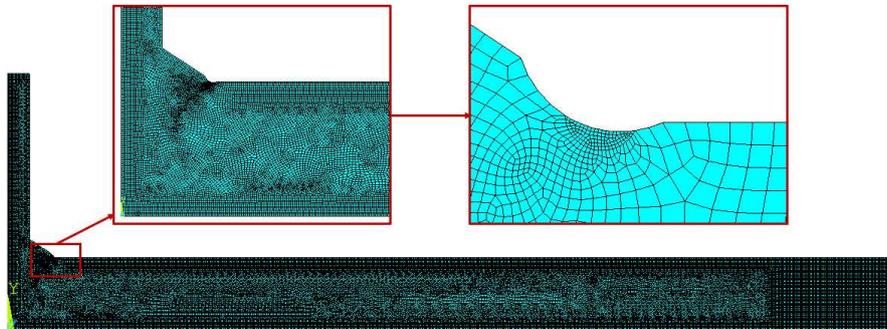


Figura 5.45: Mesh adottata per il giunto trasversale a singolo irrigidimento L. Wendler et al. (2023), con lavorazione HFMI automatizzata.

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

Operatore	SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
Man (3 mm)	1.58e-6	0.2089	7.55e-6	1.85
Man (4 mm)	1.73e-6	0.2232	7.77e-6	1.88
Robot	1.68e-6	0.2033	8.26e-6	1.93

I risultati ottenuti sono i seguenti:

Operatore	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{\text{eq,peak}}$ (MPa)	N	Note
robot	360	696.118	23058	
robot	360	696.118	26889	
robot	360	696.118	30320	
robot	360	696.118	31357	
robot	360	696.118	36393	
robot	360	696.118	45831	
robot	320	618.772	96485	
robot	320	618.772	141018	
robot	320	618.772	149386	
robot	320	618.772	158250	
robot	320	618.772	175890	
robot	320	618.772	219386	
robot	280	541.425	235741	
robot	280	541.425	344543	
robot	280	541.425	386646	
robot	280	541.425	464077	
robot	250	483.415	631025	
robot	250	483.415	772098	
robot	250	483.415	874812	
robot	250	483.415	926722	
robot	250	483.415	944701	
robot	280	541.425	909207	
robot	230	444.742	813900	
robot	230	444.742	1360817	
robot	230	444.742	1434658	
robot	230	444.742	1579322	
robot	230	444.742	1960448	

Tabella 5.34: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a singolo irrigidimento L. Wendler et al. (2023), [50]

Operatore	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{\text{eq,peak}}$ (MPa)	N	Note
uomo 3mm	320	591.468	180844	
uomo 3mm	320	591.468	196633	
uomo 3mm	320	591.468	272133	
uomo 3mm	320	591.468	297352	
uomo 3mm	280	517.534	297352	
uomo 3mm	280	517.534	306267	
uomo 3mm	300	554.501	521236	
uomo 3mm	280	517.534	613194	
uomo 3mm	300	554.501	728513	
uomo 3mm	250	462.084	878399	
uomo 3mm	250	462.084	1547368	
uomo 3mm	250	462.084	2494631	

Tabella 5.35: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a singolo irrigidimento L. Wendler et al. (2023), [50]

Operatore	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{\text{eq,peak}}$ (MPa)	N	Note
uomo 4mm	360	675.284	28399	
uomo 4mm	360	675.284	33082	
uomo 4mm	360	675.284	52553	
uomo 4mm	320	600.252	303266	
uomo 4mm	320	600.252	358530	
uomo 4mm	320	600.252	411526	
uomo 4mm	280	525.221	481750	
uomo 4mm	280	525.221	686717	
uomo 4mm	250	468.947	717831	
uomo 4mm	280	525.221	803902	
uomo 4mm	250	468.947	1038468	
uomo 4mm	230	431.431	998360	
uomo 4mm	230	431.431	1168724	
uomo 4mm	250	468.947	1893489	
uomo 4mm	230	431.431	1912227	

Tabella 5.36: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a singolo irrigidimento L. Wendler et al. (2023), [50]

Note sul presente articolo

Le immagini con cui sono state ricavate le grandezze della geometria indicate come z e 2α , appartengono a fotografie del giunto non perfettamente ortogonali a questo, potrebbero quindi esserci delle differenze con le quote reali.

5.3.13 Giunto trasversale a singolo irrigidimento (M. Leitner et al. (2015))

Nell'articolo di M. Leitner et al. [36] vengono analizzate tre tipologie di giunto, aventi la stessa geometria ma materiale differente, rispettivamente: S355, S690, S960.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S355	355	206000	0.3
S690	690	206000	0.3
S960	960	206000	0.3

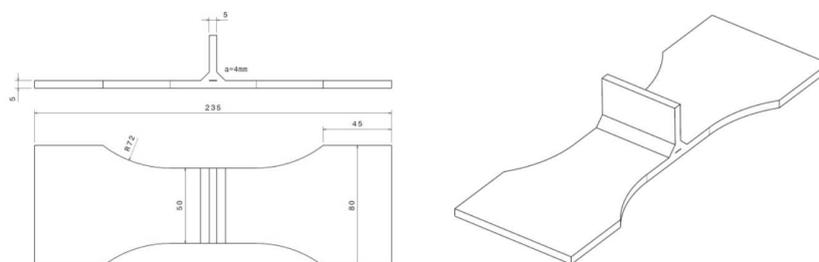


Figura 5.46: Disegno tecnico e modello tridimensionale del giunto trasversale a singolo irrigidimento M. Leitner et al. (2015) [36]

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2	0.2	135	5.65	5

In questo articolo non è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method, sono state adottate grandezze medie per: raggio di raccordo, profondità del trattamento e angolo di apertura dell'intaglio.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
S690	604	24478	
S690	501	80064	
S690	501	88043	
S690	401	179892	
S690	401	207913	
S690	347	456737	
S690	349	778925	
S690	324	1202457	
S690	296	50217641	run out

Tabella 5.37: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli del giunto trasversale a singolo irrigidimento M. Leitner et al. (2015) [36]

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
S355	401	39996	
S355	398	45773	
S355	353	127365	
S355	300	288806	
S355	302	332057	
S355	302	361057	
S355	252	468497	
S355	250	569581	
S355	225	1155118	
S355	223	1232847	
S355	201	50469651	run out

Tabella 5.38: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli del giunto trasversale a singolo irrigidimento M. Leitner et al. (2015) [36]

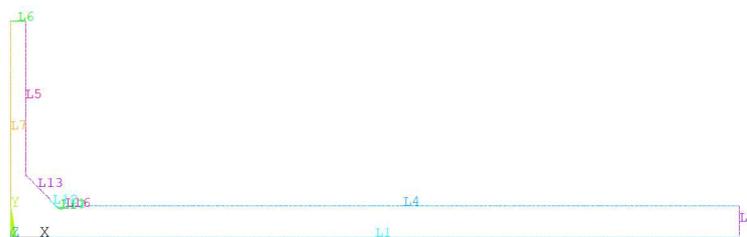


Figura 5.47: Geometria giunto trasversale a singolo irrigidimento M. Leitner et al. (2015) [36]

la geometria del giunto trasversale a singolo irrigidimento M. Leitner et al. (2015) [36] è la stessa, con dimensioni diverse, del giunto trasversale a singolo irrigidimento (D. Loschner et al. (2023) [24], si ha che i carichi ed i vincoli sono i medesimi.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	$d_{volumestrutturale}$ [mm]
plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

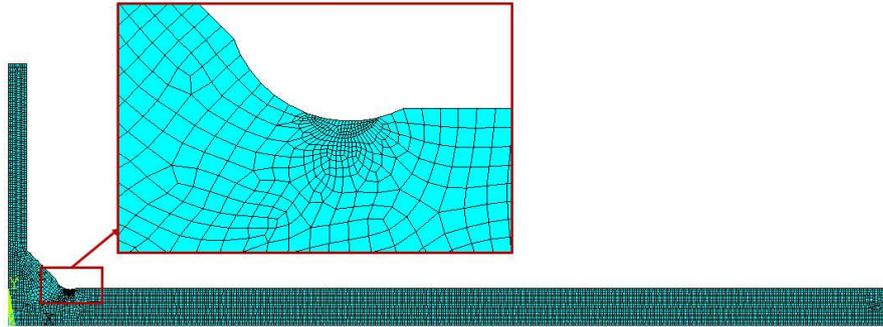


Figura 5.48: Mesh del giunto trasversale a singolo irrigidimento M. Leitner et al. (2015) [36]

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
1.16e-6	0.2481	4.68e-6	1.455

I risultati ottenuti sono i seguenti:

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ (MPa)	N	Note
S355	401	583	39996	
S355	398	579	45773	
S355	353	513	127365	
S355	300	437	288806	
S355	302	440	332057	
S355	302	440	361057	
S355	252	367	468497	
S355	250	364	569581	
S355	225	327	1155118	
S355	223	325	1232847	
S355	201	292	50469651	run out

Tabella 5.39: Dati sperimentali di tensioni nominali e picco per diversi trattamenti.

Materiale	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{\text{eq,peak}}$ (MPa)	N	Note
S690	604	879	24478	
S690	501	729	80064	
S690	501	729	88043	
S690	401	583	179892	
S690	401	583	207913	
S690	347	504	456737	
S690	349	507	778925	
S690	324	472	1202457	
S690	296	431	50217641	run out

Tabella 5.40: Dati sperimentali di tensioni nominali e picco per diversi trattamenti.

Note sul presente articolo

Non si conosce esattamente l'area dove sono state calcolate le tensioni nominali, si presume che queste siano state calcolate nella sezione in prossimità della saldatura.

5.3.14 Giunto trasversale a singolo irrigidimento (M.M. Pedersen et al. (2009))

Nell'articolo di M.M. Pedersen et al. [39] viene analizzato un giunto trasversale a singolo irrigidimento, con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S700	700	206000	0.3

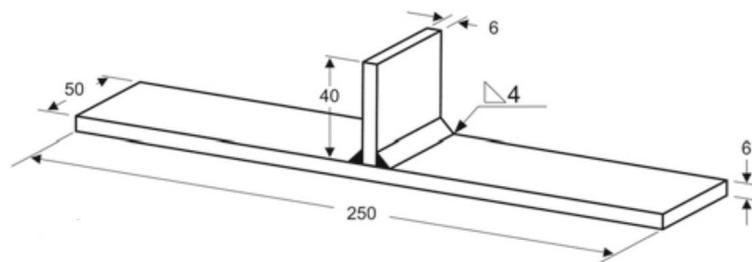


Figura 5.49: Modello quotato del giunto trasversale a singolo irrigidimento M.M. Pedersen et al. (2009),[39].



Figura 5.50: Fotografia del giunto trasversale a singolo irrigidimento M.M. Pedersen et al. (2009),[39], posizionato nella macchina di prova.

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
1.07	0.1	135	6	6

In questo articolo è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
732	48833	
659	72024	
666	73094	
648	166486	
778	27413	
774	15562	
776	35199	
708	45417	
668	83970	
547	244956	

Tabella 5.41: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli del giunto trasversale a singolo irrigidimento M.M. Pedersen et al. (2009),[39].

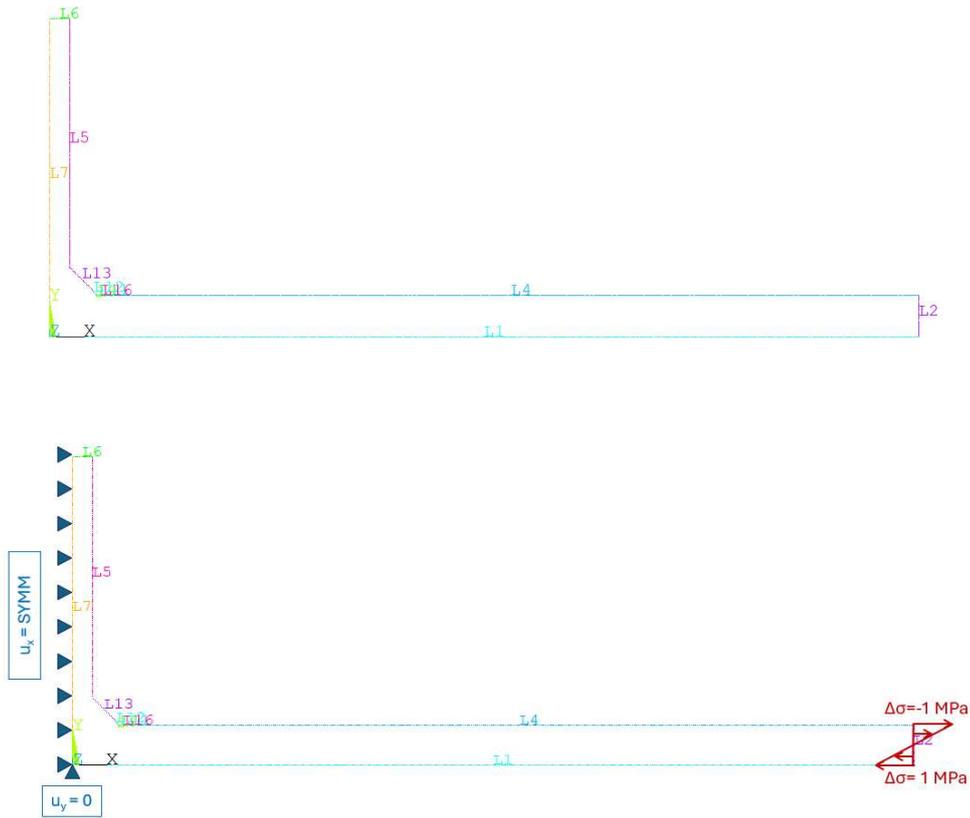


Figura 5.51: Geometria giunto trasversale a singolo irrigidimento M.M. Pedersen et al. (2009),[39]

la geometria del giunto trasversale a singolo irrigidimento M.M. Pedersen et al. (2009),[39] è la stessa, con dimensioni diverse, del giunto trasversale a singolo irrigidimento (A. Galtier et al. 2003) [23], si ha che i carichi ed i vincoli sono i medesimi.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	$d_{volumestrutturale}$ [mm]
plane 182	1.25	0.214	0.494	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

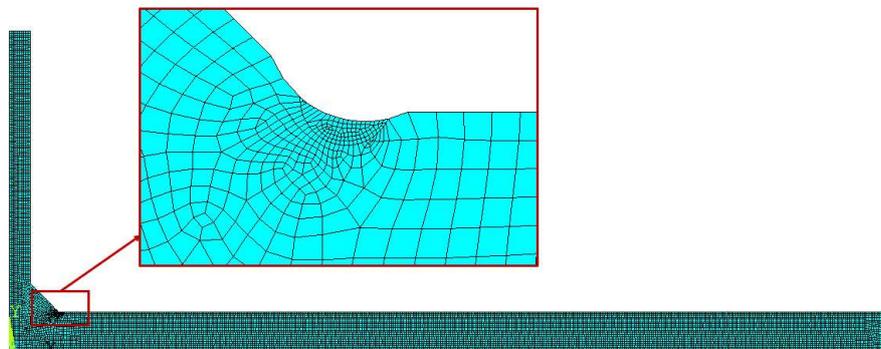


Figura 5.52: Mesh adottata per il calcolo del SED

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
1.02e-6	0.2110	4.85e-6	1.48

I risultati ottenuti sono i seguenti:

$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ (MPa)	N	Note
732	1084.727831	48833	
659	976.5514216	72024	
666	986.924502	73094	
648	960.2508668	166486	
778	1152.893788	27413	
774	1146.966313	15562	
776	1149.93005	35199	
708	1049.162984	45417	
668	989.8882392	83970	
547	810.582136	244956	

Tabella 5.42: Dati sperimentali di tensioni nominali e picco per diversi trattamenti.

5.3.15 Giunto trasversale a singolo irrigidimento (M. Ottersbock et al. (2015))

Nell'articolo di M.M. Pedersen et al. [51] viene analizzato un giunto trasversale a singolo irrigidimento, con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S355	355	206000	0.3
S690	690	206000	0.3

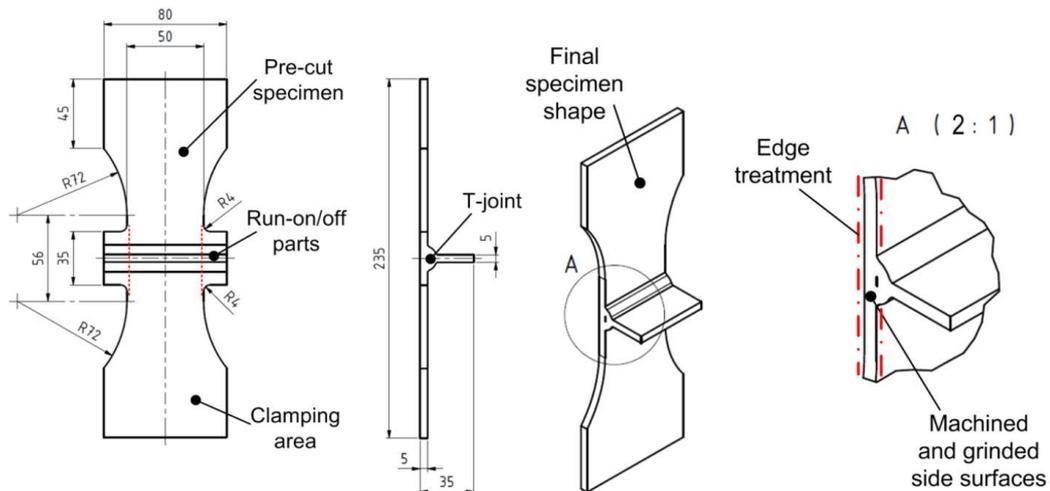


Figura 5.53: disegno tecnico del giunto trasversale a singolo irrigidimento M. Ottersbock et al. (2015) [51]

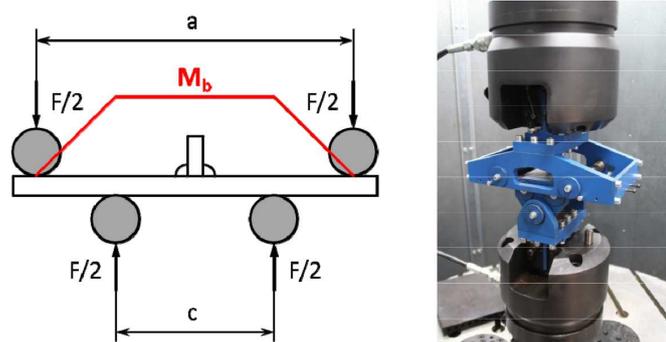


Figura 5.54: Schema di prova e fotografia della macchina di prova con provino inserite del giunto trasversale a singolo irrigidimento M. Ottersbock et al. (2015) [51]

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

Materiale	ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
S355	2	0.2	135	6	5
S690	2	0.2	135	6	5

In questo articolo non è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method, per ognuno dei parametri della geometria locale sono stati assunti valori medi.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
S690	700	31991	
S690	700	50374	
S690	600	59517	
S690	600	106207	
S690	500	129621	
S690	500	129022	
S690	500	251421	
S690	500	260914	
S690	450	162655	
S690	450	327408	
S690	450	346126	
S690	400	352601	
S690	400	478718	
S690	350	1149111	
S690	350	2323791	
S690	320	1e7	run out
S690	350	1e7	run out
S690	400	1e7	run out

Tabella 5.43: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli del giunto trasversale a singolo irrigidimento M. Ottersbock et al. (2015) [51].

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
S355	500	18864	
S355	500	29982	
S355	450	62629	
S355	450	73655	
S355	450	114911	
S355	375	111244	
S355	400	122044	
S355	400	148949	
S355	350	426362	
S355	350	640974	
S355	350	696720	
S355	325	578862	
S355	325	665177	
S355	300	2313050	
S355	300	2549403	
S355	275	1e7	runout
S355	250	1e7	runout

Tabella 5.44: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli del giunto trasversale a singolo irrigidimento M. Ottersbock et al. (2015) [51].

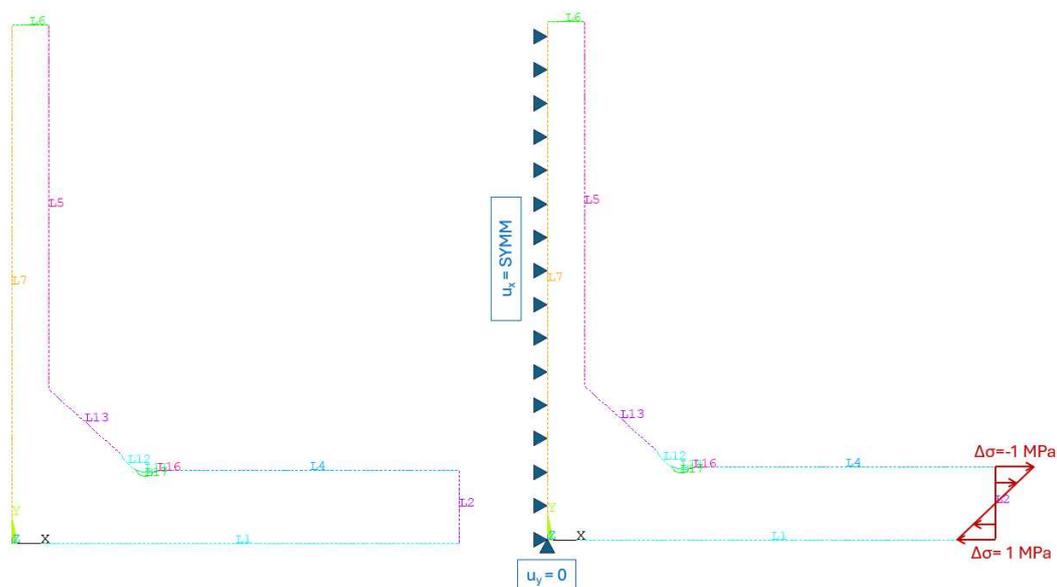


Figura 5.55: Geometria giunto trasversale a singolo irrigidimento M. Ottersbock et al. (2015), [51].

la geometria del giunto trasversale a singolo irrigidimento M. Ottersbock et al. (2015) [51] è la stessa, con dimensioni diverse, del giunto trasversale a singolo irrigidimento (A. Galtier et al. 2003) [23], si ha che i carichi ed i vincoli sono i medesimi.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Materiale	Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
S355	plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05
S690	plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

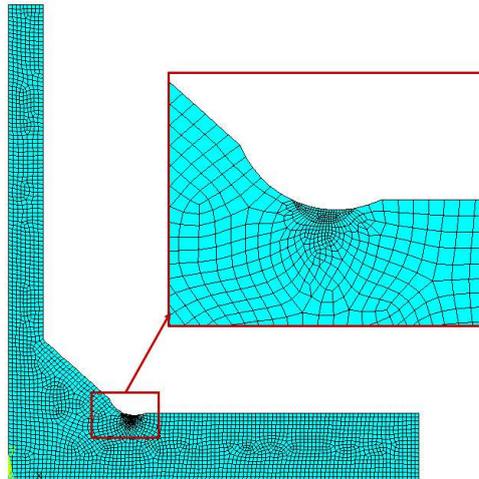


Figura 5.56: Mesh giunto trasversale a singolo irrigidimento M. Ottersbock et al. (2015), [51].

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

Materiale	SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
S355	9.94e-7	0.2418	4.11e-6	1.36
S690	9.94e-7	0.2418	4.11e-6	1.36

I risultati ottenuti sono i seguenti:

Materiale	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
S690	954.8357431	700	31991	
S690	954.8357431	700	50374	
S690	818.4306369	600	59517	
S690	818.4306369	600	106207	
S690	682.0255308	500	129621	
S690	682.0255308	500	129022	
S690	682.0255308	500	251421	
S690	682.0255308	500	260914	
S690	613.8229777	450	162655	
S690	613.8229777	450	327408	
S690	613.8229777	450	346126	
S690	545.6204246	400	352601	
S690	545.6204246	400	478718	
S690	477.4178715	350	1149111	
S690	477.4178715	350	2323791	
S690	436.4963397	320	10000000	run out
S690	477.4178715	350	10000000	run out
S690	545.6204246	400	10000000	run out

Tabella 5.45: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a singolo irrigidimento M. Ottersbock et al. (2015) [51].

Materiale	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
S355	682.0255308	500	18864	
S355	682.0255308	500	29982	
S355	613.8229777	450	62629	
S355	613.8229777	450	73655	
S355	613.8229777	450	114911	
S355	511.5191481	375	111244	
S355	545.6204246	400	122044	
S355	545.6204246	400	148949	
S355	477.4178715	350	426362	
S355	477.4178715	350	640974	
S355	477.4178715	350	696720	
S355	443.3165950	325	578862	
S355	443.3165950	325	665177	
S355	409.2153185	300	2313050	
S355	409.2153185	300	2549403	
S355	375.1140419	275	10000000	runout
S355	341.0127654	250	10000000	runout

Tabella 5.46: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a singolo irrigidimento M. Ottersbock et al. (2015) [51].

5.3.16 Giunto trasversale a doppio irrigidimento (R. Alden et al. (2020))

Nell'articolo di R. Alden et al. [52] viene analizzato un giunto trasversale a doppio irrigidimento, con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
SSAB 700 MC Plus	700	206000	0.3

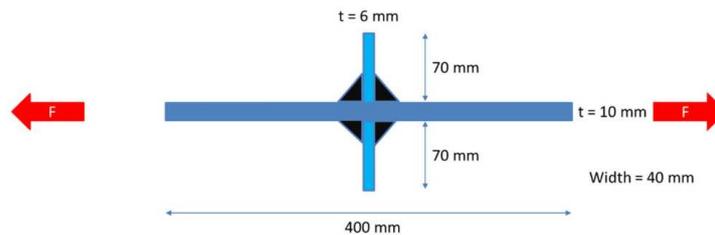


Figura 5.57: Disegno del giunto trasversale a doppio irrigidimento R. Alden et al. (2020),[52] .

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2	0.2	135	5.66	10

In questo articolo non è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method, per ognuno dei parametri della geometria locale sono stati assunti valori medi.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ (MPa)	N	Note
320	529400	
320	308000	
320	384000	
320	658000	
320	464000	
320	324000	
320	499600	
320	457500	
320	572900	
320	1342000	
320	264500	
320	218400	
320	199200	
320	399300	
320	573600	
320	388600	
320	281500	
320	508000	
320	338000	
320	375400	
320	653200	
320	1681200	
320	596000	
320	257000	

Tabella 5.47: Dati sperimentali di tensioni nominali e picco per diversi trattamenti.

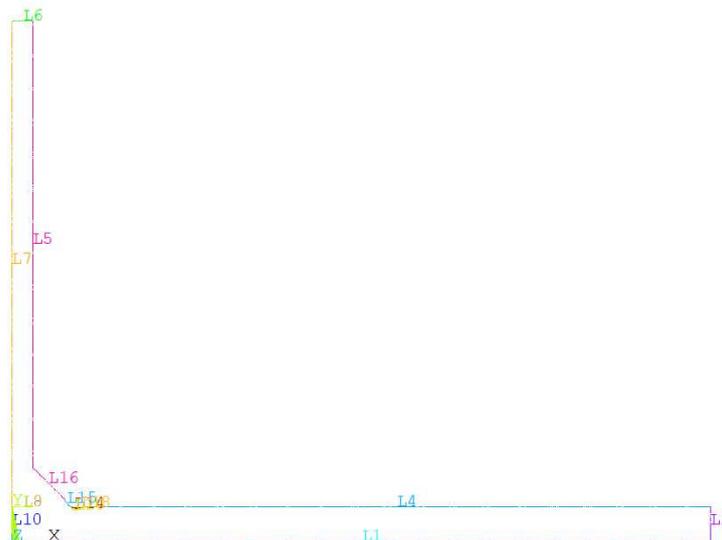


Figura 5.58: Geometria giunto trasversale a doppio irrigidimento R. Alden et al. (2020),[52].

La geometria del giunto trasversale a doppio irrigidimento R. Alden et al. (2020),[52] è simile, con dimensioni diverse del giunto trasversale a doppio irrigidimento (A. Ahola et al. 2019) [21]; carichi e vincoli saranno posizionati nel medesimo modo.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

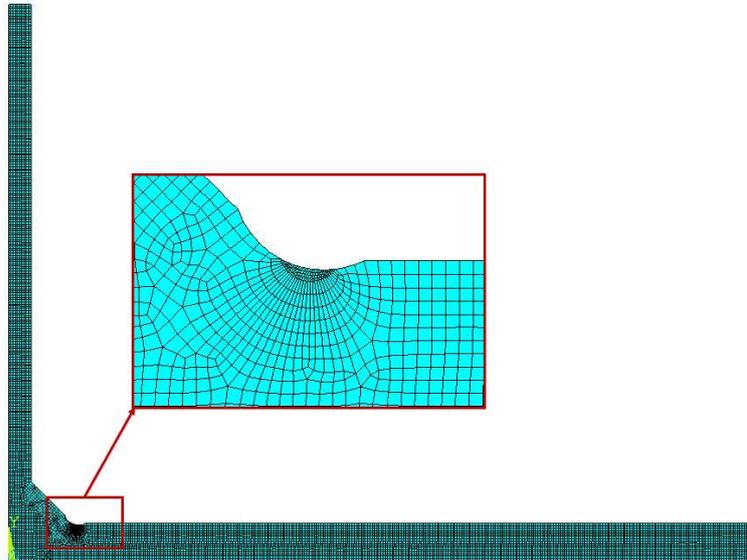


Figura 5.59: Mesh giunto trasversale a doppio irrigidimento R. Alden et al. (2020),??

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
1.87e-6	0.2472	7.55e-6	1.85

I risultati ottenuti sono i seguenti:

$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{\text{eq,peak}}$ (MPa)	N	Note
320	592	529400	
320	592	308000	
320	592	384000	
320	592	658000	
320	592	464000	
320	592	324000	
320	592	499600	
320	592	457500	
320	592	572900	
320	592	1342000	
320	592	264500	
320	592	218400	
320	592	199200	
320	592	399300	
320	592	573600	
320	592	388600	
320	592	281500	
320	592	508000	
320	592	338000	
320	592	375400	
320	592	653200	
320	592	1681200	
320	592	596000	
320	592	257000	

Tabella 5.48: Dati sperimentali di tensioni nominali e picco per diversi trattamenti.

5.3.17 Giunto trasversale a doppio irrigidimento (R. Tehrani Yekta et al. (2013))

Nell'articolo di R. Tehrani Yekta et al. [40] viene analizzato un giunto trasversale a doppio irrigidimento, con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
CSA G40.21 350W	350	206000	0.3

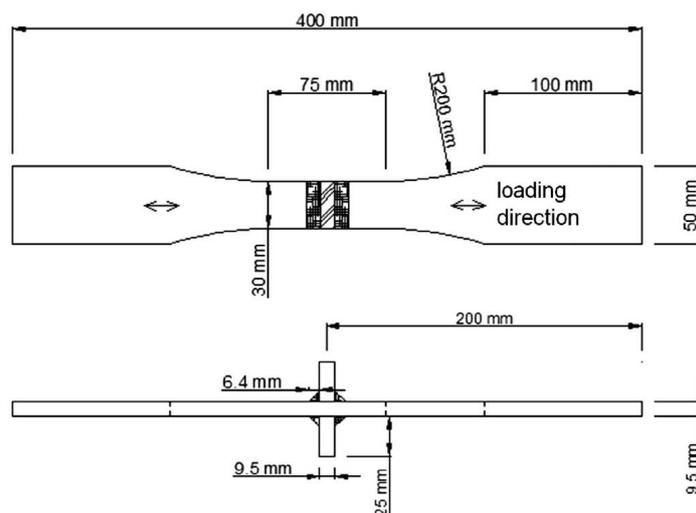


Figura 5.60: Disegno tecnico del giunto trasversale a doppio irrigidimento R. Tehrani Yekta et al. (2013)

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

Lavorazione	ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
E	1.69	0.36	135	6.4	9.5
F	2.37	0.27	135	6.4	9.5

In questo articolo è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method. Sono state testate diverse modalità di applicazione del trattamento HFMI. Due di queste sono in linea con quanto scritto nelle raccomandazioni della IIW [1] e quindi studiate, vengono identificate come lavorazione E ed F.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

Lavorazione	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
E	200	3021835	
E	225	2244137	
E	250	2753812	
F	200	7692074	Runout
F	225	4207209	
F	250	1175500	

Tabella 5.49: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli del giunto trasversale a doppio irrigidimento R. Tehrani Yekta et al. (2013)



Figura 5.61: Geometria giunto trasversale a doppio irrigidimento R. Tehrani Yekta et al. (2013)

la geometria del giunto trasversale a doppio irrigidimento R. Tehrani Yekta et al. (2013), [40], è simile, con dimensioni diverse del giunto trasversale a doppio irrigidimento (A. Ahola et al. 2019) [21]; carichi e vincoli saranno posizionati nel medesimo modo.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

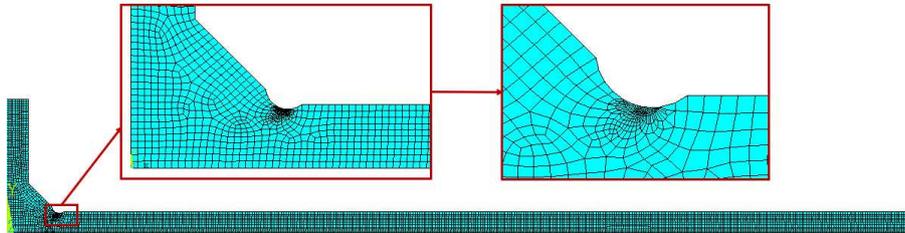


Figura 5.62: Mesh giunto trasversale a doppio irrigidimento R. Tehrani Yekta et al. (2013), lavorazione E.

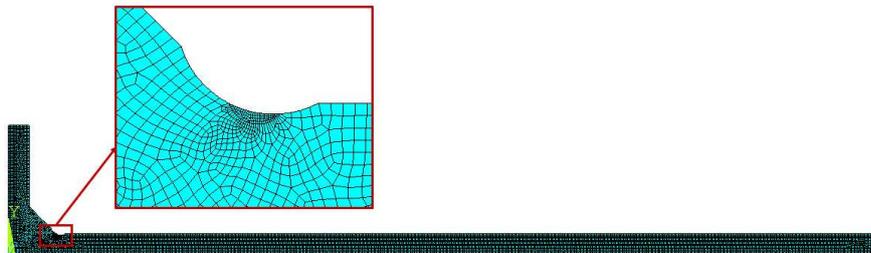


Figura 5.63: Mesh giunto trasversale a doppio irrigidimento R. Tehrani Yekta et al. (2013), lavorazione F.

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

Lavorazione	SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
E	2.07e-6	0.2361	8.75e-6	1.99
F	1.86e-6	0.2618	7.12e-6	1.79

I risultati ottenuti sono i seguenti:

Lavorazione	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ (MPa)	N	Note
E	200	398.1597182	3021835	
E	225	447.929683	2244137	
E	250	497.6996478	2753812	
F	200	358.9619931	7692074	Runout
F	225	403.8322422	4207209	
F	250	448.7024913	1175500	

Tabella 5.50: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a doppio irrigidimento R. Tehrani Yekta et al. (2013)

Note sul presente articolo

Nell'articolo non viene specificata la sezione dove vengono calcolate le tensioni nominali, si ipotizza che queste corrispondono a quelle presenti nella sezione adiacente alla saldatura.

5.3.18 Giunto trasversale a doppio irrigidimento (S.H. Han et al. (2009))

Nell'articolo di S.H. Han et al. [41] viene analizzato un giunto trasversale a doppio irrigidimento, con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
SM490B	352	206000	0.3

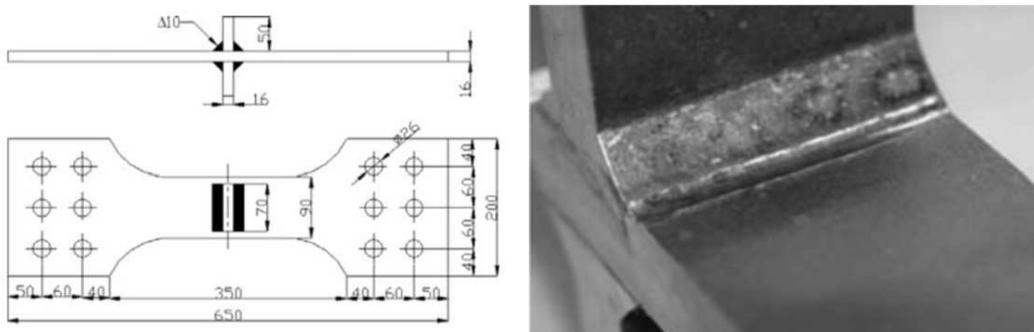


Figura 5.64: Disegno tecnico e particolare del trattamento HFMI nel giunto trasversale a doppio irrigidimento (S.H. Han et al. (2009)).

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2	0.2	135	14.1	16

In questo articolo non è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method. Per la geometria locale sono state adottate grandezze medie

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
300	102907	
310	120671	
300	204740	
290	436905	
275	704459	
250	1045595	
240	1419527	
220	1989551	Runout
200	1989551	Runout

Tabella 5.51: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli del giunto trasversale a doppio irrigidimento (S.H. Han et al. (2009), La sezione dove sono state calcolate le tensioni nominali non è nota, si suppone che corrisponda a quella in prossimità della saldatura.

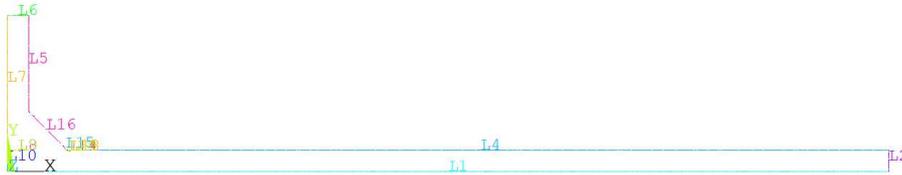


Figura 5.65: Geometria giunto trasversale a doppio irrigidimento (S.H. Han et al. (2009)

la geometria del giunto trasversale a doppio irrigidimento (S.H. Han et al. (2009), [41], è simile, con dimensioni diverse del giunto trasversale a doppio irrigidimento (A. Ahola et al. 2019) [21]; carichi e vincoli saranno posizionati nel medesimo modo.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

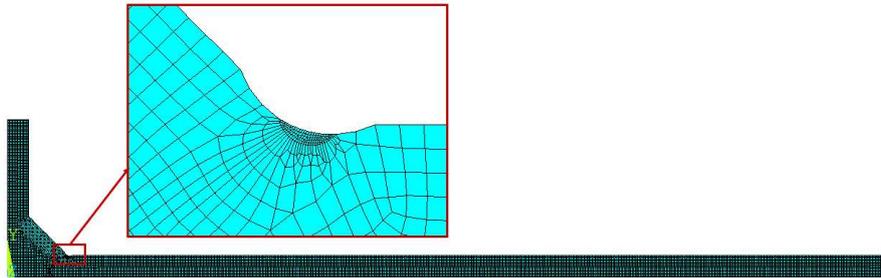


Figura 5.66: Mesh giunto trasversale a doppio irrigidimento (S.H. Han et al. (2009)

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
2.59e-6	0.2481	1.04e-5	2.18

I risultati ottenuti sono i seguenti:

$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ (MPa)	N	Note
300	652.3917	102907	
310	674.1381	120671	
300	652.3917	204740	
290	630.6453	436905	
275	598.0257	704459	
250	543.6598	1045595	
240	521.9134	1419527	
220	478.4206	1989551	Runout
200	434.9278	1989551	Runout

Tabella 5.52: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a doppio irrigidimento (S.H. Han et al. (2009)).

Note sul presente articolo

Nell'articolo si analizzano gli effetti del trattamento PHP (pneumatic hammer peening). Sembra contenere molte similitudini con il trattamento HFMI ma nelle raccomandazioni IIW non viene considerato come tale. Si è scelto comunque di svolgere l'analisi in quanto il trattamento avviene ad alte frequenze, 20 KHz e il raggio di raccordo che ne consegue rientra nel range indicato nelle IIW.

Il raggio di raccordo indicato nella pubblicazione è mediamente di 3.5 mm. utilizzando la profondità media di 0.2 mm non si riesce a tracciare una geometria corretta, quindi è stato adottato il valore medio di 2 mm.

Inoltre non viene specificata la sezione in cui vengono calcolate le tensioni nominali, si assume che questa corrisponda a quella prossima alla saldatura.

5.3.19 Giunto trasversale a doppio irrigidimento (S. Tsumura et al. (2023))

Nell'articolo di S. Tsumura et al. [53] vengono analizzate 4 tipologie di giunto trasversale a doppio irrigidimento, che si distinguono per lo spessore della piastra di base, con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = -0.3$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

t [mm]	Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
10	KA36	390	206000	0.3
22	KA36	397	206000	0.3
40	KA36	381	206000	0.3
50	KA36	339	206000	0.3

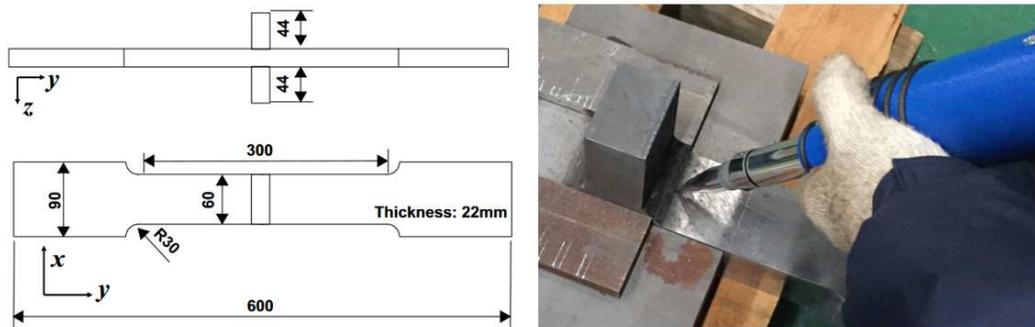


Figura 5.67: disegno tecnico e fotografia del trattamento HFMI del giunto trasversale a doppio irrigidimento (S. Tsumura et al. (2023)).

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2	0.22	135	5	10
2	0.22	135	8.4	22
2	0.22	135	12	40
2	0.22	135	14	50

In questo articolo è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method. Non si ha a disposizione una media per ogni tipologia di giunto ma una complessiva.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

Spessore t [mm]	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
10	390	1e7	Runout
10	370	180000	
10	350	1200000	
10	335	1900000	
22	370	580000	
22	390	370000	
22	350	540000	
22	335	1e7	Runout
40	370	29000	
40	350	26000	
40	330	34000	

Tabella 5.53: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli del giunto trasversale a doppio irrigidimento (S. Tsumura et al. (2023)).

Spessore t [mm]	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
50	330	87000	
50	300	120000	
50	250	290000	
50	200	2600000	
50	215	850000	

Tabella 5.54: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli del giunto trasversale a doppio irrigidimento (S. Tsumura et al. (2023)).



Figura 5.68: Geometria giunto trasversale a doppio irrigidimento (S. Tsumura et al. (2023)), spessore $t = 10$ mm



Figura 5.69: Geometria giunto trasversale a doppio irrigidimento (S. Tsumura et al. (2023), spessore $t = 22\text{ mm}$)

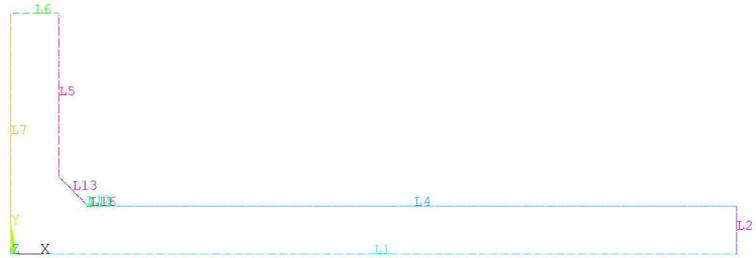


Figura 5.70: Geometria giunto trasversale a doppio irrigidimento (S. Tsumura et al. (2023), spessore $t = 40\text{ mm}$)

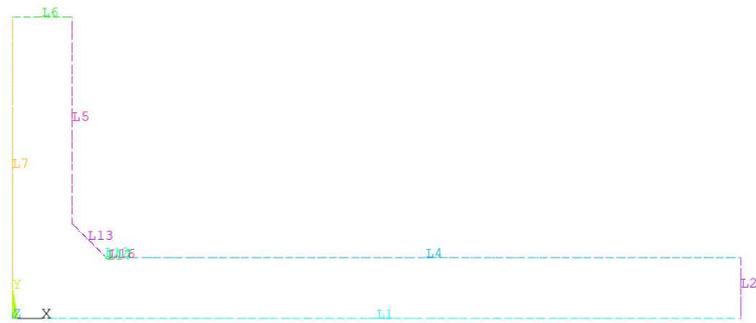


Figura 5.71: Geometria giunto trasversale a doppio irrigidimento (S. Tsumura et al. (2023), spessore $t = 50\text{ mm}$)

la geometria del giunto trasversale a doppio irrigidimento (S. Tsumura et al. (2023, [53], è simile, con dimensioni diverse del giunto trasversale a doppio irrigidimento (A. Ahola et al. 2019) [21]; carichi e vincoli saranno posizionati nel medesimo modo.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti per ogni spessore t della piastra di base:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

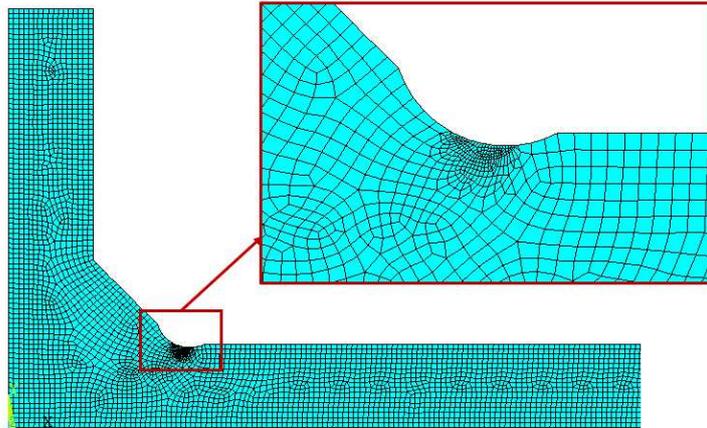


Figura 5.72: Mesh giunto trasversale a doppio irrigidimento (S. Tsumura et al. (2023), spessore $t = 10\text{ mm}$)

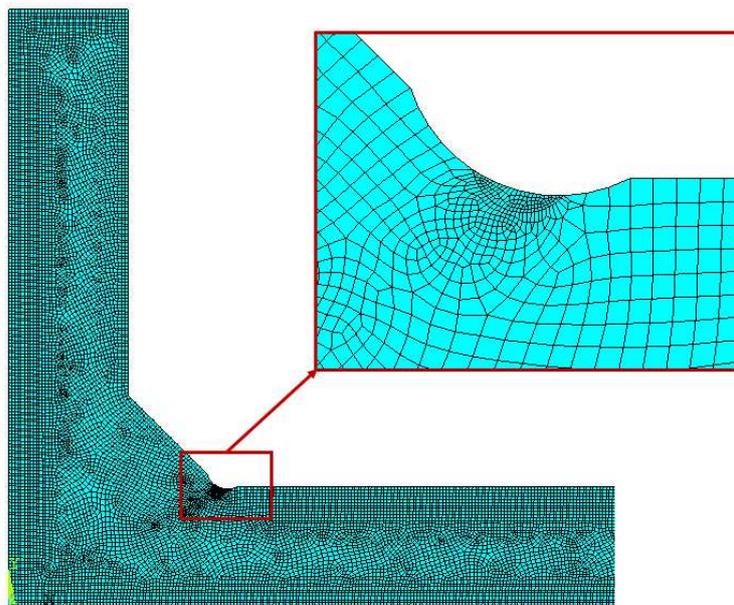


Figura 5.73: Mesh giunto trasversale a doppio irrigidimento (S. Tsumura et al. (2023), spessore $t = 22\text{ mm}$)

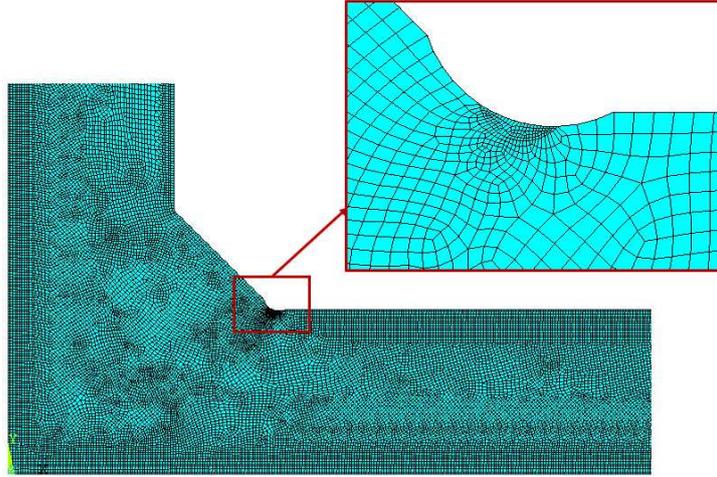


Figura 5.74: Mesh giunto trasversale a doppio irrigidimento (S. Tsumura et al. (2023), spessore $t = 40\text{ mm}$)

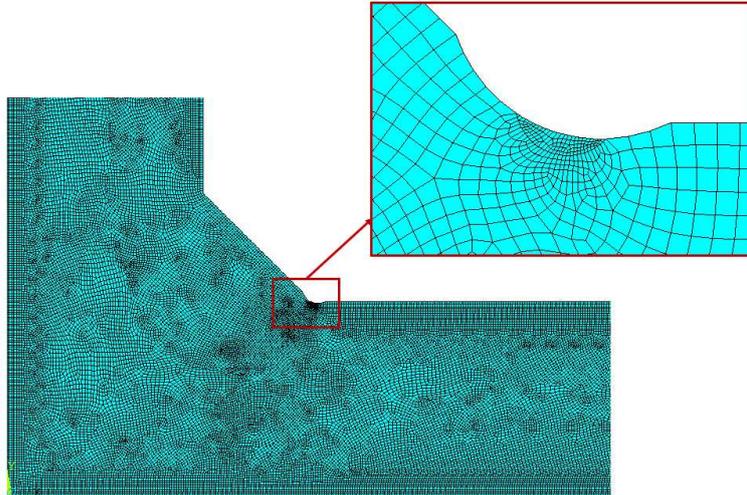


Figura 5.75: Mesh giunto trasversale a doppio irrigidimento (S. Tsumura et al. (2023), spessore $t = 50\text{ mm}$)

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

Spessore t [mm]	SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
10	1.84e-6	0.2481	7.42e-6	1.83
22	2.83e-6	0.2481	1.14e-5	2.28
40	3.96e-6	0.2481	1.60e-5	2.69
50	4.52e-6	0.2481	1.82e-5	2.87

I risultati ottenuti sono i seguenti:

Spessore t [mm]	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{\text{eq,peak}}$ (MPa)	N	Note
10	390	715	1e7	Runout
10	370	678	180000	
10	350	642	1200000	
10	335	614	1900000	
22	370	842	580000	
22	390	887	370000	
22	350	796	540000	
22	335	762	1e7	Runout
40	370	996	29000	
40	350	942	26000	
40	330	888	34000	

Tabella 5.55: Dati sperimentali di tensioni nominali e picco per diversi trattamenti.

Spessore t [mm]	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{\text{eq,peak}}$ (MPa)	N	Note
50	330	948	87000	
50	300	862	120000	
50	250	718	290000	
50	200	575	2600000	
50	215	618	850000	

Tabella 5.56: Dati sperimentali di tensioni nominali e picco per diversi trattamenti.

Note sul presente articolo

Nell'articolo non viene specificata la sezione in cui vengono calcolate le tensioni nominali, si assume che questa corrisponda a quella prossima alla saldatura.

5.3.20 Giunto trasversale a doppio irrigidimento (T. Bjork et al. (2017))

Nell'articolo di T. Bjork et al. [42] viene analizzato un giunto trasversale a doppio irrigidimento, con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0.1$ e $R = 0.5$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
steel 2205	630	206000	0.3
steel 2507	625	206000	0.3

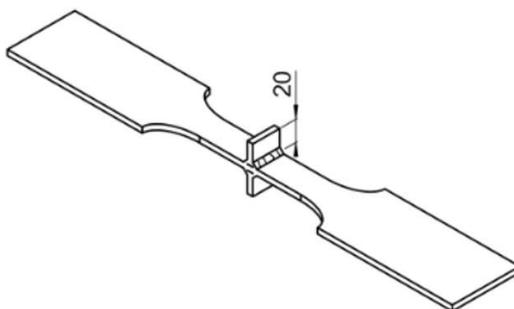


Figura 5.76: Modello quotato del giunto trasversale a doppio irrigidimento (T. Bjork et al. (2017)).

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
1.4	0.17	135	5.66	5

In questo articolo è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

Materiale	R	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
2205	0.1	384.92	356302	
2205	0.1	384.99	450610	
2205	0.1	341.09	371670	
2205	0.1	315.93	862084	
2507	0.1	431.03	81594	
2507	0.1	387.46	287301	
2507	0.5	292.99	116363	
2507	0.5	251.91	129558	
2507	0.5	247.76	165997	
2507	0.5	219.62	269821	

Tabella 5.57: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli per il giunto trasversale a doppio irrigidimento (T. Bjork et al. (2017)), La sezione dove sono state calcolate le tensioni nominali non è nota, si suppone che corrisponda a quella in prossimità della saldatura.

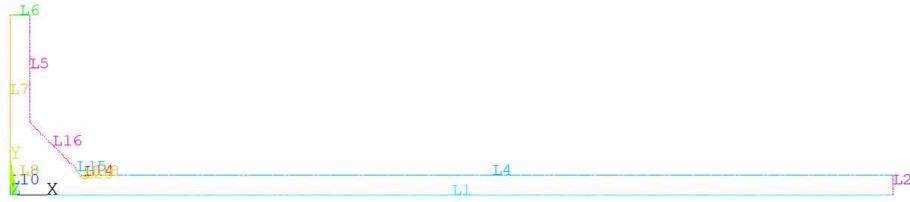


Figura 5.77: Geometria giunto trasversale a doppio irrigidimento (T. Bjork et al. (2017).

la geometria del giunto trasversale a doppio irrigidimento (T. Bjork et al. (2017), [42], è simile, con dimensioni diverse del giunto trasversale a doppio irrigidimento (A. Ahola et al. 2019) [21]; carichi e vincoli saranno posizionati nel medesimo modo.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.25	0.28	0.56	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

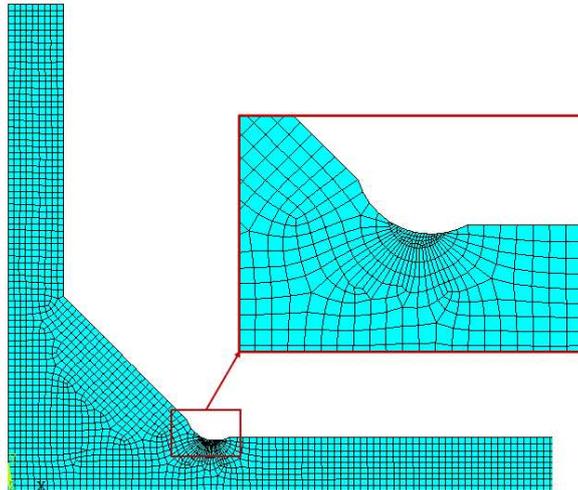


Figura 5.78: Mesh giunto trasversale a doppio irrigidimento (T. Bjork et al. (2017)

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
1.33e-6	0.2245	5.92e-6	1.64

I risultati ottenuti sono i seguenti:

Materiale	R	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ (MPa)	N	Note
2205	0.1	384.92	630.36	356302	
2205	0.1	384.99	630.47	450610	
2205	0.1	341.09	558.58	371670	
2205	0.1	315.93	517.37	862084	
2507	0.1	431.03	705.86	81594	
2507	0.1	387.46	634.51	287301	
2507	0.5	292.99	479.81	116363	
2507	0.5	251.91	412.54	129558	
2507	0.5	247.76	405.74	165997	
2507	0.5	219.62	359.65	269821	

Tabella 5.58: Tensione equivalente di picco per il giunto trasversale a doppio irrigidimento (T. Bjork et al. (2017)).

Note sul presente articolo

Nell'articolo non viene specificata la sezione dove vengono calcolate le tensioni nominali, si ipotizza che queste corrispondono a quelle presenti nella sezione adiacente alla saldatura.

5.3.21 Giunto trasversale a singolo irrigidimento (V.I. Trufiakov et al. (1998))

Nell'articolo di V.I. Trufiakov et al. [43] viene analizzato un giunto trasversale a singolo irrigidimento, con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
Medium strength steel	420	206000	0.3

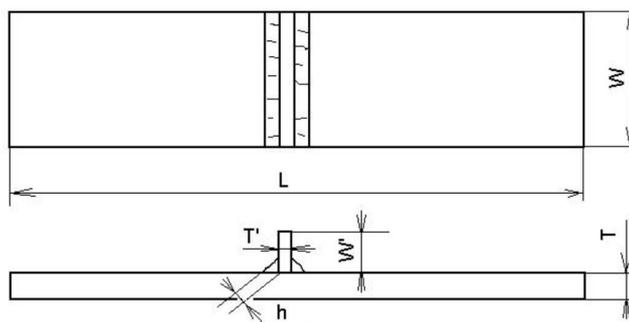


Figura 5.79: Disegno tecnico quotato del giunto trasversale a singolo irrigidimento V.I. Trufiakov et al. (1998).

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2	0.2	135	21.21	20

In questo articolo non è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method, sono state adottate dimensioni medie.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N	Note
400	345000	
400	450000	
400	392000	
400	585000	
370	958000	
370	1550000	
370	850000	
370	1100000	
350	1e7	runout
330	1e7	runout

Tabella 5.59: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli del giunto trasversale a singolo irrigidimento V.I. Trufiakov et al. (1998), La sezione dove sono state calcolate le tensioni nominali non è nota, si suppone che corrisponda a quella in prossimità della saldatura.

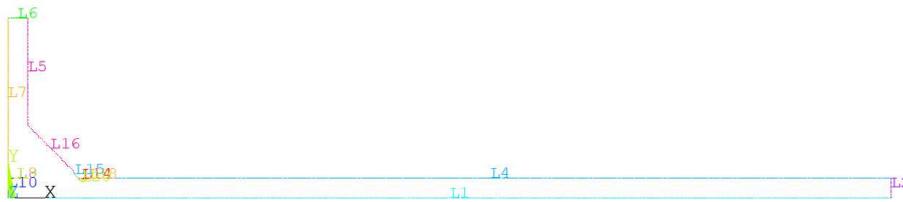


Figura 5.80: Geometria giunto trasversale a singolo irrigidimento V.I. Trufiakov et al. (1998)

la geometria del giunto trasversale a singolo irrigidimento V.I. Trufiakov et al. (1998), [43], è la stessa, con dimensioni diverse, del giunto trasversale a singolo irrigidimento (D. Loschner et al. (2023) [24], si ha che i carichi ed i vincoli sono i medesimi.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

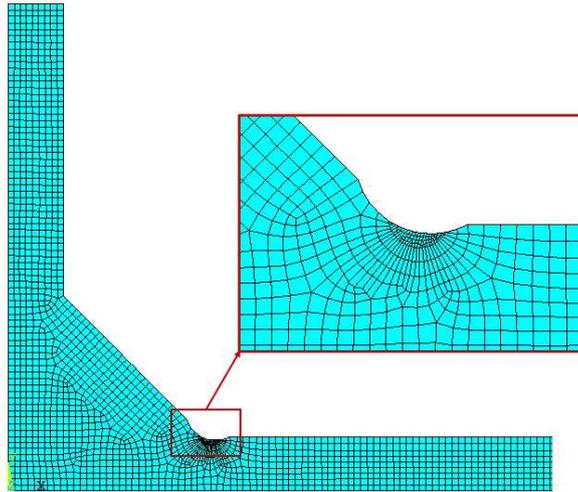


Figura 5.81: Mesh giunto trasversale a singolo irrigidimento V.I. Trufiakov et al. (1998).

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
1.93e-6	0.2245	8.60e-6	1.97

I risultati ottenuti sono i seguenti:

$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ (MPa)	N	Note
400	789.16	345000	
400	789.16	450000	
400	789.16	392000	
400	789.16	585000	
370	729.97	958000	
370	729.97	1550000	
370	729.97	850000	
370	729.97	1100000	
350	690.51	1e7	runout
330	651.06	1e7	runout

Tabella 5.60: Tensione equivalente di picco per il giunto trasversale a singolo irrigidimento V.I. Trufiakov et al. (1998).

5.3.22 Giunto trasversale a doppio irrigidimento (V. Knysh et al. (2021))

Nell'articolo di V. Knysh et al. [44] viene analizzato un giunto trasversale a doppio irrigidimento, con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
steel 15KhSND	400	206000	0.3

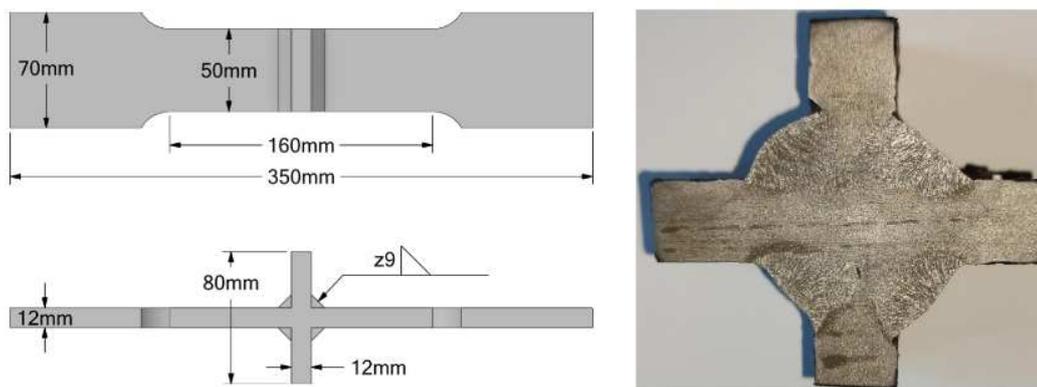


Figura 5.82: Disegno tecnico quotato e fotografia del giunto trasversale a doppio irrigimento V. Knysh et al. (2021).

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2	0.2	135	9	5

In questo articolo non è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method, sono state adottate dimensioni medie.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N	Note
280	1065200	
300	830700	
320	299300	
280	1332200	
330	226800	
300	585500	
290	598200	
260	2062600	runout

Tabella 5.61: Dati sperimentali in termini di tensioni nominali e numero di cicli per giunto trasversale a doppio irrigimento V. Knysh et al. (2021), La sezione dove sono state calcolate le tensioni nominali non è nota, si suppone che corrisponda a quella in prossimità della saldatura.



Figura 5.83: Geometria giunto trasversale a doppio irrigimento V. Knysh et al. (2021).

la geometria del giunto trasversale a doppio irrigimento V. Knysh et al. (2021), [44], è simile, con dimensioni diverse del giunto trasversale a doppio irrigimento (A. Ahola et al. 2019) [21]; carichi e vincoli saranno posizionati nel medesimo modo.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

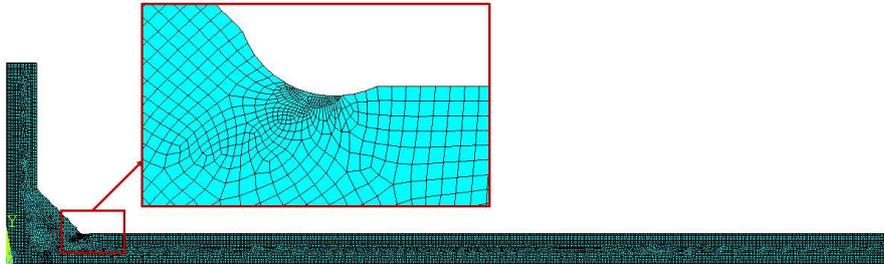


Figura 5.84: Mesh giunto trasversale a doppio irrigidimento V. Knysh et al. (2021).

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
2.08e-6	0.2481	8.37e-6	1.95

I risultati ottenuti sono i seguenti:

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	N	Note
280	545	1065200	
300	584	830700	
320	623	299300	
280	545	1332200	
330	642	226800	
300	584	585500	
290	564	598200	
260	506	2062600	runout

Tabella 5.62: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a doppio irrigidimento V. Knysh et al. (2021)

Note sul presente articolo

Nell'articolo non viene specificata la sezione dove vengono calcolate le tensioni nominali, si ipotizza che queste corrispondono a quelle presenti nella sezione adiacente alla saldatura.

5.3.23 Giunto trasversale a doppio irrigidimento (Y. Kudryavtsev et al. (2005))

Nell'articolo di V. Knysh et al. [54] viene analizzato un giunto trasversale a doppio irrigidimento, con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
Non specificato	260	206000	0.3

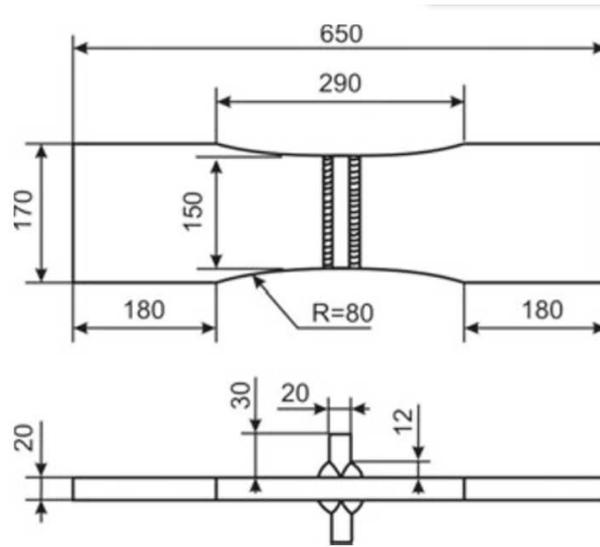


Figura 5.85: Disegno tecnico per il giunto trasversale a doppio irrigidimento Y. Kudryavtsev et al. (2005).

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2	0.2	135	12	20

In questo articolo non è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method, sono state adottate grandezze medie.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N	Note
202	306737	
203	489757	
190	729371	
192	829305	
196	838379	
179	1129613	
184	1200591	
186	1600142	
175	1946367	

Tabella 5.63: Dati sperimentali in termini di tensioni nominali e numero di cicli a rottura per il giunto trasversale a doppio irrigidimento (Y. Kudryavtsev et al. (2005), La sezione dove sono state calcolate le tensioni nominali non è nota, si suppone che corrisponda a quella in prossimità della saldatura.

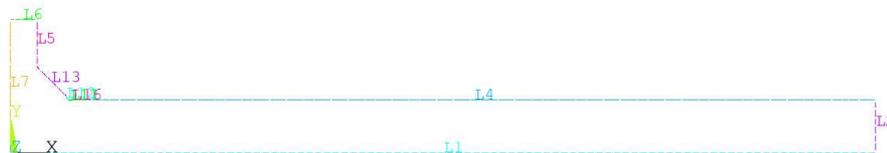


Figura 5.86: Geometria giunto trasversale a doppio irrigidimento Y. Kudryavtsev et al. (2005).

I carichi e vincoli applicati sono i seguenti:

la geometria del giunto trasversale a doppio irrigidimento Y. Kudryavtsev et al. (2005), [54], è simile, con dimensioni diverse del giunto trasversale a doppio irrigidimento (A. Ahola et al. 2019) [21]; carichi e vincoli saranno posizionati nel medesimo modo.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

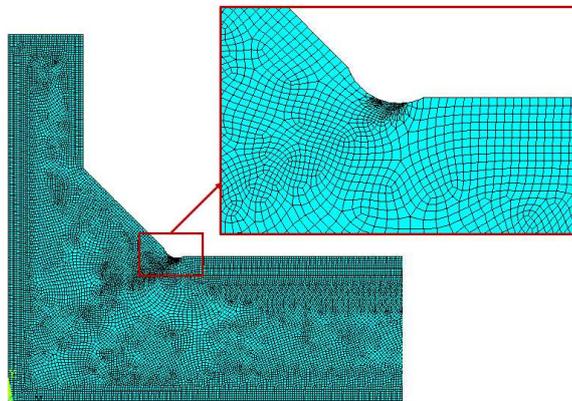


Figura 5.87: Mesh adottata per il calcolo del SED

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
1.90e-6	0.2481	7.67e-6	1.86

I risultati ottenuti sono i seguenti:

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	N	Note
202	376	306737	
203	379	489757	
190	354	729371	
192	357	829305	
196	366	838379	
179	334	1129613	
184	343	1200591	
186	347	1600142	
175	327	1946367	

Tabella 5.64: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a doppio irrigidimento Y. Kudryavtsev et al. (2005).

Note sul presente articolo

Nell'articolo non viene specificata la sezione dove vengono calcolate le tensioni nominali, si ipotizza che queste corrispondono a quelle presenti nella sezione adiacente alla saldatura.

5.3.24 Giunto trasversale a singolo irrigidimento (P. Shams-Hakimi et al. (2018))

Nell'articolo di P. Shams-Hakimi et al. [45] vengono analizzate 4 tipologie di giunto trasversale, differenziate per: materiale di composizione e spessore della piastra di base. tutte le prove sono state svolte con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo che rimane costante lungo la prova ma che varia a seconda del test in un range pari a $0.01 \leq R \leq 0.21$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

t [mm]	Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
40	S355K2+N	382	206000	0.3
40	S460M	566	206000	0.3
60	S355K2+N	361	206000	0.3
60	S460M	494	206000	0.3

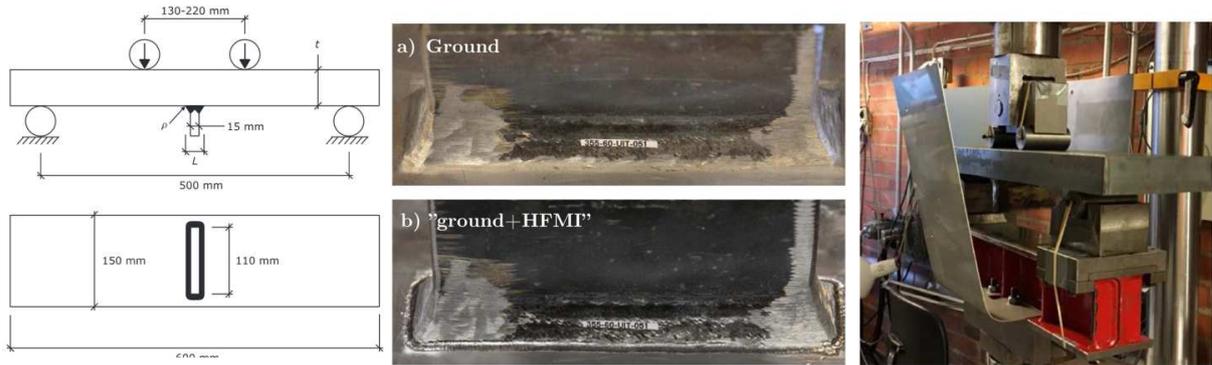


Figura 5.88: Schema del giunto in macchina di prova, trattamento HFMI e fotografia del giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018)

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

Materiale	ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
S355K2+N	2	0.2	135	8.3	40
S355K2+N	2	0.2	135	7.24	60
S460M	2	0.2	135	7.43	40
S460M	2	0.2	135	8.34	60

In questo articolo non è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method, sono state adottate grandezze medie.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

Materiale	Spessore t [mm]	R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N	Note
S355K2+N	40	0.14	153	1e7	runout
S355K2+N	40	0.1	256	1e7	runout
S355K2+N	40	0.1	283	749431	
S355K2+N	40	0.12	232	1e7	runout
S355K2+N	40	0.09	262	2373083	
S355K2+N	40	0.12	270	1859761	
S355K2+N	40	0.12	270	1667165	
S355K2+N	40	0.12	270	1068095	
S355K2+N	40	0.1	276	6136776	
S355K2+N	40	0.12	270	14120532	

Tabella 5.65: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli a rottura del giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018).

Materiale	Spessore t [mm]	R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N	Note
S355K2+N	60	0.1	241	1190693	
S355K2+N	60	0.1	242	1521903	
S355K2+N	60	0.11	227	1e7	runout
S355K2+N	60	0.08	232	1e7	runout
S355K2+N	60	0.12	191	1e7	runout
S355K2+N	60	0.14	251	653337	
S355K2+N	60	0.14	225	3604370	
S355K2+N	60	0.14	226	1e7	runout
S355K2+N	60	0.11	190	1e7	runout

Tabella 5.66: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli a rottura del giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018).

Materiale	Spessore t [mm]	R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N	Note
S460M	40	0.15	343	725645	
S460M	40	0.11	242	1e7	runout
S460M	40	0.1	315	546799	
S460M	40	0.09	240	6898658	
S460M	40	0.14	357	487886	
S460M	40	0.1	315	820303	
S460M	40	0.1	287	1e7	runout
S460M	40	0.15	329	497421	
S460M	40	0.1	307	2222372	
S460M	40	0.11	273	1e7	runout
S460M	40	0.08	279	1400356	

Tabella 5.67: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli a rottura del giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018).

Materiale	Spessore t [mm]	R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N	Note
S460M	60	0.11	270	1e7	runout
S460M	60	0.09	283	1e7	runout
S460M	60	0.11	259	1e7	runout
S460M	60	0.02	327	1049444	
S460M	60	0.04	299	2365898	
S460M	60	0.01	325	899193	
S460M	60	0.05	294	1126576	
S460M	60	0.1	273	3671595	
S460M	60	0.05	296	2086457	
S460M	60	0.04	326	567498	

Tabella 5.68: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli a rottura del giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018).

Materiale	t [mm]	R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N	Note
S355K2+N	40	0.21	252	1012678	

Tabella 5.69: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli a rottura del giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018).

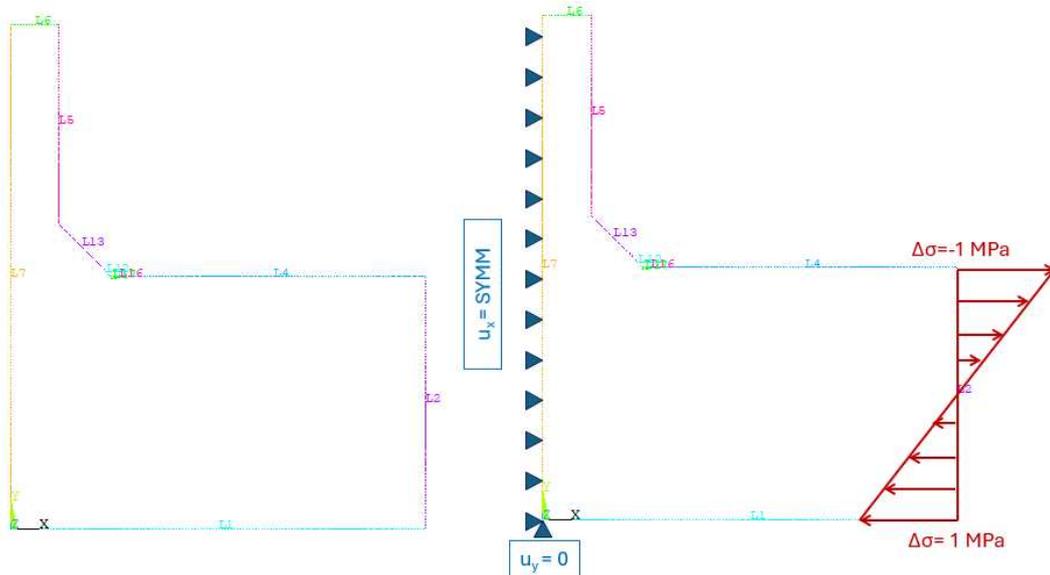


Figura 5.89: Geometria giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018), spessore $t = 40$ mm

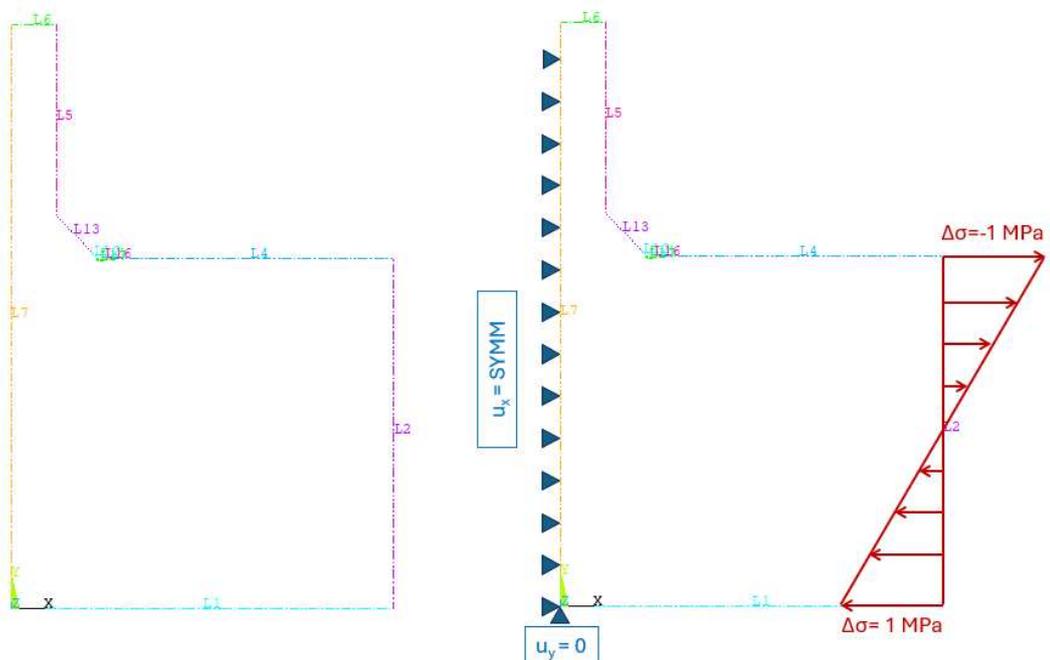


Figura 5.90: Geometria giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018), spessore $t = 40$ mm

la geometria del giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018),[45] è la stessa, con dimensioni diverse, del giunto trasversale a singolo irrigidimento (A. Galtier et al. 2003)

[23], si ha che i carichi ed i vincoli sono i medesimi.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05

I quali si ripetono per ogniuna delle 4 tipologie di giunto studiate, in quanto per la geometria locale sono stati assunti valori medi.

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

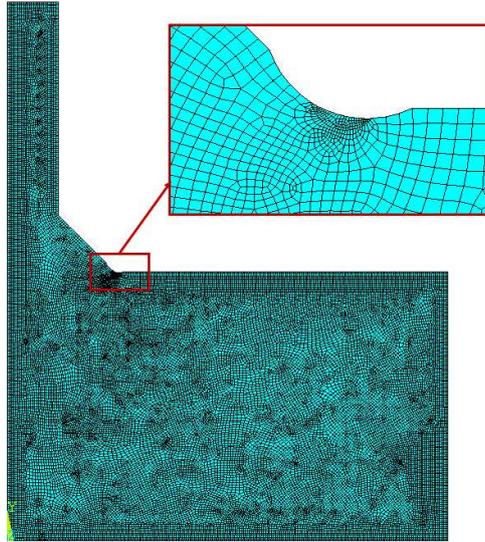


Figura 5.91: Mesh giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018), S355K2+N spessore $t = 40$ mm

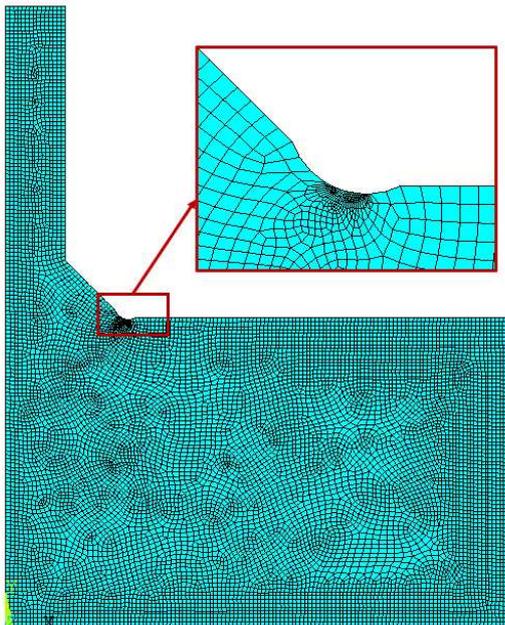


Figura 5.92: Mesh giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018), S460M spessore $t = 40$ mm

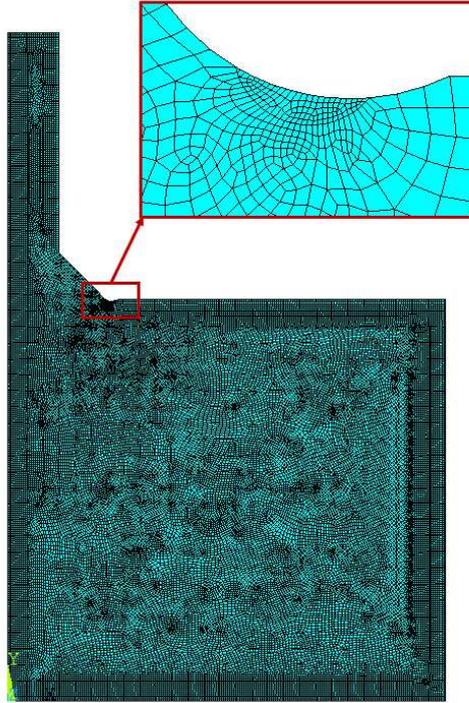


Figura 5.93: Mesh giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018), S355K2+N spessore $t = 60\text{ mm}$

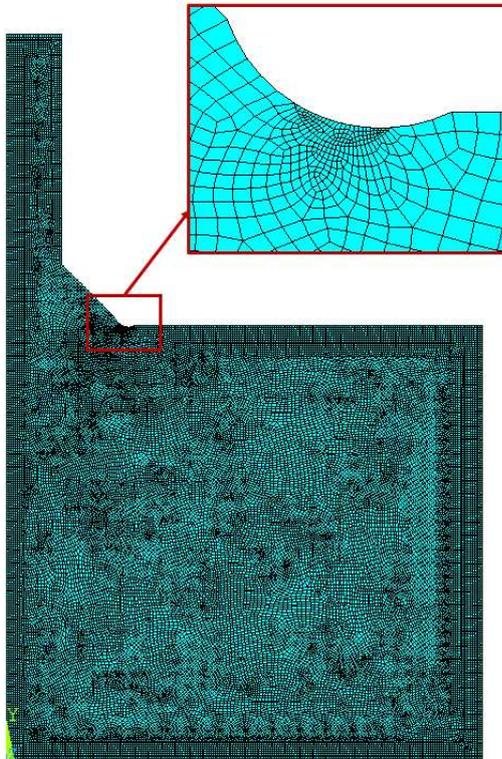


Figura 5.94: Mesh giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018), S460M spessore $t = 60\text{ mm}$

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

Materiale	t [mm]	SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
S355K2+N	40	2.74e-6	0.2481	1.10e-5	2.23
S355K2+N	60	2.75e-6	0.2481	1.11e-5	2.24
S460M	40	2.67e-6	0.2481	1.08e-5	2.21
S460M	60	2.86e-6	0.2481	1.15e-5	2.28

I risultati ottenuti sono i seguenti:

Materiale	Spessore t [mm]	R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	N	Note
S355K2+N	40	0.14	153	342.305365	10000000	runout
S355K2+N	40	0.1	256	572.7462316	10000000	runout
S355K2+N	40	0.1	283	633.1530608	749431	
S355K2+N	40	0.12	232	519.0512724	10000000	runout
S355K2+N	40	0.09	262	586.1699714	2373083	
S355K2+N	40	0.12	270	604.0682912	1859761	
S355K2+N	40	0.12	270	604.0682912	1667165	
S355K2+N	40	0.12	270	604.0682912	1068095	
S355K2+N	40	0.1	276	617.492031	6136776	
S355K2+N	40	0.12	270	604.0682912	14120532	

Tabella 5.70: Tensione equivalente di picco per il giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018).

Materiale	Spessore t [mm]	R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	N	Note
S355K2+N	60	0.1	241	539.8853397	1190693	
S355K2+N	60	0.1	242	542.1255278	1521903	
S355K2+N	60	0.11	227	508.5227058	10000000	runout
S355K2+N	60	0.08	232	519.7236465	10000000	runout
S355K2+N	60	0.12	191	427.8759331	10000000	runout
S355K2+N	60	0.14	251	562.287221	653337	
S355K2+N	60	0.14	225	504.0423296	3604370	
S355K2+N	60	0.14	226	506.2825177	10000000	runout
S355K2+N	60	0.11	190	425.635745	10000000	runout

Tabella 5.71: Tensione equivalente di picco per il giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018).

Materiale	Spessore t [mm]	R	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{\text{eq,peak}}$ [MPa]	N	Note
S460M	40	0.15	343	757.3836694	725645	
S460M	40	0.11	242	534.3639884	10000000	runout
S460M	40	0.1	315	695.5564311	546799	
S460M	40	0.09	240	529.947757	6898658	
S460M	40	0.14	357	788.2972886	487886	
S460M	40	0.1	315	695.5564311	820303	
S460M	40	0.1	287	633.7291928	10000000	runout
S460M	40	0.15	329	726.4700503	497421	
S460M	40	0.1	307	677.8915059	2222372	
S460M	40	0.11	273	602.8155736	10000000	runout
S460M	40	0.08	279	616.0642676	1400356	

Tabella 5.72: Tensione equivalente di picco per il giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018).

Materiale	Spessore t [mm]	R	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{\text{eq,peak}}$ [MPa]	N	Note
S460M	60	0.11	270	616.4734968	10000000	runout
S460M	60	0.09	283	646.155554	10000000	runout
S460M	60	0.11	259	591.3579099	10000000	runout
S460M	60	0.02	327	746.6179017	1049444	
S460M	60	0.04	299	682.6873168	2365898	
S460M	60	0.01	325	742.0514313	899193	
S460M	60	0.05	294	671.2711409	1126576	
S460M	60	0.1	273	623.3232023	3671595	
S460M	60	0.05	296	675.8376113	2086457	
S460M	60	0.04	326	744.3346665	567498	

Tabella 5.73: Tensione equivalente di picco per il giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018).

Materiale	Spessore t [mm]	R	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{\text{eq,peak}}$ [MPa]	N	Note
S355K2+N	40	0.21	252	564.5274091	1012678	

Tabella 5.74: Tensione equivalente di picco per il giunto trasversale a singolo irrigidimento P. Shams-Hakimi et al. (2018).

Note sul presente articolo

Nell'articolo viene descritto che precedentemente all'applicazione del trattamento HFMI, si va a smerigliare la saldatura così da migliorarne la forma e cancellare eventuali difetti. Questa operazione è consigliata dalle raccomandazioni IIW [1] quando la saldatura non rispetta determinati parametri qualitativi (si rimanda a ISO 5817), con l'appunto che il successivo trattamento HFMI venga apportato al piede cordone.

Nella pubblicazione sono disponibili alcune grandezze riferite alla geometria locale, queste sono però inadatte all'analisi, infatti con il loro utilizzo non si riuscirebbe a tracciare un corretto raggio di raccordo e di conseguenza ad applicare il PSM.

5.3.25 Giunto trasversale a doppio irrigidimento (T. Okawa et al. (2013))

Nell'articolo di T. Okawa et al. [46] viene analizzato un giunto trasversale a doppio irrigidimento, con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = -1$, $R = 0.1$ e $R = 0.5$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
AK36	417	206000	0.3

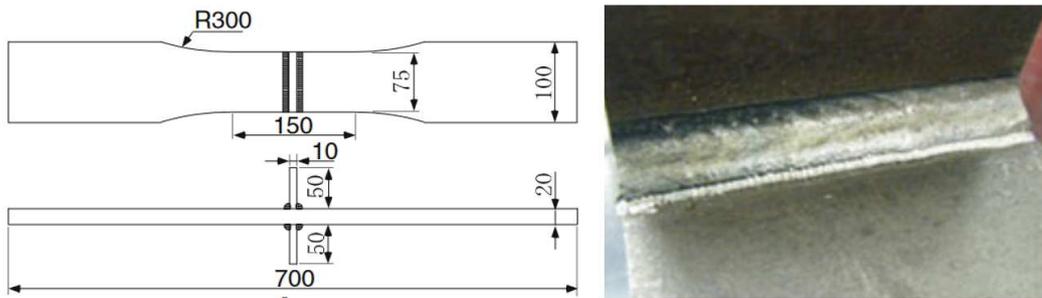


Figura 5.95: Disegno tecnico ed immagine della lavorazione HFMI del giunto trasversale a doppio irrigidimento T. Okawa et al. (2013)

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2	0.2	135	8	20

In questo articolo non è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method, sono state adottate grandezze medie.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N	Note
0.1	250	5000000	runout
0.1	270	818000	
0.1	260	1067000	
0.1	300	304000	
0.5	175	346000	
0.5	150	503000	
0.5	125	5000000	runout
0.5	135	3450000	
-1	420	378000	
-1	400	990000	
-1	380	2295000	

Tabella 5.75: Dati sperimentali in termini di tensioni nominali e numero di cicli a rottura per il giunto trasversale a doppio irrigidimento T. Okawa et al. (2013), La sezione dove sono state calcolate le tensioni nominali non è nota, si suppone che corrisponda a quella in prossimità della saldatura.



Figura 5.96: Geometria giunto trasversale a doppio irrigidimento T. Okawa et al. (2013).

la geometria del giunto trasversale a doppio irrigidimento T. Okawa et al. (2013)), [46], è simile, con dimensioni diverse del giunto trasversale a doppio irrigidimento (A. Ahola et al. 2019) [21]; carichi e vincoli saranno posizionati nel medesimo modo.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.25	0.4	0.68	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

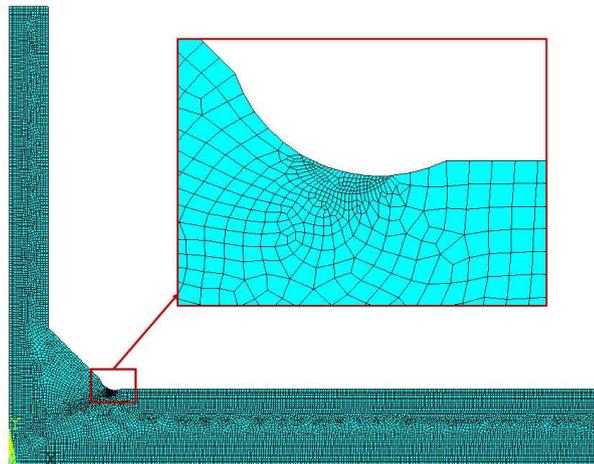


Figura 5.97: Mesh giunto trasversale a doppio irrigidimento T. Okawa et al. (2013).

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
2.41e-6	0.2481	9.72e-6	2.10

I risultati ottenuti sono i seguenti:

R	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{\text{eq,peak}}$ [MPa]	N	Note
0.1	250	524.3918221	5000000	runout
0.1	270	566.3431679	818000	
0.1	260	545.367495	1067000	
0.1	300	629.2701866	304000	
0.5	175	367.0742755	346000	
0.5	150	314.6350933	503000	
0.5	125	262.1959111	5000000	runout
0.5	135	283.171584	3450000	
-1	420	880.9782612	378000	
-1	400	839.0269154	990000	
-1	380	797.0755696	2295000	

Tabella 5.76: Tensioni equivalenti di picco per il giunto trasversale a doppio irrigidimento T. Okawa et al. (2013)

Note sul presente articolo

Le dimensioni della saldatura sono state dedotte a partire dal disegno tecnico presente nell'articolo.

Inoltre non ci sono informazioni riguardo alla sezione in cui sono state calcolate le tensioni nominali, si assume che quelle fornite si riferiscano alla sezione prossima alla saldatura.

5.4 Studio di giunti Testa a Testa

Il giunto Testa a Testa può essere analizzato tramite un modello bidimensionale, semplificando l'analisi.

5.4.1 Giunto Testa a Testa (J. Schubnell et al. (2018))

Nell'articolo di J. Schubnell et al. [46] viene analizzato un giunto testa a testa, con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S690QL	690	206000	0.3

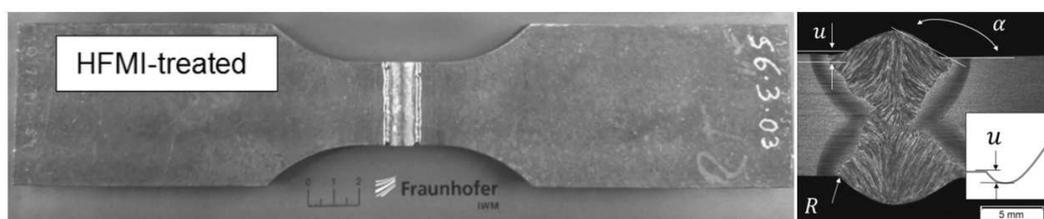


Figura 5.98: Fotografia globale e locale del giunto Testa a Testa J. Schubnell et al. (2018).

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
1.58	0.162	157.6	2	10

In questo articolo è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method. Il parametro z [mm] in questo giunto va ad indicare l'altezza del cordone di saldatura rispetto alla piastra di base

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	Note
149354	450	
3771186	360	
346460	405	
71466	495	
136697	472.5	
195508	427.5	
607137	382.5	
3236211	337.5	
67004	517.5	
117373	460.8	
1083028	351	
896115	342	
1.00E+07	270	run out
1.00E+07	292.5	run out
1.00E+07	306	run out

Tabella 5.77: Dati sperimentali in termini di tensioni nominali e numero di cicli a rottura per il giunto Testa a Testa J. Schubnell et al. (2018)



Figura 5.99: Geometria giunto Testa a Testa J. Schubnell et al. (2018)

I carichi e vincoli applicati sono i seguenti:

- Vincolo di simmetria: Applicato alla linea di simmetria del giunto, linea 6 e linea 1.
- vincoli su Keypoint: si applica un vincolo $U_y = 0$ sui keypoint alle estremità della linea 2 .
- Carichi: il carico è applicato alla linea 2, è una pressione di $-1 MPa$ alla linea 2.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
plane 182	1.124	0.174	0.454	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

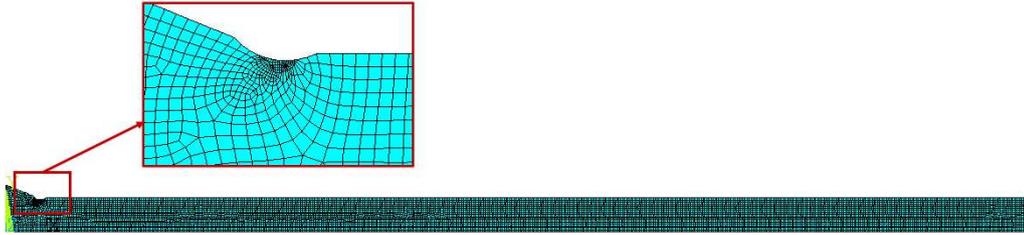


Figura 5.100: Mesh giunto Testa a Testa J. Schubnell et al. (2018)

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
1.15e-6	0.1866	6.16e-6	1.67

I risultati ottenuti sono i seguenti:

N	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	Note
149354	450	751.2267454	
3771186	360	600.9813963	
346460	405	676.1040708	
71466	495	826.3494199	
136697	472.5	788.7880827	
195508	427.5	713.6654081	
607137	382.5	638.5427336	
3236211	337.5	563.420059	
67004	517.5	863.9107572	
117373	460.8	769.2561873	
1083028	351	585.9568614	
896115	342	570.9323265	
1.00E+07	270	450.7360472	run out
1.00E+07	292.5	488.2973845	run out
1.00E+07	306	510.8341869	run out

Tabella 5.78: Tensione equivalente di picco per il giunto Testa a Testa J. Schubnell et al. (2018).

Note sul presente articolo

Le dimensioni del giunto sono state dedotte a partire dalle due fotografie presenti nell'articolo 5.117, si potrebbero avere delle differenze nel caso in cui fosse disponibile il disegno tecnico del giunto.

5.4.2 Giunto Testa a Testa (M.J. Ottersbock et al. (2017))

Nell'articolo di M.J. Ottersbock et al. [46] viene analizzato un giunto testa a testa, con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S1100	1100	206000	0.3

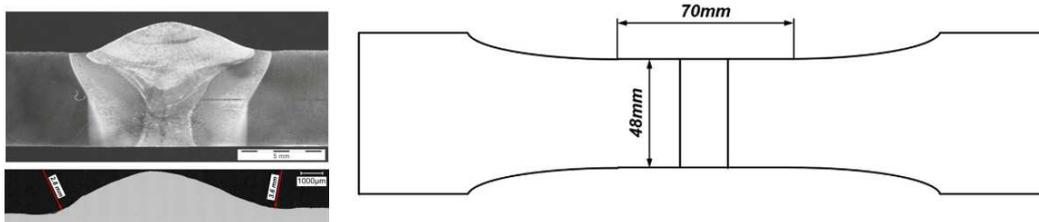


Figura 5.101: Fotografia della saldatura e disegno del giunto Testa a Testa M.J. Ottersbock et al. (2017)

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2.8	0.09	154	1.9	6

In questo articolo è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method. Il parametro z [mm] in questo giunto va ad indicare l'altezza del cordone di saldatura rispetto alla piastra di base

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

N	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	Note
149354	450	
3771186	360	
346460	405	
71466	495	
136697	472.5	
195508	427.5	
607137	382.5	
3236211	337.5	
67004	517.5	
117373	460.8	
1083028	351	
896115	342	
1.00E+07	270	run out
1.00E+07	292.5	run out
1.00E+07	306	run out

Tabella 5.79: Dati sperimentali in termini di tensioni nominali e numero di cicli a rottura per il giunto Testa a Testa M.J. Ottersbock et al. (2017).



Figura 5.102: Geometria giunto Testa a Testa M.J. Ottersbock et al. (2017)

I carichi e vincoli applicati sono i seguenti:

- Vincolo su linea: si applica un vincolo $U_x = 0$ in corrispondenza della linea 1.
- vincoli su Keypoint: si applica un vincolo $U_y = 0$ sul keypoint in corrispondenza dell'origine degli assi.
- Cloumping: si simula l'afferraggio applicando un vincolo u_y di cloumping in corrispondenza dei nodi interni alle linee: 11, 12, 15 e 16.
- Carichi: il carico è applicato alla linea 2, è una pressione di -1 MPa alla linea 7.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	$d_{volumestrutturale}$ [mm]
plane 182	1.14	0.35	0.63	0.3	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

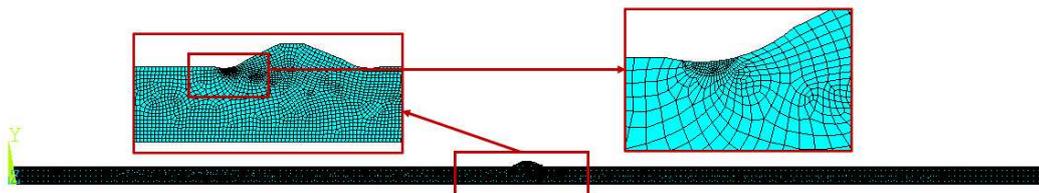


Figura 5.103: Mesh giunto Testa a Testa M.J. Ottersbock et al. (2017)

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
8.56e-7	0.2257	3.79e-6	1.32

I risultati ottenuti sono i seguenti:

N	$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{\text{eq,peak}}$ [MPa]	Note
149354	450	751.2267454	
3771186	360	600.9813963	
346460	405	676.1040708	
71466	495	826.3494199	
136697	472.5	788.7880827	
195508	427.5	713.6654081	
607137	382.5	638.5427336	
3236211	337.5	563.420059	
67004	517.5	863.9107572	
117373	460.8	769.2561873	
1083028	351	585.9568614	
896115	342	570.9323265	
1.00E+07	270	450.7360472	run out
1.00E+07	292.5	488.2973845	run out
1.00E+07	306	510.8341869	run out

Tabella 5.80: Tensione equivalente di picco per il giunto Testa a Testa M.J. Ottersbock et al. (2017).

5.5 Studio di giunti Longitudinali

Per i giunti Longitudinali si intende due pianstre saldate ortogonalmente una all'altra con la piastra di irrigidimento posta longitudinalmente alla piastra di base, un esempio può essere la figura 5.104 e 5.104

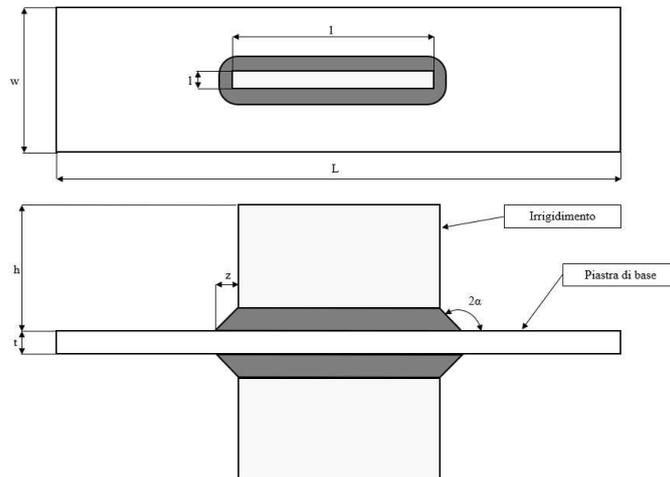


Figura 5.104: Esempio di un giunto longitudinale con doppio irrigidimento

5.5.1 Giunto Longitudinale a singolo irrigidimento (B. Fustar et al. (2022))

Nell'articolo di Boris Fustar et al. [20] viene analizzato un giunto cilindrico su una piastra di base, sollecitato con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S355	329	200000	0.3

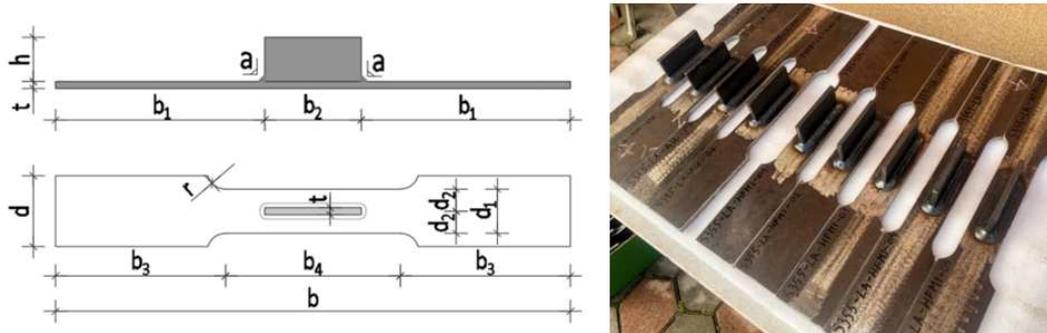


Figura 5.105: disegno tecnico e fotografia del giunto Longitudinale a singolo irrigidimento B. Fustar et al. (2022).

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2.02	0.16	135	7.07	8

In questo articolo è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N	Note
197.14	2593208	
197.14	9000000	runout
240	1043711	
240	1760015	
240	776630	

Tabella 5.81: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli a rottura del giunto Longitudinale a singolo irrigidimento B. Fustar et al. (2022).

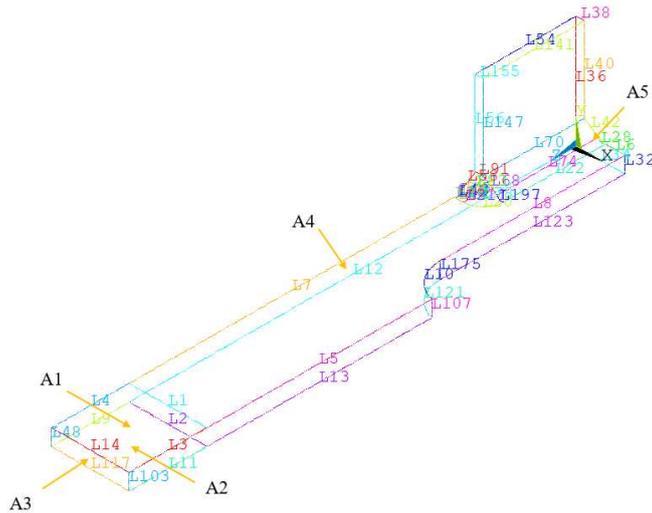


Figura 5.106: Geometria giunto Longitudinale a singolo irrigidimento B. Fustar et al. (2022)

I carichi e vincoli applicati sono i seguenti:

- Vincolo di simmetria: si applica un vincolo di simmetria in corrispondenza delle aree 4 e 5, della figura 5.106 .
- Vincolo su linea: si applica un vincolo $U_y = 0$ nella linea 14 e 117, della figura 5.106 .
- Cloumping: si simula l'afferraggio applicando un vincolo u_y di cloumping in corrispondenza dei nodi interni alle aree 1 e 2, della figura 5.106.
- Carichi: il carico è applicato all'area 3 della figura 5.106 , è una pressione di -1 MPa , così da simulare una tensione di trazione.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
solid 287	1.25	0.404	0.684	1	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

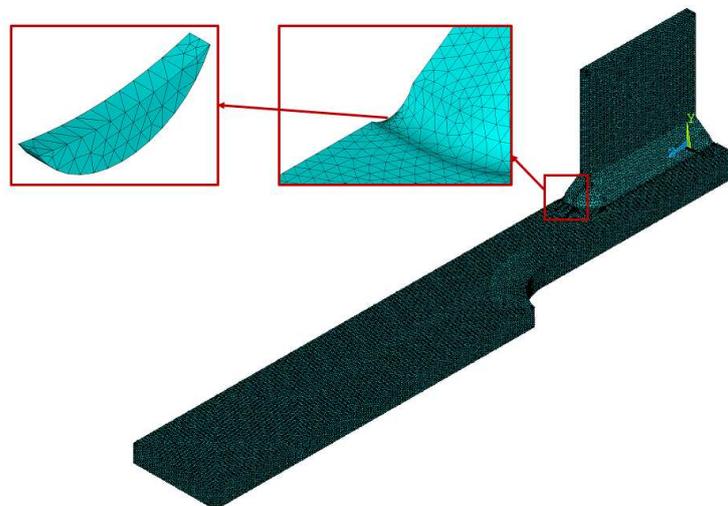


Figura 5.107: Mesh giunto Longitudinale a singolo irrigidimento B. Fustar et al. (2022)

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
2.94e-7	3.49e-2	8.43e-6	1.95

I risultati ottenuti sono i seguenti:

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	N	Note
197.14	453.8260174	2593208	
197.14	453.8260174	9000000	runout
240	552.4918544	1043711	
240	552.4918544	1760015	
240	552.4918544	776630	

Tabella 5.82: Tensione equivalente di picco del giunto Longitudinale a singolo irrigidimento B. Fustar et al. (2022).

5.5.2 Giunto Longitudinale a singolo irrigidimento (B. Fustar et al. (2024))

Nell'articolo di B. Fusta et al. [47] viene analizzato un giunto longitudinale a singolo irrigidimento, sollecitato con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S690	690	206000	0.3



Figura 5.108: Disegno tecnico e fotografie del giunto Longitudinale a singolo irrigidimento B. Fustar et al. (2024)

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2	0.2	135	7.07	8.4

In questo articolo non è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method fatta eccezione per l'angolo di apertura 2α , per le altre sono state adottate delle dimensioni medie.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N	Note
342	256431	
342	297803	
342	354332	
342	382948	

Tabella 5.83: Dati sperimentali in termini di tensioni nominali e del numero di cicli a rottura del giunto Longitudinale a singolo irrigidimento B. Fustar et al. (2024), La sezione dove sono state calcolate le tensioni nominali non è nota, si suppone che corrisponda a quella in prossimità della saldatura.

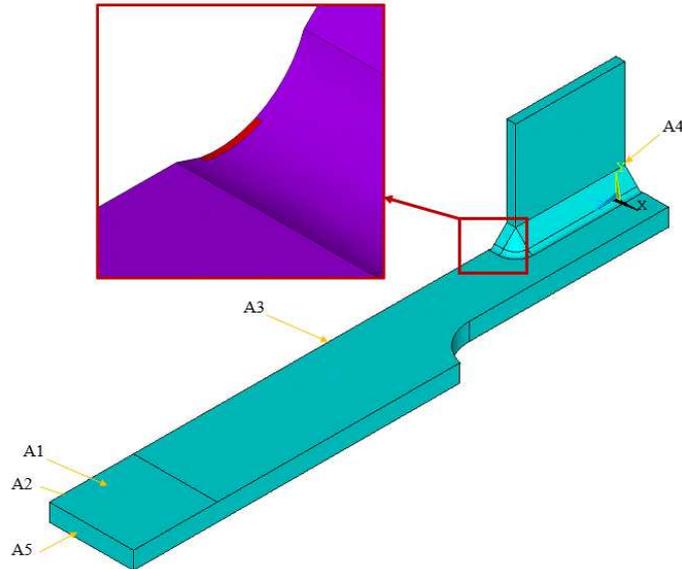


Figura 5.109: Geometria giunto Longitudinale a singolo irrigidimento B. Fustar et al. (2024).

La geometria del giunto (non le dimensioni) è uguale a quella del precedente giunto longitudinale analizzato; carichi e vincoli sono i medesimi.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
solid 287	1.25	0.404	0.684	1	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

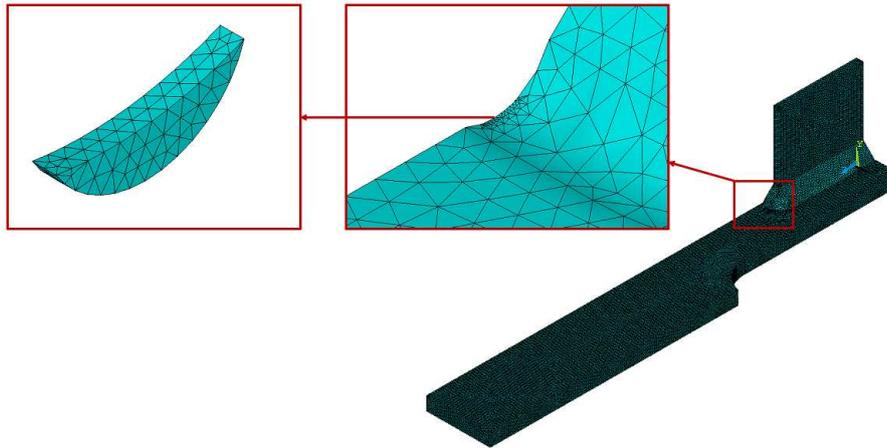


Figura 5.110: Mesh giunto Longitudinale a singolo irrigidimento B. Fustar et al. (2024)

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
3.41e-7	3.48e-2	9.82e-6	2.11

I risultati ottenuti sono i seguenti:

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	N	Note
342	721	256431	
342	721	297803	
342	721	354332	
342	721	382948	

Tabella 5.84: Tensione equivalente di picco del giunto Longitudinale a singolo irrigidimento B. Fustar et al. (2024).

Note sul presente articolo

Nell'articolo non erano disponibili le dimensioni della geometria locale, sono state adottate le dimensioni medie per i giunti longitudinali. Imponendo un raggio di raccordo di $\rho = 3\text{ mm}$ ed una profondità $depth = 0.2\text{ mm}$ ed avendo un angolo di apertura di $2\alpha = 135$ non si riesce a completare la geometria, infatti, tagliando la circonferenza creata alla geometria AW non si va a tagliare anche il punto di singolarità, di fatto con creando un raggio di raccordo.

l'analisi è stata svolta ugualmente adottando un raggio di raccordo $\rho = 2\text{ mm}$, i dati saranno aggiunti ugualmente alle curve ma non se ne terrà conto per eventuali elaborazione statistiche.

Inoltre non ci sono informazioni riguardo alla sezione in cui sono state calcolate le tensioni nominali, si assume che quelle fornite si riferiscano alla sezione prossima alla saldatura.

5.5.3 Giunto Longitudinale a singolo irrigidimento (M. leitner et al. (2013))

Nell'articolo di T. Stenberg et al. [48] viene analizzato un giunto cilindrico su una piastra di base, sollecitato con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S355	355	206000	0.3
S690	690	206000	0.3

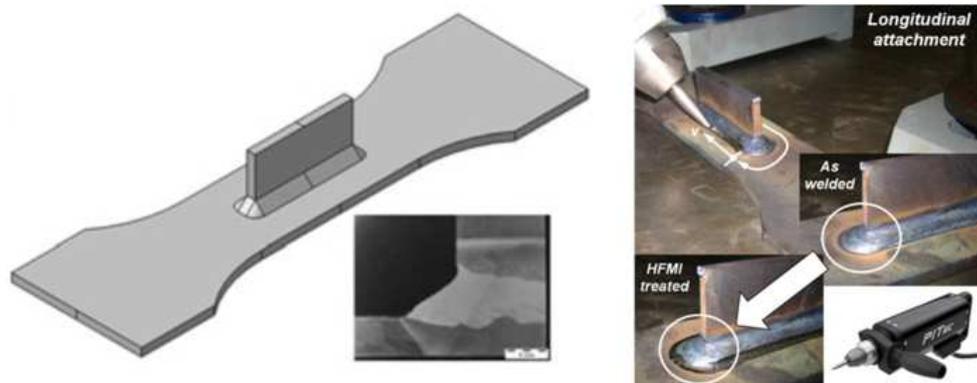


Figura 5.111: Modello geometrico e fotografie di dettaglio del giunto Longitudinale a singolo irrigidimento M. leitner et al. (2013)

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2.69	0.29	146.5	4.82	5

In questo articolo è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N	Note
S690	500	50082	
S690	400	199496	
S690	450	97218	
S690	550	26654	
S690	400	183912	
S690	375	288633	
S690	500	47592	
S690	350	681242	
S690	450	155664	
S690	350	380182	
S690	275	1e7	runout

Tabella 5.85: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli a rottura del giunto Longitudinale a singolo irrigidimento M. leitner et al. (2013)

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N	Note
S355	300	123131	
S355	250	549371	
S355	300	105499	
S355	325	43619	
S355	350	23192	
S355	275	261661	
S355	250	834344	
S355	238	605922	
S355	400	11347	
S355	250	532668	
S355	350	28142	
S355	325	45176	
S355	225	1e7	runout

Tabella 5.86: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e numero di cicli a rottura del giunto Longitudinale a singolo irrigidimento M. leitner et al. (2013)

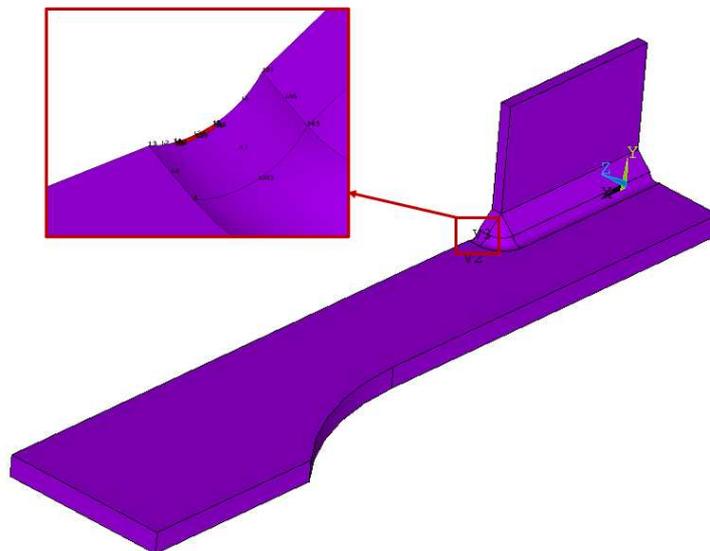


Figura 5.112: Geometria giunto Longitudinale a singolo irrigidimento M. leitner et al. (2013)

La geometria del giunto (non le dimensioni) è uguale a quella del precedente giunto longitudinale analizzato; carichi e vincoli sono i medesimi.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
solid 287	1.19	0.43	0.71	1	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

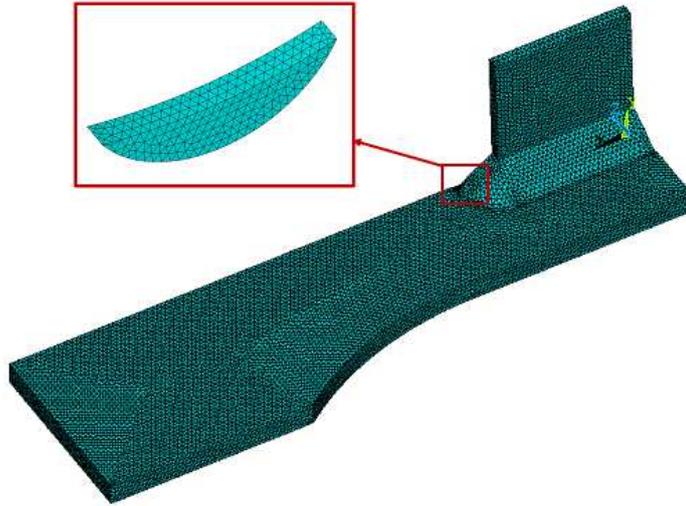


Figura 5.113: Mesh giunto Longitudinale a singolo irrigidimento M. leitner et al. (2013)

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
2.74E-7	3.42e-2	8.01E-6	3.05

I risultati ottenuti sono i seguenti:

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	N	Note
S690	500	952	50082	
S690	400	762	199496	
S690	450	857	97218	
S690	550	1047	26654	
S690	400	762	183912	
S690	375	714	288633	
S690	500	952	47592	
S690	350	666	681242	
S690	450	857	155664	
S690	350	666	380182	
S690	275	524	1e7	runout

Tabella 5.87: Tensioni equivalenti di picco del giunto Longitudinale a singolo irrigidimento M. leitner et al. (2013)

Materiale	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	N	Note
S355	300	571	123131	
S355	250	475	549371	
S355	300	571	105499	
S355	325	618	43619	
S355	350	666	23192	
S355	275	524	261661	
S355	250	476	834344	
S355	238	453	605922	
S355	400	762	11347	
S355	250	476	532668	
S355	350	666	28142	
S355	325	619	45176	
S355	225	428	1e7	runout

Tabella 5.88: Tensioni equivalenti di picco del giunto Longitudinale a singolo irrigidimento M. leitner et al. (2013)

5.5.4 Giunto Longitudinale a singolo irrigidimento (M. leitner et al. (2016))

Nell'articolo di T. Stenberg et al. [49] viene analizzato un giunto cilindrico su una piastra di base, sollecitato con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S355	355	200000	0.3

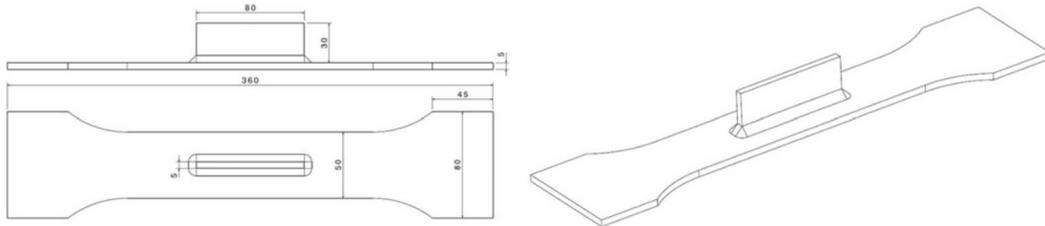


Figura 5.114: Disegno tecnico del giunto Longitudinale a singolo irrigidimento M. leitner et al. (2016)

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
3	0.2	135	7.07	5

In questo articolo non è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method, sono state adottate le dimensioni medie.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

$\Delta\sigma_{\text{nom}}$ [MPa]	N	Note
350	101314	
350	93785	
325	169677	
300	172723	
275	565548	
275	434341	
250	2810000	
250	1020000	
225	3900000	

Tabella 5.89: Dati sperimentali in termini di tensioni nominali e numero di cicli a rottura del giunto Longitudinale a singolo irrigidimento M. leitner et al. (2016).

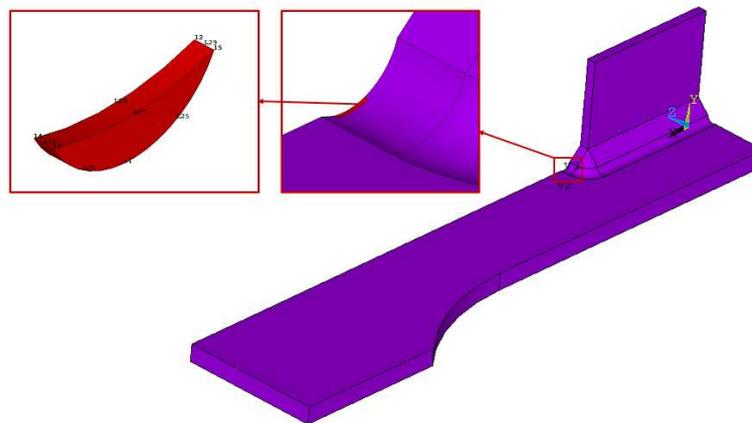


Figura 5.115: Geometria giunto Longitudinale a singolo irrigidimento M. leitner et al. (2016)

La geometria del giunto (non le dimensioni) è uguale a quella del precedente giunto longitudinale analizzato; carichi e vincoli sono i medesimi.

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	d_{globale} [mm]	$d_{\text{volumestrutturale}}$ [mm]
solid 287	1.25	0.6	0.88	1	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

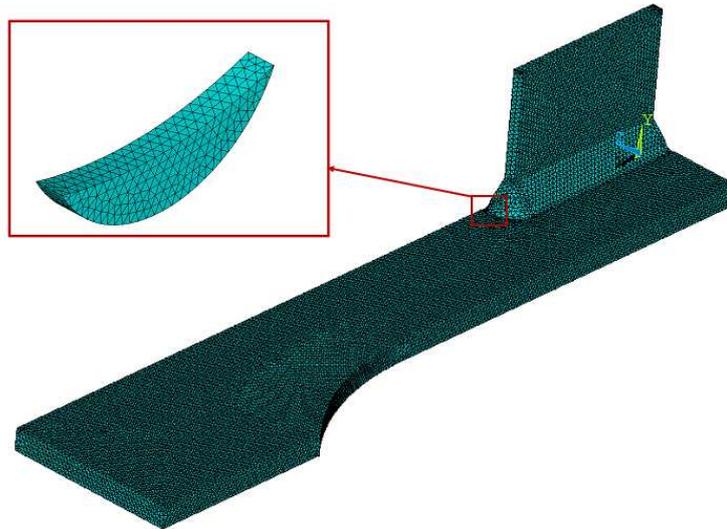


Figura 5.116: Mesh giunto Longitudinale a singolo irrigidimento M. leitner et al. (2016)

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
2.91e-7	3.48e-2	8.38e-6	1.95

I risultati ottenuti sono i seguenti:

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	N	Note
350	1090.589411	101314	
350	1090.589411	93785	
325	1012.690168	169677	
300	934.790924	172723	
275	856.8916803	565548	
275	856.8916803	434341	
250	778.9924366	2810000	
250	778.9924366	1020000	
225	701.093193	3900000	

Tabella 5.90: Tensioni di picco equivalente del giunto Longitudinale a singolo irrigidimento M. leitner et al. (2016).

5.6 Studio di giunti di geometrie non convenzionali

Si fanno rientrare in questa classe tutti quei giunti che non appartengono alle categorie sopra descritte, in generale tutte quelle strutture saldate che si differenziano dai più comuni campioni testati nei laboratori.

5.6.1 Giunto Saldato di geometria non convenzionale (T. Stenberg et al. (2024))

Nell'articolo di T. Stenberg et al. ?? viene analizzato un giunto cilindrico su una piastra di base, sollecitato con un carico ad ampiezza costante e rapporto di ciclo pari a $R = 0.1$.

le caratteristiche meccaniche del giunto sono le seguenti:

Materiale	σ_y [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coeff. di Poisson ν
S355	329	200000	0.3

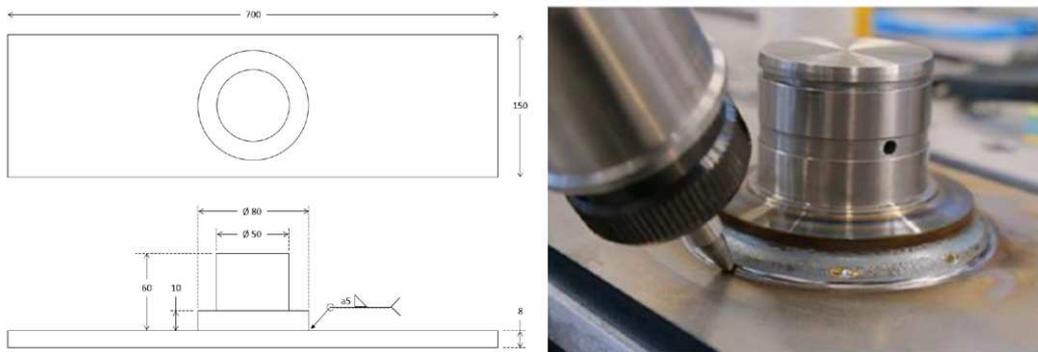


Figura 5.117: Disegno tecnico e dettaglio della saldatura del giunto Saldato di geometria non convenzionale (T. Stenberg et al. (2024))

I parametri geometrici per svolgere l'analisi sono:

ρ [mm]	depth [mm]	2α [°]	z [mm]	t [mm]
2.02	0.16	135	7.07	8

In questo articolo è stato possibile ricavare tutte le grandezze necessarie per svolgere l'analisi al Peak Stress Method.

Si riportano in seguito i dati sperimentali ottenuti dalle prove in termini di tensione nominale ($\Delta\sigma_{nom}$):

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N	Note
180	442452	
180	545891	
180	612904	
180	628303	
180	643023	

Tabella 5.91: Dati sperimentali in termini di tensione nominale e cicli a rottura per il giunto Saldato di geometria non convenzionale (T. Stenberg et al. (2024))

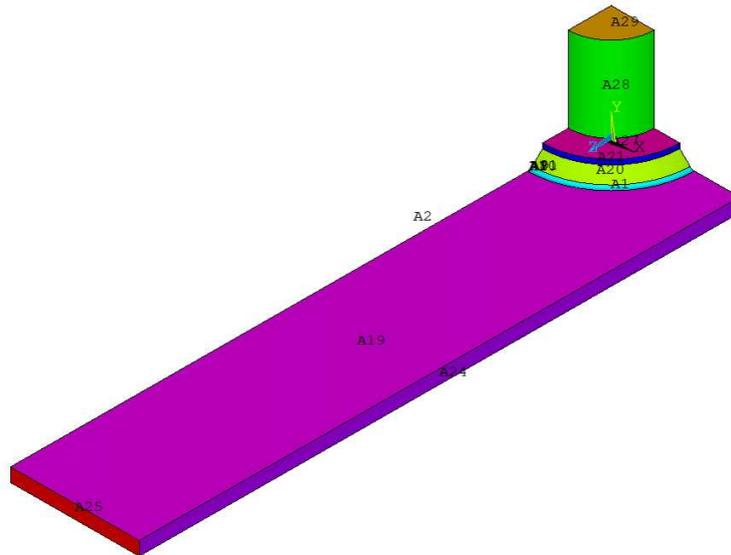


Figura 5.118: Geometria giunto Saldato di geometria non convenzionale (T. Stenberg et al. (2024))

I carichi e vincoli applicati sono i seguenti:

- Vincolo su linea: si applica un vincolo $Uy = 0$ in corrispondenza delle linee orizzontali appartenenti all'area 25.
- vincoli di simmetria: si applica un vincolo di simmetria in corrispondenza delle aree 29 e 2.
- Carichi: il carico è applicato all'area 25, è una pressione di -1 MPa .

I parametri utilizzati per l'analisi in *Ansys*, sono i seguenti:

Elemento	q	r_0 [mm]	$R_c + r_0$ [mm]	$d_{globale}$ [mm]	d_{VS} [mm]
solid 287	1.25	0.404	0.684	1	0.05

La mesh risultante dall'applicazione del PSM è:

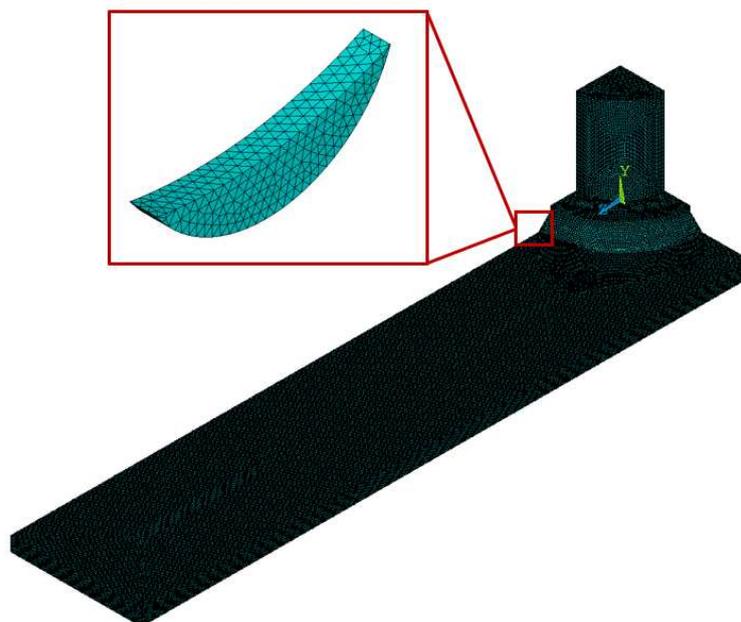


Figura 5.119: Mesh giunto Saldato di geometria non convenzionale (T. Stenberg et al. (2024))

Da questa si ricava l'energia di deformazione media all'interno del volume strutturale, risulta:

SENE	VOLU	SED	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
2.94e-7	3.49e-2	8.43e-6	1.95

I risultati ottenuti sono i seguenti:

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	N	Note
180	351.6394305	442452	
180	351.6394305	545891	
180	351.6394305	612904	
180	351.6394305	628303	
180	351.6394305	643023	

Tabella 5.92: Tensioni equivalenti di picco per il giunto Saldato di geometria non convenzionale (T. Stenberg et al. (2024)).

CAPITOLO 6

Arricchimento delle curve di progettazione a fatica per il PSM, per giunti saldati trattati HFMI precedentemente calibrate

Con il seguente capitolo si raggruppano tutti i dati sperimentali analizzati, andando ad arricchire ed in alcuni casi ricalibrare le curve di progettazione a fatica per il PSM per giunti saldati, calibrate in precedenza grazie al lavoro di tesi di Giovanni Sacchet e Francesco Belluzzo.

Successivamente si andrà ad aggiornare quanto descritto nella tabella 7.1 con eventuali nuove classi FAT.

6.1 Curve di progettazione a fatica per il PSM per giunti saldati HFMI

Dalle analisi svolte, durante questo lavoro di tesi e nei lavori precedenti, si procede a raggruppare i dati sperimentali analizzati in funzioni del : rapporto di ciclo (R) e dalla tensione di snervamento del materiale (f_y).

In totale risulteranno 25 curve di fatica, si premette che in bibliografia non sembrano essere state studiate con prove sperimentali alcune categorie.

6.1.1 Applicazione della raccomandazioni IIW al PSM

Dalle raccomandazioni IIW [1] si hanno a disposizione le classi FAT per il metodo *Hot-Spot Stress*.

Negli studi dove si è applicato il metodo del "Hot Spot Stress" è stato osservato che, per un giunto saldato trattato con HFMI, a partire dalla categoria di acciai con tensione di snervamento $f_y < 355$ e con rapporto di ciclo $R < 0.15$, si ha un coefficiente di miglioramento pari a 1.42 rispetto ad un giunto As Welded.

Questo coefficiente di 1.42 permette di rimanere in favore di sicurezza per la categoria sopra detta, all'aumentare della tensione di snervamento f_y questo risulta troppo cautelativo. Si è visto che andando ad aumentare tale coefficiente del 12.5% per ogni range di $200 MPa$ si rimane in una situazione a favore di sicurezza ed allo stesso tempo si segue il miglioramento della classe portato dal trattamento HFMI. In figura 6.1 è rappresentato l'andamento del coefficiente di miglioramento rispetto al giunto AW al crescere della tensione di snervamento del materiale:

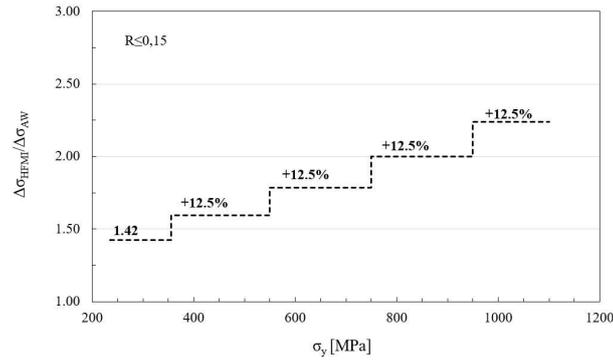


Figura 6.1: Coefficienti di miglioramento del trattamento HFMI in funzione della tensione di snervamento, come è stato applicato per il Hot Spot Stress Method in letteratura

Il secondo parametro che va ad influenzare il comportamento a fatica del giunto trattato è il rapporto di ciclo R . A differenza del precedente questo va ad impattare negativamente nella classe di resistenza, infatti ad un aumentare del rapporto di ciclo si ha una diminuzione della classe.

Si è notato che a partire dal rapporto di ciclo $R \leq 0.15$ si ha un abbassamento del coefficiente di miglioramento di un 12.5% per ogni range di rapporto di ciclo: $0.15 < R \leq 0.28$, $0.28 < R \leq 0.4$, $0.4 < R \leq 0.52$ e $0.52 < R$

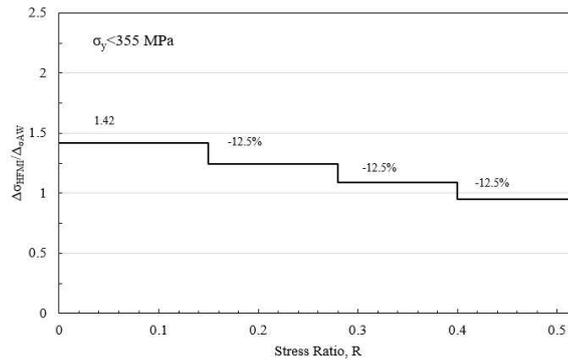


Figura 6.2: Diminuzione del coefficiente di miglioramento in funzione del rapporto di ciclo R

Andando ad adottare questi coefficienti per il Peak Stress Method, ricordando che la classe di resistenza per un giunto AW sollecitato a modo I di apertura è 156 MPa , ne risulta la seguente tabella 6.1:

Giunti saldati in acciaio soggetti a modo I di sollecitazione					
σ_y [MPa]	$R \leq 0.15$	$0.15 < R \leq 0.28$	$0.28 < R \leq 0.4$	$0.4 < R \leq 0.52$	$R > 0.52$
as-welded, $k = 3$					
All σ_y	156	156	156	156	156
HFMI-treated, $k = 5$					
$\sigma_y < 355$	222	194	170	148	130
$355 \leq \sigma_y < 550$	249	218	191	167	165
$550 \leq \sigma_y < 750$	280	245	215	188	164
$750 \leq \sigma_y < 950$	315	276	241	211	185
$\sigma_y \geq 950$	355	310	272	238	208

Tabella 6.1: Classi di resistenza FAT per approccio PSM applicando le raccomandazioni IIW per l'approccio locale Hot Spot Stress sul PSM

Nel paragrafo successivo verranno confrontate; la banda di dispersione statistica dei dati analizzati in questa e nelle precedenti tesi e la curva di sopravvivenza di vita a fatica calcolata come descritto precedentemente.

6.2 Curve di Progettazione per il PSM per giunti trattati HFMI

Si vanno a riportare tutte le curve fin'ora calibrate, in ogniuna di queste saranno contenuti tutti i dati analizzati disponibili, studiati sia in questo che nei precedenti lavori di tesi. I successivi diagrammi conterranno le seguenti caratteristiche:

- Sono tracciate le bande di dispersione dei dati per una probabilità di sopravvivenza del: 2, 3%, 50% e 97.7% e la curva di resistenza a fatica calibrata seguendo le raccomandazioni IIW [1] descritte in precedenza.
- L'ampiezza di banda intrinseca è fissata a $T_\sigma = 1.9$, facendo notare che all'interno delle bande di progettazione proposte, vengono considerati di differente geometria e classe.
- Le bande di progettazione con rapporti di ciclo R inferiori a 0.15, sono state fittate su dati contenenti rapporti di ciclo compresi tra $0 < R < 0.15$ escludendo i casi con rapporto di ciclo $R < 0$. I dati con rapporti di ciclo negativi sono stati plottati all'interno dei grafici dimostrando che le bande proposte risultano in favore di sicurezza.
- I dati Sperimentali analizzati sono stati categorizzati per: tipologia di giunto, spessore della piastra di base ed anno di pubblicazione. Questa differenziazione è stata fatta rispettivamente variando: la forma, il colore e la trame interna all'indicatore del dato. La figura 6.25 mostra il codice colori adottato:

tipologia di giunto			spessore piastra di base t [mm]		anno di pubblicazione	
●	trasversale	T		$t < 10$		anno < 2005
▲	longitudinale	L		$10 < t < 20$		2005 ≤ anno < 2016
■	testa a testa	B		$20 < t < 30$		2016 ≤ anno
■	testa a testa	B		$30 < t < 40$		
◆	altro	O		$40 < t < 50$		
◆	altro	O		$50 < t$		

Figura 6.3: Codice colore applicato a tutti i dati analizzati

Per distinguere i dati con rapporto di ciclo $R < 0$ gli indicatori hanno un tipo di riempimento di colore pieno.

- quando non è stato possibile procedere con uno studio statistico per scarsità di dati disponibili, si è proceduto comunque alla rappresentazione delle prove analizzate, confrontandole con le curve di progettazione suggerite dalla IIW descritte in precedenza.

6.2.1 Curve di fatica per giunti saldati trattati HFMI con tensione di snervamento $f_y < 355$

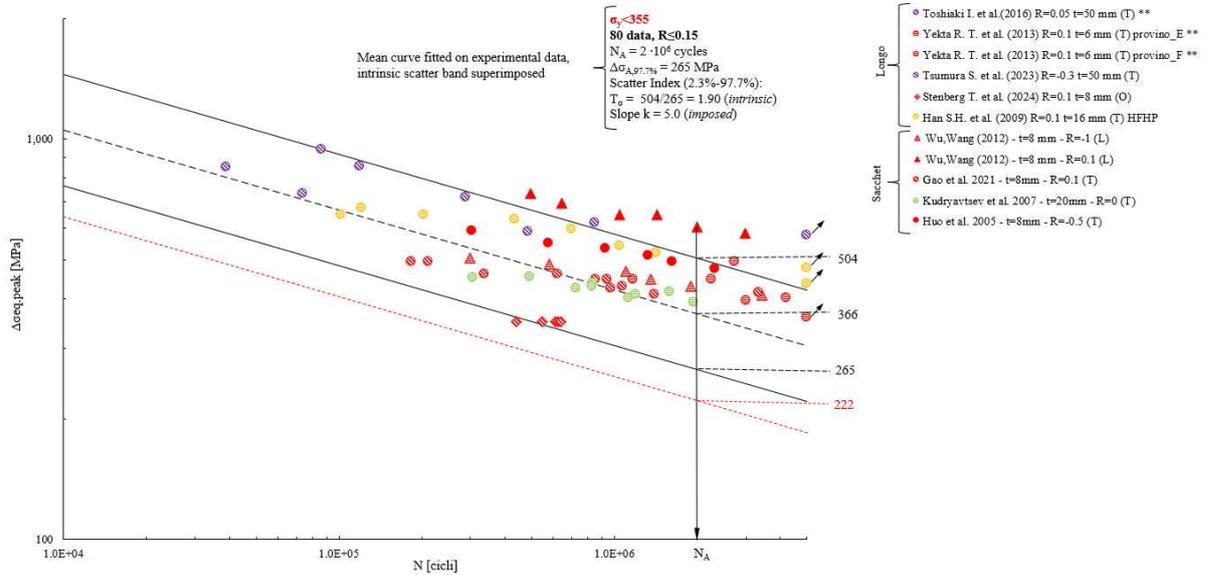


Figura 6.4: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $\sigma_y < 355$, $R \leq 0.15$

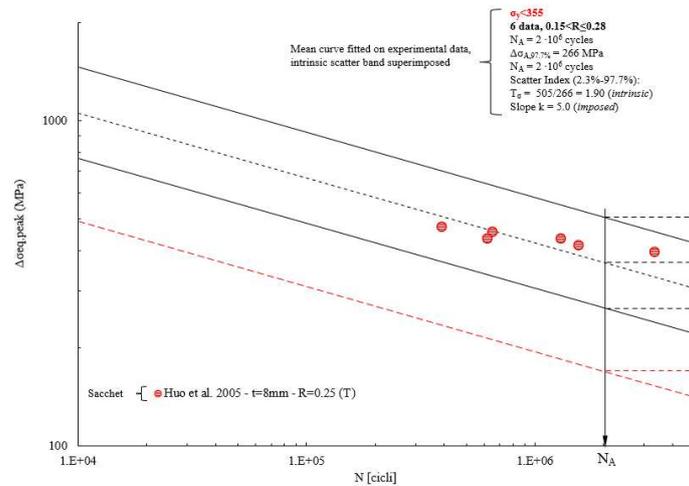


Figura 6.5: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $\sigma_y < 355$, $0.15 \leq R < 0.28$

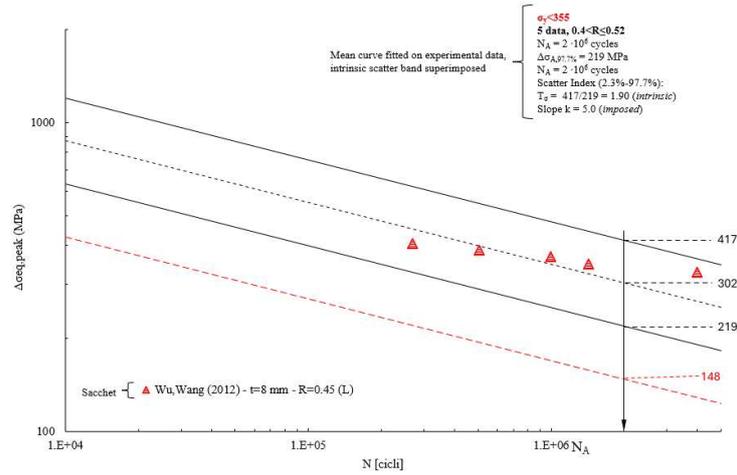


Figura 6.6: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $\sigma_y < 355$, $0.4 \leq R < 0.52$

6.2.2 Curve di fatica per giunti saldati trattati HFMI con tensione di snervamento $355 \leq f_y < 550$

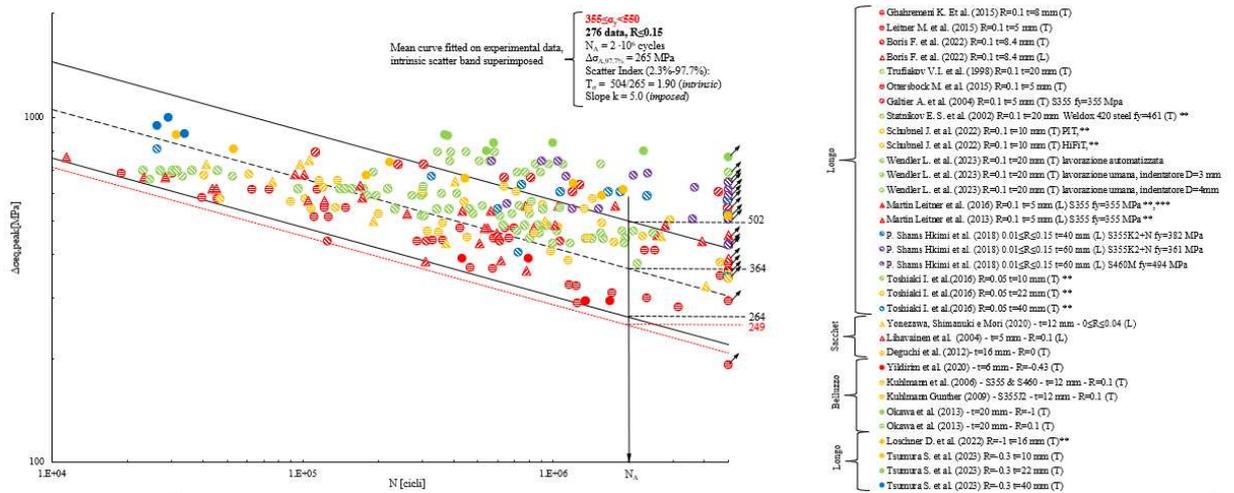


Figura 6.7: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $355 \leq \sigma_y < 550$, $R \leq 0.15$

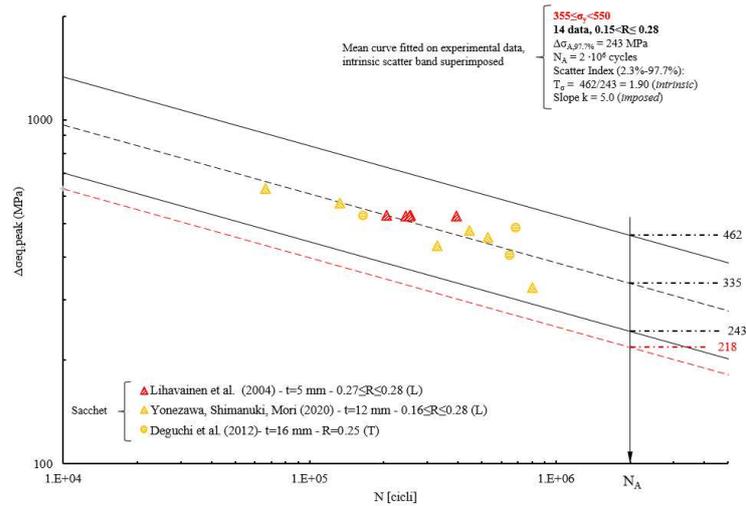


Figura 6.8: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $355 \leq \sigma_y < 550$, $0.15 \leq R < 0.28$

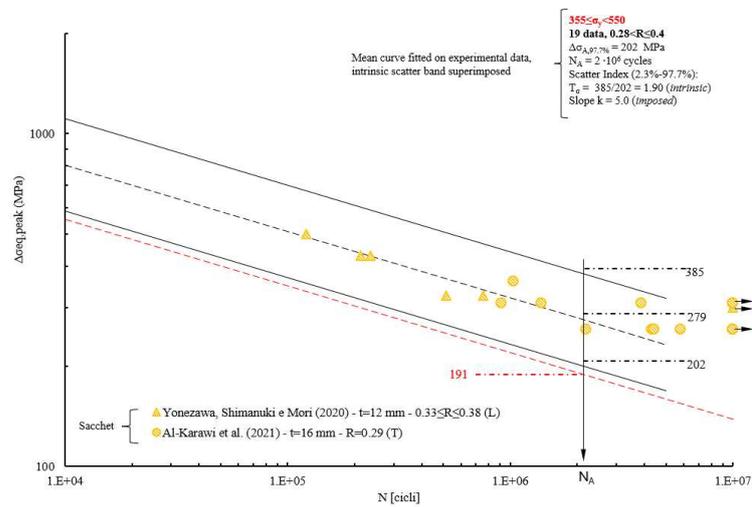


Figura 6.9: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $355 \leq \sigma_y < 550$, $0.28 \leq R < 0.40$

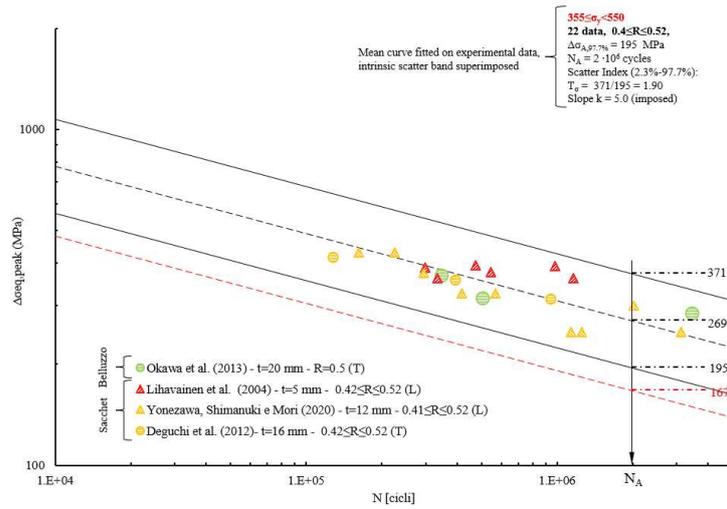


Figura 6.10: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $355 \leq \sigma_y < 550$, $0.40 \leq R < 0.52$

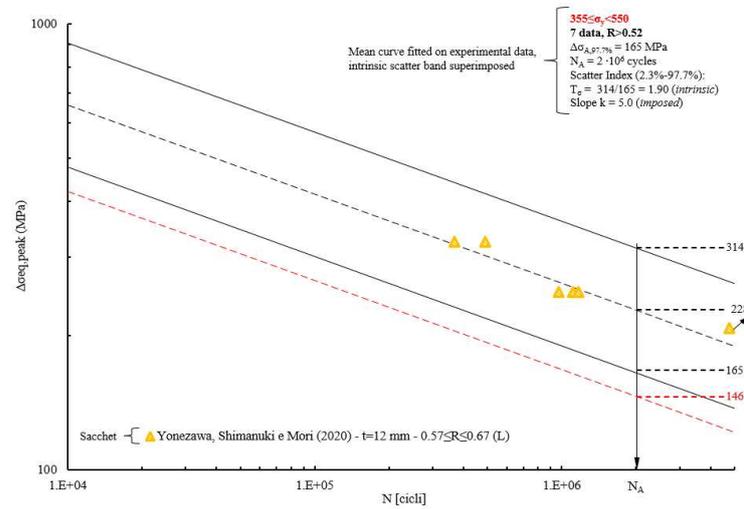


Figura 6.11: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $355 \leq \sigma_y < 550$, $0.52 \leq R$

6.2.3 Curve di fatica per giunti saldati trattati HFMI con tensione di snervamento $550 \leq f_y < 750$

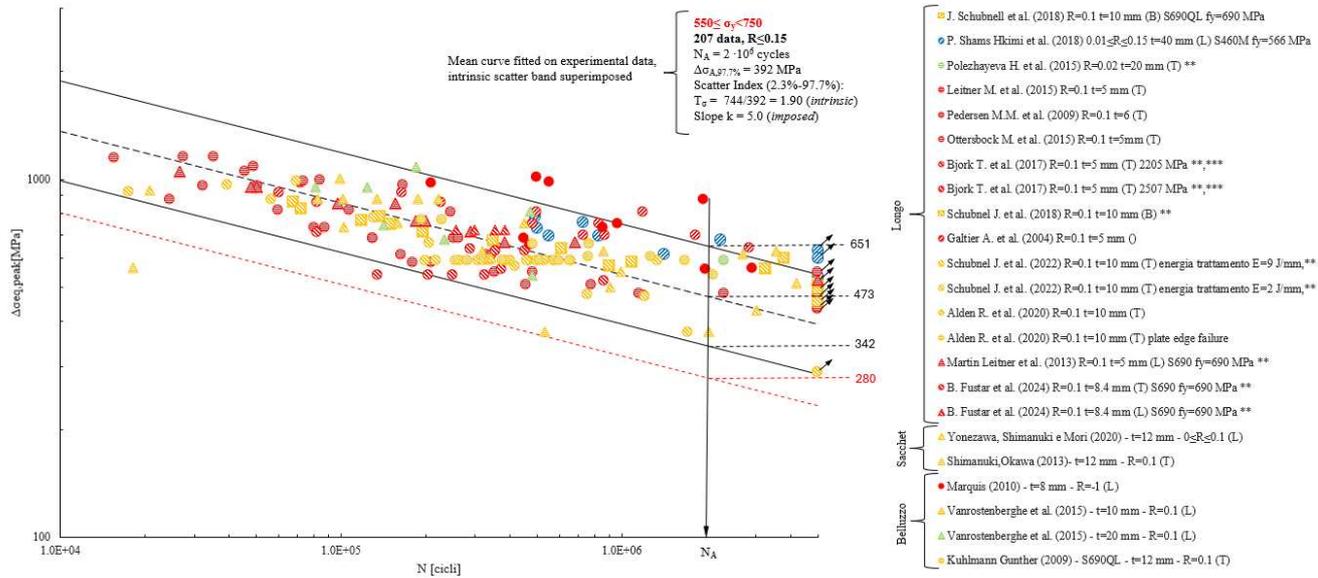


Figura 6.12: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $550 \leq \sigma_y < 750$, $R \leq 0.15$

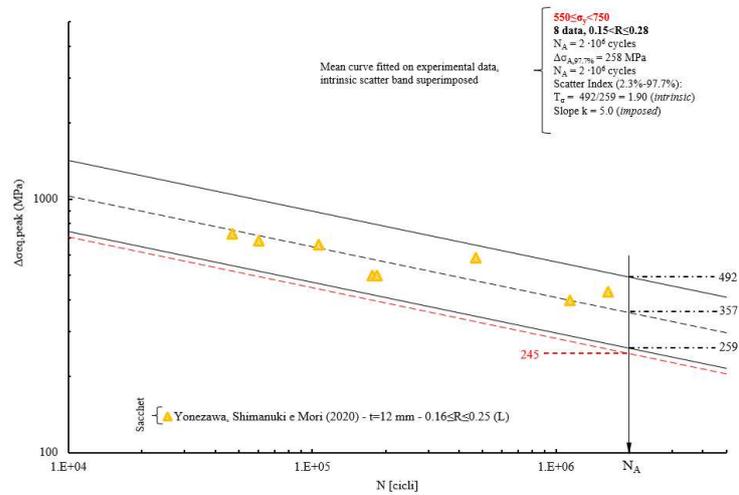


Figura 6.13: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $550 \leq \sigma_y < 750$, $0.15 \leq R < 0.28$

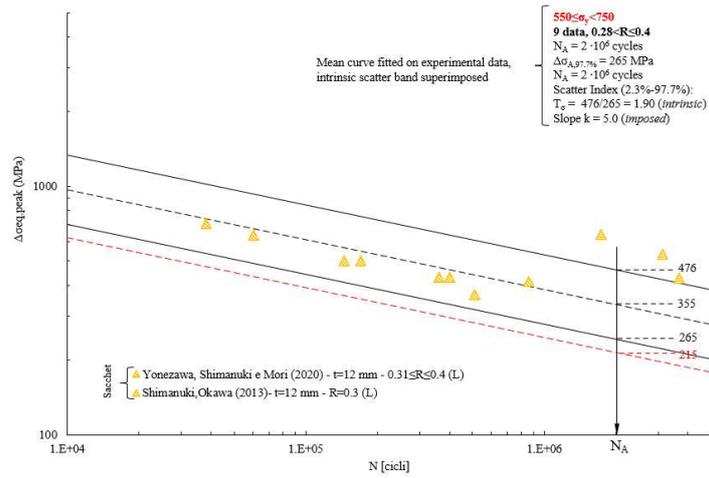


Figura 6.14: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $550 \leq \sigma_y < 750$, $0.28 \leq R < 0.40$

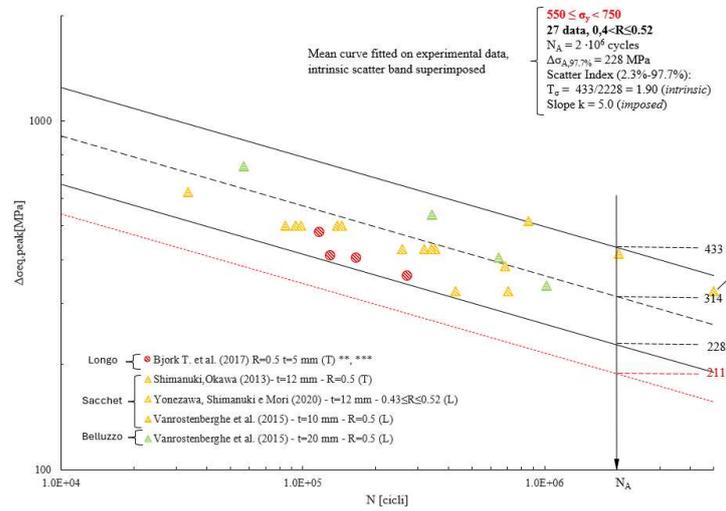


Figura 6.15: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $550 \leq \sigma_y < 750$, $0.40 \leq R < 0.52$

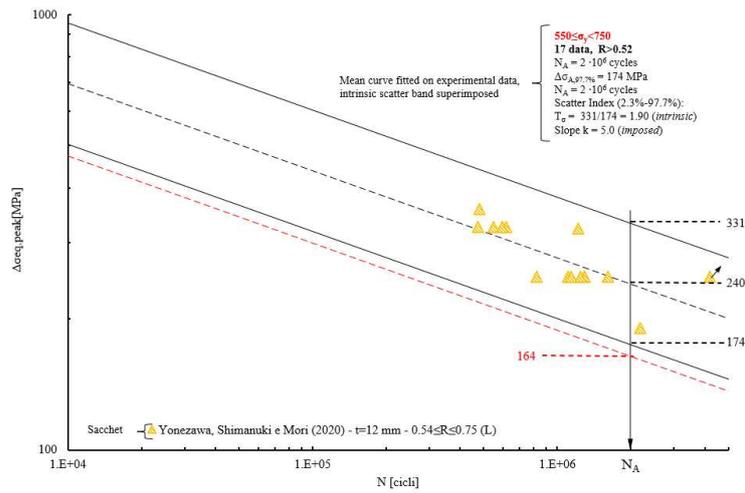


Figura 6.16: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $550 \leq \sigma_y < 750$, $0.52 \leq R$

6.2.4 Curve di fatica per giunti saldati trattati HFMI con tensione di snervamento $750 \leq f_y < 950$

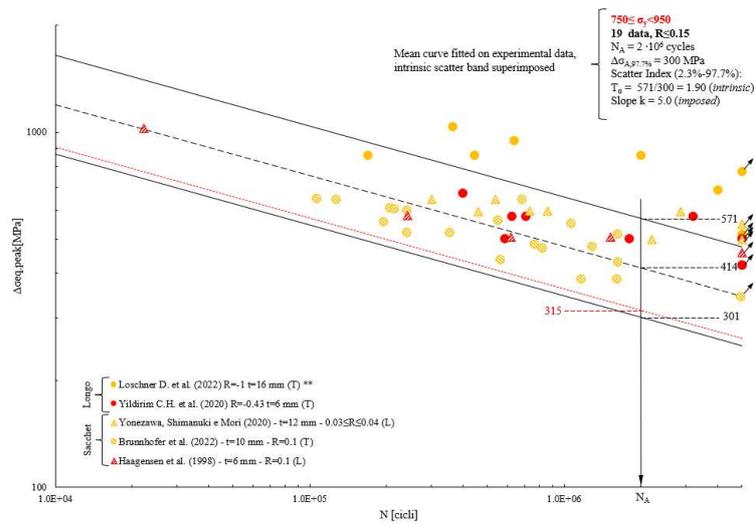


Figura 6.17: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $750 \leq \sigma_y < 950$, $R \leq 0.15$

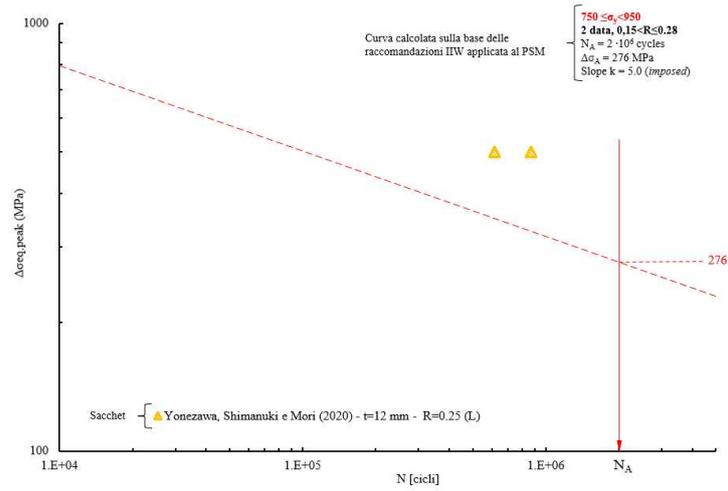


Figura 6.18: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $750 \leq \sigma_y < 950$, $0.15 \leq R < 0.28$

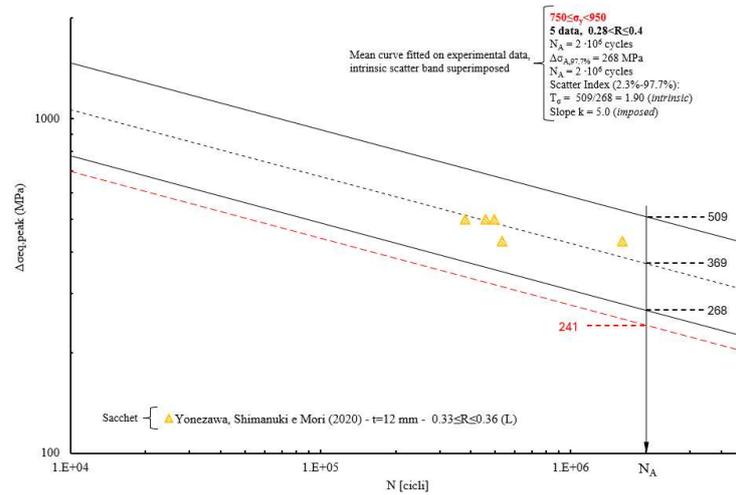


Figura 6.19: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $750 \leq \sigma_y < 950$, $0.28 \leq R < 0.40$

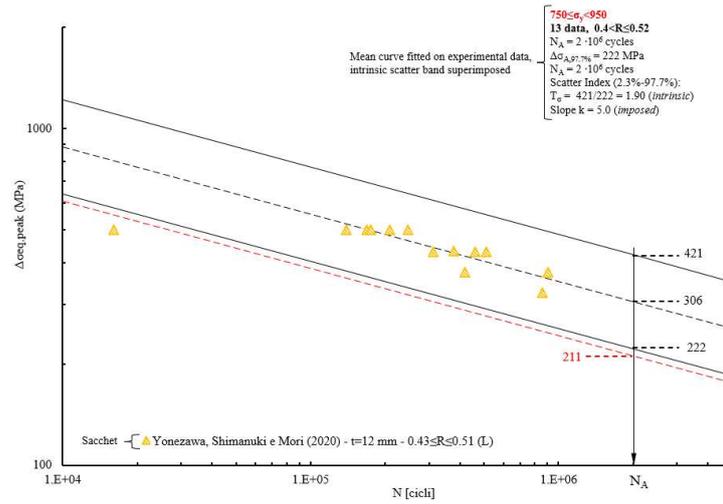


Figura 6.20: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $750 \leq \sigma_y < 950$, $0.40 \leq R < 0.52$

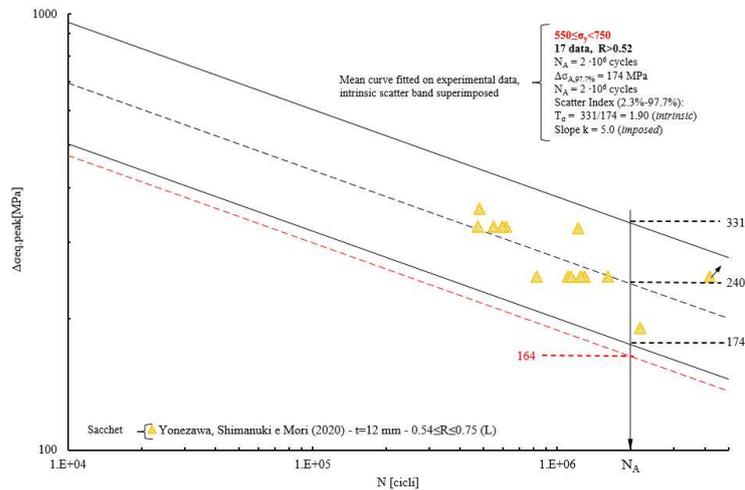


Figura 6.21: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $750 \leq \sigma_y < 950$, $0.52 \leq R$

6.2.5 Curve di fatica per giunti saldati trattati HFMI con tensione di snervamento $950 \leq f_y$

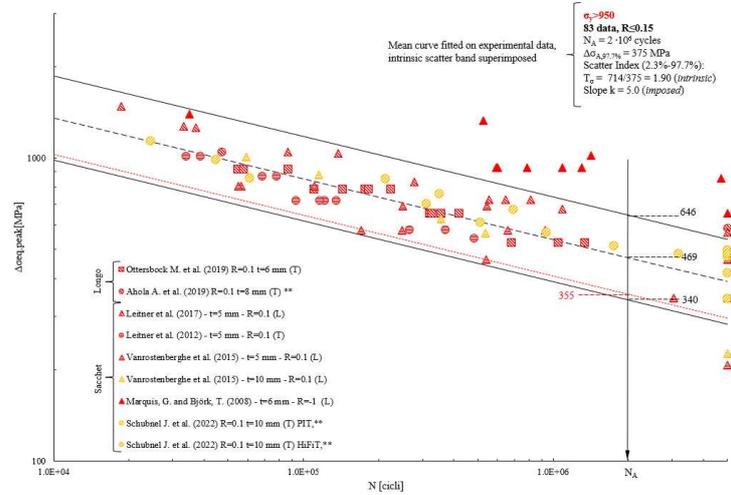


Figura 6.22: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $950 \leq \sigma_y$, $R \leq 0.15$

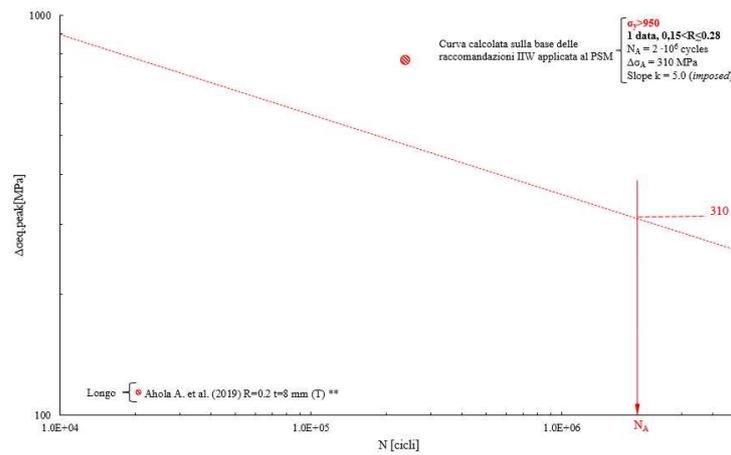


Figura 6.23: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $950 \leq \sigma_y$, $0.15 < R \leq 0.28$

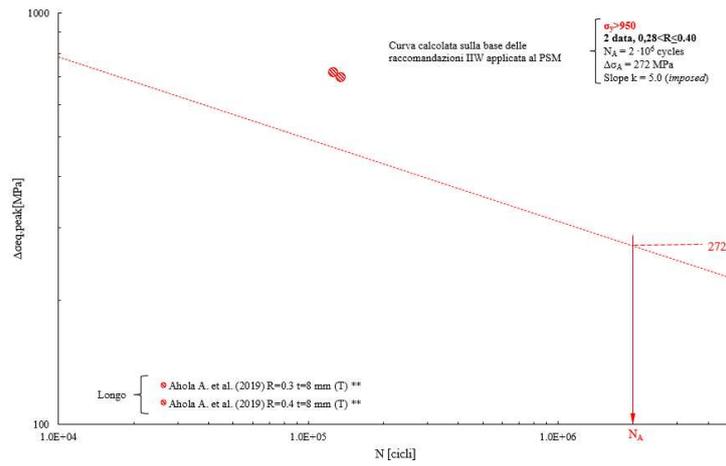


Figura 6.24: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $950 \leq \sigma_y$, $0.28 < R \leq 0.40$

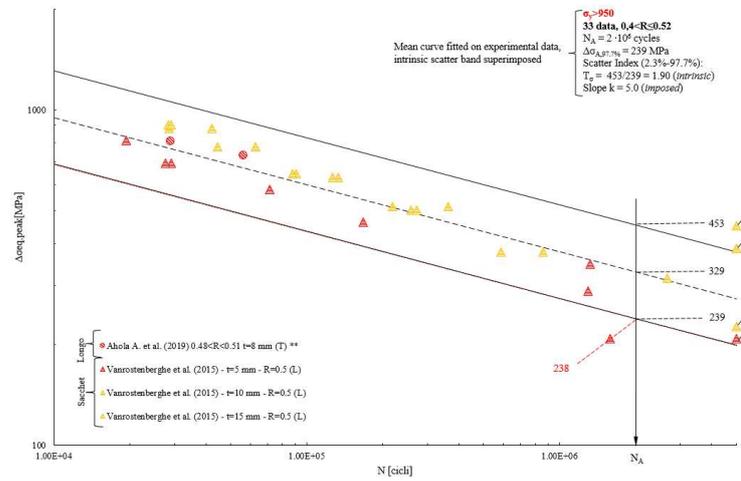


Figura 6.25: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $950 \leq \sigma_y$, $0.40 < R \leq 0.52$

CAPITOLO 7

Conclusioni e Aggiornamento Classi di resistenza a fatica per giunti trattati HFMI per il PSM

Qui in seguito si riporta la tabella riassuntiva, contenente le classi di resistenza a vita infinita, aggiornate con i dati analizzati nella presente tesi:

Giunti saldati in acciaio soggetti a modo I di sollecitazione					
σ_y [MPa]	$R \leq 0.15$	$0.15 < R \leq 0.28$	$0.28 < R \leq 0.4$	$0.4 < R \leq 0.52$	$R > 0.52$
as-welded, $k = 3$					
All σ_y	156	156	156	156	156
HFMI-treated, $k = 5$					
$\sigma_y < 355$	265 (33+47)	266 (6)	n.d.	219 (5)	n.d.
$355 \leq \sigma_y < 550$	264 (45+219)	249 (14+1)	202 (19)	195 (22)	165 (7)
$550 \leq \sigma_y < 750$	342 (59+148)	259 (8)	242 (9)	228 (23+4)	174 (17)
$750 \leq \sigma_y < 950$	301 (38+18)	n.d. (2)	268 (5)	214 (13)	187 (19)
$\sigma_y \geq 950$	340 (38+45)	n.d. (1)	n.d. (2)	239 (31+2)	n.d.

Tabella 7.1: Classe di resistenza FAT per approccio PSM applicato a giunti in acciaio saldati in condizioni As Welded e trattati HFMI in funzione della tensione di snervamento del materiale e del rapporto di ciclo R, in azzurro classi ricalibrate, (n° data), in rosso il numero di dati trovati nella presente tesi

Ricordando che applicando le gradinate delle raccomandazioni IIW al PSM risulta la tabella 6.1. Questi valori si vogliono confrontare con quelli calibrati.

Le immagini seguenti vanno a mostrare questo confronto. Ogni immagine rappresenta una gradinata per uno specifico rapporto di ciclo (R):

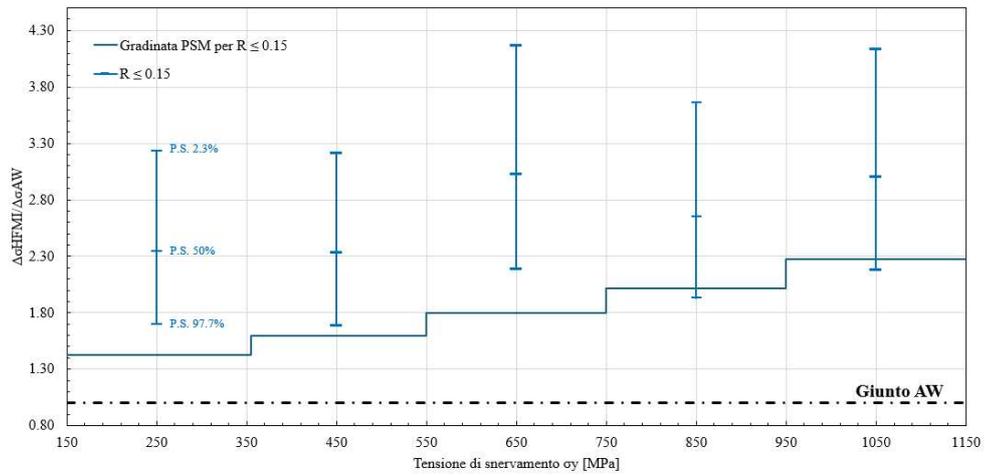


Figura 7.1: Caonfronto gradinata PSM con dati calibrati per; $R \leq 0.15$

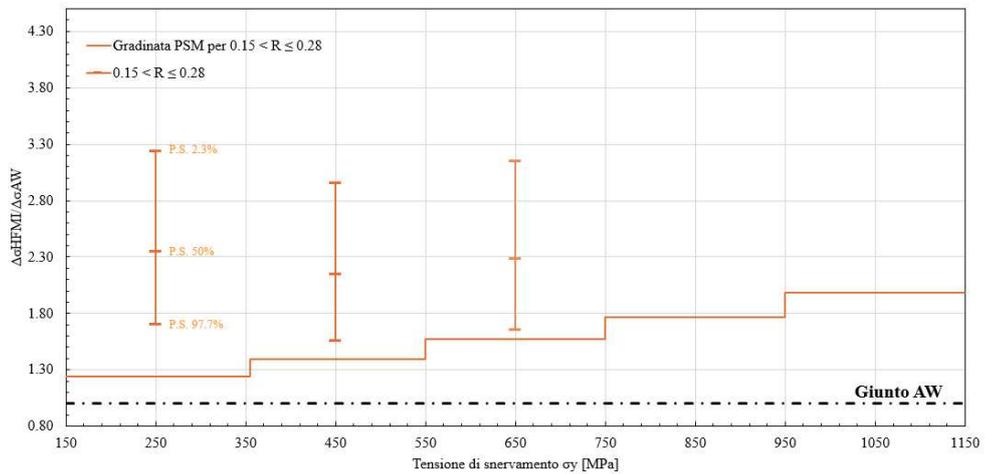


Figura 7.2: Caonfronto gradinata PSM con dati calibrati per; $0.15 \leq R < 0.28$

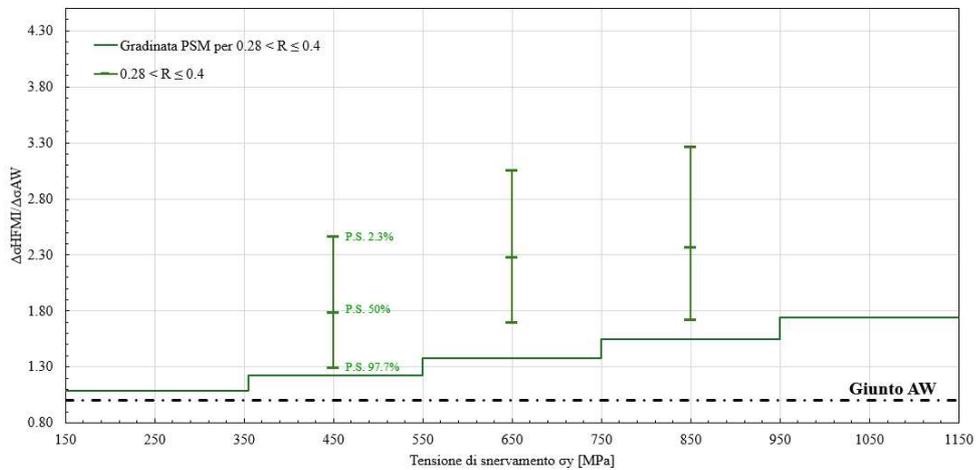


Figura 7.3: Caonfronto gradinata PSM con dati calibrati per; $0.28 \leq R < 0.40$

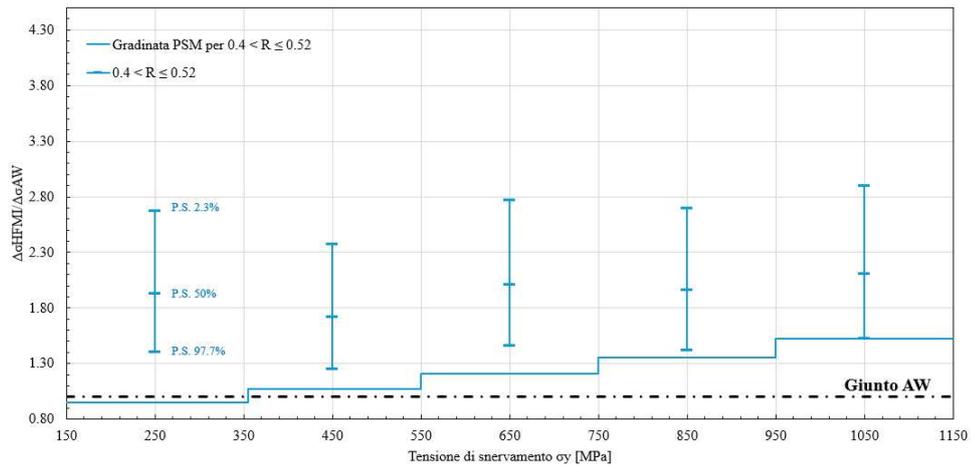


Figura 7.4: Caonfronto gradinata PSM con dati calibrati per; $0.40 \leq R < 0.52$

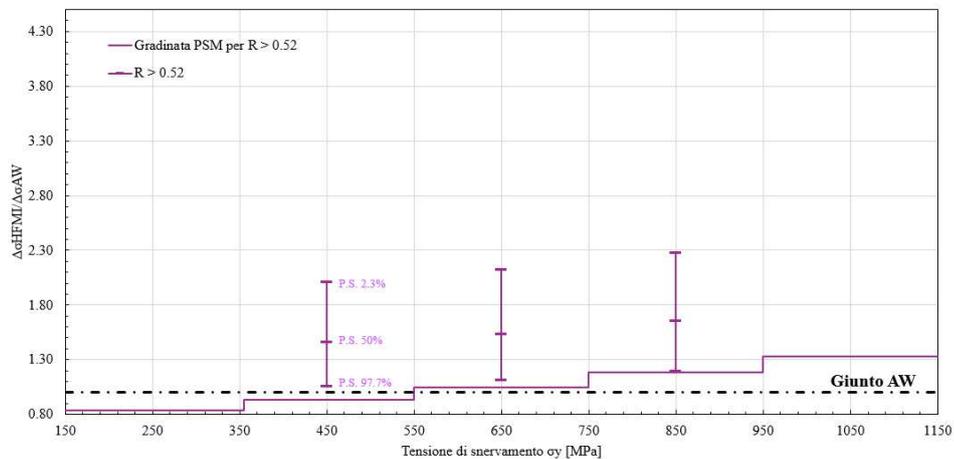


Figura 7.5: Caonfronto gradinata PSM con dati calibrati per; $0.52 \leq R$

Dalle gradinate si osserva che:

- Si percepisce l'aumento della resistenza a fatica al crescere della tensione di snervamento, ma non sempre si ha una monotonicità crescente .
- L'effetto negativo dovuto alla crescita del rapporto di ciclo è ben visibile.
- in due casi per $R \leq 0.15$, la classe FAT risultante dalla calibrazione è minore rispetto alle raccomandazioni IIW applicate al PSM, la maggiorparte delle rotture avviene comunque al di sopra della gradinata.
- Non per tutte le classi è stato possibile analizzare un numero di dati sufficienti per calibrare una curva di fatica.

7.1 Sviluppi Futuri

Ulteriori Sviluppi:

1. Completamento di tutte le classi di resistenza a fatica e verifica di quelle già presenti
2. Studiare il comportamento dei giunti saldati in acciaio trattati HFMI sollecitati a rapporti di ciclo negativo, con conseguente calibrazione di curve di fatica.
3. Definire una gradinata per il PSM basandosi sulle bande calibrate
4. Studio del comportamento a fatica per giunti trattati HFMI sollecitati ad ampiezza di carico variabile

Appendice A

Esempio Codice APDL: giunto trasversale a doppio irrigidimento (H. C. Yildirim et al. (2020))

<pre> 1 !Art_H_C_Hildirim 2 3 /PREP7 !Apertura del Pre-Processore 4 5 !scelta dell'elemtno 6 ET,1,PLANE182 7 8 !opzione di elemento 9 KEYOPT,1,1,3 10 KEYOPT,1,3,2 11 12 !impostazione delle propriet del materiale 13 MP,EX,1,206000 14 MP,PRXY,1,0.3 15 16 !parametri geometrici 17 18 t= 6 !spessore piastra ed irrigiditore 19 a=4 !altezza cordone di saldatura 20 h=40 !altezza irrigidimento 21 l=300 !semilunghezza piastra di base 22 23 !definizione della geometria Globale 24 25 x1=0 26 y1=0 27 28 x2=1 29 y2=x1 30 31 x3=x2 32 y3=t/2 33 34 x4=t/2+a 35 y4=y3 36 37 x5=t/2 38 y5=y3+a 39 40 x6=x5 41 y6=t/2+h 42 43 x7=0 44 y7=y6 45 46 k,1,x1,y1 47 k,2,x2,y2 </pre>	<pre> 48 k,3,x3,y3 49 k,4,x4,y4 50 k,5,x5,y5 51 k,6,x6,y6 52 k,7,x7,y7 53 54 1,1,2 55 1,2,3 56 1,3,4 57 1,4,5 58 1,5,6 59 1,6,7 60 1,7,1 61 62 !definizione dgeometria Locale 63 64 *AFUN,DEG 65 duealpha= 135 66 rho=1.82 !valore medio derivante dall'analisi delle immagini nell' articolo 67 depth=0.2 !valore medio derivante dall'analisi di Sachet 68 !coordinate del centro della lavorazione 69 70 x800=x4+(rho-depth)/tan(duealpha/2) 71 y800=y4+(rho-depth) 72 73 k,800,x800,y800 74 75 !riconferenza del raccordo 76 circle,800,rho,,360,4 77 78 !vado a fare l'incavo 79 LSBL,4,10,,KEEP 80 LSBL,3,11,,KEEP 81 82 lsbl,11,4,,KEEP 83 lsbl,10,13,,KEEP 84 85 ldele,3,,1 86 ldele,8,,1 87 ldele,9,,1 88 ldele,11,,1 89 ldele,12,,1 90 ldele,14,,1 91 92 AL,all 93 </pre>
--	---

94	<i>!vincoli e carichi</i>	148	<i>!il centro del volume di controllo sar</i>
95			
96	d1,1,,SYMM	149	
97	d1,7,,SYMM	150	pi= 180
98	sfl,2,pres,-1,-1	151	q=(2*pi-duealpha)/pi
99		152	r0=((q-1)/q)*rho
100	<i>!mesh</i>	153	r_strutturale=0.28
101		154	
102	meshdimension= t/12	155	<i>!I seguenti comandi funzionano</i>
103	esize,meshdimension,0		<i>correttamente solo quando letti in</i>
104	amesh,all		<i>input da Ansys</i>
105		156	<i>!Viene creato il file RESULTS.dat</i>
106	lrefine,15,16,,1,5,clean,OFF	157	<i>!scrittura dei dati</i>
107	lrefine,15,16,,1,5,clean,OFF	158	*CFOPEN,'
108	lrefine,15,16,,1,5,clean,OFF		Dimensioni_caratteristiche_SED','
109	lrefine,15,16,,1,5,clean,OFF		dat',,APPEND <i>!Create file RESULTS.</i>
110			<i>dat</i>
111	/sol	159	<i>!Viene impostata la prima riga di</i>
112	SOLVE		<i>intestazione</i>
113	FINISH	160	*VWRITE,'q','r0','r_strutturale'
114		161	(A8,' 'A8,' 'A8)
115	<i>!costruzione del volume di controllo per applicare il PSM</i>	162	*CFCLOS
116		163	
117	<i>!scrittura dei dati</i>	164	<i>!scrittura dei risultati nel file di</i>
118		165	<i>testo</i>
119	*CFOPEN,'S_11_max','dat',,APPEND <i>!</i>	166	<i>!I seguenti comandi funzionano</i>
120	<i>Create file RESULTS.dat</i>		<i>correttamente solo quando letti in</i>
121	<i>!Viene impostata la prima riga di</i>		<i>input da Ansys</i>
122	<i>intestazione</i>	167	CFOPEN,'Dimensioni_caratteristiche_SED
123	*VWRITE,'S11_MAX','NODE_S11_MAX','		','dat',,APPEND <i>!Crea il file</i>
124	X_NODE_S11_MAX','Y_NODE_S11_MAX'		<i>RESULTS.dat</i>
125		168	*VWRITE,q,r0,r_strutturale
126	(A8,' 'A8,' 'A8,' 'A8)	169	(F6.2,' ',F6.2,' ',F8.3)
127	*CFCLOS	170	*CFCLOS
128		171	
129		172	kbetw,500,800,900,dist,r0
130	/POST1	173	r2=r0+r_strutturale
131	NSORT,S,1,1,1	174	circle,900,r2,,360,4
132	*GET,S11MAX, SORT,0,MAX	175	
133	*GET,NS11MAX, SORT,0,IMAX	176	lsbl,16,9,,KEEP
134	*GET,XNS11MAX, NODE,NS11MAX,LOC,X	177	lsbl,15,10,,KEEP
135	*GET, YNS11MAX, NODE,NS11MAX,LOC,Y	178	
136		179	lsbl,9,11,,KEEP
137	<i>!I seguenti comandi funzionano</i>	180	lsbl,10,14,,KEEP
138	<i>correttamente solo quando letti in</i>	181	
139	<i>input da Ansys</i>	182	ldele,15,,1
140	*CFOPEN,'S_11_max','dat',,APPEND <i>!Crea</i>	183	ldele,8,,1
141	<i>il file RESULTS.dat</i>	184	ldele,3,,1
142	*VWRITE,S11MAX,NS11MAX,XNS11MAX,	185	ldele,9,,1
143	YNS11MAX	186	
144	(F6.2,' ',F6.2,' ',F8.3,' ',F8.5)	187	lcomb,11,14,KEEP
145	*CFCLOS	188	lcomb,17,18,KEEP
146		189	
147	/PREP7	190	asbl,1,17,,delete,keep
148	<i>!creazione del punto sul nodo alla</i>	191	
149	<i>massima tensione S11</i>	192	<i>!mesh delle 2 aree</i>
150	<i>!KNODE, NPT, NODE</i>	193	
151	KNODE,500,NS11MAX	194	esize, 0.05
152		195	mshkey,0
153	<i>!pulizia della mesh</i>	196	amesh,2
154	ACLEAR,1	197	
155		198	esize,0.3

<pre> 199 mshkey,0 200 amesh,3 201 202 dl,1,,SYMM 203 dl,7,,SYMM 204 205 /sol 206 SOLVE 207 FINISH 208 209 210 !calcolo del SED 211 !I seguenti comandi funzionano correttamente solo quando letti input da Ansys 212 *CFOPEN,'SED_RESULTS','txt',,APPEND Create file RESULTS.dat 213 !Viene impostata la prima riga di intestazione 214 *CFWRITE,'SENE','VOLUME','SED' 215 *CFCLOS 216 217 asel,s,,2, 218 esla,S </pre>	<pre> 219 220 /POST1 221 222 AVPRIN,0,, 223 ETABLE,,SENE, 224 AVPRIN,0,, 225 ETABLE,,VOLUME, 226 SSUM 227 228 *GET,ENERGY,SSUM,0,ITEM,SENE 229 *GET,VOLUME,SSUM,0,ITEM,VOLUME 230 231 SED=ENERGY/VOLUME 232 233 SEXP,W,SENE,VOLUME,1,-1 234 235 !scrittura dei risultati nel file di testo 236 *CFOPEN,'SED_RESULTS','txt',,APPEND ! Crea il file RESULTS.dat 237 *CFWRITE,SENE,VOLUME,SED 238 *CFCLOS </pre>
--	---

Appendice B

<i>HFMI procedure specification for weld toe improvement</i>			
Welding specification		Weld joint identification	
Base material		Type	
Thickness		Location	
Filler material		Identification	
Welding procedure no.		UPPS-number	
		Rev.	
		Date	
Equipment		Photo of treated welded joint	
Make and Model		<div style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 100%;"></div>	
Power (kW)			
Tip diameter (mm)			
Weight (kg)			
Impact frequency			
Impact amplitude			
Ultrasonic frequency			
Treatment data			
Position			
Work angle side			
Work angle ahead			
Travel speed			
Number of passes			
Treated length			
Time of treatment			
Tool changes			
Cause			
Operator			
Name			
Experience (h)			
Treated length			
Date of treatment			
Inspection		Remarks	
Visual		<div style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 100%;"></div>	
Photo			
Measurement			
Equipment			
Results			
Toe radius (mm)			
Weld angle (deg)			
Groove depth (mm)			
Groove width (mm)			
<i>HFMI procedure specification for weld toe improvement</i>			
Approvals			
	Contractor	Client	Survey authority
Name			
Date			
Responsible			
Signature			

Figura 7.6: Tabella per raccolta dati riguardo giunti trattati HFMI, per eventuali prove sperimentali, [1]

Bibliografia

- [1] G. B. Marquis e Z. Barsoum, IIW Recommendations for the HFMI Treatment. in IIW Collection. Singapore: Springer Singapore, 2016. doi: 10.1007/978-981-10-2504-4.
- [2] A. F. Hobbacher, Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components. in IIW Collection. Cham: Springer International Publishing, 2016. doi: 10.1007/978-3-319-23757-2.
- [3] EN 1993-1-9, Eurocodice 3: design of steel structures – part1-9 :fatigue, European Committee for Standardization 2005.
- [4] Williams M.L.: Stress singularities resulting from various boundary conditions in angular corners on plates in tension, *Journal of Applied Mechanics*, 1952, vol. 19, pp. 526-528.
- [5] R. Gross and A. Mendelson (1972) Plane elastostatic analysis of V-notched plates. *Int. J. Fracture Mech.* 8, 267–327.
- [6] P. Lazzarin e R. Tovo, «A NOTCH INTENSITY FACTOR APPROACH TO THE STRESS ANALYSIS OF WELDS», *Fatigue Fract Eng Mat Struct*, vol. 21, fasc. 9, pp. 1089–1103, set. 1998, doi: 10.1046/j.1460-2695.1998.00097.x.
- [7] G. Meneghetti, «PROGETTAZIONE A FATICA DI COMPONENTI MECCANICI INDEBOLITI DA INTAGLI A V A SPIGOLO VIVO – APPLICAZIONE AI GIUNTI SALDATI».
- [8] G. Meneghetti, C. Guzzella, e B. Atzori, «The peak stress method combined with 3D finite element models for fatigue assessment of toe and root cracking in steel welded joints subjected to axial or bending loading», *Fatigue Fract Eng Mat Struct*, vol. 37, fasc. 7, pp. 722–739, lug. 2014, doi: 10.1111/ffe.12171.
- [9] P. Lazzarin, C. M. Sonsino, e R. Zambardi, «A notch stress intensity approach to assess the multiaxial fatigue strength of welded tube-to-flange joints subjected to combined loadings», *Fatigue Fract Eng Mat Struct*, vol. 27, fasc. 2, pp. 127–140, feb. 2004, doi: 10.1111/j.1460-2695.2004.00733.x.
- [10] P. Lazzarin, P. Livieri, F. Berto, e M. Zappalorto, «Local strain energy density and fatigue strength of welded joints under uniaxial and multiaxial loading», *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 75, fasc. 7, pp. 1875–1889, mag. 2008, doi: 10.1016/j.engfracmech.2006.10.019.
- [11] P. Lazzarin, F. Berto, e M. Zappalorto, «Rapid calculations of notch stress intensity factors based on averaged strain energy density from coarse meshes: Theoretical bases and applications», *International Journal of Fatigue*, vol. 32, fasc. 10, pp. 1559–1567, ott. 2010, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2010.02.017.
- [12] A. Campagnolo, M. Vormwald, E. Shams, e G. Meneghetti, «Multiaxial fatigue assessment of tube-tube steel joints with weld ends using the peak stress method», *International Journal of Fatigue*, vol. 135, p. 105495, giu. 2020, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2020.105495.
- [13] G. Meneghetti e P. Lazzarin, «Significance of the elastic peak stress evaluated by FE analyses at the point of singularity of sharp V-notched components», *Fatigue Fract Eng Mat Struct*, vol. 30, fasc. 2, pp. 95–106, feb. 2007, doi: 10.1111/j.1460-2695.2006.01084.x.
- [14] A. Visentin, A. Campagnolo, e G. Meneghetti, «Analytical expressions to estimate rapidly the notch stress intensity factors at V-notch tips using the Peak Stress Method», *Fatigue Fract Eng Mat Struct*, vol. 46, fasc. 4, pp. 1572–1595, apr. 2023, doi: 10.1111/ffe.13912.

- [15] G. Meneghetti e A. Campagnolo, «State-of-the-art review of peak stress method for fatigue strength assessment of welded joints», *International Journal of Fatigue*, vol. 139, p. 105705, ott. 2020, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2020.105705.
- [16] P. Gandhi e S. Berge, «Fatigue Behavior of T-Joints: Square Chords and Circular Braces», *J. Struct. Eng.*, vol. 124, fasc. 4, pp. 399–404, apr. 1998, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1998)124:4(399).
- [17] G. Meneghetti e C. Guzzella, «The peak stress method to estimate the mode I notch stress intensity factor in welded joints using three-dimensional finite element models», *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 115, pp. 154–171, gen. 2014, doi: 10.1016/j.engfracmech.2013.11.002.
- [18] P. Lazzarin e F. Berto, «Some Expressions for the Strain Energy in a Finite Volume Surrounding the Root of Blunt V-notches», *Int J Fract*, vol. 135, fasc. 1–4, pp. 161–185, set. 2005, doi: 10.1007/s10704-005-3943-6.
- [19] A. Campagnolo, F. Belluzzo, H. C. Yildırım, e G. Meneghetti, «Fatigue strength assessment of as-welded and HFMI treated welded joints according to structural and local approaches», *International Journal of Fatigue*, vol. 155, p. 106584, feb. 2022, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2021.106584.
- [20] B. Fuštar, I. Lukačević, D. Skejić, e I. Garašić, «Fatigue tests of as-welded and HFMI treated S355 details with longitudinal and transverse attachments», *Welding in the World (2022)* 66:2549–2561, doi: <https://doi.org/10.1007/s40194-022-01357-7>.
- [21] A. Ahola, T. Skriko, e T. Björk, «Experimental investigation on the fatigue strength assessment of welded joints made of S1100 ultra-high-strength steel in as-welded and pot-weld treated condition».
- [22] A. Ahola, T. Skriko, e T. Björk, «FATIGUE ANALYSIS ON THE TRANSVERSE FILLET-WELDED JOINTS MADE OF ULTRA-HIGH-STRENGTH STEEL – MEAN STRESS CORRECTION USING 4R METHOD».
- [23] A. Galtier e E. S. Statnikov, «The Influence of Ultrasonic Impact Treatment on Fatigue Behaviour of Welded Joints in High-Strength Steel», *Weld World*, vol. 48, fasc. 5–6, pp. 61–66, mag. 2004, doi: 10.1007/BF03266433.
- [24] D. Löschner, I. Engelhardt, T. Nitschke-Pagel, e T. Ummenhofer, «Study on the applicability of a modified strain approach to predict the fatigue life of HFMI-treated transverse stiffeners under variable amplitude loading», *Weld World*, vol. 68, fasc. 5, pp. 1259–1270, mag. 2024, doi: 10.1007/s40194-024-01746-0.
- [25] D. Löschner, R. Schiller, P. Diekhoff, I. Engelhardt, T. Nitschke-Pagel, e K. Dilger, «Sequence effect of as-welded and HFMI-treated transverse attachments under variable loading with linear spectrum», *Weld World*, vol. 66, fasc. 9, pp. 1853–1865, set. 2022, doi: 10.1007/s40194-022-01302-8.
- [26] I. Lotsberg, A. Fjeldstad, M. R. Helsem, e N. Oma, «Fatigue life improvement of welded doubling plates by grinding and ultrasonic peening», *Weld World*, vol. 58, fasc. 6, pp. 819–830, nov. 2014, doi: 10.1007/s40194-014-0161-8.
- [27] I. Lotsberg, A. Fjeldstad, M. R. Helsem, e N. Oma, «Fatigue life improvement of welded doubling plates by grinding and ultrasonic peening», *Weld World*, vol. 58, fasc. 6, pp. 819–830, nov. 2014, doi: 10.1007/s40194-014-0161-8.
- [28] E. S. Statnikov, V. O. Muktepavel, e A. Blomqvist, «Comparison of Ultrasonic Impact Treatment (UIT) and Other Fatigue Life Improvement Methods», *Weld World*, vol. 46, fasc. 3–4, pp. 20–32, mar. 2002, doi: 10.1007/BF03266368.
- [29] H. C. Yildırım, H. Remes, e A. Nussbaumer, «Fatigue properties of as-welded and post-weld-treated high-strength steel joints: The influence of constant and variable amplitude loads», *International Journal of Fatigue*, vol. 138, p. 105687, set. 2020, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2020.105687.

- [30] H. Polezhayeva, D. Howarth, M. Kumar, B. Ahmad, e M. E. Fitzpatrick, «The effect of compressive fatigue loads on fatigue strength of non-load carrying specimens subjected to ultrasonic impact treatment», *Weld World*, vol. 59, fasc. 5, pp. 713–721, set. 2015, doi: 10.1007/s40194-015-0247-y.
- [31] T. Iwata, T. Niwa, Y. Tanaka, T. Ando, e Y. Anai, «Thickness Effect on Fatigue Strength of Welded Joint Improved by HFMI», *QUARTERLY JOURNAL OF THE JAPAN WELDING SOCIETY*, vol. 34, fasc. 4, pp. 249–259, 2016, doi: 10.2207/qjwsw.34.249.
- [32] J. Schubnell, T. Hanji, K. Tateishi, S. Gkatzogiannis, T. Ummenhofer, e M. Farajian, «Quantifying the intensity of high-frequency mechanical impact treatment», *Weld World*, lug. 2024, doi: 10.1007/s40194-024-01812-7.
- [33] K. Ghahremani, S. Walbridge, e T. Topper, «High cycle fatigue behaviour of impact treated welds under variable amplitude loading conditions», *International Journal of Fatigue*, vol. 81, pp. 128–142, dic. 2015, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2015.07.022.
- [34] K. Ghahremani, S. Walbridge, e T. Topper, «A methodology for variable amplitude fatigue analysis of HFMI treated welds based on fracture mechanics and small-scale experiments», *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 163, pp. 348–365, set. 2016, doi: 10.1016/j.engfracmech.2016.06.004.
- [35] R. Ranjan e S. Walbridge, «2D fracture mechanics analysis of HFMI treatment effects on the fatigue behaviour of structural steel welds», *Weld World*, vol. 65, fasc. 9, pp. 1805–1819, set. 2021, doi: 10.1007/s40194-021-01120-4.
- [36] M. Leitner, S. Gerstbrein, M. J. Ottersböck, e M. Stoschka, «Fatigue Strength of HFMI-treated High-strength Steel Joints under Constant and Variable Amplitude Block Loading», *Procedia Engineering*, vol. 101, pp. 251–258, 2015, doi: 10.1016/j.proeng.2015.02.036.
- [37] M. Leitner, «Influence of effective stress ratio on the fatigue strength of welded and HFMI-treated high-strength steel joints», *International Journal of Fatigue*, vol. 102, pp. 158–170, set. 2017, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2017.03.008.
- [38] M. Leitner, S. Gerstbrein, M. Ottersböck, e M. Stoschka, «Fatigue Strength of HFMI-treated and Stress-relief Annealed High-strength Steel Weld Joints», *Procedia Engineering*, vol. 133, pp. 477–484, 2015, doi: 10.1016/j.proeng.2015.12.618.
- [39] M. M. Pedersen, O. Ø. Mouritsen, M. R. Hansen, J. G. Andersen, e J. Wenderby, «Comparison of Post-Weld Treatment of High-Strength Steel Welded Joints in Medium Cycle Fatigue», *Weld World*, vol. 54, fasc. 7–8, pp. R208–R217, lug. 2010, doi: 10.1007/BF03263506.
- [40] R. Tehrani Yekta, K. Ghahremani, e S. Walbridge, «Effect of quality control parameter variations on the fatigue performance of ultrasonic impact treated welds», *International Journal of Fatigue*, vol. 55, pp. 245–256, ott. 2013, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2013.06.023.
- [41] S. -H. Han, J. -W. Han, Y. -Y. Nam, e I. -H. Cho, «Fatigue life improvement for cruciform welded joint by mechanical surface treatment using hammer peening and ultrasonic nanocrystal surface modification*», *Fatigue Fract Eng Mat Struct*, vol. 32, fasc. 7, pp. 573–579, lug. 2009, doi: 10.1111/j.1460-2695.2009.01361.x.
- [42] T. Björk, H. Mettänen, A. Ahola, M. Lindgren, e J. Terva, «Fatigue strength assessment of duplex and super-duplex stainless steels by 4R method», *Weld World*, vol. 62, fasc. 6, pp. 1285–1300, nov. 2018, doi: 10.1007/s40194-018-0657-8.
- [43] V. I. Trufiakov, E. S. Statnikov, P. P. Mikheev, e A. Z. Kuzmenko, «The Efficiency of Ultrasonic Impact Treatment for Improving the Fatigue Strength of Welded Joints».
- [44] V. Knysh, S. Solovei, S. Motrunich, L. Nyrkova, e H. C. Yıldırım, «Influence of the accelerated corrosion exposure on the fatigue behaviour of welded joints treated by high frequency mechanical impact», *International Journal of Fatigue*, vol. 149, p. 106272, ago. 2021, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2021.106272.

- [45] P. Shams-Hakimi, F. Zamiri, M. Al-Emrani, e Z. Barsoum, «Experimental study of transverse attachment joints with 40 and 60 mm thick main plates, improved by high-frequency mechanical impact treatment (HFMI)», *Engineering Structures*, vol. 155, pp. 251–266, gen. 2018, doi: 10.1016/j.engstruct.2017.11.035.
- [46] T. Okawa, H. Shimanuki, Y. Funatsu, T. Nose, e Y. Sumi, «Effect of preload and stress ratio on fatigue strength of welded joints improved by ultrasonic impact treatment», *Weld World*, vol. 57, fasc. 2, pp. 235–241, mar. 2013, doi: 10.1007/s40194-012-0018-y.
- [47] B. Fuštar, I. Lukačević, D. Skejić, e I. Garašić, «Fatigue tests of S690 as-welded and HFMI-treated details with longitudinal and transverse attachments», *Results in Engineering*, vol. 23, p. 102386, set. 2024, doi: 10.1016/j.rineng.2024.102386.
- [48] M. Leitner, M. Stoschka, e W. Eichlseder, «Fatigue enhancement of thin-walled, high-strength steel joints by high-frequency mechanical impact treatment», *Weld World*, vol. 58, fasc. 1, pp. 29–39, gen. 2014, doi: 10.1007/s40194-013-0097-4.
- [49] M. Leitner, Z. Barsoum, e F. Schäfers, «Crack propagation analysis and rehabilitation by HFMI of pre-fatigued welded structures», *Weld World*, vol. 60, fasc. 3, pp. 581–592, mag. 2016, doi: 10.1007/s40194-016-0316-x.
- [50] L. Wendler, D. Löschner, e I. Engelhardt, «Fatigue behaviour of automatically HFMI-treated welds».
- [51] M. Ottersböck, M. Leitner, e M. Stoschka, «Effect of loading type on welded and HFMI-treated T-joints».
- [52] R. Aldén, Z. Barsoum, T. Vouristo, e M. Al-Emrani, «Robustness of the HFMI techniques and the effect of weld quality on the fatigue life improvement of welded joints», *Weld World*, vol. 64, fasc. 11, pp. 1947–1956, nov. 2020, doi: 10.1007/s40194-020-00974-4.
- [53] S. Tsumura, T. Iwata, e T. Niwa, «Thickness effect on fatigue life of HFMI-treated welded joints under negative stress ratio», *Weld World*, vol. 67, fasc. 9, pp. 2261–2272, set. 2023, doi: 10.1007/s40194-023-01556-w.
- [54] Y. Kudryavtsev et al., «Rehabilitation and Repair of Welded Elements and Structures by Ultrasonic Peening», *Weld World*, vol. 51, fasc. 7–8, pp. 47–53, lug. 2007, doi: 10.1007/BF03266585.
- [55] E. Sciacaluga, «Mechanized HFMI for improved fatigue life in complex weld shapes».