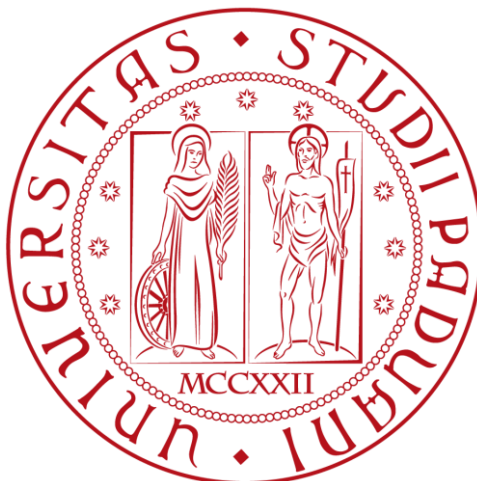


UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI PADOVA

DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA INDUSTRIALE DII

LAUREA MAGISTRALE IN INGEGNERIA MECCANICA



APPLICAZIONE DEL PEAK STRESS METHOD PER LA STIMA DI VITA A
FATICA DI STRUTTURE SALDATE IN ACCIAIO SOGGETTE A TRATTAMENTO
HFMI

Tesi Magistrale

Relatore:

Prof. Giovanni Meneghetti

Co-relatore:

Prof. Alberto Campagnolo

Prof. Martin Leitner (Graz University Technology)

Autore:

Giovanni Sacchet

2020176

Anno Accademico 2022/2023

Giovanni Sacchet:

*Applicazione del Peak Stress Method per la stima di vita a fatica di strutture saldate in
acciaio soggette a trattamento HFMI*

Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica, ©18 Aprile 2023

*Dedicato alla mia famiglia per
il loro grande supporto.*

Sommario

Per la verifica a fatica di giunzioni saldate, nella progettazione strutturale, si utilizza il metodo delle tensioni nominali basato sulle curve di progettazione a fatica S-N reperibili da normativa. Tale metodo però richiede di definire diverse classi di resistenza a fatica per tenere conto di molteplici geometrie e dimensioni dei giunti. Oltre a questo sperimentalmente si dimostra che la rottura per l'innescò di una cricca per fatica si manifesta nelle zone in cui vi è una discontinuità del materiale ovvero, in prossimità della saldatura. La vita a fatica quindi è un fenomeno locale e può essere studiato tramite l'impiego di approcci locali, sviluppati grazie all'uso dei software di analisi degli elementi finiti, che includono all'interno dell'analisi il problema della dimensione e della forma. Recentemente sono stati introdotti due metodi che permettono una riduzione dei tempi di modellazione e simulazione: il SED (Strain Energy Density) da Lazzarin e Zambardi nel 2001, e il Peak Stress Method (PSM) definito da Meneghetti e Lazzarin nel 2007. Questi due metodi richiedono l'utilizzo di mesh grossolane riducendo i tempi di analisi inoltre, al contrario dell'approccio in tensione nominale, prevedono l'utilizzo di una curva a fatica indipendentemente dalla geometria del giunto. Questi approcci recentemente sono stati calibrati ed estesi a geometrie 2D e 3D per diversi software di analisi agli elementi finiti, come ad esempio per Ansys®Mechanical APDL e sono disponibili diverse tipologie di elementi. Questi due metodi possono essere impiegati anche per la progettazione strutturale di giunti trattati tramite High Frequency Mechanical Impact (HFMI) ovvero con un trattamento di martellatura ad altissima frequenza. Da un giunto saldato "As Welded", ovvero così come saldato, con il trattamento HFMI si ottiene un miglioramento della resistenza a fatica dei giunti e questo metodo può essere impiegato anche per strutture che hanno subito danneggiamenti a fatica. Il trattamento HFMI ha un triplice effetto: il primo è a livello geometrico ovvero è quello di allargare il raggio a piede cordone, il secondo è quello di introdurre delle tensioni residue di compressione perché in questo modo viene plasticizzato il materiale dato che, martellandolo, viene compresso e l'ultimo effetto è quello che, a causa della plasticizzazione del materiale, esso incrudisce e quindi aumenta la sua resistenza allo snervamento.

La determinazione di alcune curve di resistenza a fatica per i giunti trattati HFMI per il Peak Stress Method venne effettuato da Campagnolo, Belluzzo, Yildirim e Meneghetti in un recente lavoro di tesi.

Lo scopo della tesi è la calibrazione di nuove curve di progettazione a fatica per i giunti HFMI per il Peak Stress Method, per le diverse casistiche non analizzate nel precedente lavoro, in funzione della tensione di snervamento del materiale base e del rapporto nominale di ciclo, in accordo con le classi definite nelle raccomandazioni IIW.

Il capitolo 1 ha lo scopo di introdurre il lettore alle basi degli approcci locali che sono stati impiegati in questa tesi. Viene spiegato il metodo proposto dalla normativa IIW, mentre i restanti sono stati sviluppati dall'Università degli Studi di Padova.

Il capitolo 2 raccoglie l'addestramento effettuato dal tesista necessario per comprendere a pieno e applicare i concetti fondamentali dei diversi approcci per la verifica a fatica di strutture specifiche 2D e 3D. I dati vengono poi ri-analizzati per una comparazione tra le curve ottenute e quelle proposte nella letteratura di riferimento.

Il capitolo 3 introduce il lettore ai principi e alle basi del trattamento HFMI tratta dalle IIW Recommendations. Inoltre viene riportata la procedura dettagliata per l'analisi a fatica di giunti saldati e trattati HFMI in Ansys®Mechanical APDL secondo il PSM.

Il capitolo 4 presenta l'analisi e il raccoglimento dei dati sperimentali dei giunti HFMI tratta dagli articoli presenti in letteratura. Inoltre viene svolta un'analisi dei parametri geometrici locali del trattamento HFM sia su giunti trasversali che longitudinali per verificarne l'effetto. Vengono quindi poi scelti i valori medi che si utilizzeranno qualora gli articoli non fornissero informazioni sulla geometria locale del piede cordone.

Il capitolo 5 si concentra sull'analisi agli elementi finiti tramite calcolatore di specifiche geometrie di giunti trattati HFMI secondo il Peak Stress Method combinato con il SED per intagli blandi.

Il capitolo 6 presenta l'analisi dei dati in tensione nominale per effettuare la verifica a fatica secondo l'approccio in tensione nominale presentato dalla normativa IIW. Vengono quindi rianalizzati i dati in tensione nominale dei giunti proposti negli articoli calcolando la relativa classe FAT e confrontandola con quella proposta per l'IIW per ciascun caso. Inoltre viene analizzata come è stata ricavata la curva proposta per l'approccio in tensione nominale dalle IIW Recommendations.

Il capitolo 7 presenta le nuove proposte di curve di progettazione a fatica per i giunti trattati HFMI secondo il PSM per le diverse casistiche. Le curve di progettazione proposte sono determinate per un'ampiezza di carico costante, e raccolgono all'interno dati di diversi modelli, di geometrie del piede cordone, considerano l'effetto scala e i parametri di riduzione della vita a fatica come il Rapporto di ciclo R.

Il capitolo 8 conclude con la proposta di nuove classi di resistenza a fatica FAT per i giunti trattati HFMI per il Peak Stress Method. Inoltre viene proposto un possibile grafico di miglioramento per un dato rapporto di ciclo al variare del materiale simile a quanto fatto per l'approccio in tensione nominale dalle IIW Recommendations.

Ringraziamenti

Mi è doveroso dedicare questo spazio del mio elaborato alle persone che hanno contribuito, con il loro instancabile supporto, alla realizzazione dello stesso.

Prima di tutto vorrei ringraziare il Professor Giovanni Meneghetti dell'Università degli Studi di Padova per l'opportunità di crescita personale e professionale fornitami con questo lavoro di tesi, che ha permesso di definire un percorso chiaro per la mia futura carriera lavorativa.

Un immenso grazie al Professor Alberto Campagnolo, sempre disponibile nei miei confronti e molto paziente, è stato un pilastro portante dello svolgimento di questa tesi. Grazie anche per avermi trasmesso la propria passione per questo lavoro.

Questi anni sono stati di profondo apprendimento, a livello scientifico e crescita personale.

Ringrazio infinitamente i miei genitori, mio papà con la sua dedizione al lavoro e il suo impegno costante è stato per me un esempio di sacrificio e perseveranza. Grazie per avermi trasmesso i valori di responsabilità e determinazione che mi hanno accompagnato in questi anni di studio. Mia mamma invece è stata presente in ogni singolo momento difficile della mia vita universitaria, sostenendomi con amore e affetto e incoraggiandomi a non mollare mai. Grazie per avermi dato la forza di andare avanti e per aver creduto in me quando avevo bisogno di supporto.

Ringrazio le mie sorelle che mi hanno sempre sostenuto, appoggiando ogni mia decisione, fin dalla scelta del mio percorso di studi. Anche se a volte ero stressato e preoccupato hanno saputo farmi sentire il loro appoggio e la loro vicinanza, regalandomi momenti di leggerezza e di allegria. Grazie di cuore per tutto, vi voglio bene.

Ringrazio la mia fidanzata Martina per essermi stata accanto con gioia e amore in questi anni intensi. La sua comprensione e il suo amore mi hanno dato la forza di andare avanti quando le cose sembravano difficili, hai sopportando i miei momenti di stress e di tensione, ascoltandomi e dandomi il tuo supporto incondizionato rendendomi questo percorso più facile e piacevole. Grazie di cuore per tutto quello che hai fatto per me, sarai sempre nel mio cuore,

Un grazie va anche mio cognato Michael per essere stato sempre presente in questo ultimo anno così impegnativo.

Ringrazio i miei nonni, Iseo, Ivo, Amalia e Didia per essere sempre presenti e rendermi sempre pieno di gioia, vi voglio molto bene.

Ringrazio i miei amici più cari, Andrea detto "Canci" e Alessandro: ci siamo sempre sostenuti a vicenda, nella buona e nella cattiva sorte, durante le fatiche che hanno caratterizzato il mio percorso, nei momenti di gioia e soddisfazione nel raggiungimento del traguardo.

Uno speciale ringraziamento va al mio caro amico Vittorio, anche se non è qui, perché il suo ricordo mi ha dato la forza di raggiungere questo traguardo anche per lui. Grazie per avermi insegnato a credere nelle mie capacità.

Un ricordo va anche al mio caro zio Ferruccio sempre presente nei miei pensieri.

Per ultimo, ma non per questo meno importante, ringrazio il mio caro Almo, oltre che per l'aiuto che mi ha dato in tutti questi anni anche per la grande conoscenza che mi ha donato, per la disponibilità, umanità e precisione dimostratemi.

Giovanni

INDICE

CAPITOLO 1:Approccio Globale e Approcci Locali per la valutazione della vita a fatica di giunti saldati1

1.1 Global Stress Approach.....	1
1.2 Approcci Locali.....	3
1.2.1 NSIF (Notch Stress Intensity Factor) Approach.....	4
1.2.2 Strain Energy Density (SED) Approach	8
1.2.3 Peak Stress Method (PSM).....	10

CAPITOLO 2: Applicazione degli approcci locali su dati sperimentali di giunti saldati.....18

2.1 Analisi Geometrie 2D	19
2.1.1 Maddox 1987	19
2.1.2 Gurney (1991), provino 1	21
2.1.3 Gurney (1991), provino 2.....	22
2.1.4 Gurney (1991), provino 3	24
2.2 Applicazione Approccio Nominale	26
2.2.1 Risultati Approccio Nominale	26
2.3 Determinazione analitica NSIF, in ANSYS®APDL	27
2.3.1 Risultati NSIF, K_1	32
2.4 Applicazione Approccio SED	35
2.4.1 Modellazione e analisi SED in ANSYS®APDL	35
2.4.2 Risultati SED	37
2.5 Applicazione Peak Stress Method (PSM)	39
2.5.1 Modellazione e analisi PSM in ANSYS®APDL.....	39
2.5.2 Risultati PSM, mesh rada	41
2.5.3 Risultati PSM, mesh fitta	42
2.5.4 Risultati PSM, mesh fitta	44
2.5.5 Stima degli NSIF tramite PSM	45
2.6 Analisi Geometria 3D	46
2.6.1 Modellazione giunto Gandhi in Ansys®APDL.....	47
2.6.2 Applicazione PSM con elementi a 8 nodi (Brick 185).....	49
2.6.3 Analisi PSM: Risultati, Brick 8 nodi	52
2.6.4 Applicazione PSM con elementi a Tetra a 4 nodi (SOLID 285)	57

2.6.5	Analisi PSM: Risultati, Tetra 4 nodi (SOLID 285)	58
2.6.6	Applicazione PSM con elementi a Tetra a 10 nodi (SOLID 187)	59
2.6.7	Analisi PSM: Risultati, Tetra 10 nodi (SOLID 187).....	60
2.6.8	Confronto risultati PSM ottenuti con i diversi elementi	61
CAPITOLO 3: Trattamento post saldatura: High Frequency Mechanical Impact (HFMI)		64
3.1	High Frequency Mechanical Impact (HFMI)	65
3.2	Progettazione a fatica di un giunto trattato HFMI tramite l'Approccio in Tensione Nominale.....	68
3.2.1	Effetto della dimensione e dello spessore	68
3.2.3	Effetto della resistenza dell'acciaio	69
3.2.4	Effetto del carico applicato	69
3.2.5	Effetto del rapporto di ciclo	70
3.2.6	Effetto dell'ampiezza di carico variabile.....	70
3.3	Approccio SED per intagli con $\rho > 0$	74
3.3.1	Applicazione Peak Stress Method a giunti HFMI	75
3.4	Applicazione PSM per giunti HFMI in ANSYS®Mechanical APDL	80
3.4.1	Creazione e Analisi 2D giunti HFMI	80
3.4.2	Analisi 3D giunti HFMI	85
CAPITOLO 4: Analisi dei parametri locali del trattamento HFMI su giunti saldati.		90
4.1	Analisi Articoli HFMI	90
4.2	Analisi dell'effetto dei parametri locali HFMI su giunti Trasversali	93
4.3	Analisi dell'effetto dei parametri locali HFMI su giunti Longitudinali	97
CAPITOLO 5: Analisi FEM per la valutazione della resistenza a fatica tramite PSM di giunti trattati HFMI		100
5.1	Articoli HFMI per analisi FEM	100
5.2	Analisi Giunti Trasversali	103
5.2.1	Giunto Trasversale a singolo irrigidimento (Al Karawi et al. 2021)	103
5.2.2	SED giunto trattato HFMI – Plane 182	105
5.2.3	Risultati Al Karawi et al. (2021)	109
5.2.4	Giunto Trasversale a singolo irrigidimento (Leitner et al. 2012)	110
5.2.5	Giunto Trasversale a doppio irrigidimento (Shimanuki,Okawa 2013).....	112

5.2.6 Giunto Trasversale a doppio irrigidimento (Brunnhofer et al. 2022)	115
5.2.7 Giunto Trasversale a doppio irrigidimento (Huo et al. 2005).....	118
5.2.8 Giunto Trasversale a doppio irrigidimento (Deguchi et al. 2012)	121
5.2.9 Giunto Trasversale a doppio irrigidimento (Gao et al. 2021).....	124
5.2.10 Giunto Trasversale a doppio irrigidimento (Kudryavtsev et al. 2007).....	126
5.3 Analisi Giunti Longitudinali	129
5.3.1 Giunto Longitudinale a singolo irrigidimento (Leitner et al. 2017)	129
5.3.2 SED giunto trattato HFMI – Solid 187	132
5.3.3 Risultati Leitner et al. (2017)	135
5.3.1 Giunto Longitudinale a doppio irrigidimento (Wu, Wang 2012).	136
5.3.2 Giunto Longitudinale a doppio irrigidimento (Yonezawa,Shimanuki e Mori 2020).....	139
5.3.3 Giunto Longitudinale a doppio irrigidimento (Haagensen et al. 1998).....	144
5.3.5 Giunto Longitudinale (Vanrostenberghe et al. 2015)	146
5.3.6 Giunto Longitudinale a doppio irrigidimento (Lihavenin et al. 2004).....	150
5.3.7 Giunto Longitudinale (Marquis, G. and Björk, T. 2008)	153
CAPITOLO 6: Verifica con approccio in tensione	
nominale di giunti saldati trattati HFMI	156
6.1 Verifica dei giunti trattati HFMI tramite l’approccio in tensione nominale secondo IIW Recommendations	156
6.1.1 Confronto delle curve ottenute secondo l’approccio in tensione nominale.....	161
6.1.2 Analisi e verifica Gradinata IIW Recommendations for HFMI treatment.....	163

CAPITOLO 7: Proposta di nuove curve di progettazione a fatica per il Peak Stress Method per giunti trattati HFMI	168
7.1 Nuove Curve di Progettazione per il PSM per giunti trattati HFMI....	168
7.1.1 Bande di progettazione PSM proposte : $\sigma_y \leq 355$ MPa	170
7.1.2 Bande di progettazione PSM proposte : $355 < \sigma_y \leq 550$ MPa.....	171
7.1.3 Bande di progettazione PSM proposte : $550 < \sigma_y \leq 750$ MPa.....	173
7.1.4 Bande di progettazione PSM proposte : $750 < \sigma_y \leq 950$ MPa.....	174
7.1.5 Bande di progettazione PSM proposte : $\sigma_y \geq 950$ MPa	176
CAPITOLO 8: Conclusioni e Proposta delle Classi FAT per giunti trattati HFMI per il PSM	178
8.1 Confronto tra Classi FAT proposte per il PSM con IIW Recommendations	181
8.2 Sviluppi Futuri	185
APPENDICE A	186
APPENDICE B	192
APPENDICE C	198
APPENDICE D	203
Bibliografia	212

CAPITOLO 1: Approccio Globale e Approcci Locali per la valutazione della vita a fatica di giunti saldati

1.1 Global Stress Approach

Il metodo della tensione nominale, anche detto approccio globale è il più comune metodo per la valutazione della fatica per giunti saldati e strutture in acciaio.

Questo metodo è basato sul calcolo della variazione della tensione nominale in una sezione, ignorando gli effetti di aumento della sollecitazione locale come ad esempio spigoli vivi e cricche.

Viene chiamato approccio globale o metodo della tensione nominale, poiché considera direttamente il carico esterno applicato nell'ipotesi di sollecitazioni lineari nell'area considerata.

La resistenza a fatica dei giunti saldati è definita tramite diverse curve di progettazione doppio logaritmiche S-N, dove:

- S è il range di tensione nominale $\Delta\sigma_{nom}$ in MPa;
- N è il numero di cicli a rottura del componente in esame.

In generale piccoli provini saldati sono testati fino a completa rottura, dove solitamente la rottura avviene lungo lo spessore.

Nei componenti di grandi dimensioni normalmente, l'individuazione di una cricca per fatica è generalmente considerata come una rottura per essi.

L'IIW Fatigue Recommendations [1] descrivono le curve S-N tramite questa equazione:

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

dove m è la pendenza delle curve che può assumere valori diversi in funzione dell'intervallo di vita a fatica, ovvero può variare da un basso numero di cicli ad un alto numero di cicli, C è una costante.

Generalmente, le curve S-N si riferiscono a giunti AS-WELDED dove la loro vita a fatica dipende principalmente dal carico esterno applicato $\Delta\sigma$, ma sono indipendenti dal rapporto di ciclo R, (con $R = \frac{\Delta\sigma_{min}}{\Delta\sigma_{max}}$). Nella maggior parte dei casi i provini vengono valutati considerando la variazione di tensione massima principale $\Delta\sigma_{11}$ nella sezione in cui si ha la cricca per fatica.

Nel caso si abbia una variazione di tensione massima di taglio $\Delta\tau_{11}$ si utilizzano differenti curve S-N.

Un esempio di curve S-N lo troviamo nella *Figura 1.1*, che rappresenta la resistenza a fatica in termini di range di tensione nominale $\Delta\sigma_{nom}$, per acciai:

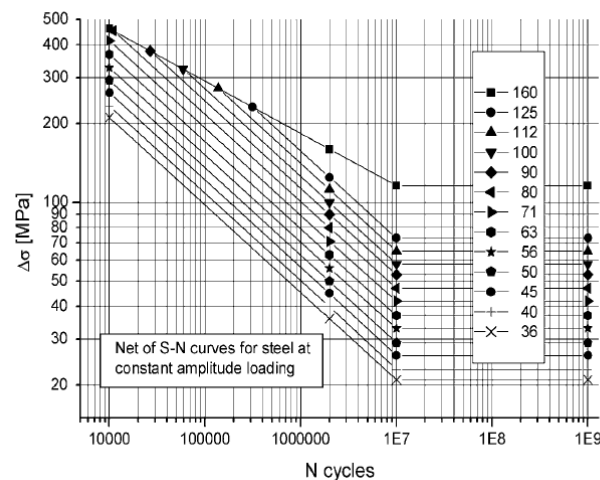


Figura 1. 1: Curve S-N per la resistenza a fatica di acciai per applicazioni standard [1]

Ciascuna curva di fatica (S-N) è definita dalla classe di fatica (FAT) fissata in MPa per una vita a fatica di 2 milioni di cicli.

La pendenza delle curve a fatica (S-N) per giunti soggetti a sforzo normale è $m=3$ se non è specificato diversamente. Il punto del ginocchio delle curve ad ampiezza di carico costante corrisponde ad una vita a fatica pari a $N=10^7$ cicli.

La pendenza delle curve a fatica (S-N) per giunti soggetti a sforzo di taglio è pari a $m=5$, ma qui il ginocchio delle curve ad ampiezza di carico costante corrisponde ad una vita a fatica pari a $N=10^8$.

All'interno delle IIW Recommendations [1] sono forniti i dettagli strutturali ai quali il progettista può fare riferimento durante le fasi di progettazione con l'approccio in tensione nominale.

La normativa presente per il settore delle costruzioni in acciaio è l'Eurocodice 3 [50] fondato anch'esso sull'approccio in tensione nominale calcolata lontana dalla zona della saldatura. Vi è un'ampia raccolta di dettagli strutturali catalogati in funzione della geometria del giunto e riferiti ad una tensione ammissibile $\Delta\sigma_A$ definita come categoria di dettaglio riferita a $N_A = 2 \cdot 10^6$ cicli. Vi sono quindi poi delle curve di progettazione da confrontare per la valutazione della resistenza a fatica del componente.

Questo metodo, pur essendo il più utilizzato, presenta delle limitazioni in quanto la determinazione della vita a fatica non considera gli effetti della forma e le dimensioni che hanno un forte impatto sulla vita utile. Per questo motivo ci sono diverse curve (S-N) per la progettazione a fatica, in funzione della geometria dei componenti e del carico applicato. La selezione di una specifica curva S-N per un'applicazione, può portare ad un errore se vi dovessero essere dimensioni o carichi applicati differenti da quelli di riferimento delle curve.

1.2 Approcci Locali

La meccanica classica utilizza un approccio di punto ovvero, per verificare la resistenza strutturale, si confronta la tensione calcolata nel punto più sollecitato con una tensione di riferimento, solitamente la tensione di snervamento f_y . Questo metodo però non può essere utilizzato per componenti che presentano cricche o (componenti che presentano) intagli acuti, perché l'analisi mostrerebbe che nel punto vicino all'intaglio o alla cricca, il valore della tensione tenderebbe all'infinito.

Con l'introduzione della teoria della meccanica della frattura lineare elastica (MFLE) si abbandona il criterio di punto e si adotta il criterio di campo per la valutazione della resistenza strutturale.

La MFLE è stata estesa ad intagli a V a spigolo vivo, ovvero con raggio di raccordo all'apice dell'intaglio $\rho=0$. Dal punto di vista del comportamento a fatica gli intagli con raggi di raccordo piccoli ($\rho \neq 0$), si comportano come intagli fatti dello stesso materiale, ma con un intaglio a spigolo vivo ($\rho=0$). Il raggio di raccordo può essere sufficientemente piccolo per essere trattato come un 'intaglio a spigolo vivo quando esso è compreso tra $0 \leq \rho \leq 4 \cdot a_0$, dove a_0 è la lunghezza caratteristica della cricca ed è una proprietà del materiale (es. per acciai da costruzione $a_0 \cong 0.1 \text{ mm}$).

Questi intagli vengono definiti intagli acuti (V notches), un'esempio è presentato nella figura 1.2:

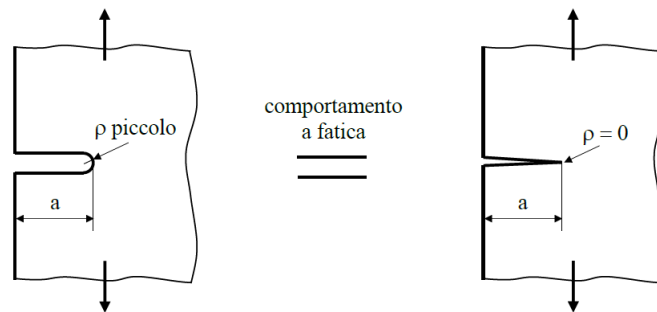


Figura 1. 2: Equivalenza di un intaglio a V con raggio di raccordo ridotto e del corrispondente intaglio a V a spigolo vivo. [3]

Gli intagli a V possono essere sollecitati in tre modi differenti:

1. Modo I: modo di apertura, la cricca propaga dall'apice del difetto verso l'interno del materiale.
2. Modo II: modo di scorrimento nel piano, è un'azione tagliente che tende a far scorrere le due facce della cricca l'una sull'altra.
3. Modo III: modo di scorrimento fuori piano, è un'azione torcente porta ad una rotazione dei fianchi della cricca l'uno sull'altro facendoli uscire dal piano.

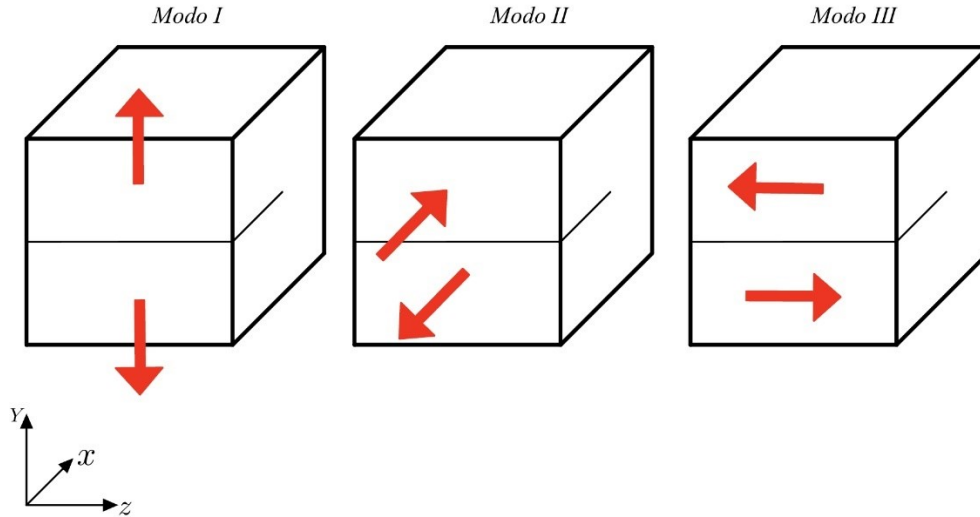


Figura 1. 3: Descrizione dei 3 modi di sollecitazione per un intaglio a V.

1.2.1 NSIF (Notch Stress Intensity Factor) Approach

Williams [6] studiò i problemi degli intagli nel 2D considerando modo di sollecitazione I e II. Considerando intagli a V, gli NSIFs ovvero Notch Stress Intensity Factors, sono fattori che esprimono l'intensità dei campi asintotici locali. Considerando un sistema di coordinate polari (r, θ) centrato all'apice dell'intaglio, i valori degli NSIFs sono riportati sulla base delle definizioni di Gross e Mendelson (1972):

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

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

Dove :

- $\sigma_{\theta\theta}$ e $\tau_{r\theta}$ sono le componenti delle tensioni calcolate lungo la bisettrice dell'intaglio riportate nella figura 1.4

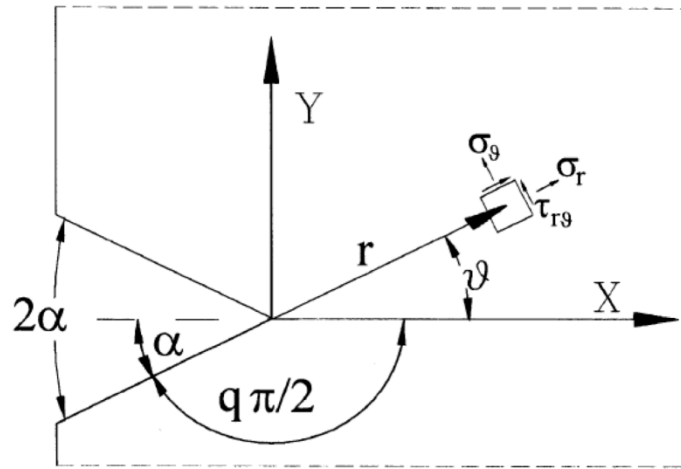


Figura 1. 4: Sistema di riferimento in coordinate cilindriche centrato all'apice dell'intaglio. [7]

- $(1 - \lambda_1)$ e $(1 - \lambda_2)$ rappresentano i gradi di singolarità che dipendono dall'angolo di apertura 2α come mostrato in *figura 1.5*. La *tabella 1.1* mostra i tipici valori di λ_1 e λ_2 :

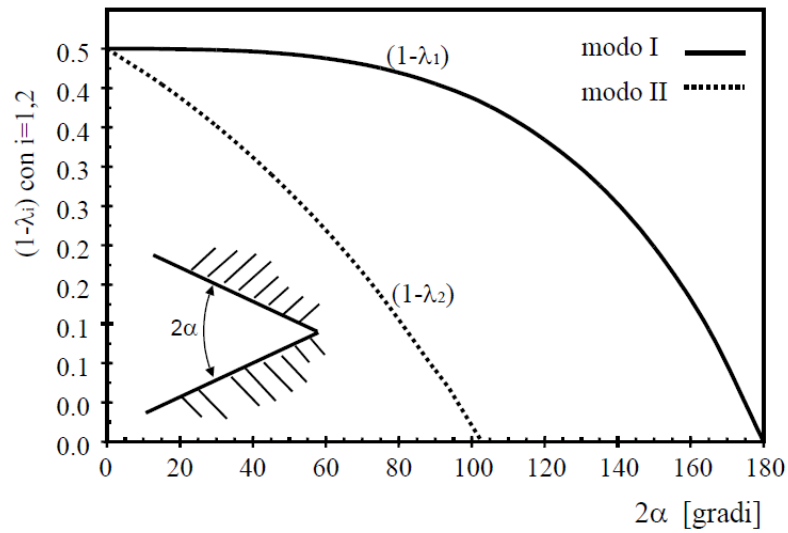


Figura 1. 5: Singolarità delle distribuzioni di tensione in prossimità di intagli a V acuti. [3]

Tabella 1. 1: Valori di λ_1 e λ_2 in funzione dell'angolo di apertura 2α . [7]

2α [°]	λ_1 (Modo I)	λ_2 (Modo II)
0	0.5	0.5
30	0.501	0.598
45	0.505	0.660
60	0.512	0.731
90	0.544	0.909
120	0.616	1.149
135	0.674	1.302
150	0.752	1.486

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:

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

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

Successivamente Qian Hasebe studiò il problema dell'intaglio soggetto a modo di carico III, definendo K_3 e λ_3 per strutture asimmetriche.

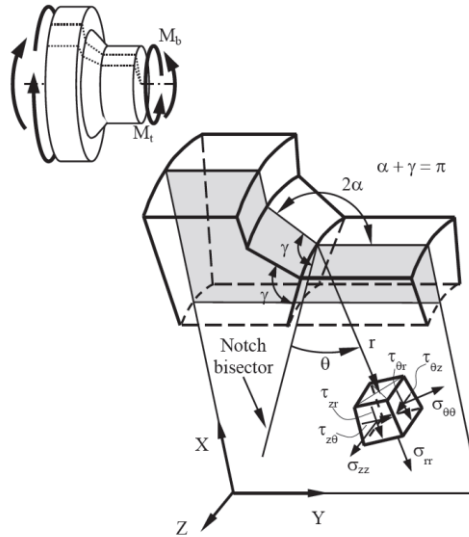


Figura 1. 6: Sistema di riferimento in coordinate cilindriche centrato all'apice dell'intaglio.[4]

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

Se confrontassimo l'approccio nominale, basato sul range di tensione nominale $\Delta\sigma$ per la valutazione della resistenza a fatica di giunti saldati in acciaio (Figura 1.7 – 'nominal stress approach', esempio tratto da Lazzarin Tovo [7]), si potrebbe osservare che i dati sperimentali sono contenuti in una banda di dispersione ampia, perché nel caso in esame vi è una grande variabilità della geometria. Includere però tutti i dati in un'unica banda è una forzatura, come visto in precedenza; per l'approccio nominale per ciascuna geometria del giunto si necessita di curve appropriate di progetto. Questo accade perché la fatica è un fenomeno locale che consiste nell'innescio e propagazione di una cricca dal piede del cordone di saldatura.

Di conseguenza se si adottasse per valutare la resistenza a fatica dei giunti saldati il parametro locale ΔK_1 si osserva dalla figura 1.7 che i dati sperimentali si distribuiscono in una banda molto più ristretta.

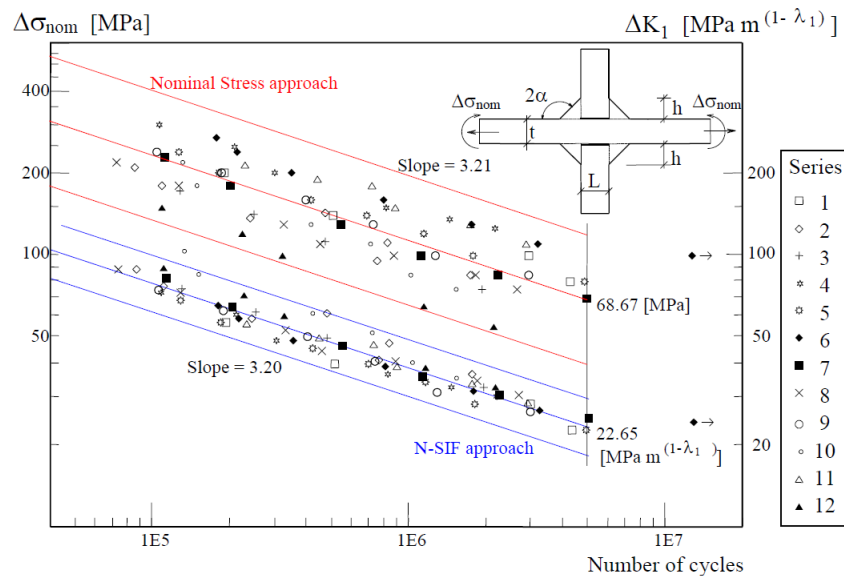


Figura 1. 7: Bande per la progettazione a fatica di giunti saldati in acciaio secondo l'approccio nominale ed NSIF [7]

Il range di NSIF correla la resistenza a fatica dei giunti aventi diversa geometria e diverse dimensioni assolute, inclusi già nel parametro tensionale NSIF K_1 , diversamente da quanto considerato dal range della tensione nominale.

In ambito industriale però questo metodo risulta di difficile applicazione a causa della laboriosità della determinazione di K_1 che richiede un calcolo molto pesante e oneroso, in quanto si utilizza una densità di mesh molto fitta (dimensione dell'elemento $\cong 10^{-5}$ mm), ma anche per le operazioni di post-processing necessarie per la rielaborazione del campo tensionale locale.

1.2.2 Strain Energy Density (SED) Approach

Il criterio basato sulla densità di energia di deformazione mediata (SED), proposto da Lazzarin e Zambardi [8] considera un settore circolare di raggio R_c , proprietà del materiale (stesso). Il parametro critico per il calcolo della resistenza strutturale è la densità di energia di deformazione mediata sul settore circolare. 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 stesso.

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

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

Dove:

- E è il modulo di Young del materiale;
- e_1, e_2, e_3 sono i coefficienti che dipendono dall'angolo di apertura 2α dell'intaglio e dal coefficiente di Poisson ν ;
- R_c pari a 0.28 per giunti saldati in acciaio strutturale e pari a 0.12 per giunti in alluminio

Tabella 1. 2: Valori dei parametri nell'equazione (1.9) valide per il coefficiente di Poisson pari a $\nu=0.3$ [9]

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

- c_{w1}, c_{w2} e c_{w3} sono coefficienti che dipendono dal rapporto di ciclo $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$, si utilizzano in caso di giunti che hanno subito un trattamento di distensione delle tensioni (SR, stress relieved). Questi coefficienti sono definiti dall'equazione (1.10):

$$c_{wi}(R_i) = \begin{cases} \frac{1 + R_i^2}{(1 - R_i)^2} & \text{per } -1 \leq R_i \leq 0 \\ \frac{1 - R_i^2}{(1 + R_i)^2} & \text{per } 0 \leq R_i \leq 1 \\ 1 & \text{per giunti As Welded } \forall R_i \end{cases} \quad \text{dove } i = 1, 2 \text{ o } 3 \quad (1.7)$$

Secondo l'approccio SED la rottura a fatica è prevista nel punto nel quale si ha il più alto valore di $\Delta\bar{W}$, quindi, una volta noto tale valore, è possibile prevedere la vita a fatica tramite la curva di progetto in *figura 1.8*. Tale curva permette di confrontare i dati relativi a rotture a fatica a piede cordone con dati relativi a rotture dalla radice, essendo l'unità di misura, quella di un'energia, uguale per i parametri considerati:

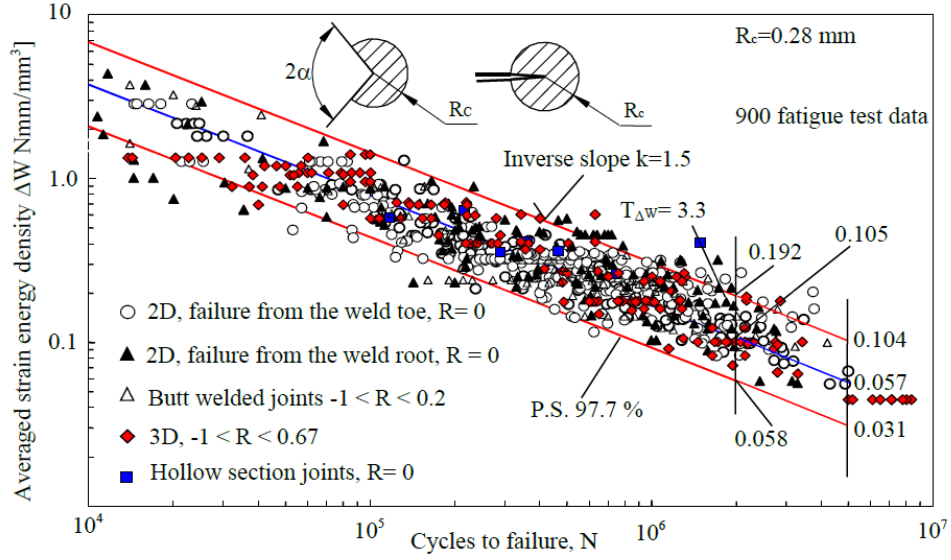


Figura 1. 8: : Banda per la progettazione a fatica di giunti saldati in acciaio secondo l'approccio SED.[10]

Per il calcolo del SED tramite software agli elementi finiti si utilizza il metodo diretto. E' stato dimostrato da Lazzarin e Berto in [11] che il SED mediato è praticamente insensibile alla mesh quindi sono sufficienti mesh rade all'interno del volume di controllo di raggio R_c per calcolare il SED mediato:

$$\Delta\bar{W}_{FEM} = \frac{\sum v(R_c) W_{FEM,i}}{V(R_c)} \quad \left[\frac{MJ}{m^3} \right] \quad (1.8)$$

1.2.3 Peak Stress Method (PSM)

Per stimare la variazione degli NSIFs (ΔK_i , con $i = 1, 2$ o 3) dell'equazione (1.9) Meneghetti e Lazzarin [12] proposero il PSM ovvero un metodo ingegneristico per la stima di K_1, K_2 e K_3 . Essi sono relazionati alle tensioni di picco $\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$, $\tau_{r\theta, \theta=0, peak}$ e $\tau_{\theta z, \theta=0, peak}$, in funzione del modo di sollecitazione (Modo I, Modo II e Modo III), rispettivamente calcolate nel punto di singolarità delle tensioni all'apice dell'intaglio (V-notch). Questo approccio richiede un'analisi lineare elastica agli elementi finiti (analisi FE) con una mesh grossolana, quindi non è necessaria una mesh molto fitta in corrispondenza dell'apice dell'intaglio.

Gli NSIFs possono essere stimati come segue:

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

$$K_2 \cong K_{FE}^{**} \cdot \tau_{r\theta, \theta=0, peak} \cdot d^{1-\lambda_2} \quad (1.10)$$

$$K_3 \cong K_{FE}^{***} \cdot \tau_{\theta z, \theta=0, peak} \cdot d^{1-\lambda_3} \quad (1.11)$$

Dove:

- K_{FE}^*, K_{FE}^{**} e K_{FE}^{***} sono le costanti di calibrazione che dipendono dal tipo di software utilizzato, dalla tipologia di elemento e dalla conformazione della mesh.
- $\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$, $\tau_{r\theta, \theta=0, peak}$ e $\tau_{\theta z, \theta=0, peak}$ 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 degli elementi finiti, anche detta “global element size”

Il Peak Stress Method è un'ulteriore metodo per calcolo del SED mediato ovvero, considerando le equazioni (1.9), (1.10) e (1.11), l'espressione (1.6) può essere riscritta in funzione della tensione di picco singolare σ_{peak} calcolata mediante analisi agli elementi finiti, eseguite secondo il PSM. Nell'ipotesi di stato piano di deformazione, è possibile ricavare la tensione equivalente di picco $\sigma_{eq, peak}$:

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

- $\Delta \sigma_{eq, peak}$ è definita in funzione delle tensioni di picco come segue:

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

- $f_{wi, i=1,2,3}$ sono i fattori correttivi pari a:

$$f_{wi} = K_{FE}^j \cdot \sqrt{\frac{2e_i}{1 - \nu^2}} \cdot \left(\frac{d}{R_c} \right)^{1-\lambda_i} \bigg|_{\substack{i=1,2,3 \\ j=*,**,***}} \quad (1.14)$$

Inizialmente il PSM presentava delle costanti di calibrazione (K_{FE}^* , K_{FE}^{**} e K_{FE}^{***}) calcolate per angoli di apertura 2α pari a $0^\circ, 90^\circ, 120^\circ$ e 135° [13]. Questo comportava delle limitazioni nell'applicabilità del metodo per alcuni casi nei quali si hanno angoli di apertura superiori a 135° .

Per superare il problema Visentin, Campagnolo e Meneghetti (2023) [14] presentarono uno studio nel quale i coefficienti K_{FE}^i sono stati calibrati analizzando casi di intagli 2D e 3D per coprire l'intero range di angoli di apertura 2α , da 0° a 180° .

Questi coefficienti sono definiti dall'equazione (1.15) che descrive una polinomiale di quinto grado:

$$K_{FE}^i = a_i \cdot (2\alpha)^5 + b_i \cdot (2\alpha)^4 + c_i \cdot (2\alpha)^3 + d_i \cdot (2\alpha)^2 + e_i \cdot (2\alpha) + f_i \quad (1.15)$$

Dove $i=*, **, ***$ e 2α è espresso in gradi $[\circ]$. I coefficienti (a,b,c,d,e,f) sono riportati nella *tabella 1.3* in base al tipo di elemento e al modo di sollecitazione:

Tabella 1. 3: Coefficienti della polinomiale da adottare nell'equazione (1.15) per la stima dei coefficienti K_{FE}^i , [14]

4-node plane / 8-node brick					
Coefficient	K_{FE}^*		K_{FE}^{**}	K_{FE}^{***}	
	$0^\circ \leq 2\alpha < 120^\circ$	$120^\circ \leq 2\alpha \leq 180^\circ$	$0^\circ \leq 2\alpha \leq 100^\circ$	$0^\circ \leq 2\alpha < 120^\circ$	$120^\circ \leq 2\alpha \leq 180^\circ$
<i>a</i>	0	0	0	0	0
<i>b</i>	0	0	0	0	0
<i>c</i>	0	0	0	0	0
<i>d</i>	$1.943 \cdot 10^{-5}$	$2.679 \cdot 10^{-4}$	$2.665 \cdot 10^{-4}$	0	$6.377 \cdot 10^{-5}$
<i>e</i>	$-9.690 \cdot 10^{-4}$	$-6.086 \cdot 10^{-2}$	$-3.054 \cdot 10^{-2}$	0	$-7.573 \cdot 10^{-3}$
<i>f</i>	1.365	4.768	3.380	1.930	1.803
R^2	0.9643	0.9990	0.9192	-	0.9997
4-node tetrahedral					
Coefficient	K_{FE}^*	K_{FE}^{**}	K_{FE}^{***}		
<i>a</i>	0	0	0		
<i>b</i>	$2.018 \cdot 10^{-9}$	0	0		
<i>c</i>	$-2.666 \cdot 10^{-7}$	0	0		
<i>d</i>	$2.529 \cdot 10^{-5}$	$4.837 \cdot 10^{-5}$	$1.909 \cdot 10^{-5}$		
<i>e</i>	$-3.913 \cdot 10^{-3}$	$1.177 \cdot 10^{-4}$	$-3.226 \cdot 10^{-3}$		
<i>f</i>	1.811	2.499	2.474		
R^2	0.9963	0.9898	0.9506		
10-node tetrahedral					
Coefficient	K_{FE}^*	K_{FE}^{**}	K_{FE}^{***}		
<i>a</i>	$4.983 \cdot 10^{-11}$	0	$9.955 \cdot 10^{-12}$		
<i>b</i>	$-1.439 \cdot 10^{-8}$	0	$-1.345 \cdot 10^{-9}$		
<i>c</i>	$1.529 \cdot 10^{-6}$	$1.132 \cdot 10^{-6}$	$-1.542 \cdot 10^{-7}$		
<i>d</i>	$-4.665 \cdot 10^{-5}$	$-1.171 \cdot 10^{-5}$	$6.567 \cdot 10^{-5}$		
<i>e</i>	$-1.488 \cdot 10^{-3}$	$3.053 \cdot 10^{-3}$	$-2.853 \cdot 10^{-3}$		
<i>f</i>	1.047	1.612	1.309		
R^2	0.9995	0.9984	0.9993		

Sono stati inoltre calibrati anche i gradi di singolarità $(1 - \lambda_i)$ e i coefficienti e_i che vengono utilizzati nell'equazione (1.14).

Tali parametri rispettivamente sono descritti da polinomiali definite dalle equazioni (1.16) e (1.16):

$$1 - \lambda_i = a_i \cdot (2\alpha)^4 + b_i \cdot (2\alpha)^3 + c_i \cdot (2\alpha)^2 + d_i \cdot (2\alpha) + e_i \quad (1.16)$$

Dove $i=1,2,3$ e 2α in $[\circ]$ e i coefficienti sono dati dalla *tabella 1.4*

Tabella 1. 4: Coefficienti della polinomiale da adottare nell'equazione (1.16) [14]

Coefficiente	$1 - \lambda_1$	$1 - \lambda_2$	$1 - \lambda_3$
a	$-5.643 \cdot 10^{-10}$	0	0
b	$5.379 \cdot 10^{-8}$	$-9.491 \cdot 10^{-8}$	$-3.768 \cdot 10^{-8}$
c	$-7.777 \cdot 10^{-6}$	$-9.802 \cdot 10^{-6}$	$-1.167 \cdot 10^{-7}$
d	$1.785 \cdot 10^{-4}$	$-2.906 \cdot 10^{-3}$	$-1.525 \cdot 10^{-3}$
e	0.500	0.500	0.500
R^2	1.000	1.000	1.000
ϵ	< 1%	< 1%	< 1%

$$e_i(2\alpha, v) = p_{00,i} + p_{10,i} \cdot (2\alpha) + p_{01,i} \cdot (v) + p_{20,i} \cdot (2\alpha)^2 + p_{11,i} \cdot (2\alpha \cdot v) + p_{30,i} \cdot (2\alpha)^3 + p_{21,i} \cdot (2\alpha)^2 \cdot (v) \quad (1.17)$$

Dove $i=1,2,3$ e 2α in $[\circ]$ e i coefficienti sono dati dalla *tabella 1.5*

Tabella 1. 5:

Coefficiente	e_1	e_2	e_3
p_{00}	$2.289 \cdot 10^{-1}$	$3.761 \cdot 10^{-1}$	$3.183 \cdot 10^{-1}$
p_{10}	$6.818 \cdot 10^{-4}$	$-2.973 \cdot 10^{-3}$	$-8.842 \cdot 10^{-4}$
p_{01}	$-3.200 \cdot 10^{-1}$	$-1.154 \cdot 10^{-1}$	$3.183 \cdot 10^{-1}$
p_{20}	$-8.023 \cdot 10^{-6}$	$5.987 \cdot 10^{-6}$	$8.168 \cdot 10^{-15}$
p_{11}	$-3.688 \cdot 10^{-4}$	$1.695 \cdot 10^{-3}$	$-8.842 \cdot 10^{-4}$
p_{30}	$-3.771 \cdot 10^{-9}$	0	0
p_{21}	$1.169 \cdot 10^{-5}$	0	0
R^2	0.9976	1.000	1.000
RMSE	$1.133 \cdot 10^{-3}$	$4.027 \cdot 10^{-4}$	$3.037 \cdot 10^{-10}$
ϵ^*	< 3%	< 1%	< 1%

Il PSM presenta dunque diversi vantaggi:

- La curva di progettazione a fatica è unica
- Non è necessario modellare il volume di controllo per il calcolo del SED mediato
- L'analisi agli elementi finiti richiede mesh grossolane rispetto agli approcci NSIFs e SED.
- E' necessario solo il calcolo della tensione di picco lineare elastica in corrispondenza dell'apice dell'intaglio invece di dover calcolare un numero considerevole di tensioni come nell'approccio NSIFs

PSM applicato a geometrie 2D

Il Peak Stress Method è calibrato nelle seguenti condizioni:

- In base al software: Ansys ®, sono presenti però calibrazioni anche per altri software commerciali come Straus7, Abaqus;
- In base al tipo di elemento: Elemento piano quadrangolare a 4 nodi a funzioni di forma lineari (in Ansys ®: PLANE 42 o PLANE 182 con K-option 1 impostata a 3 ovvero opzione '*simple enhanced strain*' attivata)
- In base alla conformazione della mesh, utilizzando l'algoritmo *free-mesh generation* presente in Ansys: Per intagli a V, se l'angolo di apertura $2\alpha \leq 90^\circ$, 4 elementi devono condividere il nodo posizionato all'apice dell'intaglio, mentre se l'angolo di apertura $2\alpha > 90^\circ$ allora 2 elementi devono condividere il nodo all'apice dell'intaglio. *Figura 1.9*

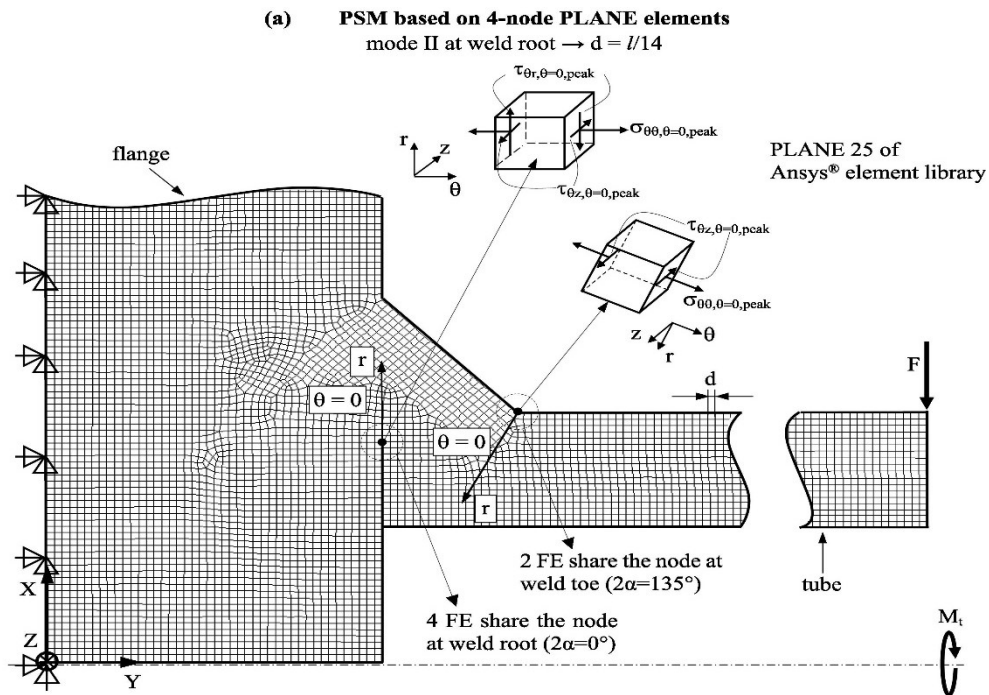


Figura 1. 9: Modello agli elementi finiti per l'applicazione del PSM con elementi piani 4 nodi

PSM applicato a geometrie 3D

L'applicazione del PSM esposta nel paragrafo precedente si riferiva a modelli semplici 2D. Nella realtà industriale, la maggior parte dei modelli hanno geometrie complesse tali da dover utilizzare per l'analisi direttamente modelli 3D.

Elementi Brick 8 nodi

Analogamente ai casi precedenti dunque, il metodo PSM per modelli 3D è calibrato nelle seguenti condizioni:

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

Per queste analisi di geometrie complesse si usa la *tecnica della sotto modellazione* che permette di sfruttare per l'analisi limitate risorse di calcolo. Si comincia dall'analisi dell'intera struttura usando una mesh grossolana, in modo da risolvere il modello con risorse limitate di calcolo, per poi concentrare tutta la potenza disponibile nel sotto modello, che rappresenterà un modello locale della zona dell'intaglio. Si procede in questo modo:

1. Si definisce il *Main model* della struttura creata
2. Si effettua una mesh sul Main model con elementi a 10 nodi (SOLID 187 in Ansys®)
3. Si risolve il modello e si effettua un'analisi di convergenza per determinare il *cut-boundary* ovvero il confine che definisce il SUB-MODEL (sotto modello) il quale cattura solo la zona in prossimità dell'intaglio.
4. Si estraggono gli spostamenti lungo il *cut boundary* dal *Main Model*
5. Definito il sotto modello, esso deve essere meshato tramite elementi a 8 nodi (SOLID 185 in Ansys ®)
6. Gli spostamenti estratti al punto 5, vengono inseriti nel sotto modello sotto forma di condizioni al contorno.
7. Si risolve il sottomodello

Elementi Tetra 10 nodi

Meneghetti e Campagnolo nel 2018 [15] estesero il Peak Stress Method agli elementi tetra 10 nodi (SOLID 187 in Ansys ®) portando un beneficio notevole al metodo. Ovvero applicando l'approccio direttamente sul *Main model* dove vi è una *mesh free* e non dovendo ricorrere alla sotto modellazione. Questo portò ad una riduzione dei tempi di modellazione e calcolo per le simulazioni.

Le costanti di calibrazione, come nei casi precedenti dipendono da:

- Dal software: *Ansys ®Mechanical APDL*;
- Dalla tipologia di elemento: Elementi Tetra a 10 nodi SOLID 187 con K-option 1 impostata su "*Pure displacement*";
- In base alla conformazione della mesh: Mesh generata automaticamente dall'algoritmo *Mesh Free* è una mesh irregolare, ad esempio il nodo sull'apice della cricca può condividere differenti elementi aventi diverse forme e dimensioni. Lo tensione di picco di conseguenza può variare lungo il profilo dell'apice dell'intaglio anche nel caso gli NSIF siano costanti. Questo problema è stato superato introducendo un valore medio della tensione di picco, che uniforma la distribuzione della tensione di picco in quella zona. La tensione di picco media è definita come la media mobile delle tensioni di picco calcolate lungo tre nodi al adiacenti vertice. Riferendosi ad un generico nodo $n=k$:

$$\bar{\sigma}_{ij,peak,n=k} = \frac{\sigma_{ij,peak,n=k-1} + \sigma_{ij,peak,n=k} + \sigma_{ij,peak,n=k+1}}{3} \Big|_{n=node} \quad (1.18)$$

E' importante che nell'equazione (1.18) vengano utilizzati i nodi al vertice dell'elemento tetra, ma le tensioni di picco nei nodi intermedi devono essere trascurate quando si utilizzano elementi tetra a 10 nodi.

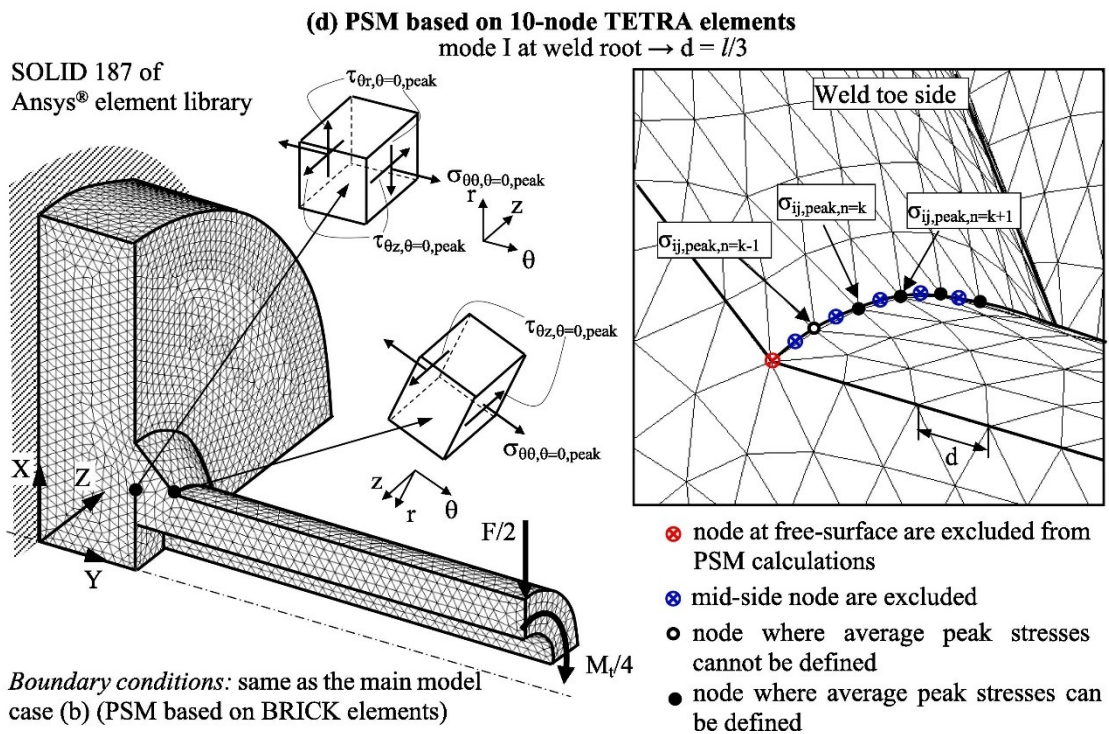


Figura 1. 10: Applicazione PSM con elementi Tetra 10 nodi [13]

I valori delle costanti di calibrazione K_{FE}^* , K_{FE}^{**} e K_{FE}^{***} dati nella *tabella 1.6* (che si ricavano analiticamente dall'equazione 1.15) sono validi quando il rapporto di densità di mesh minima $\frac{a}{d_{min}}$ è rispettato, dove “a” è la dimensione di riferimento. Il valore minimo di a/d dipende dal tipo di elemento (Plane-4, Brick-8, Tetra-4, Tetra-10), dalla modalità di carico e dall'angolo di apertura 2α .

Tabella 1. 6: Riassunto dei parametri K_{FE}^* , K_{FE}^{**} e K_{FE}^{***} , della densità a/d richiesta per applicare il PSM in Ansys® [13]

Loading	FE analysis		Parameters	$2\alpha = 0^\circ$	$2\alpha = 90^\circ$	$2\alpha = 120^\circ$	$2\alpha = 135^\circ$	a – weld root °	a – weld toe °
	2D/3D	FE type [®]							
Mode I	-	-	$\lambda_1^{(a)}$ $e_1^{(b)}$	0.500 0.134	0.545 0.146	0.616 0.130	0.674 0.117	-	-
	2D	Plane 4	K_{FE}^*	1.38±3%	1.38±3%	1.38±3%	1.38±3%	min{l, z}	t
	3D ⁺	Brick 8	(a/d) _{min} FE at notch tip [^]	3 4	3 4	3 2	3 2		
	3D ⁺	Tetra 4	K_{FE}^*	1.75±22%	1.75±22%	1.75±22%	1.75±22%	min{l, z}	t
			(a/d) _{min} FE at notch tip [^]	3 not to be checked	3	3	3		
	3D ⁺	Tetra 10	K_{FE}^*	1.05±15%	1.05±15%	1.05±15%	1.21±10%	min{l, z}	t
			(a/d) _{min} FE at notch tip [^]	3 not to be checked	3	3	1		
	-	-	$\lambda_2^{(a)}$ $e_2^{(b)}$	0.500 0.341	0.909 0.168	n.a. n.a.	n.a. n.a.	-	-
	2D	Plane 4	K_{FE}^{**}	3.38±3%	2.62±10%	n.a.	n.a.	min{l, z}	n.a.
	3D ⁺	Brick 8	(a/d) _{min} FE at notch tip [^]	14 4	10 4	n.a. n.a.	n.a. n.a.		
Mode II	3D ⁺	Tetra 4	K_{FE}^{**}	2.65±15%	2.90±10%	n.a.	n.a.	min{l, z}	n.a.
			(a/d) _{min} FE at notch tip [^]	3 not to be checked	1	n.a.	n.a.		
	3D ⁺	Tetra 10	K_{FE}^{**}	1.63±20%	2.65±10%	n.a.	n.a.	min{l, z}	n.a.
			(a/d) _{min} FE at notch tip [^]	1 not to be checked	1	n.a.	n.a.		
	-	-	$\lambda_3^{(a)}$ $e_3^{(b)}$	0.500 0.414	0.667 0.310	0.750 0.276	0.800 0.259	-	-
	2D	Plane 4	K_{FE}^{***}	1.93±3%	n.a.	n.a.	1.93±3%	min{l, z}	t
	3D ⁺	Brick 8	(a/d) _{min} FE at notch tip [^]	12 4	n.a. n.a.	n.a. n.a.	3 2		
	3D ⁺	Tetra 4	K_{FE}^{***}	2.50±15%	2.50±15%	2.50±15%	2.50±15%	min{l, z}	t
			(a/d) _{min} FE at notch tip [^]	5 not to be checked	5	5	5		
	3D ⁺	Tetra 10	K_{FE}^{***}	1.37±15%	1.37±15%	1.70±10%	1.70±10%	min{l, z}	t
			(a/d) _{min} FE at notch tip [^]	3 not to be checked	3	3	3		

In *figura 1.11* viene riportata la banda per la progettazione a fatica di giunti saldati secondo il PSM, ottenuta sia per giunti 2D che per giunti 3D:

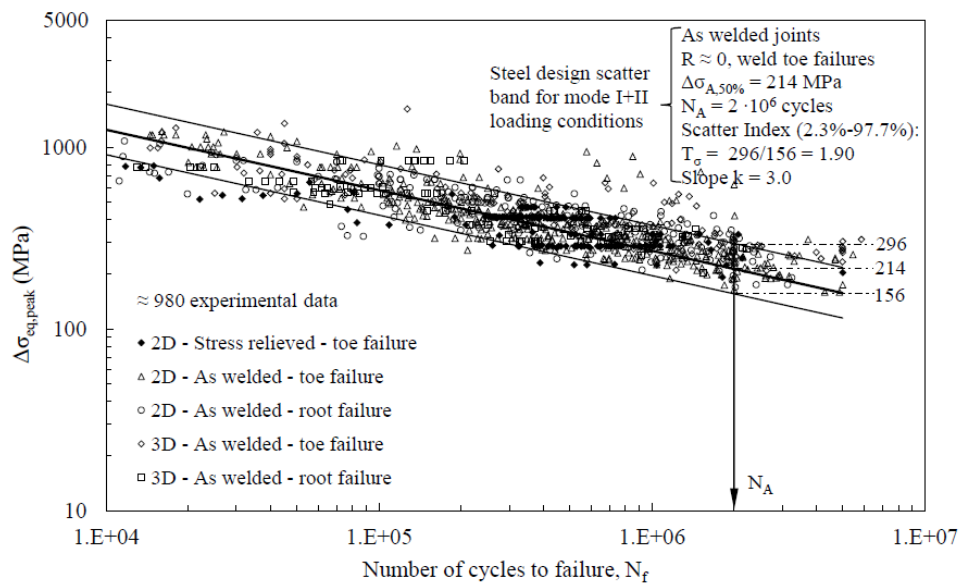


Figura 1. 11: Banda di progettazione a fatica per giunti saldati in acciaio PSM [3]

In conclusione, dall'equazione (1.13) si può prevedere la rottura a fatica nel punto che presenta il valore massimo della tensione equivalente di picco $\Delta\sigma_{eq,peak}$ e, noto tale valore, è possibile prevedere la vita a fatica tramite la curva di progetto riportata in *figura 1.11* per giunti saldati in acciaio.

CAPITOLO 2: Applicazione degli approcci locali su dati sperimentali di giunti saldati.

L'obiettivo di questo capitolo è la valutazione della vita a fatica di dati sperimentali relativi a giunti a croce o a T in acciaio, da rianalizzare mediante gli approcci NSIF, SED e PSM. L'obiettivo è quello di plottare i risultati sperimentali in un grafico doppio logaritmico con in ascissa la vita a fatica e in ordinata il range in termini di:

- Tensione nominale, $\Delta\sigma$ [MPa]
- ΔK_I [MPa mm^(1- λ)]
- ΔW (SED) [MJ/m³]
- $\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]

I dati rielaborati verranno confrontati in termini di dispersione statistica calcolando la banda di dispersione per questi dati e inoltre i risultati ottenuti verranno confrontati anche con le rispettive bande di dispersione proposte nelle *figure: 1.7* (Nominal Approach e NSIF), *1.8* (SED) e *1.11* (PSM).

I dati da analizzare riguardano 4 giunti: Maddox 1987 [12], e Gurney 1991 [12] realizzati in 2D.

Inoltre vengono eseguite le stesse analisi con gli stessi obiettivi per un giunto modellato in 3D proposto da Gandhi nel 1998 [16].

Le analisi vengono effettuate utilizzando il software agli elementi finiti Ansys®Mechanical APDL.

Si considerano giunti realizzati in acciaio quindi aventi $\nu = 0.3$ e modulo di Young pari a $E = 206000$ MPa, con comportamento lineare elastico (isotropo) e aventi tensione di snervamento che varia da $360 < f_y < 672$ MPa (con f_y tensione di snervamento del materiale). Per le analisi delle geometrie 2D si adottano elementi a 4 nodi piani, in Ansys PLANE 182 con opzione “*Simple Enhanced Strain*” come Key option1 e “*Plane Strain*” come Key option 3. Diversi elementi invece vengono utilizzati per le geometrie 3D, nelle quali le analisi verranno effettuate con elementi a 8 nodi, elementi a tetragonali a 4 nodi e a 10 nodi.

Per quanto riguarda l'analisi con elementi a 8 nodi, in Ansys corrisponde all'elemento SOLID 185 con Key option 1 impostata su “*Simple Enhanced Strain*”. L'elemento Tetragonale a 4 nodi in Ansys è SOLID 285 mentre l'elemento a 10 nodi è chiamato SOLID 187, per entrambi questi elementi si adotta come Key option 1 l'opzione “*Pure displacement*”.

Le geometrie sono state realizzate direttamente all'interno di Ansys®Mechanical APDL.

2.1 Analisi Geometrie 2D

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.

2.1.1 Maddox 1987

Il primo giunto analizzato è il provino studiato da Maddox nel 1987 ed è un giunto a doppio irrigidimento come in *figura 2.1*:

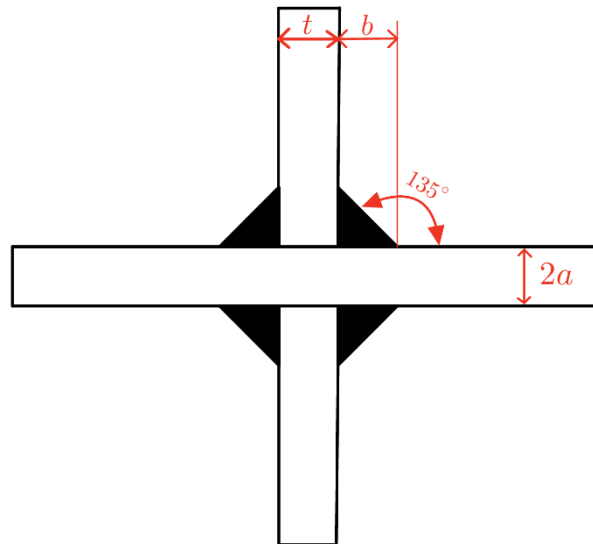


Figura 2.1: Geometria primo giunto, Maddox

I parametri geometrici e il tipo di carico sono riassunti nella *tabella 2.1*, mentre i dati sperimentali sono riassunti nella *tabella 2.2*:

Carico	t [mm]	2a [mm]	b [mm]
Trazione	10	13	8

Tabella 2.1: Parametri geometrici giunto Maddox

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	Nf [cicli]
200	192000
140	507000
100	2937000
80	4297000

Tabella 2.2: Dati sperimentali ricavati con rapporto di ciclo $R=0$.

In Ansys® APDL si è realizzato il modello 2D mediante la creazione di keypoints e linee.

Viene modellato $\frac{1}{4}$ di giunto (come in *figura 2.2*) essendo esso simmetrico, riducendo così i tempi di modellazione e calcolo.

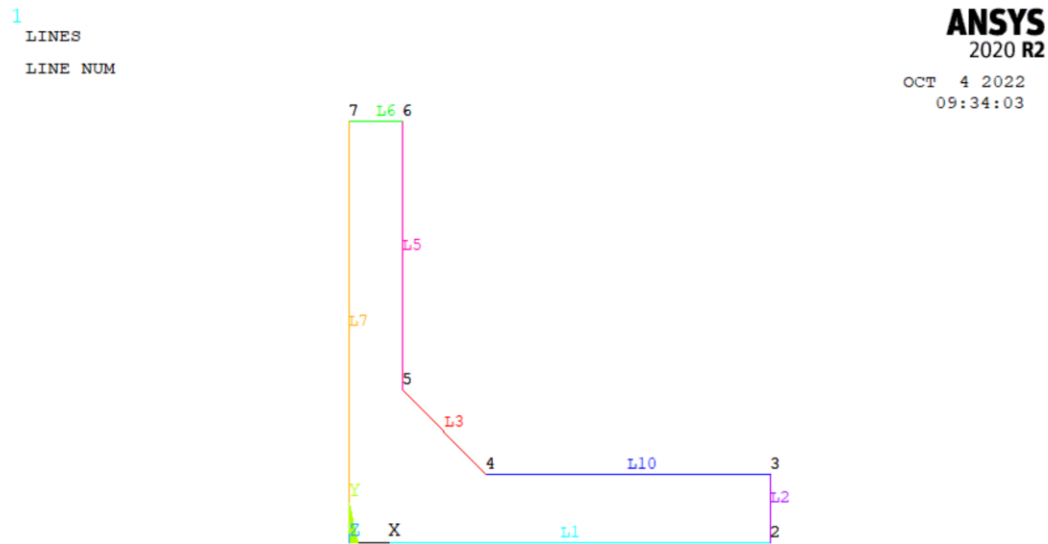


Figura 2. 2:Modello 2D realizzato in Ansys giunto Maddox

Vengono successivamente applicati vincoli e carichi al modello:

- Vincolo di simmetria applicato alla linea L1 e L7 viene rispettivamente vincolato lo spostamento $U_y=0$ per la linea 1 e $U_x=0$ per la linea 7.
- Carichi: Il carico applicato al giunto è un carico di Trazione lungo x, quindi al modello viene applicata una pressione sulla linea 2 pari a -1 MPa.

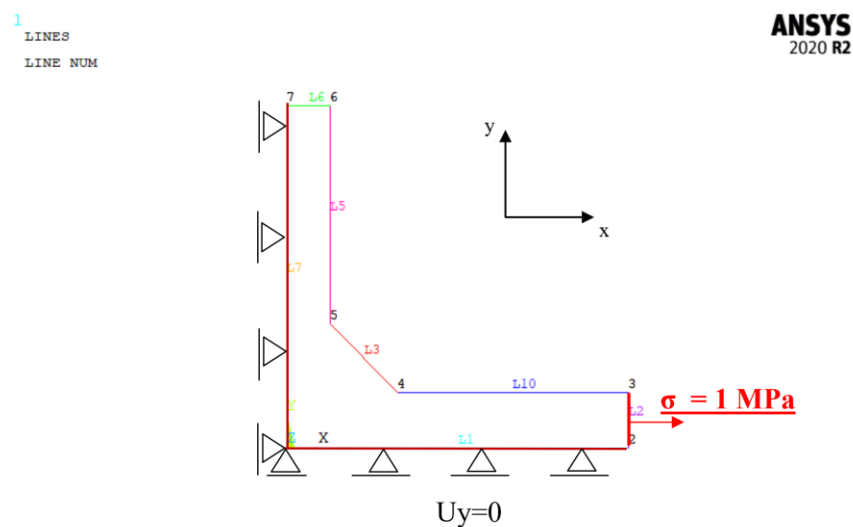


Figura 2. 3: Modello Maddox con applicati vincoli e carichi

2.1.2 Gurney (1991), provino 1

Il primo giunto di Gurney analizzato è un giunto a doppio irrigidimento (*figura 2.1*), come per il provino precedente le dimensioni e la modalità di carico sono riassunte nella *tabella 2.3*, mentre i dati sperimentali sono riassunti nella *tabella 2.4*:

Carico	t [mm]	2a [mm]	b [mm]
Trazione	220	100	15

Tabella 2.3: Parametri geometrici primo provino Gurney

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	Nf [cicli]
150	109000
120	224000
100	322000
65	1153000
55	2147000

Tabella 2.4: Dati sperimentali ricavati con rapporto di ciclo $R=0$.

Viene modellato, come nel caso precedente, $\frac{1}{4}$ del giunto come segue:

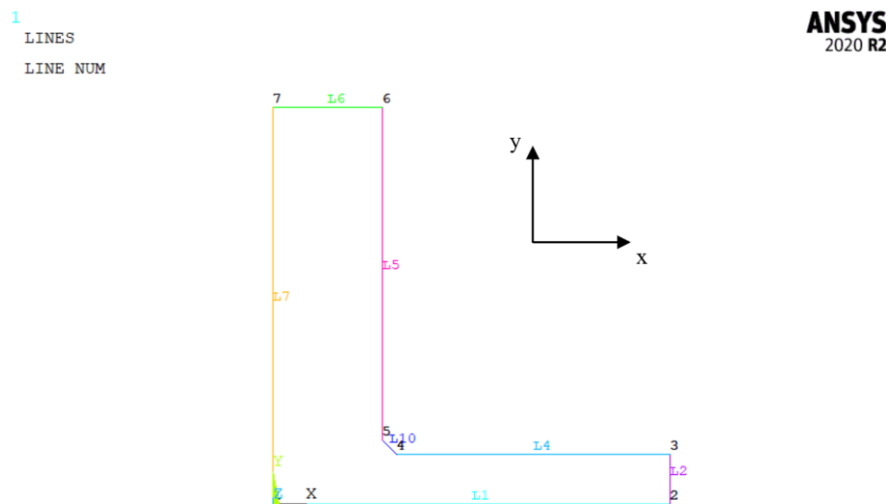


Figura 2.4: Modello 2D realizzato in Ansys del primo giunto Gurney

Carichi e vincoli applicati al modello:

- Vincolo di simmetria applicato alla linea L1 e L7 viene rispettivamente vincolato lo spostamento $U_y=0$ per la linea 1 e $U_x=0$ per la linea 7;
- Carichi: Il carico applicato al giunto è un carico di Trazione lungo x, quindi al modello viene applicata una pressione sulla linea 2 pari a -1 MPa.

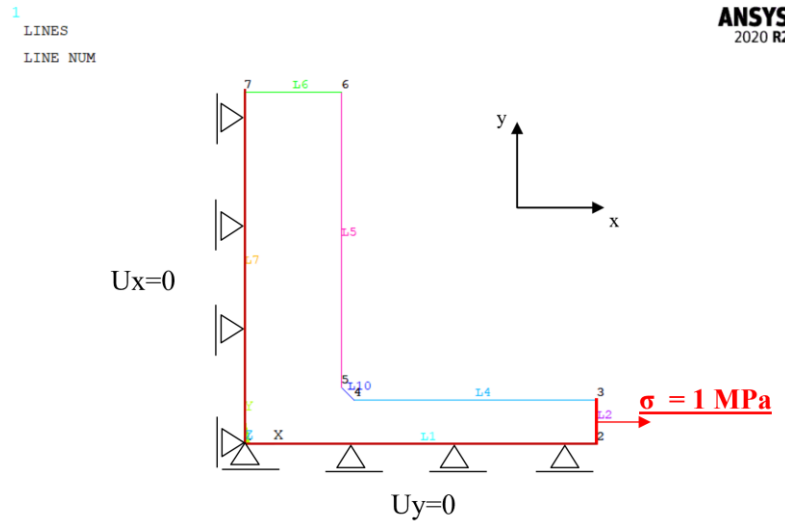


Figura 2. 5: Primo provino Gurney realizzato in Ansys con applicati vincoli e carichi

2.1.3 Gurney (1991), provino 2

Il secondo giunto di Gurney analizzato, è nuovamente un giunto a doppio irrigidimento (figura 2.1), di dimensioni e modalità di carico come in tabella:

Carico	t [mm]	2a [mm]	b [mm]
Flessione	13	100	8

Tabella 2.5: Parametri geometrici secondo provino Gurney

Dati sperimentali:

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	Nf [cicli]
260	120000
220	200000
180	302000
140	744000
120	1180000
110	2158000

Tabella 2. 6 Dati sperimentali secondo provino Gurney ricavati con rapporto di ciclo $R=0$.

Data la simmetria del giunto, come nei casi precedenti, viene modellato $\frac{1}{4}$ del giunto come segue:

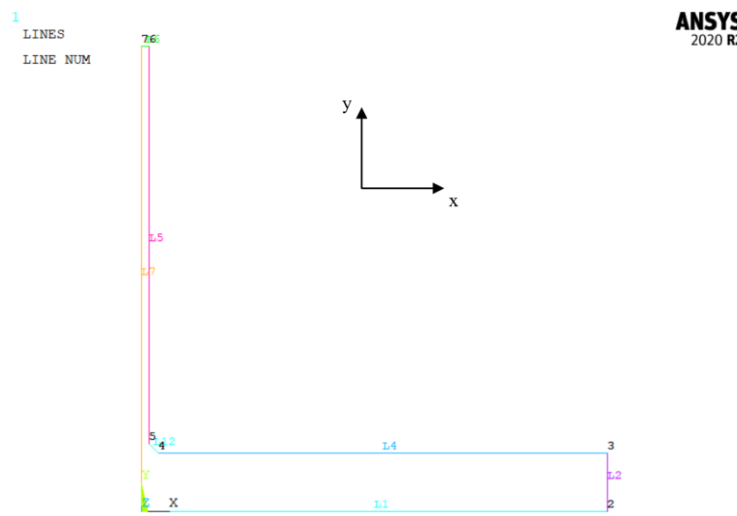


Figura 2. 6: Modello 2D realizzato in Ansys del secondo giunto Gurney

Carichi e vincoli applicati al modello:

- Vincolo di simmetria applicato alla linea L7 viene rispettivamente vincolato lo spostamento $U_x=0$;
- Vincolo di anti-simmetria: applicato alla linea L1 viene vincolato lo spostamento della linea $U_x=0$;
- Vincolo $U_y=0$ sull'origine degli assi:
- Carichi: Il carico applicato al giunto è un carico di flessione, quindi al modello viene applicata una pressione sulla linea 2 pari: nodo $i=0$, nodo $j=-1$ MPa.

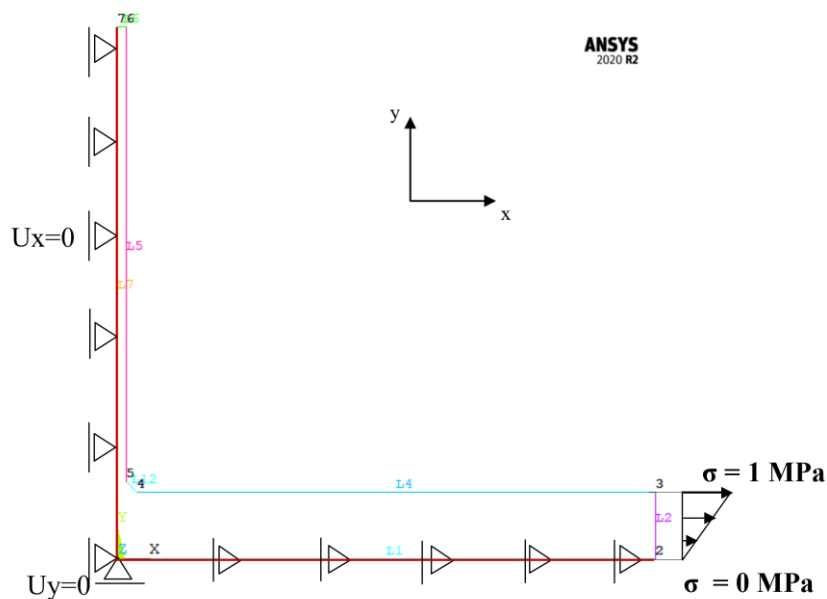


Figura 2. 7: Secondo provino Gurney realizzato in Ansys con applicati vincoli e carichi

2.1.4 Gurney (1991), provino 3

Il terzo giunto analizzato da Gurney nel 1991 è un giunto a singolo irrigidimento come in figura 2.8:

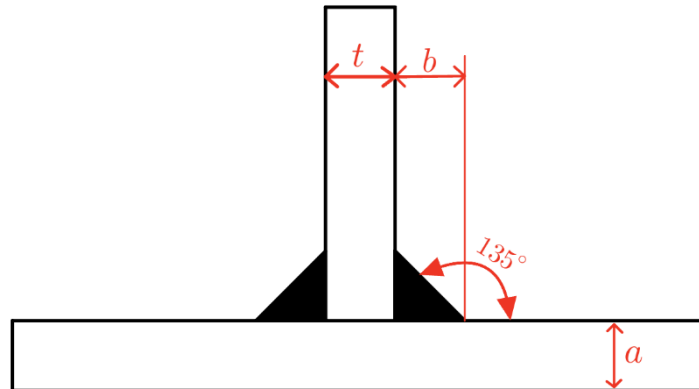


Figura 2. 8: Geometria terzo giunto, Gurney

I parametri geometrici e il tipo di carico sono riassunti nella *tabella 2.7*, mentre i dati sperimentali sono riassunti nella *tabella 2.8*:

Carico	t [mm]	2a [mm]	b [mm]
Flessione	6	6	6

Tabella 2. 7: Parametri geometrici terzo provino Gurney

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	Nf [cicli]
300	135000
260	237000
200	407000
190	573000
180	665000
160	1525000
150	1534000
140	2601000

Tabella 2.8: Dati sperimentali ricavati con rapporto di ciclo $R=0$.

Viene modellato metà giunto (come in *figura 2.2*) essendo esso simmetrico, riducendo così i tempi di modellazione e calcolo.

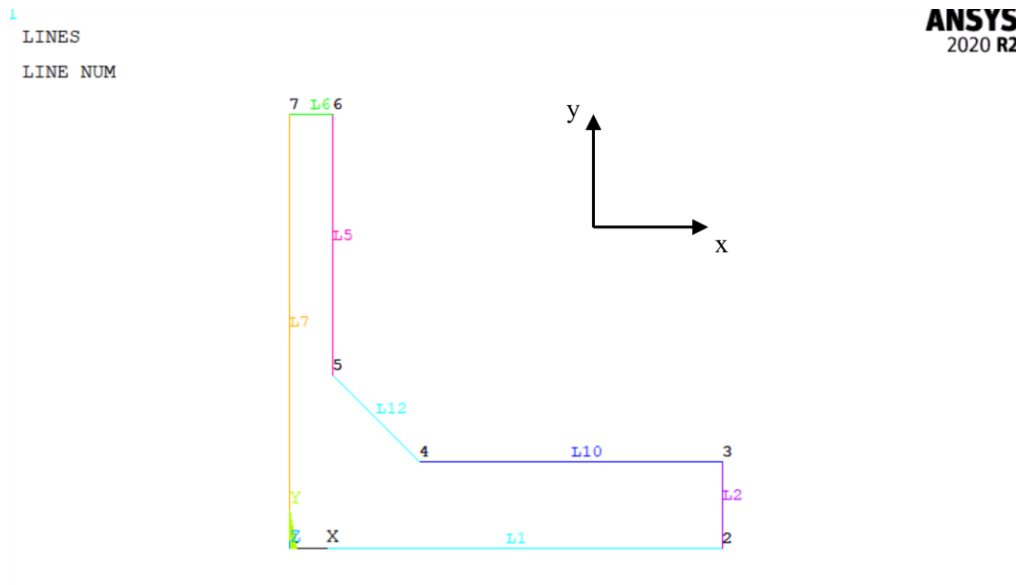


Figura 2. 9 Modello 2D realizzato in Ansys del terzo giunto Gurney

Vengono successivamente applicati vincoli e carichi al modello:

- Vincolo di simmetria applicato alla linea L7 viene vincolato lo spostamento $U_x=0$ per la linea 7 e $U_y=0$ per la linea 7.
- Vincolo $U_y=0$ sull'origine degli assi
- Carichi: Il carico applicato al giunto è un carico di flessione, quindi al modello viene applicata una pressione sulla linea 2 pari a: nodo i= 1MPa, nodo j=-1MPa come in *figura 2.11*:

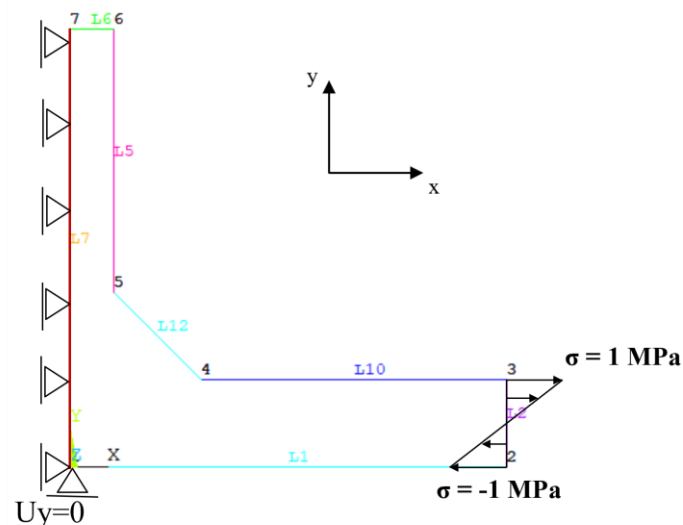


Figura 2. 10: Terzo provino Gurney realizzato in Ansys con applicati vincoli e carichi

2.2 Applicazione Approccio Nominale

Come descritto nel paragrafo 1.1, il metodo della Tensione Nominale è il più utilizzato in ambito industriale per la valutazione della resistenza a fatica di giunti saldati.

2.2.1 Risultati Approccio Nominale

Nella *Tabella 2.11* si hanno i valori della tensioni nominale e del numero di cicli per i 4 provini analizzati.

Questi dati sono stati rielaborati in modo tale da operare una analisi statistica ottenendo una banda di dispersione come in *figura 2.21*, sulla quale viene sovrapposto (*in blu e verde*) la banda di progettazione a fatica ricavata dalla *figura 1.7*.

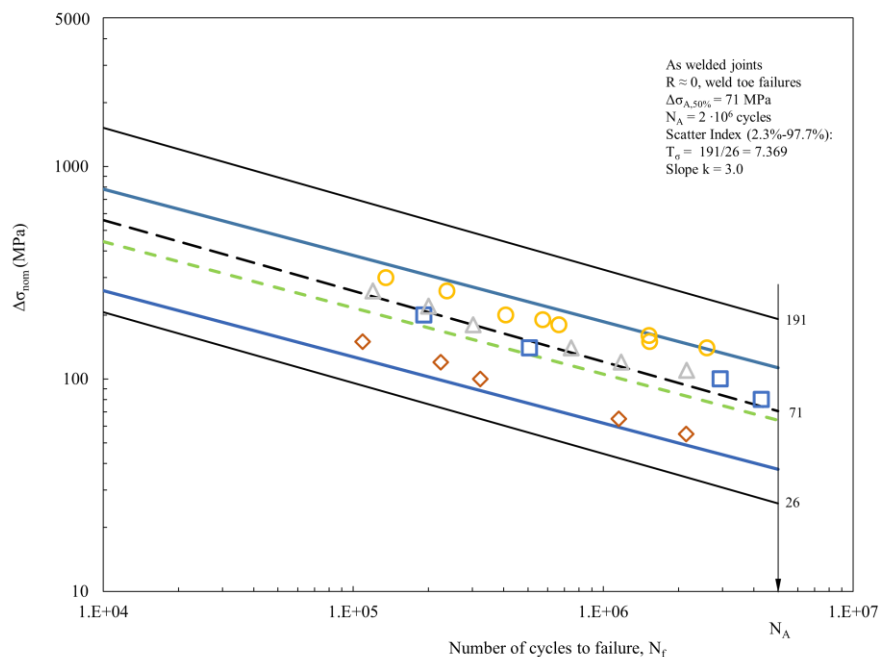


Figura 2. 11: Risultati dati sperimentali con metodo delle tensioni nominali

Tutti i dati sperimentali risultano essere sopra alla curva con probabilità di sopravvivenza PS 97.7%, l'ampiezza della banda ottenuta dai dati sperimentali è molto ampia questo perché sono stati analizzati un campione ridotto di dati sperimentali. Si nota come la pendenza delle curve ottenute dai dati sperimentali è pari a 3, mentre per le curve di progettazione è pari a 3.21.

2.3 Determinazione analitica NSIF, in ANSYS®APDL

I provini presentati nei paragrafi precedenti sono sollecitati solo di modo I puro, si dovrà quindi determinare K_I .

I prossimi passaggi sono riferiti al provino Maddox, ma la procedura per il calcolo è la stessa per tutti gli altri provini Gurney.

In Ansys®Mechanical APDL si sceglie l'elemento piano a 4 nodi, ovvero PLANE 182 con Key Option 1 impostata su “Simple Enhanced Strain” e Key Option 3 su “Plane Strain”.

Per la determinazione di K_I si fa riferimento alla sua definizione, data dalla *formula 1.2*. Essendo in funzione della dimensione della mesh “d” essa deve essere molto fitta in corrispondenza dell'apice dell'intaglio, per poter valutare il comportamento locale.

Per ottenere tale mesh si sono create delle aree guida in modo da poter ottenere un graduale infittimento della mesh all'avvicinarsi all'apice dell'intaglio:

- E' stato creato un cerchio di raggio 0.0001 mm con centro nell'apice dell'intaglio, suddiviso in 3 settori;
- E' stato creato un secondo cerchio di raggio R_c (Area richiesta per applicare il metodo SED) pari a 0.28 mm, in modo tale da poter usare un unico modello sia per il calcolo di K_I che per il calcolo dell'energia di deformazione.

Si ottiene dunque una suddivisione come in *figura 2.11*:

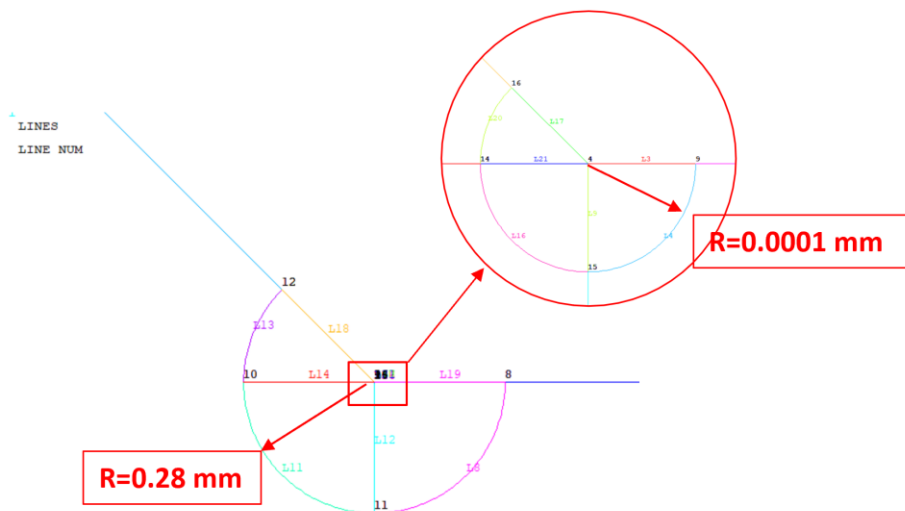


Figura 2. 12: Aree utilizzate per la creazione della mesh

Successivamente, si è creata la mesh seguendo questa procedura:

- Considerando il cerchio interno di raggio $R=0.0001$ mm, le linee dei settori circolari e della circonferenza sono state suddivise manualmente come in *tabella 2.9*:

N° linea	N° Suddivisioni	Spacing Ratio
17	5	1
21	5	1
9	5	1
3	5	1
20	4	1
16	8	1
4	8	1

Tabella 2. 9: *Suddivisioni e spacing ratio delle linee del cerchio interno $R=0.0001$ mm*

- Considerando il cerchio esterno di raggio $R=0.28$ mm, le linee dei settori circolari e della circonferenza sono state suddivise come in *tabella 2.10*:

N° linea	N° Suddivisioni	Spacing Ratio
18	50	2000
14	50	2000
12	50	2000
19	50	2000
8	8	1
11	8	1
20	4	1

Tabella 2. 10: *Suddivisioni e spacing ratio delle linee del cerchio esterno $R=0.28$ mm*

Con questi valori di suddivisione e spacing ratio, si è ottenuto una dimensione di elemento pari a $2 \cdot 10^{-5}$ mm in corrispondenza dell'apice dell'intaglio.

Sono state create poi, le mesh:

- Una mesh di tipo *free* nei settori circolari del cerchio di raggio $R=0.0001$ mm, ottenendo la mesh riportata in *figura XYb*,
- Una mesh di tipo *mapped* nei settori circolari del cerchio di raggio $R=0.28$ mm, ottenendo una mesh riportata in figura XYa;
- Infine, è stata creata una mesh di tipo *free* nell'area rimanente del modello, definendo un *global element size* pari a 1 mm, in modo da generare una mesh non troppo distorta nelle zone in prossimità delle aree di controllo.

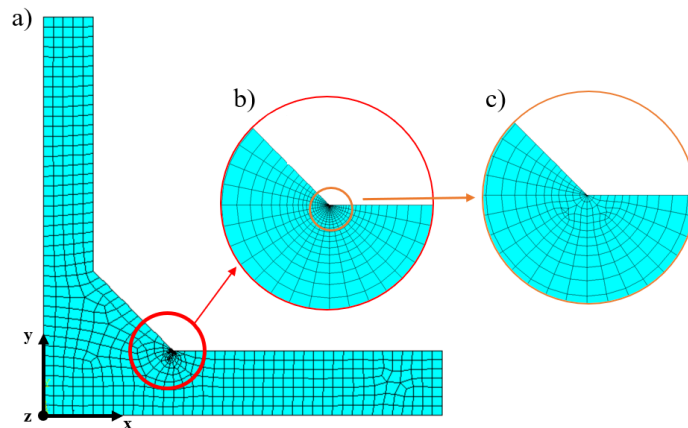


Figura 2. 13: *Mesh ottenuta per provino Maddox, a) Area Globale, dimensione mesh 1 mm, b) Settore circolare $R=0.28$ mm, c) Settore circolare $R=0.0001$ mm*

Il modello risulta meshato, si può dunque procedere con la risoluzione del modello in Ansys:

Main Menu → Solution → Solve → Current LS

Si definisce ora la procedura per l'analisi dei risultati:

- Si crea il sistema di riferimento locale centrato all'apice dell'intaglio e ruotato in modo tale che la direzione dell'asse X sia lungo la bisettrice dell'intaglio. (*figura 2.13*) I corrispondenti passaggi su Ansys sono:
 - i. *Utility Menu → Workplane → Display Working Plane*
 - ii. *Utility Menu → Workplane → Offset Work Plane to → Keypoint*
 - iii. *Utility Menu → Workplane → Offset WP by increments → Degrees*
 - iv. *Figura 2.13:*

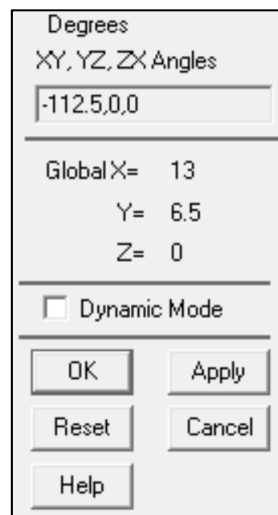


Figura 2. 14: Rotazione del Work Plane di 112.5° orari attorno all'asse Z.

Si definisce il sistema di riferimento appena creato, denominandolo con il numero 11 e lo si imposta come sistema principale per la definizione dei risultati:

- v. *Utility Menu → Workplane → Local Coordinate Systems → Create a Local Cs → At WP origin*

vi.

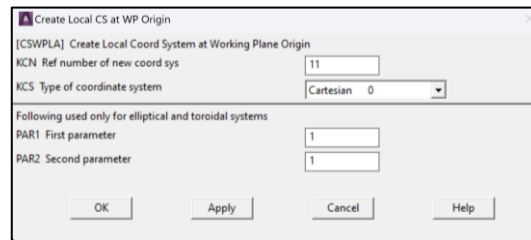


Figura 2. 15: Definizione del sistema di riferimento locale in Ansys®.

vii. Main Menu → General Postproc → Options for Outp

viii. Figura 2.15:

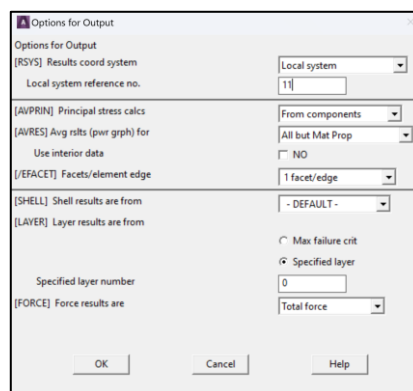


Figura 2. 16: Opzioni per impostare il sistema di riferimento locale come sistema di riferimento principale per la definizione dei risultati.

Viene successivamente creato il Path per la selezione dei nodi lungo la bisettrice dell'intaglio come in figura 2.16 . Il numero di segmenti di divisione tra i nodi deve essere impostato su 1 per poter plottare tensioni dei soli nodi di riferimento:

ix. Main Menu → General Postproc → Define Path → By Nodes

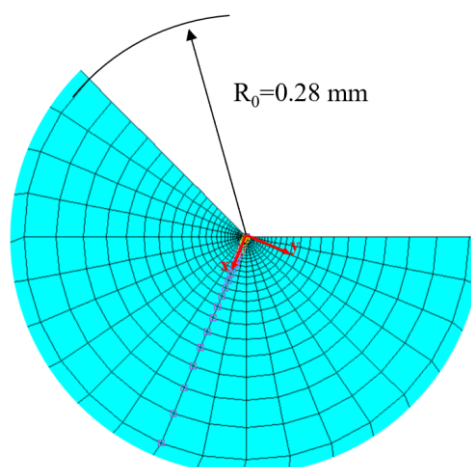


Figura 2. 17: Selezione dei nodi lungo la bisettrice dell'intaglio, da $x=0$ a $x= 0.28 \text{ mm}$

Si plottano ora le tensioni $\Delta\sigma_{yy}$ lungo il path, ovvero lungo x (rispettivamente in Ansys® SY e S):

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

I valori trovati vengono esportati e importati nel software Microsoft®Excel per elaborare un grafico doppio logaritmico $\Delta\sigma_{yy} - x$:

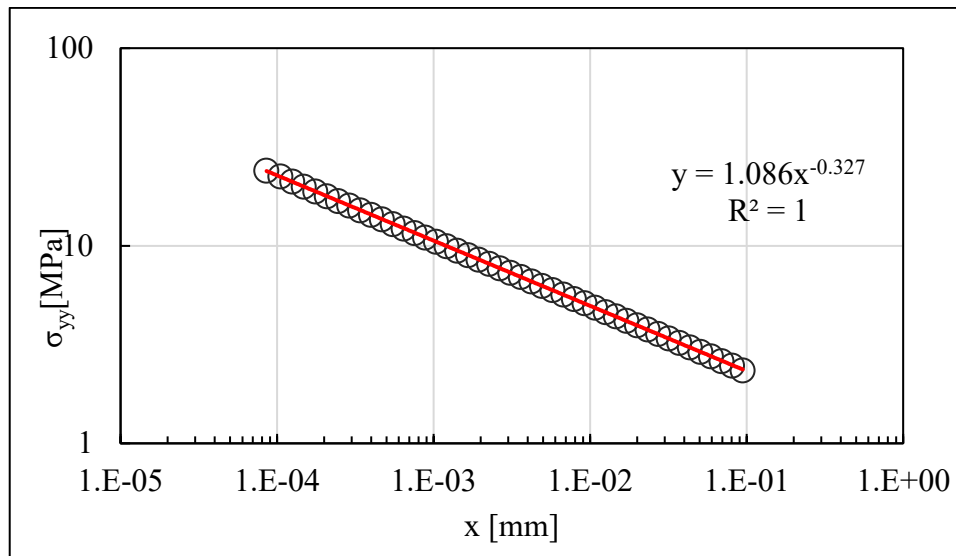


Figura 2. 18: *Variazione tensioni lungo la bisettrice*

Successivamente si è applica la definizione di K_I data dall'equazione (1.2) per determinare l'andamento di ΔK_I in funzione della distanza dall'apice. La figura 2.18 riporta l'andamento di $\Delta K_I - x$ in scala doppia logaritmica:

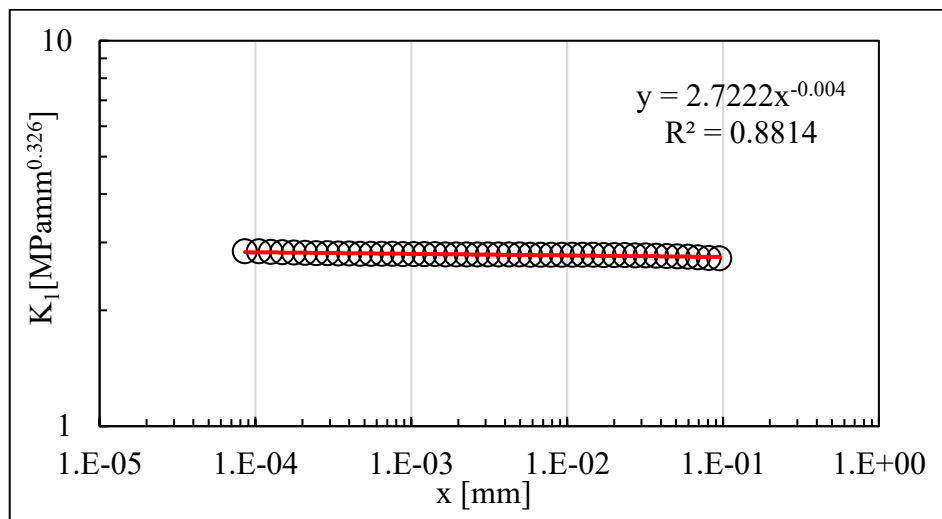


Figura 2. 19: *Andamento di K_I in funzione della distanza dall'apice dell'intaglio x*

L'angolo di apertura 2α considerato è pari a 135° , il modo di sollecitazione è puro modo I si ottiene un valore di $\lambda_1 = 0.674$.

$K_{1,ref}$ è stato calcolato (K_1 di riferimento, perché calcolata per un pressione pari a 1 MPa) facendo una media dei valori di K_1 ai nodi, escludendo i valori interni all'area di controllo di raggio $R=0.0001$ mm perché il grafico è doppio logaritmico e anche quelli troppo distanti dall'apice per il calcolo della media di K_1 .

$$K_{1,ref} = 2.7199 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{0.326}$$

Il valore di $K_{1,ref}$ è in buon accordo con l'intercetta della curva in *figura 2.18*:

$$K_{1,figura\ 2.18} = 2.722 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{0.326}$$

2.3.1 Risultati NSIF, K_1

Nell'ipotesi di lineare elasticità, il valore di K_1 per le diverse condizioni di carico è definita da:

$$K_{1,gen} = \frac{\Delta\sigma_{gen}}{\Delta\sigma_{ref}} \cdot K_{1,ref} \quad (2.1)$$

Dove $K_{1,gen}$ e $\Delta\sigma_{gen}$ sono i valori valore generici di K_1 e $\Delta\sigma_{nom}$ che deve essere determinati, mentre $K_{1,ref}$ e $\Delta\sigma_{ref}$ sono rispettivamente i valori di riferimento noti.

Si riportano nella *tabella 2.11* i valori ottenuti per il provino Maddox e i 3 provini Gurney:

<i>Provino/Carico</i>	$\Delta\sigma_{nom}[\text{MPa}]$	$K_1[\text{MPa} \cdot \text{mm}^{0.326}]$	$N_f[\text{cicli}]$
Maddox Transverse/Trazione	200	543.991	192000
	140	380794	507000
	100	271.996	2937000
	80	217.596	4297000
Gurney, #1 provino Transverse/Trazione	150	811.638	109000
	120	649.31	224000
	100	541.092	322000
	65	351.710	1153000
	55	297.600	2147000
Gurney, #2 provino Transverse/Flessione	260	793.981	120000
	220	671.829	200000
	180	549.679	302000
	140	427.528	744000
	120	366.453	1180000
	110	335.915	2158000
Gurney, #3 provino T-Joint/Flessione	300	575.407	135000
	260	498.686	237000
	200	383.605	407000
	190	364.424	573000
	180	345.244	665000
	160	306.884	1525000
	150	287.704	1534000
	140	268.523	2601000

Tabella 2. 11: Risultati di K_1 a piede cordone

I risultati ottenuti si rielaborano e si determina in *figura 2.19* la banda di dispersione dei dati:

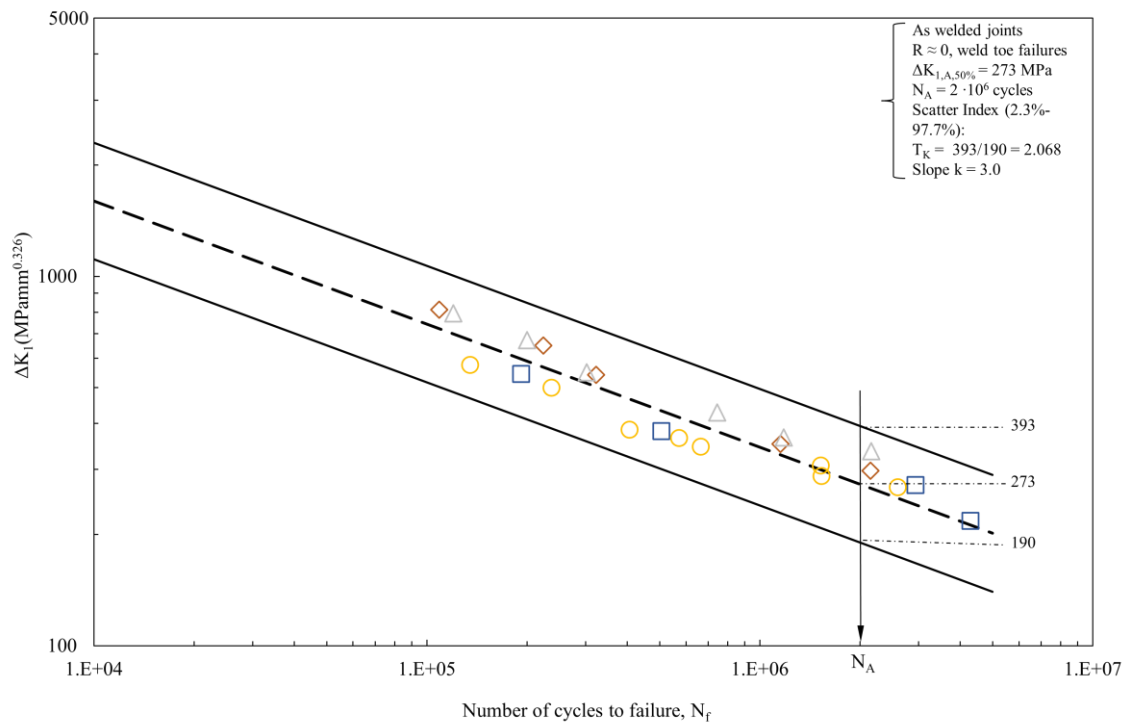


Figura 2. 20: Resistenza a fatica in termini di NSIF, rianalisi dei dati

Successivamente i dati sperimentali sono stati confrontati con la banda di dispersione proposta da Lazzarin, *figura 1.7*. Da tale grafico si ricavano i seguenti valori per tracciare la banda di dispersione appropriata:

Tabella 2. 12: Valori ΔK_I per determinare banda di dispersione Lazzarin, pendenza $K=3.20$

Ps	N _f [cicli]	ΔK_I [MPa mm ^{0.326}]
2.3%	10000	1938
2.3%	2000000	370
2.3%	5000000	273
50%	10000	1512
50%	2000000	304
50%	5000000	228
97.7%	10000	1142
97.7%	2000000	218
97.7%	5000000	164

In figura 2.20 si sono confrontate le due bande di dispersione, rispettivamente quella di Lazzarin e quella ottenuta dai dati sperimentali. La banda di dispersione di Lazzarin presenta una pendenza k pari a 3.20 a differenza di quella utilizzata per i dati sperimentali che è pari a 3, tipico valore per giunti in acciaio.

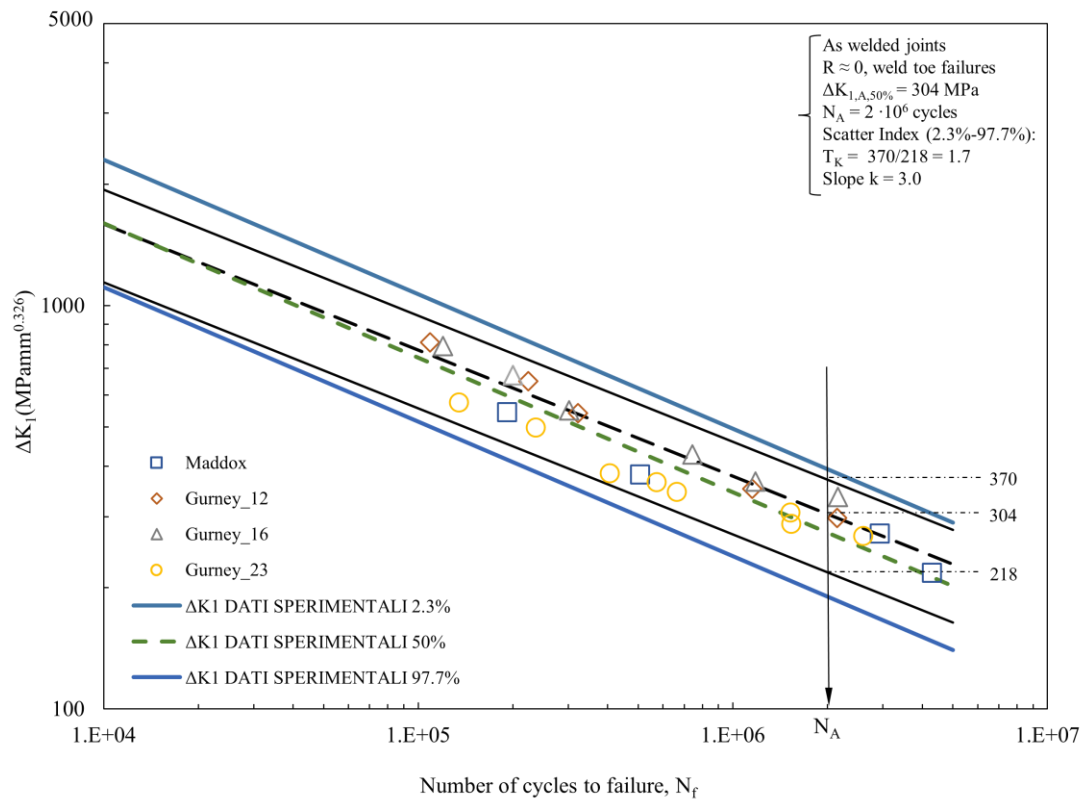


Figura 2. 21: Dati sperimentali inseriti nella banda di progettazione NSIFs

Dai grafici appena presentati si evince che tutti i dati sperimentali stanno al di sopra della linea che identifica una probabilità di sopravvivenza PS pari a 97.7%, inoltre la banda di progettazione NSIFs K_I di Lazzarin risulta essere molto conservativa, in vantaggio di sicurezza. L'ampiezza della banda di dispersione di Lazzarin è pari a $T_k=1.7$, molto più piccola rispetto all'ampiezza della banda ottenuta con i dati sperimentali pari a $T_k=2.16$, e questo può essere dovuto ad un'analisi di dati non troppo approfondita.

2.4 Applicazione Approccio SED

Come descritto nel *paragrafo 1.2.2*, il SED è un criterio energetico proposto da Lazzarin e Zambardi [8], il quale considera come parametro critico per la resistenza strutturale la densità di energia di deformazione mediata su un settore circolare di raggio R_c , che per gli acciai vale 0.28 mm.

2.4.1 Modellazione e analisi SED in ANSYS®APDL

I prossimi passaggi sono riferiti al provino Maddox, ma la procedura per il calcolo è la stessa per tutti gli altri provini Gurney.

In Ansys®Mechanical APDL si sceglie l'elemento piano a 4 nodi ovvero PLANE 182 con Key Option 1 impostata su “*Simple Enhanced Strain*” e Key Option 3 su “*Plane Strain*”.

1. Dalla geometria di partenza creata in Ansys, come spiegato nel *paragrafo 2.1*, si è creato un settore circolare di raggio $R_c = 0.28$ mm centrato all'apice dell'intaglio:

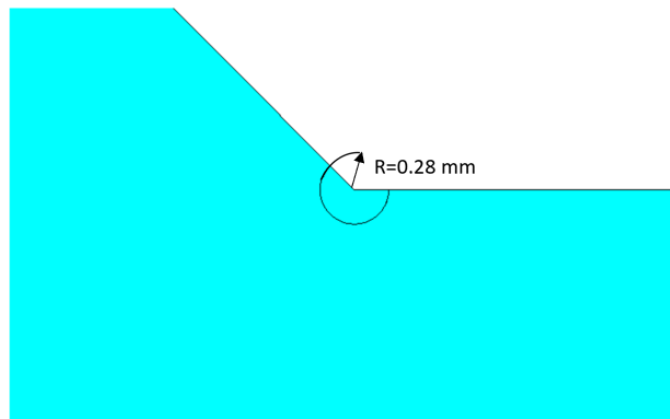


Figura 2. 22: Volume di controllo raggio $R_c = 0.28$ mm per calcolo SED

2. E' stata poi, eseguita la mesh del volume di controllo con una dimensione di elemento $d = 0.05$ mm, e una mesh globale sull'area rimanente con dimensione pari a $d = 1$ mm. Entrambe le mesh sono state eseguite con il comando “*Mesh Free*”

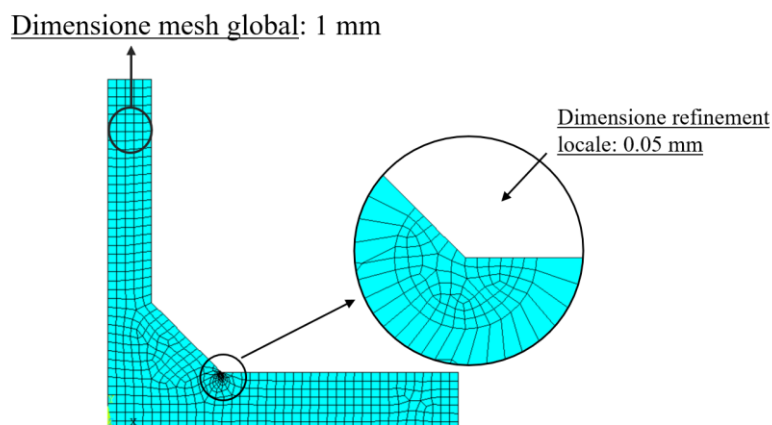


Figura 2. 23: Mesh effettuata su Ansys per calcolo SED

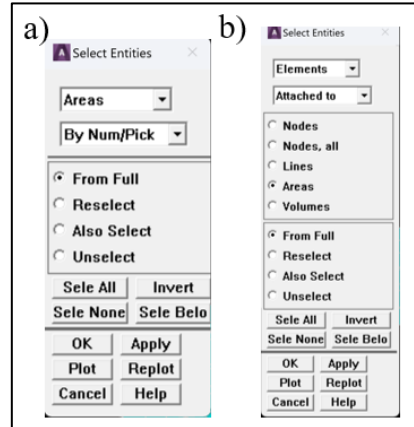
3. Dopo aver eseguito la mesh, si procede con la soluzione del modello:

Main Menu → Solution → Solve → Current LS

4. Ora si procede con la determinazione dell'energia e al calcolo del volume del solo volume strutturale per definire il SED mediato:

Utilit Menu → Select → Entities → Areas → From Full → Seleziono Area Volume di controllo

Utilit Menu → Select → Entities → Element → Attached to → Areas



5. Ora si possono definire le *Element Table* che ci permettono di determinare il valore dell'energia e del volume:

Main Menu → General Postproc → Element Table → Define Table → Add → Energy → SENE

Main Menu → General Postproc → Element Table → Define Table → Add → Geometry → VOLU

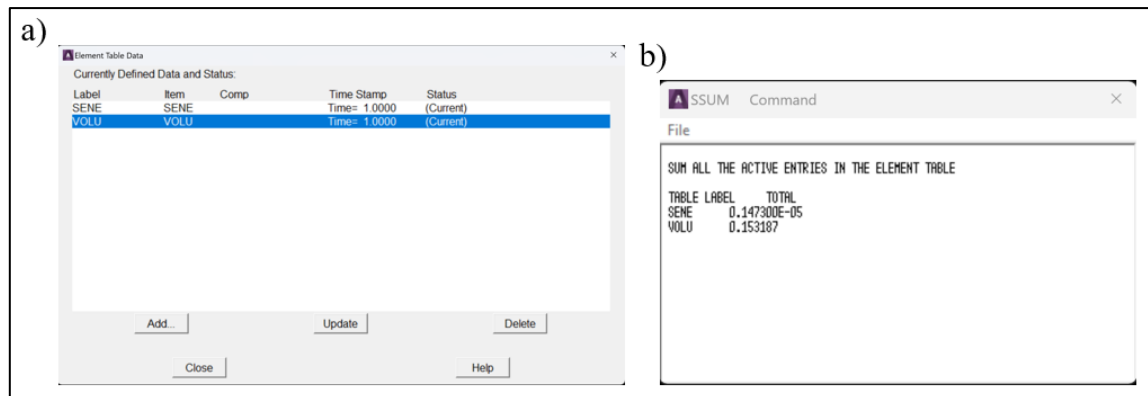


Figura 2. 24: a) *Element Table* in Ansys® b) somma dei valori di SENE e VOLU per calcolo SED

6. Ora si sommano i valori di SENE e VOLU per poi procedere con il calcolo del SED mediato tramite l'equazione (1.8) sfruttando il software di calcolo Microsoft®Excel:

Main Menu → General Postproc → Element Table → Sum of Each Item

$$SED = \frac{SENE}{VOLU} = 9.62 \cdot 10^{-6} \left[\frac{MJ}{m^3} \right] \quad (2.2)$$

2.4.2 Risultati SED

Nell'ipotesi di lineare elasticità, il valore del SED per le diverse condizioni di carico è definita da:

$$SED_{gen} = \left(\frac{\Delta\sigma_{gen}}{\Delta\sigma_{ref}} \right)^2 \cdot SED_{ref} \quad (2.3)$$

Dove SED_{gen} e $\Delta\sigma_{gen}$ sono i valori valore generici di SED e $\Delta\sigma_{nom}$ che devono essere determinati, mentre SED_{ref} e $\Delta\sigma_{ref}$ sono rispettivamente i valori di riferimento noti.

Si riportano nella *tabella 2.13* i valori ottenuti per il provino Maddox e i 3 provini Gurney:

Tabella 2. 13: Risultati SED per i diversi provini

<i>Provino/Carico</i>	$\Delta\sigma_{nom}[MPa]$	<i>SED [MJ/m³]</i>	<i>N_f[cicli]</i>
Maddox Transverse/Trazione	200	0.385	192000
	140	0.188	507000
	100	0.096	2937000
	80	0.062	4297000
Gurney, #1 provino Transverse/Trazione	150	0.885	109000
	120	0.567	224000
	100	0.393	322000
	65	0.166	1153000
	55	0.119	2147000
Gurney, #2 provino Transverse/Flessione	260	0.837	120000
	220	0.599	200000
	180	0.401	302000
	140	0.243	744000
	120	0.178	1180000
	110	0.150	2158000
Gurney, #3 provino T-Joint/Flessione	300	0.424	135000
	260	0.319	237000
	200	0.189	407000
	190	0.170	573000
	180	0.153	665000
	160	0.121	1525000
	150	0.106	1534000
	140	0.092	2601000

I risultati ottenuti si rielaborano e si determina in *figura 2.25* la banda di dispersione dei dati, con una pendenza delle curve $k=1.5$:

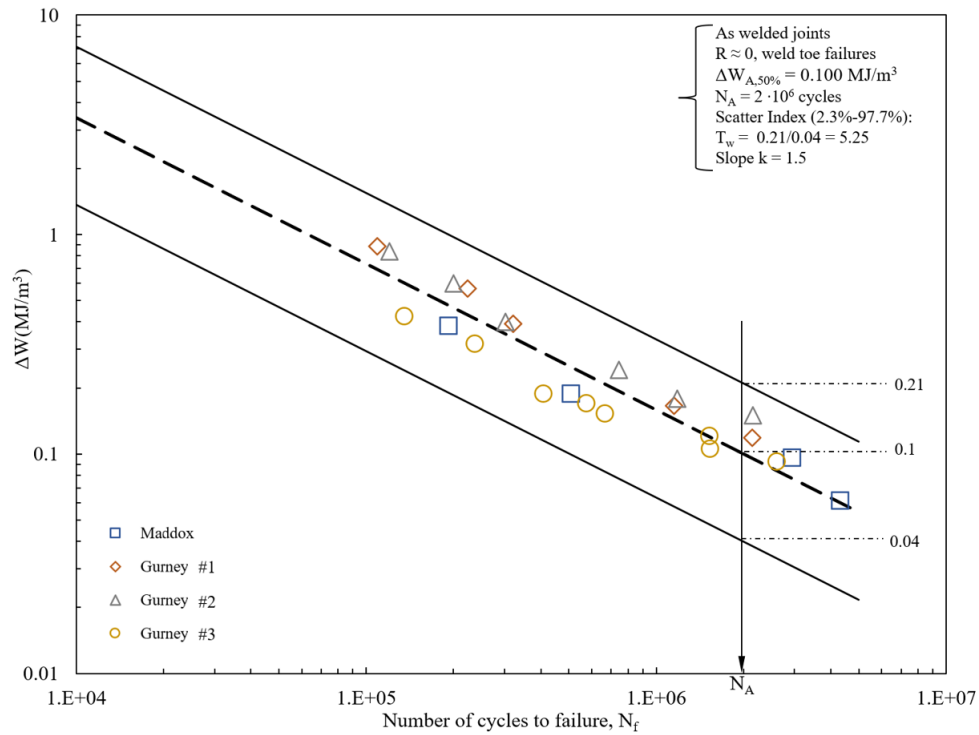


Figura 2. 25: *Resistenza a fatica in termini di SED mediato, rianalisi dei dati*

I risultati ottenuti, vengono poi confrontati con la curva di progettazione del metodo SED proposta da Lazzarin e Zambardi (*figura 1.8*):

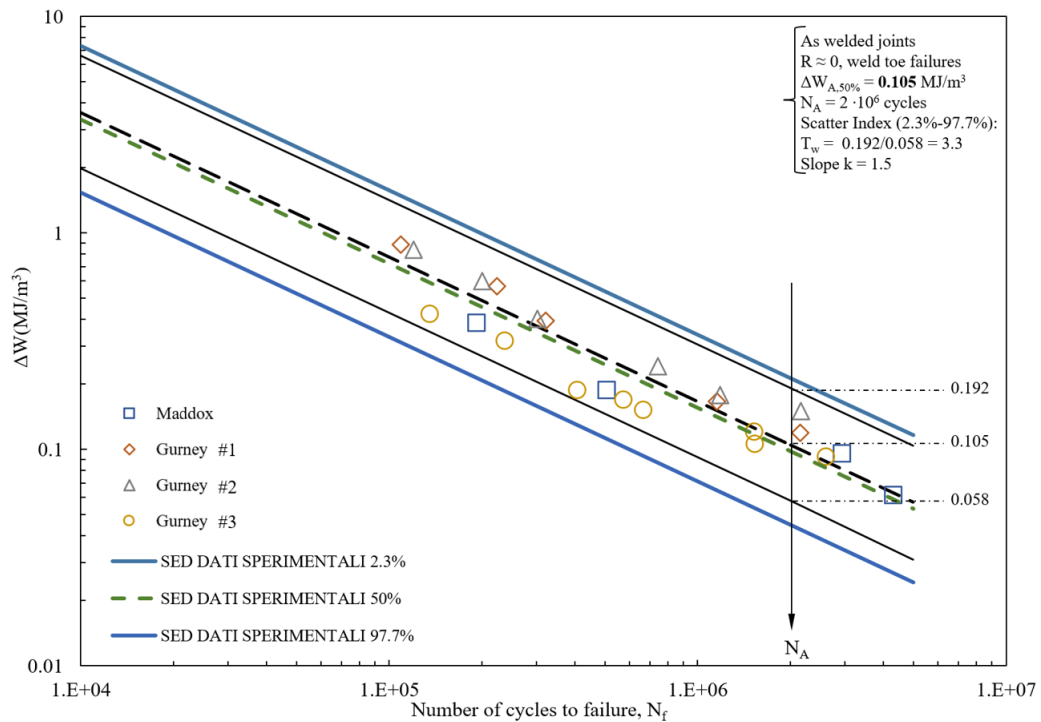


Figura 2. 26: *Sovrapposizione curve determinate da dati sperimentali con quelle di progettazione secondo l'approccio SED.*

Dai grafici appena presentati si evince che tutti i dati sperimentali stanno al di sopra della linea che identifica una probabilità di sopravvivenza PS pari a 97.7%, inoltre la banda di progettazione SED di Lazzarin presenta un' ampiezza della banda di dispersione pari a $T_w=3.3$, più piccola rispetto all'ampiezza della banda ottenuta attraverso i dati sperimentali, pari a $T_w=5.25$. Questo può essere dovuto ad un'analisi di dati non troppo numerosa.

2.5 Applicazione Peak Stress Method (PSM)

Il metodo delle tensioni di picco (PSM) permette di stimare gli NSIFs con un approccio rapido e semplificato basato su analisi agli elementi finiti con mesh grossolane.

Si rimanda al *paragrafo 1.2.3* per l'approfondimento dell'approccio, procediamo ora con l'applicazione di tale metodo al provino Maddox, l'applicazione agli altri giunti Gurney è la medesima.

2.5.1 Modellazione e analisi PSM in ANSYS®APDL

In Ansys®Mechanical APDL si sceglie l'elemento piano a 4 nodi ovvero PLANE 182 con Key Option 1 impostata su “*Simple Enhanced Strain*” e Key Option 3 su “*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 4) si ricavano dunque dalla *tabella 1.7* i seguenti valori:

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

La mesh viene generata con l'algoritmo “*Mesh Free*” in Ansys®APDL, la dimensione di elemento “*d*” si ottiene considerando la dimensione di riferimento del giunto “*a*” che è pari a metà dello spessore del piatto principale: $a = \frac{13}{2} = 6.5 \text{ mm}$.

Dalla *tabella 1.7*, considerando con le ipotesi fatte, si ha che :

$$\left(\frac{a}{d}\right)_{min} = 3 \quad (2.4)$$

Si ricava dunque analiticamente la massima dimensione della mesh utilizzabile per la validità dell'approccio PSM:

$$d < \frac{a}{3} = \frac{6.5}{3} = 2.17 \text{ mm} \quad (2.5)$$

Quindi la dimensione massima utilizzabile sarebbe 2.17 mm.

Si è scelta inizialmente una mesh pari a 2 mm.

Ora definiti tutti i coefficienti, si calcola tramite l'*equazione 1.14* il fattore correttivo delle tensioni f_{w1} :

$$f_{w1} = K_{FE}^* \cdot \sqrt{\frac{2e_1}{1-\nu^2}} \cdot \left(\frac{d}{R_0}\right)^{1-\lambda_1} = 1.328 \quad (2.6)$$

Il risultato modello meshato è presente nella figura seguente:

ANSYS
2020 R2

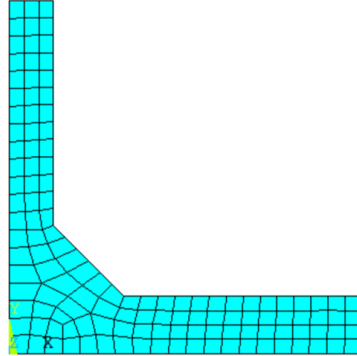


Figura 2. 27: Modello meshato per applicazione PSM

Il giunto viene vincolato, si applicano i carichi come descritto nel *paragrafo 2.1.1* e viene risolto:

Main Menu → Solution → Solve → Current LS

Si determina la tensione principale σ_{11} :

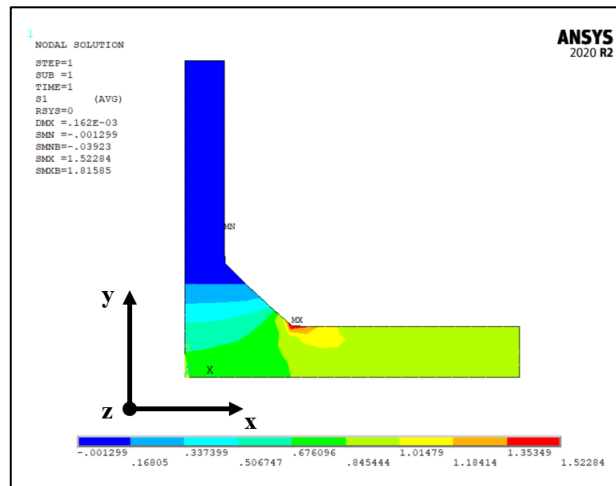


Figura 2. 28: Plot della tensione principale per il provino Maddox

Per modelli 2D sollecitati da puro modo I si ha che la tensione di picco coincide con la massima tensione principale $\Delta\sigma_{peak} = \Delta\sigma_{11,peak}$ calcolata nel nodo posizionato al piede cordone.

Per una pressione esterna applicata pari a 1 MPa il massimo valore di $\Delta\sigma_{11}$ a piede cordone risulta:

$$\Delta\sigma_{11,fem} = \Delta\sigma_{\theta\theta,\theta=0,peak} = 1.523 \text{ MPa} \quad (2.7)$$

Dall'equazione 1.13 si ricava la tensione equivalente di picco:

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = \sqrt{f_{w1}^2 \cdot \Delta\sigma_{11,fem}^2} = f_{w1} \cdot \Delta\sigma_{11,fem} = 2.023 \text{ MPa} \quad (2.8)$$

2.5.2 Risultati PSM, mesh rada

Nell'ipotesi di lineare elasticità, il valore del SED per le diverse condizioni di carico è definita da:

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

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

Questi risultati sono ottenuti per mesh rade; per i primi due provini Gurney si sono adottate mesh molto grossolane, sempre rispettando i criteri del PSM, pari a 16 mm mentre per il terzo provino Gurney si è adottata una mesh pari a 2 mm.

Tabella 2. 14: Risultati Tensioni di picco provini Maddox e Gurneyv

<i>Provino/Carico</i>	$\Delta\sigma_{nom}[\text{MPa}]$	$\Delta\sigma_{eq,peak}[\text{MJ}/\text{m}^3]$	$N_f[\text{cicli}]$
Maddox Transverse/Trazione	200	404.588	192000
	140	283.212	507000
	100	202.294	2937000
	80	161.835	4297000
Gurney, #1 provino Transverse/Trazione	150	642.225	109000
	120	513.780	224000
	100	428.150	322000
	65	278.298	1153000
	55	235.483	2147000
Gurney, #2 provino Transverse/Flessione	260	749.624	120000
	220	634.297	200000
	180	518.971	302000
	140	403.644	744000
	120	345.980	1180000
	110	317.149	2158000
Gurney, #3 provino T-Joint/Flessione	300	432.314	135000
	260	375.793	237000
	200	289.072	407000
	190	274.618	573000
	180	260.164	665000
	160	231.257	1525000
	150	216.804	1534000
	140	202.350	2601000

I dati sono stati rielaborati ottenendo una banda di dispersione, con una pendenza delle curve pari a $k=3$. Nella figura 2.29 è riportato il confronto tra la banda di dispersione ottenuta con i dati sperimentali e le curve di progettazione del PSM:

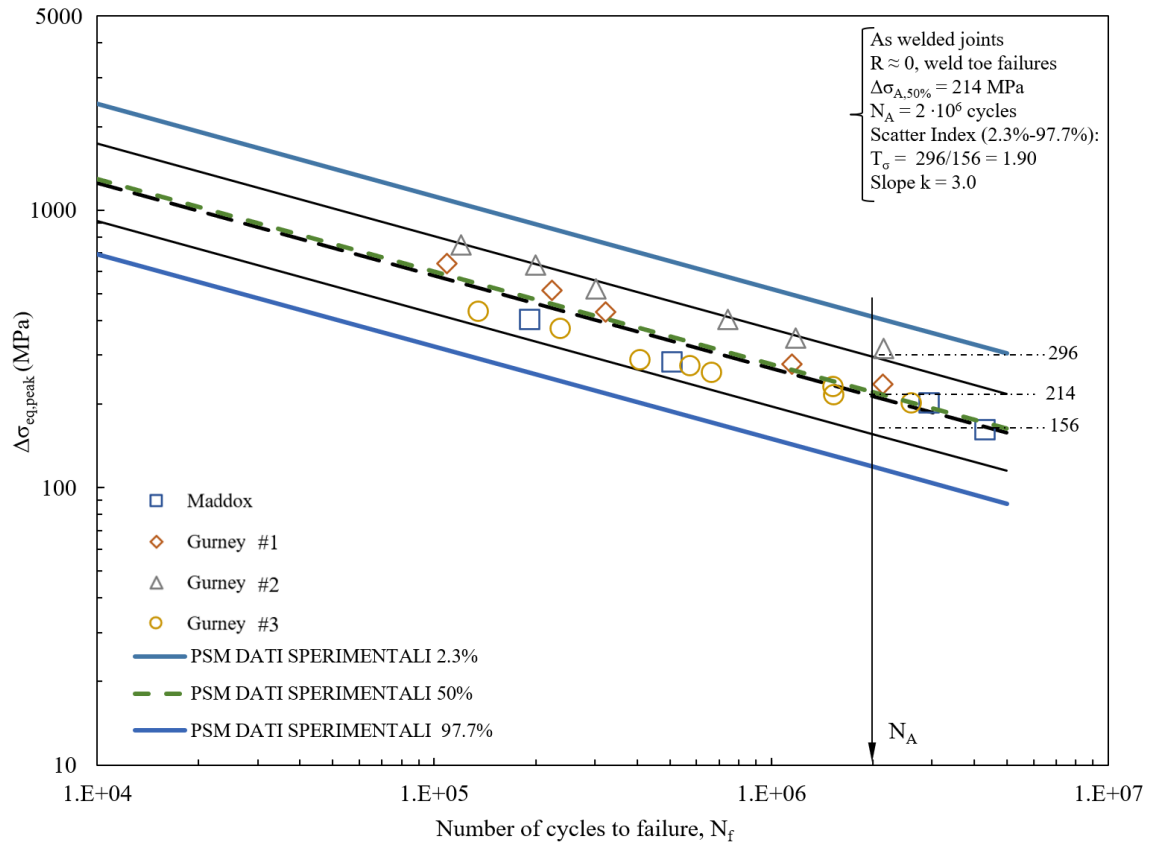


Figura 2. 29: Confronto tra le curve di progettazione e la banda di dispersione determinata tramite i dati sperimentali, mesh rada.

Questi dati sperimentali sono stati ricavati utilizzando mesh grossolane che rispettavano i criteri del PSM. Pertanto, per i provini dove si adottano dimensioni di elemento pari a 16 mm (molto grossolana), si è al limite con la curva di progettazione.

Si è quindi deciso di adottare per tutti i provini una dimensioni di elemento pari a 1 mm, rispettando sempre i criteri per l'applicazione del PSM.

2.5.3 Risultati PSM, mesh fitta

Adottando una mesh fitta, si rieseguono i medesimi passaggi svolti nel *paragrafo 2.5.1*, nei quali varia solamente il fattore correttivo delle tensioni pari a:

$$f_{w1} = K_{FE}^* \cdot \sqrt{\frac{2e_1}{1-v^2}} \cdot \left(\frac{d}{R_0}\right)^{1-\lambda_1} = 1.0597 \quad (2.10)$$

Il modello meshato risulta:

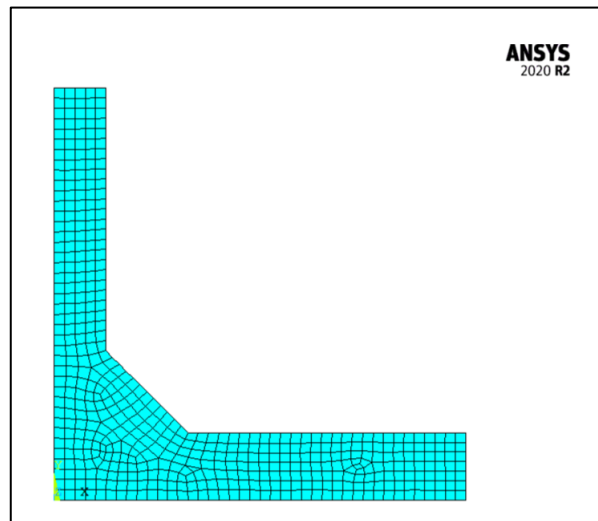


Figura 2. 30: Mesh di dimensione elemento pari a 1 mm per provino Maddox

Dopo aver applicato carichi e vincoli si è risolto il modello e si è determinata la tensione principale $\Delta\sigma_{11}$:

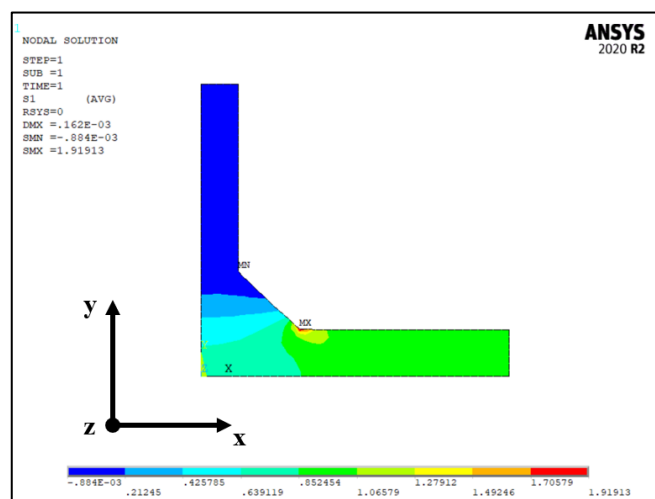


Figura 2. 31: Plot della tensione principale per il provino Maddox, con mesh fitta

Si ottiene quindi la tensione principale all'apice dell'intaglio necessaria per il calcolo della tensione equivalente di picco:

$$\Delta\sigma_{11,fem} = \Delta\sigma_{\theta\theta,\theta=0,peak} = 1.919 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{eq,peak} = 2.0337 \text{ MPa}$$

2.5.4 Risultati PSM, mesh fitta

I risultati ottenuti con mesh sono presentati in *tabella 2.15*:

Tabella 2. 15: Confronto tensioni di picco ottenute con mesh fitte e con mesh rade

<i>Provino/Carico</i>	$\Delta\sigma_{nom}[MPa]$	$\Delta\sigma_{eq,peak}[MJ/m^3]$ (mesh fitta)	$\Delta\sigma_{eq,peak}[MJ/m^3]$ (mesh rada)	$N_f[cicli]$
Maddox Transverse/Trazione	200	406.750	404.588	192000
	140	284.725	283.212	507000
	100	203.375	202.294	2937000
	80	162.700	161.835	4297000
Gurney, #1 provino Transverse/Trazione	150	610.447	642.225	109000
	120	488.358	513.780	224000
	100	406.965	428.150	322000
	65	264.527	278.298	1153000
	55	223.831	235.483	2147000
Gurney, #2 provino Transverse/Flessione	260	595.670	749.624	120000
	220	504.029	634.297	200000
	180	412.387	518.971	302000
	140	320.745	403.644	744000
	120	274.925	345.980	1180000
	110	252.014	317.149	2158000
Gurney, #3 provino T-Joint/Flessione	300	433.607	432.314	135000
	260	375.793	375.793	237000
	200	289.072	289.072	407000
	190	274.618	274.618	573000
	180	260.164	260.164	665000
	160	231.257	231.257	1525000
	150	216.804	216.804	1534000
	140	202.350	202.350	2601000

Tracciando, come fatto per i casi precedenti, la banda di dispersione dei dati sperimentali con pendenza delle curve pari a 3, si ottiene:

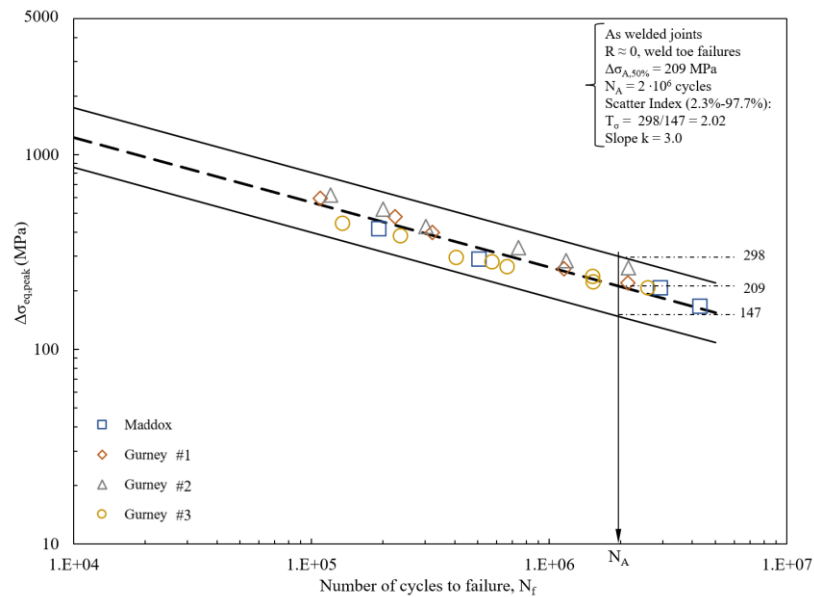


Figura 2. 32: Resistenza a fatica secondo il PSM, rianalisi dei dati

La banda definita in *figura 2.32* è stata successivamente confrontata con le curve di progettazione del PSM di *figura 1.11*:

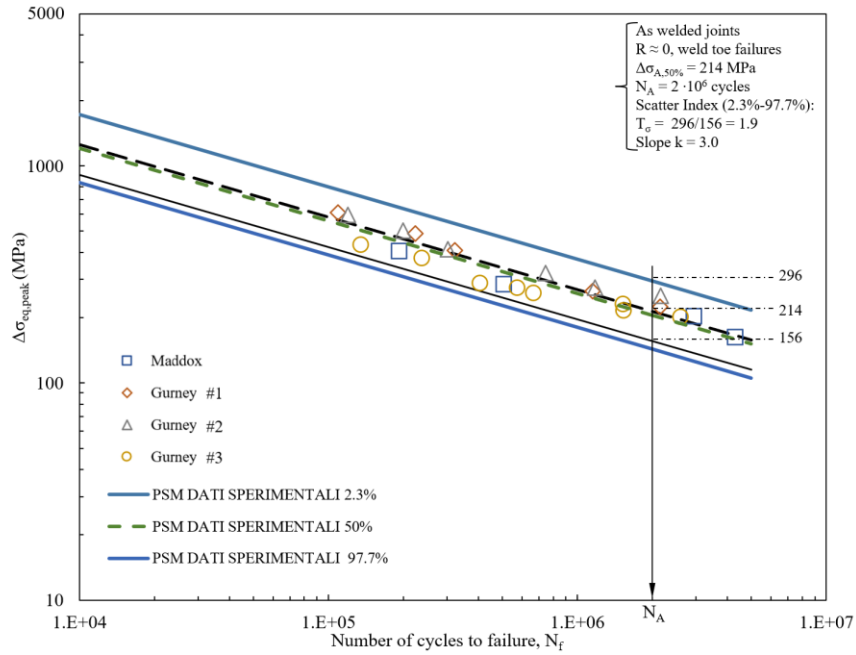


Figura 2. 33: Confronto tra le curve di progettazione e la banda di dispersione determinata tramite i dati sperimentali, mesh fitta.

Dal confronto tra *figura 2.29* e *figura 2.33* si ha che al diminuire della dimensione di elemento vi è una maggior accuratezza dei risultati ottenuti. Ad esempio per il provino Gurney#2 si passa da una mesh di 16 mm ad una mesh di 1 mm portando ora completamente all'interno della banda di progettazione i dati ottenuti.

Dalla *figura 2.33* si può concludere che tutti i dati sperimentali stanno al di sopra della linea che identifica una probabilità di sopravvivenza PS pari a 97.7%, inoltre le curve di progettazione del PSM presenta un' ampiezza della banda di dispersione pari a $T_\sigma=1.9$, molto vicina rispetto all'ampiezza della banda ottenuta con i dati sperimentali (*figura 2.32*) pari a $T_\sigma=2.02$.

2.5.5 Stima degli NSIF tramite PSM

Calcolate con l'analisi agli elementi finiti le tensioni di picco tramite l'equazione (1.9), (1.10) e (1.11) si possono stimare in modo diretto gli NSIFs. Per i casi in esame, essendo tutti i provini sollecitati con puro modo I, determineremo K_1 :

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

Considerando il caso con una mesh fitta si ottiene per il provino Maddox:

$$K_1 \cong 2.648 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{0.326}$$

Tabella 2. 16: Valori $NSIF, K_I$ calcolati con metodo PSM e confronto con valore K_I calcolato analiticamente al paragrafo 2.2

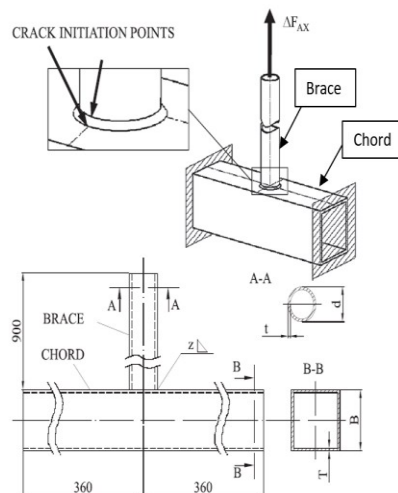
Provino/Carico	$K_I [MPa \cdot mm^{0.326}]$ PSM	$K_I [MPa \cdot mm^{0.326}]$ Analitico	Errore [%]
Maddox Transverse/Trazione	529.679	543.991	$\cong 3.28\%$
	370.775	380794	
	264.839	271.996	
	211.872	217.596	
Gurney, #1 provino Transverse/Trazione	794.940	811.638	$\cong 1.97\%$
	635.952	649.310	
	529.960	541.092	
	344.474	351.710	
Gurney, #2 provino Transverse/Flessione	291.478	297.600	$\cong 2.27\%$
	775.696	793.981	
	656.358	671.829	
	537.020	549.679	
Gurney, #3 provino T-Joint/Flessione	417.682	427.528	$\cong 1.91\%$
	358.014	366.453	
	328.179	335.915	
	564.654	575.407	
	489.367	498.686	$\cong 1.91\%$
	376.436	383.605	
	357.614	364.424	
	338.792	345.244	
	301.149	306.884	$\cong 1.91\%$
	282.327	287.704	
	263.505	268.523	

In accordo con la teoria dove l'errore relativo era $\pm 3\%$

2.6 Analisi Geometria 3D

L'ultimo giunto analizzato in questo capitolo, è il giunto saldato studiato da Gandhi nel 1998 [16] ovvero un giunto formato da un tubo cavo a sezione circolare, saldato sulla parte superiore di un tubo cavo a sezione circolare.

6 Gandhi *et al.*³⁴



N°	B (mm)	T (mm)	d (mm)	t (mm)	z (mm)
1	200	10	51	6.3	6.3
2	200	10	82.5	6.3	6.3
3	200	10	159	6.3	6.3
4	200	10	76	4.5	4.5
5	200	10	82.5	8.8	8.8
6	300	12.5	127	8	8
7	200	6.3	88.9	4	4

Figura 2. 34: Giunto Ghandi da articolo [17], scelta dimensioni da analizzare

Sono state scelte le seguenti dimensioni del giunto da analizzare:

B (mm)	T (mm)	d (mm)	t (mm)	Z (mm)	2α
200	10	51	6.3	6.3	Brace: 135° Chord: 135°

La saldatura effettuata al giunto è a piena penetrazione, il materiale è lineare elastico, isotropo con modulo di Young $E = 206000 \text{ MPa}$, e coefficiente di Poisson $\nu = 0.3$.

I dati sperimentali forniti da Gandhi per questo giunto sono definiti in termini di $\Delta\sigma_{nom}$ in funzione della vita a fatica. Gandhi definisce diverse vite a fatica ovvero N_2 : "First visible crack" ovvero il numero di cicli al quale si innesca la cricca, N_3 : "Through the thickness crack" ovvero il numero di cicli nel quale si ha la propagazione della cricca e N_4 : "failure of the specimen" il numero di cicli in cui si ha la rottura completa del provino.

Provino N°	$\Delta\sigma_{nom} [\text{MPa}]$	$N_2 [\text{cicli}]$	$N_3 [\text{cicli}]$	$N_4 [\text{cicli}]$
1	33.22	25000	350000	552000

Tabella 2. 17: Valori geometria scelti per analisi giunto Gandhi

Si modellerà $\frac{1}{4}$ della geometria in quanto il giunto risulta essere simmetrico.

2.6.1 Modellazione giunto Gandhi in Ansys®APDL

Il giunto è stato modellato in 2D direttamente in Ansys® per poi essere estruso ed ottenere il giunto 3D. Per la modellazione 2D si è partiti dallo schema seguente:

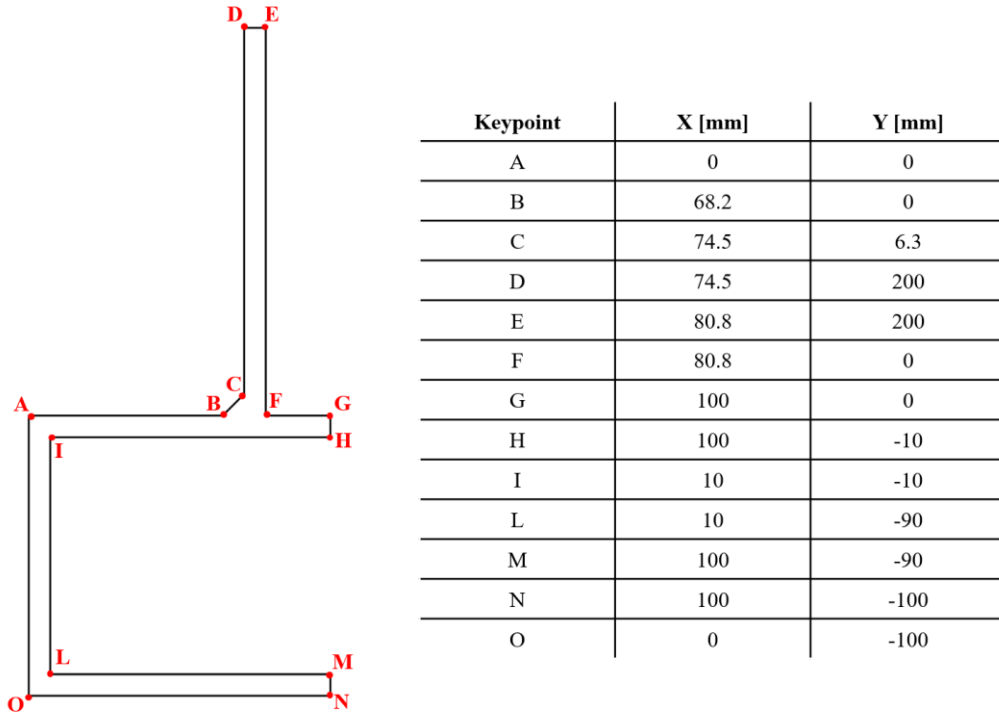


Figura 2. 35: Keypoints per realizzazione geometria in Ansys

Successivamente il modello è stato estruso della lunghezza pari a 360 mm come da *figura 2.34*, con il seguente comando in Ansys®:

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

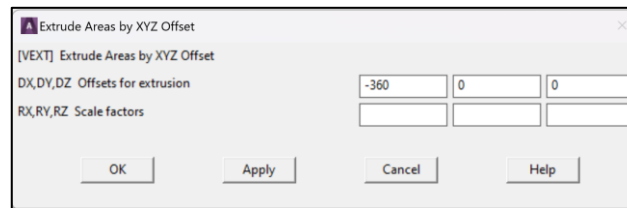


Figura 2. 36: Estrusione Area 2D per creazione modello 3D Gandhi

Ottenendo di conseguenza il modello 3D come segue:

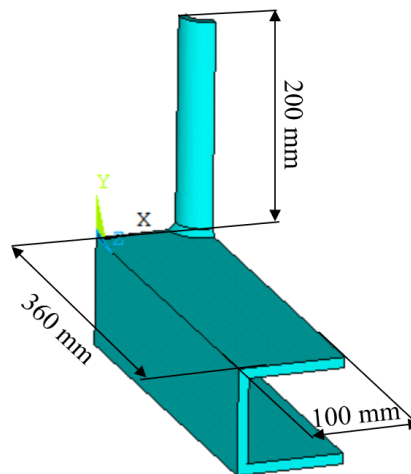


Figura 2. 37: Giunto Gandhi realizzato in 3D in Ansys®

Al modello realizzato vengono poi applicati carichi e vincoli come in *figura 2.38*:

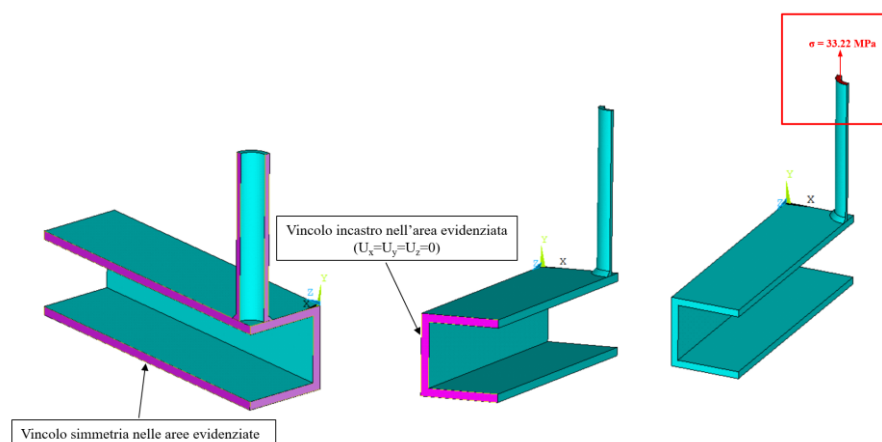


Figura 2. 38: Vincoli applicati al modello Gandhi per l'analisi in Ansys®

2.6.2 Applicazione PSM con elementi a 8 nodi (Brick 185)

Come visto nel *paragrafo 1.2.3*, per l'applicazione del metodo PSM su modelli 3D utilizzando gli elementi Brick a 8 nodi, è necessario utilizzare la tecnica della sotto modellazione.

Main Model

Per la realizzazione del modello principale si utilizza l'elemento Tetra 187 in Ansys® APDL, con Keyoption 1 impostata su “Pure displacement”.

Per definire il “Cut Boundary” si effettua lo studio di convergenza delle tensioni, ovvero si effettuano diverse analisi nelle quali si varia la dimensione di elemento (sempre rispettando i criteri di applicabilità del PSM) e si estrae la tensione principale $\Delta\sigma_{11}$ in direzione X.

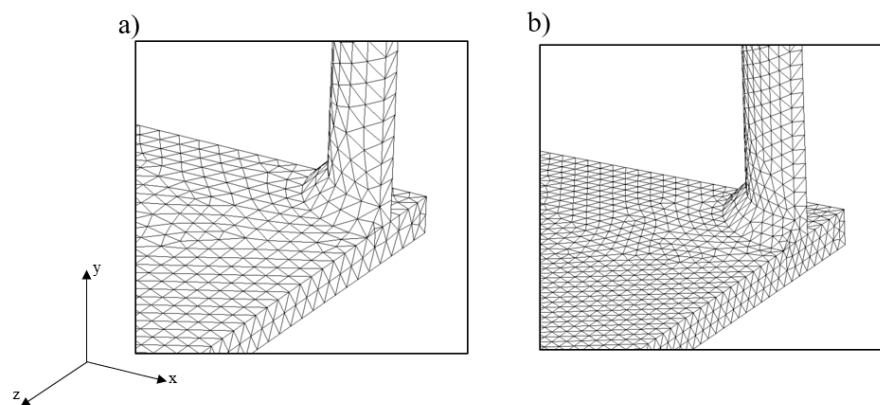


Figura 2. 39: Modelli utilizzati per analisi convergenza tensioni, a) Mesh $d=6$ mm, b) Mesh $d=4$ mm.

Estratte le tensioni lungo la direzione X del giunto (come in *figura 2.39*) viene realizzato un grafico per analizzare la distanza alla quale posizionare il “cut boundary” ovvero quella che risulterà a convergenza:

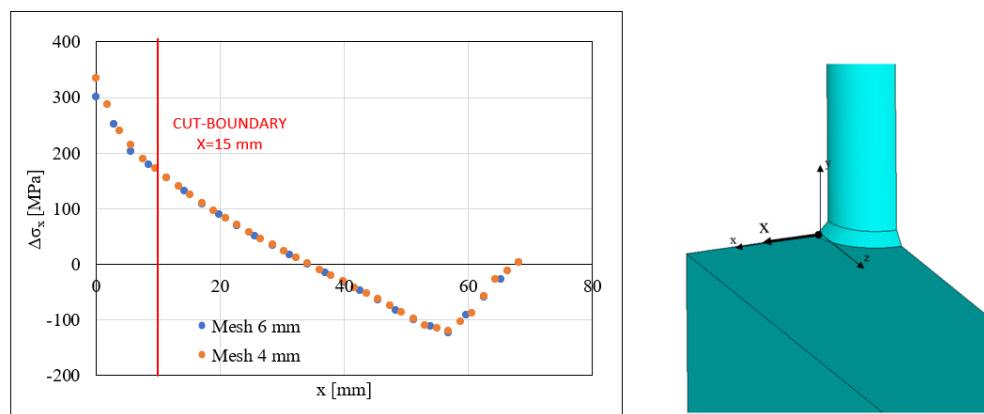


Figura 2. 40: Analisi di convergenza per la determinazione Cut Boundary giunto Gandhi

Il “Cut boundary” viene posizionato a $x = 15$ mm.

Submodel

In Ansys® 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”.

Il provino è sollecitato prevalentemente di puro modo I, presenta un angolo di apertura $2\alpha = 135^\circ$ e utilizzando elementi Brick ad 8 nodi dalla *tabella 1.7* si ricavano i seguenti valori per l'applicabilità dell'approccio:

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

La mesh viene generata con l'algoritmo “Mesh Mapped” in Ansys®APDL, la dimensione di elemento “d”, si ottiene dalla *tabella 1.7*:

$$\left(\frac{a}{d}\right)_{min} = 3 \quad (2.11)$$

Si ricava dunque analiticamente la massima dimensione della mesh utilizzabile per la validità dell'approccio PSM:

$$d < \frac{a}{3} = \frac{6.3}{3} = 2.1 \text{ mm} \quad (2.5)$$

Si è scelta una dimensioni di elemento pari a 1 mm.

Il sistema di riferimento del sotto modello deve coincidere con il sistema di riferimento del modello principale, affinché le condizioni al contorno vengano applicate al sottomodello.

In Ansys®:

1. Si realizza il modello 2D del sotto modello, il quale viene meshato rispettando i criteri del PSM utilizzando l'elemento PLANE 182;
2. Si applica un'estrusione di rivoluzione di 90° attorno all'asse Y, avendo cura di selezionare l'elemento di estrusione ovvero SOLID 185, e il numero di elementi da generare nella direzione dello spessore:

Main Menu → *Preprocessor* → *Modeling* → *Operate* → *Extrude* → *Elem Ext Opts*

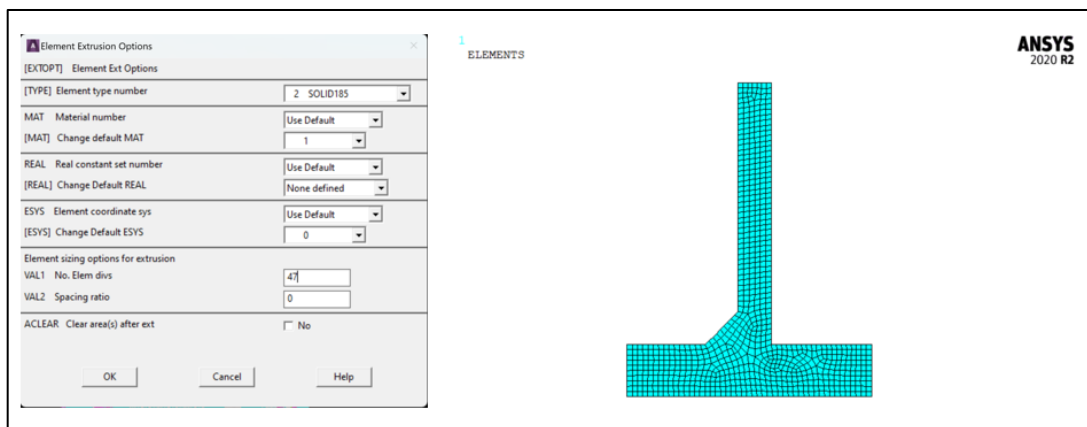


Figura 2. 41: Preparazione modello 2D per estrusione, provino Gandhi

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Operate → Extrude → Areas → About Axis

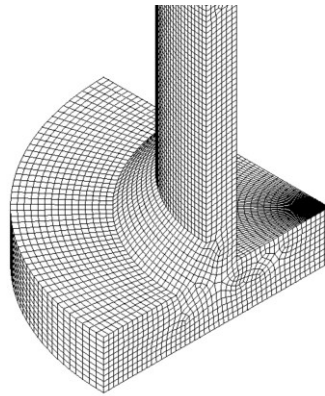


Figura 2. 42: *Sotto modello meshato*

3. La mesh ora deve essere eliminata:

Main Menu → Preprocessor → Meshing → Clear → Areas → Pick All

4. Applico vincoli di simmetria al sotto modello:

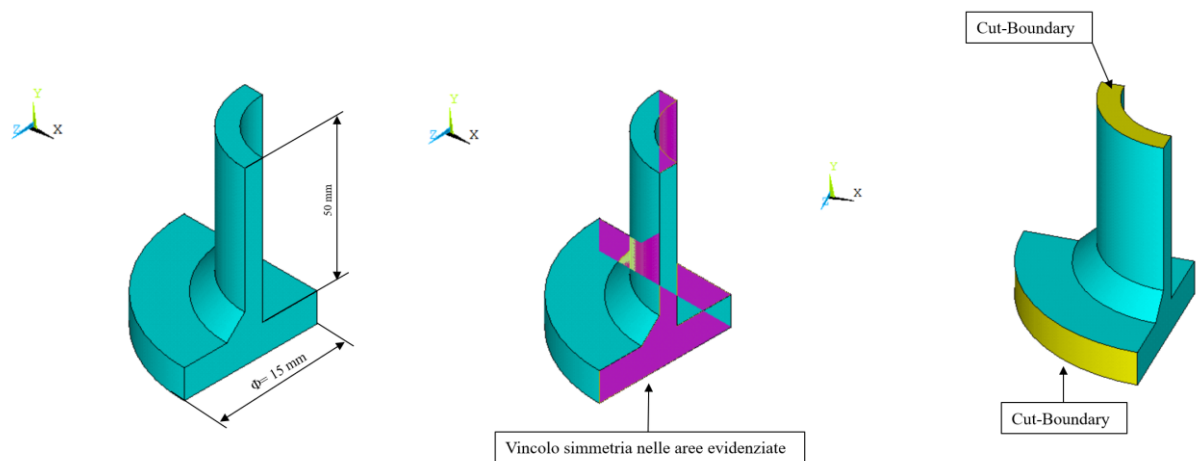


Figura 2. 43: *Vincoli di simmetria ed individuazione Cut Boundary, sotto modello*

5. Tramite la *figura 2.43* si definiscono le aree alle quali verranno estratti e trascritti nodi:

Utility Menu → Select → Entities → Areas → From full

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

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

- Successivamente si è aperto il modello principale e lo si è risolto nuovamente. Nel *Postprocessor* in Ansys® si genera un file con estensione “.cbdo” che contiene i valori degli spostamenti dei singoli nodi del *cut boundary*:

Main Menu → General Postproc → Submodelling → Interpolate DOF

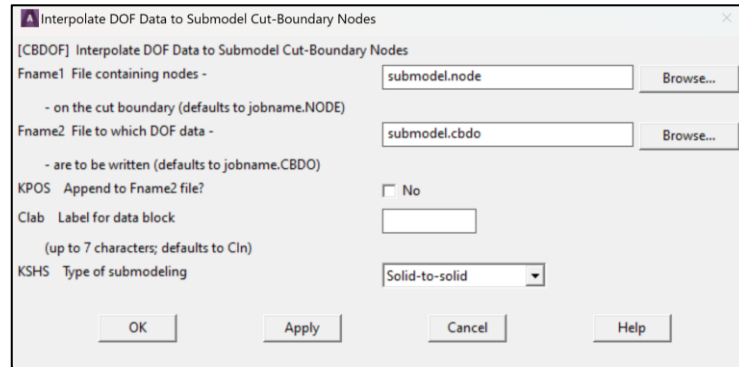


Figura 2. 44: *Interpolate DOF, finestra in ANSYS®APDL*

- Il sotto modello viene riaperto nuovamente e vengono applicati gli spostamenti ricavati dal modello principale al *cut boundary* :

Utility Menu → File → Read Input From → submodel.cbdo

- Il sotto modello ora può essere risolto:

Main Menu → Solution → Solve → Current LS

2.6.3 Analisi PSM: Risultati, Brick 8 nodi

Per applicare il PSM a modelli 3D in *Ansys®Mechanical APDL*, è fondamentale DISATTIVARE il *POWERGRAPHICS* per valutare le tensioni di picco nella fase di post-elaborazione (*posts processor*).

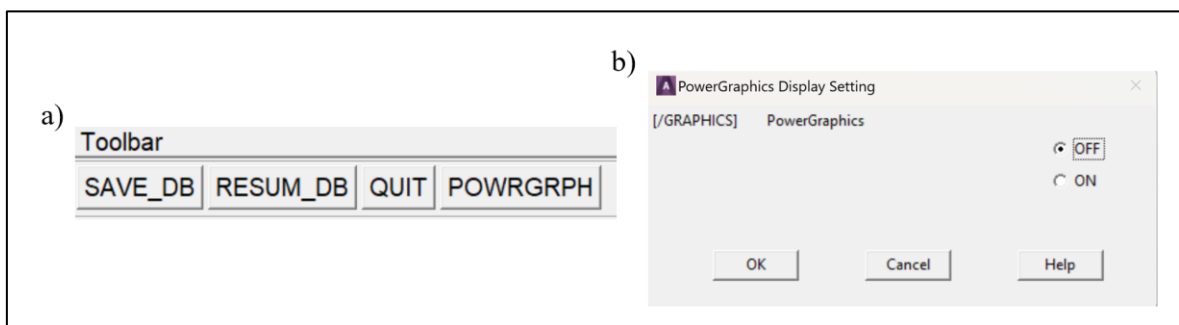


Figura 2. 45: *a) Primo step, nel toolbar selezionare :” POWRGRPH”, b) Secondo Step, Selezionare OFF per disattivare il PowerGraphics*

Si procede ora con la determinazione di $\Delta\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$, la quale è definita in un sistema di riferimento locale in coordinate cilindriche, con l’origine posizionata nel nodo all’apice dell’intaglio. Per le geometrie 3D in particolare, con geometrie di saldature curvilinee come nel caso in esame, si definisce un dedicato sistema di riferimento locale in coordinate cilindriche per ogni nodo, perché la direzione *z* cambierà da nodo a nodo per mantenere la tangenza con la linea dell’apice del piede cordone.

Il sistema di riferimento locale in coordinate cilindriche per ciascun nodo dovrà avere:

- L'asse z deve essere tangente alla linea dell'apice del piede cordone.
- L'asse r deve essere allineato con la bisettrice del piede cordone;

NB. L'ordine delle rotazioni non è casuale, prima si ruota l'asse z e successivamente l'asse r .

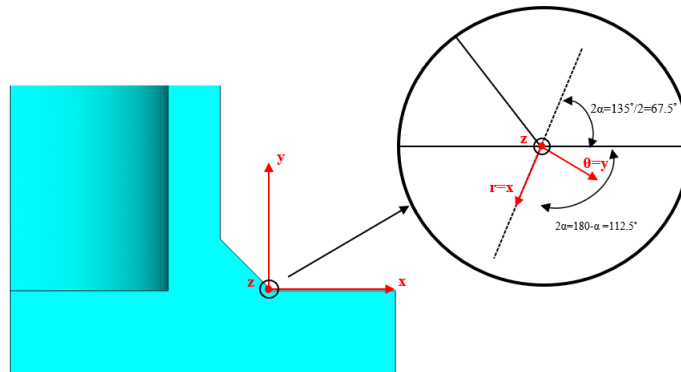


Figura 2. 46: Corretto orientamento sistema di riferimento locale in coordinate cilindriche per estrazione tensioni di picco.

In Ansys dunque si procede con la selezione dei nodi appartenenti alla linea del piede cordone:

Utility Menu → Select → Entities → Lines → From full

Utility Menu → Select → Nodes → Attached to → Lines, all

Si attiva dunque la visualizzazione dei nodi con le linee in modo da poter verificare il corretto posizionamento del sistema di riferimento locale:

Utility Menu → PlotCtrls → Multi – Plot Controls → Window

Nella successiva finestra che si apre deseleggono tutte le voci tranne “Nodes” e “Lines”, ed inoltre si imposta “No elements”.

Si selezionano ora tutte le restanti linee:

Utility Menu → Select → Entities → Lines → From full → Sele All

Si ottiene dunque il seguente modello:

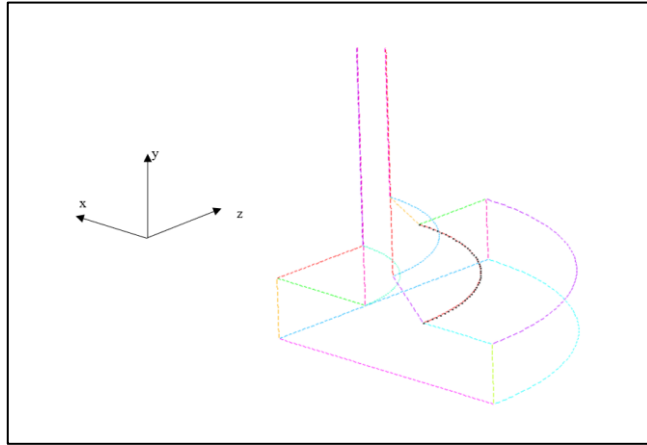


Figura 2. 47: Visualizzazione linee e nodi in Ansys® per successiva analisi PSM

Si procede ora con la definizione del sistema di riferimento locale nel primo nodo all'apice:

Utility Menu → WorkPlane → Offset WP to → Keypoints

Il sistema di riferimento ora deve essere orientato come in *figura 2.46* e si assegna un numero di riferimento, da 11 compreso in poi:

Utility Menu → WorkPlane → Offset WP by Increments

Utility Menu → WorkPlane → Local Coordinate System → Create Local CS → At WP Origin

Nel post processor si richiama il sistema di riferimento per procedere poi all'estrazione della tensione nel nodo:

Main Menu → General Postproc → Options for Outp

Si imposta come in *figura 2.48*, assegnando il corretto numero del sistema di riferimento locale del nodo in esame:

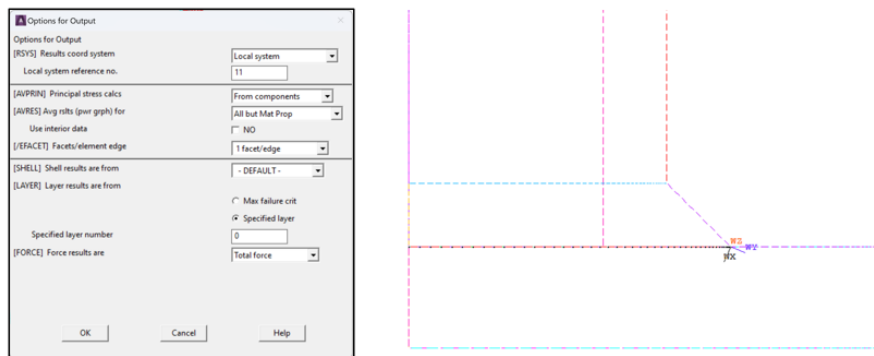


Figura 2. 48: Definizione sistema di riferimento per estrapolazione della tensione di picco in Ansys®

Si estrae ora le tensione di picco $\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$ che corrisponde a σ_{yy} :

Main Menu → General Postproc → Query Results → Nodal Solu → Stress → SYZ

Il caso in esame presenta solo una sollecitazione di modo I, in altri casi possono essere presenti anche modo II e modo III, in questi casi si estrarrebbero le tensioni: $\tau_{r\theta,\theta=0,peak}$ pari a τ_{xy} (in Ansys® *SXY*) e $\tau_{\theta z,\theta=0,peak}$ pari a τ_{yz} (in Ansys® *SYZ*). Questo è valido se disponessi gli assi come in *figura 2.46*.

Si procede in modo analogo per tutti i nodi restanti lungo la linea del piede cordone, avendo cura di ruotare l'asse Z del sistema di riferimento locale per ogni nodo, in modo da garantire la tangenza essendo il caso in esame una saldatura curvilinea:

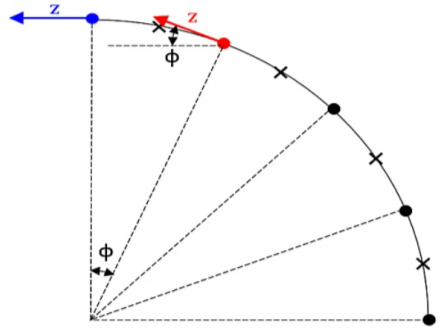


Figura 2. 49: Orientazione asse z per ciascun nodo lungo la curvilinea del piede cordone.

L'analisi completa è stata effettuata tramite un codice APDL in grado di eseguire automaticamente tutti i passaggi elencati sopra automaticamente per ciascun nodo.

Il codice APDL prevede che vengano eseguiti i medesimi passaggi elencati sopra. Per ciascun nodo è stato creato un modello base di codice per un generico nodo, nel quale vengono ruotati gli assi in funzione della posizione del nodo e ricavate le tensioni. Per ciascun nodo occorrerà, nel codice APDL, aggiornare il numero del nodo e la rotazione dell'asse z opportuna qualora vi sia una saldatura circolare. Il codice esporterà un file di testo contenente il numero del nodo e la tensioni estratte.

<pre> !-----NODI----- Ni . . . N(i+1) ! !-----ROTAZIONI-ALLINEAMENTO-ASSI-BASE----- !sono in ordine di scrittura del codice R1Z= 0 !THXY R1X= 0 !THZY R1Y= 90 !THXZ ! !-----EVENTUALE SECONDA ROTAZIONE-ALLINEAMENTO ASSI ! R2Z=0 !THXY R2X=0 !THZY R2Y=0 !THXZ ! !-----SINGOLE ROTAZIONI ORIENTAZIONE ASSE Z ! OX=0 ! OY=0 ! OZi . . . OZi+1 </pre>	<pre> /REP7 ! *CFOPEN,'RESULTS','DAT',APPEND *VWRITE,'Node_num','SY','Tau_xy','Tau_yz' (A8,' ',A8,' ',A8) *CFCLOSE WPCSYS,0,0 NWPAVE,Ni WPROTA,R1Z,R1X,R1Y WPROTA,R2Z,R2X,R2Y WPROTA,OX,OY,OZi WPROTA,-112.5,0,0 CSWPLA,{1},0, ! /POST1 ! RSYS,{1} ! *CFOPEN,'RESULTS','DAT',APPEND *GET,SY,NODE,Ni,S,Y *GET,SXY,NODE,Ni,S,XY *GET,SYZ,NODE,Ni,S,YZ *VWRITE,Ni,SY,SXY,SYZ (F10.2,' ',F8.3,' ',F8.3,' ',F8.3) *CFCLOSE </pre>
--	--

Figura 2. 50: Codice APDL da compilare per ogni singolo nodo: nella colonna di sinistra si inseriscono i numeri dei nodi da analizzare Ni e le relative rotazioni dell'asse Z, nella colonna di destra verranno aggiornati per ciascun nodo i termini evidenziati.

I giunti presentano molti nodi da analizzare, di conseguenza è richiesto molto tempo per la compilazione del codice. E' stato dunque realizzato un codice Python® in grado di compilare automaticamente il codice APDL:

```

1 > header = ""!-----NODI-----...
34
35 > block = ""!{0}-----...
63
64 numNodes = input("Immetti il numero di nodi e premi invio: ")
65
66 blockRes = ""
67
68 for i in range(int(numNodes)):
69     blockRes += "".join(block.format(i+1, 11+i)) + "\n"
70
71 result = header + "\n" + blockRes
72
73 with open('data.txt', 'w') as f:
74     f.write(result)

```

Figura 2. 51: Codice Python® per generazione automatica del codice APDL

Il codice, una volta eseguito, richiederà il numero di nodi totali da analizzare e produrrà in un file di testo denominato *result.txt* il codice APDL. Tale codice ora dovrà essere aggiornato con il numero di ogni nodo e la relativa rotazione, compilando solo la colonna di sinistra della *figura 2.50*.

Il codice dunque, risulta ora pronto per essere importato in Ansys®Mechanical APDL con il comando:

Utility Menu → Read Input from → Selezionare il codice APDL

Dopo aver estratto le tensioni, si ottiene tramite l'equazione (1.13) e (1.14) il valore di f_{w1} e della tensione equivalente di picco per ciascun nodo come in *figura 2.52*:

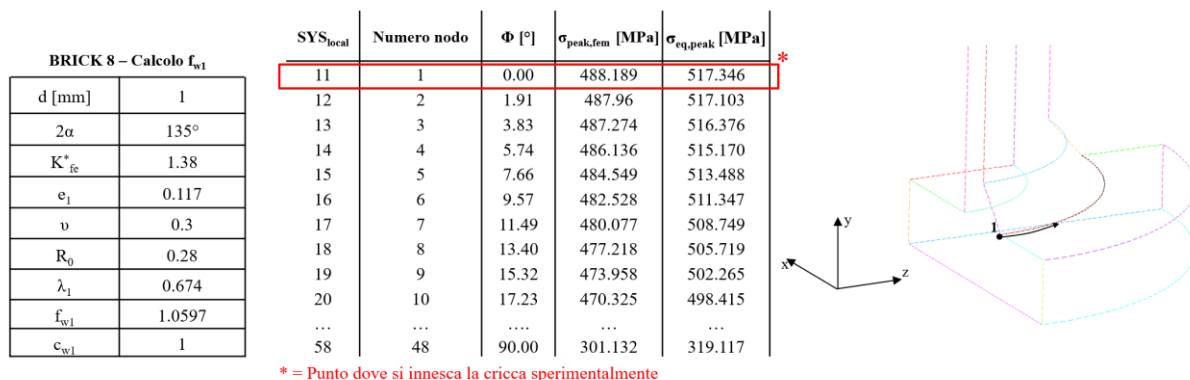


Figura 2. 52: Calcolo f_{w1} e tensioni equivalenti di picco lungo nodi del piede cordone, Brick 8 nodi

L'analisi viene eseguita lato Chord e lato Brace, ottenendo una variazione delle tensioni equivalenti di picco come segue:

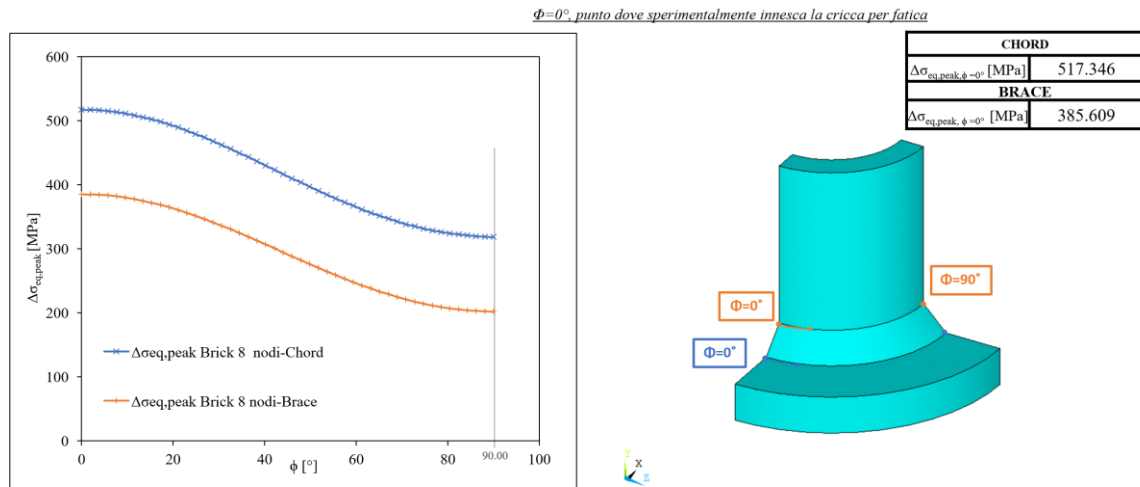


Figura 2. 53: Andamento tensioni equivalenti di picco lungo Chord e Brace, Brick 8 nodi

Risulta dunque più sollecitato il piede cordone lato Chord rispetto al piede cordone lato Brace. Gandhi [16] determinò sperimentalmente per il modello N°1 la rottura a piede cordone del tubo cavo a sezione rettangolare. Con il metodo PSM appena applicato l'innesco della cricca è prevista proprio nel punto determinato da Gandhi.

2.6.4 Applicazione PSM con elementi a Tetra a 4 nodi (SOLID 285)

Gli elementi Tetragonali a 4 nodi sono più efficienti degli elementi Brick a 8 nodi per discretizzare complesse geometrie di giunti 3D con la tecnica "Free Mesh", senza dover realizzare il sotto modello come descritto nel *paragrafo 1.2.3*.

In Ansys® si aggiunge l'elemento SOLID 285, dalla *tabella 1.7* si ricavano le seguenti costanti per l'applicabilità del PSM con elementi Tetra 4:

2α	Tipo Elemento	Tipo di Mesh	a [mm]	$\left(\frac{a}{d}\right)_{min}$	d_{max} [mm]
135°	Tetra 4	Free	6.3	≥ 3	2.1

Si è adottata una dimensione di elemento pari a 2 mm.

Si applicano carichi e vincoli come per l'analisi con gli elementi Brick 8.

Successivamente si risolve il modello.

2.6.5 Analisi PSM: Risultati, Tetra 4 nodi (SOLID 285)

E' bene ricordare nuovamente che per eseguire l'analisi PSM in Ansys®Mechanical APDL si deve disattivare il POWERGRAPHICS.

L'analisi è uguale a quella descritta nel *paragrafo 2.6.3*, però è necessario tenere conto di tre fattori rispetto a prima:

1. Il nodo all'apice all'intaglio appartenente alla superficie libera si deve escludere dal calcolo del PSM;
2. Utilizzando elementi tetragonali la mesh che si genera è irregolare, quindi per uniformare la distribuzione della tensione di picco, si effettua una media mobile delle tensioni di picco calcolate lungo tre nodi adiacenti al vertice (*equazione 1.18*):

$$\bar{\sigma}_{ij,peak,n=k} = \frac{\sigma_{ij,peak,n=k-1} + \sigma_{ij,peak,n=k} + \sigma_{ij,peak,n=k+1}}{3} \Big|_{n=node} \quad (1.18)$$

3. Il nodo successivo a quello all'apice dell'intaglio appartenente alla superficie libera non viene considerato per il calcolo della tensione equivalente di picco;
- 4.

I risultati dell'analisi risultano essere:

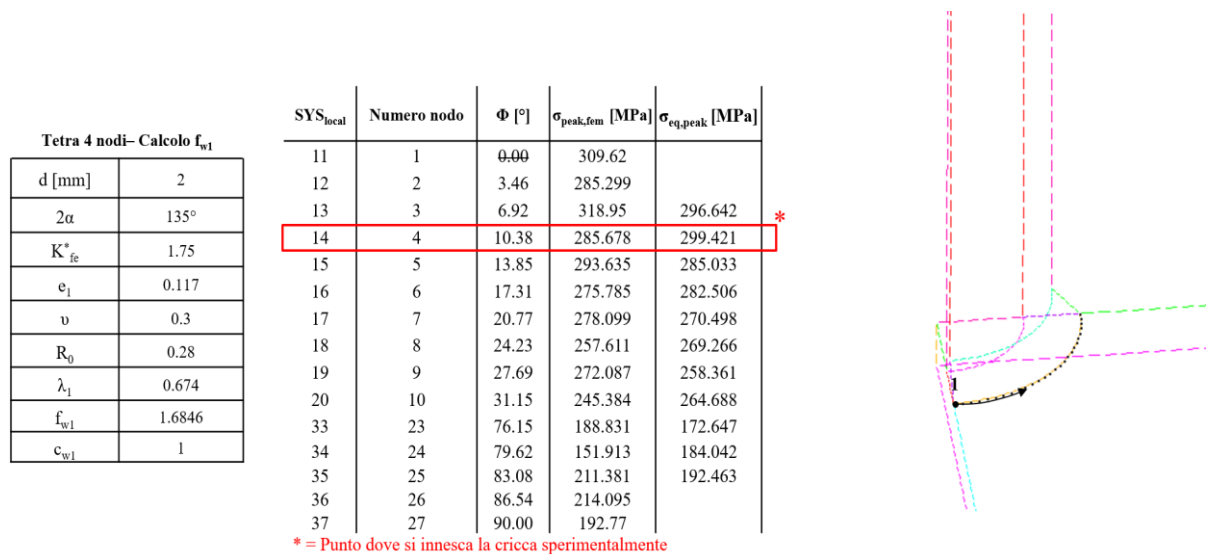


Figura 2. 54: Calcolo f_{w1} e tensioni equivalenti di picco lungo nodi del piede cordone, Tetra 4 nodi

L'analisi viene eseguita lato Chord e lato Brace, ottenendo una variazione delle tensioni equivalenti di picco come segue:

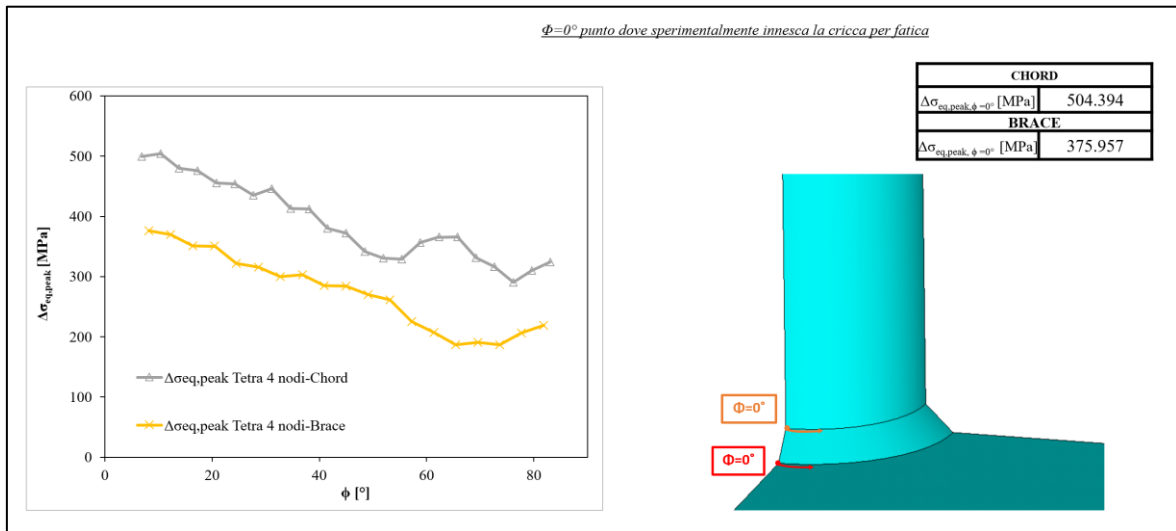


Figura 2. 55: Andamento tensioni equivalenti di picco lungo Chord e Brace, Tetra 4 nodi

Risulta dunque più sollecitato il piede cordone lato Chord rispetto al piede cordone lato Brace, confermando quanto già verificato con l'analisi del paragrafo precedente.

2.6.6 Applicazione PSM con elementi a Tetra a 10 nodi (SOLID 187)

In Ansys® si aggiunge l'elemento SOLID 187 con Key Option 1 impostata su "Pure Displacement".

Tenenendo conto della modalità di carico, modo I, dell'angolo di apertura e del tipo di elemento utilizzato, dalla *tabella 1.7* si ricava la massima dimensione di elemento utilizzabile per l'applicabilità del PSM:

2α	Tipo Elemento	Tipo di Mesh	a [mm]	$\left(\frac{a}{d}\right)_{min}$	d_{max} [mm]
135°	Tetra 4	Free	6.3	≥ 1	6.3

Si è scelto una dimensione di elemento pari a 4 mm.

Si applicano carichi e vincoli come per l'analisi con gli elementi Brick 8 e Tetra 4.

2.6.7 Analisi PSM: Risultati, Tetra 10 nodi (SOLID 187)

Prima di svolgere l'analisi nell'ambiente del Post Processor in Ansys®APDL è fondamentale disattivare il *PowerGraphics*.

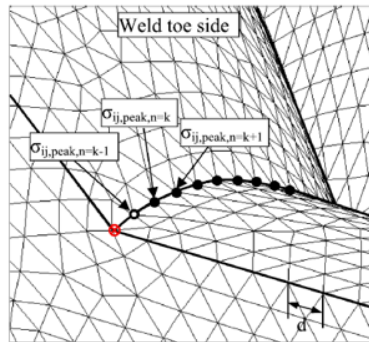
Per ottenere il corretto valore della tensione equivalente di picco applicando il PSM con gli elementi Tetra a 10 nodi deve essere eseguito tutto uguale a quanto fatto con gli elementi a 4 nodi.

Nell'analisi con elementi Tetra a 10 nodi, prima di procedere con la definizione dei sistemi di riferimento locali in coordinate cilindriche per ogni nodo, devono essere esclusi i nodi intermedi tramite il comando APDL:

NSLE,R,CORNER

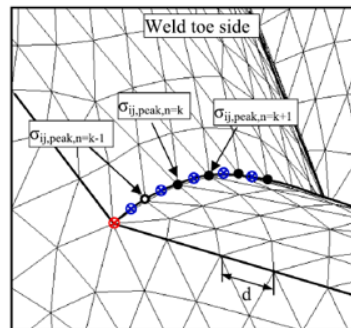
questo comando seleziona solo i *corner nodes*.

Tetra 4 nodi, SOLID 285



- node at free-surface are excluded from PSM calculations
- node where average peak stresses cannot be defined
- node where average peak stresses can be defined

Tetra 10 nodi, SOLID 187



- node at free-surface are excluded from PSM calculations
- mid-side node are excluded
- node where average peak stresses cannot be defined
- node where average peak stresses can be defined

Figura 2. 56: Nodi da escludere per il calcolo della tensione media di picco

I risultati dell'analisi risultano essere:

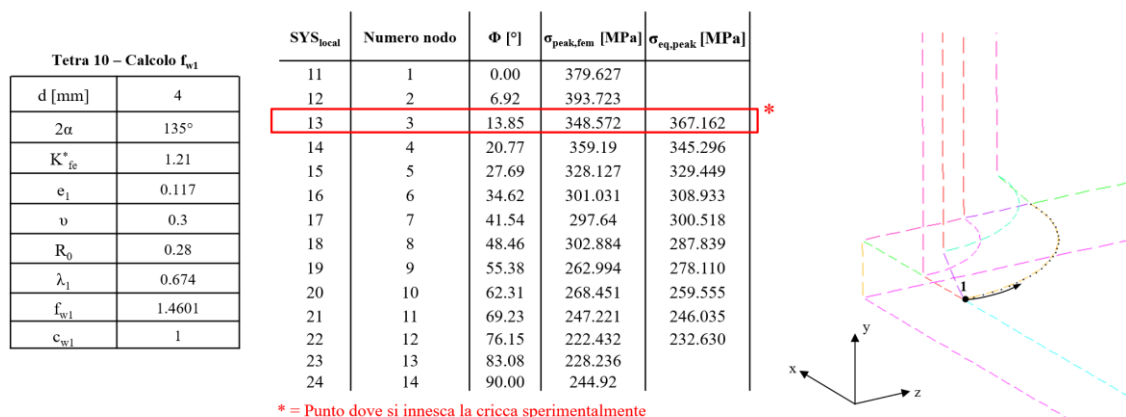


Figura 2. 57: Calcolo f_{w1} e tensioni equivalenti di picco lungo nodi del piede cordone, Tetra 10 nodi

Si ottiene infine l'andamento delle tensioni lato Brace e lato Chord che nuovamente conferma quanto trovato precedentemente.

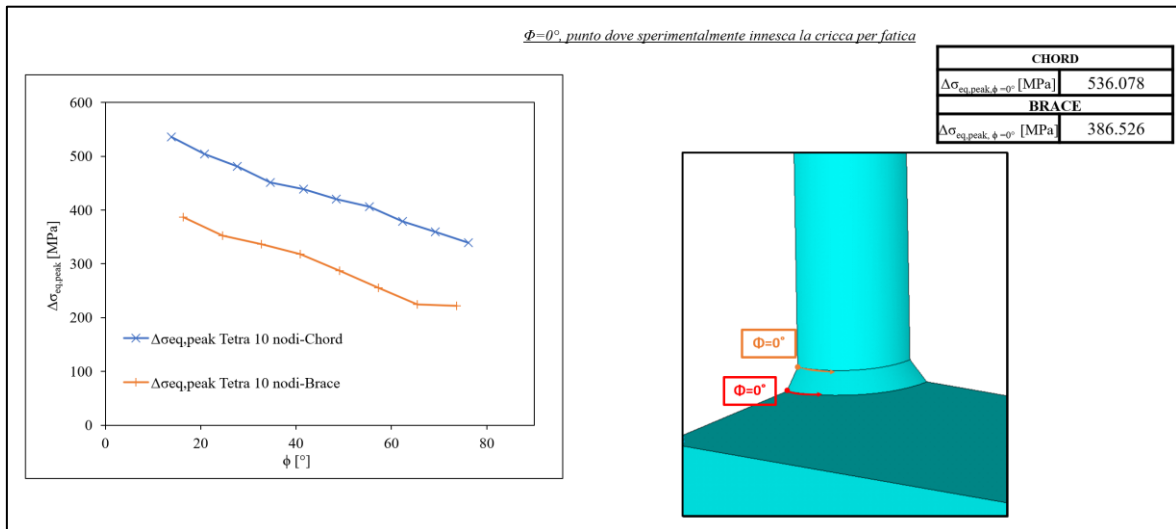


Figura 2. 58: Andamento tensioni equivalenti di picco lungo Chord e Brace, Tetra 10 nodi

2.6.8 Confronto risultati PSM ottenuti con i diversi elementi

L'errore relativo tra le tensioni equivalenti di picco determinate dal PSM con elementi Brick 8 nodi, Tetra 4 nodi e Tetra a 10 nodi, sono riportati in tabella:

Tipo di Elemento	$\sigma_{eq,peak}[MPa]$
Brick 8	517.346
Tetra 4	504.394
Tetra 10	536.078
Rel. Errore %: Brick8- Tetra4	2.5%
Rel. Errore %: Tetra4- Tetra10	5.91%
Rel. Errore %: Brick8- Tetra10	3.49%

Nelle figure 2.59, 2.60 si riporta il confronto tra le tensioni equivalenti di picco ottenute con i diversi elementi lungo il cordone di saldatura, sia lato Brace che lato Chord:

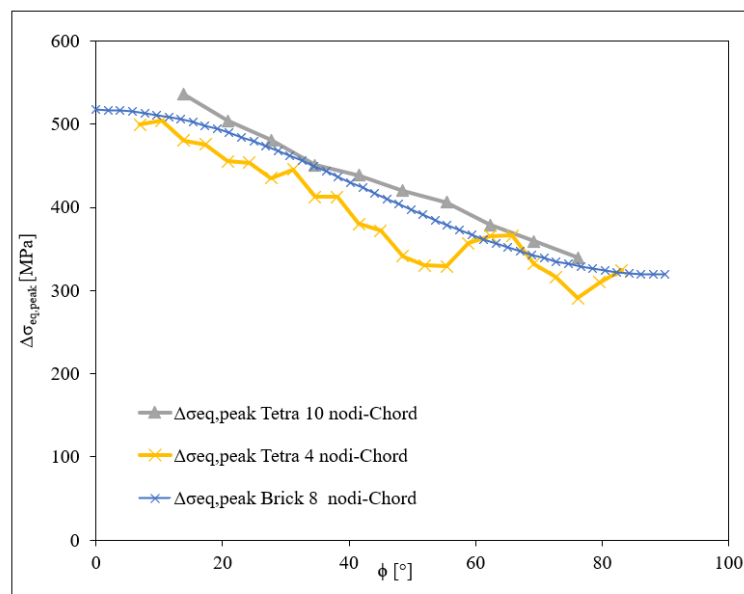


Figura 2. 59: Confronto tensioni equivalenti di picco con diversi elementi lato Chord lungo cordone di saldatura

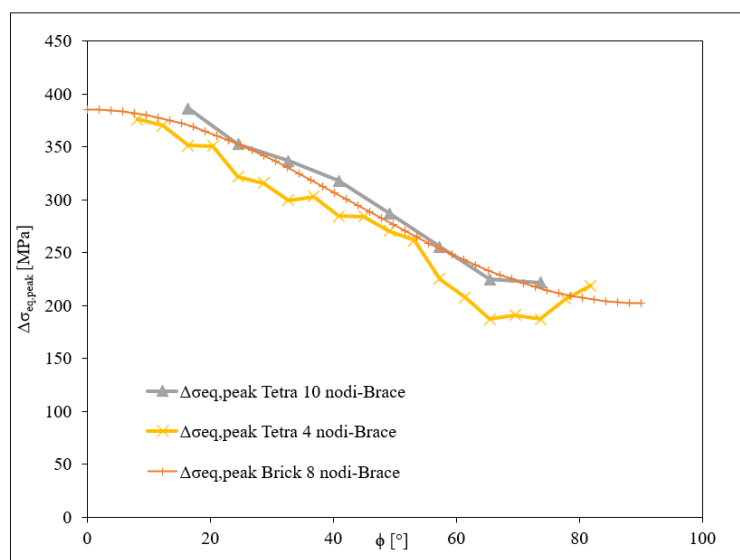


Figura 2. 60: Confronto tensioni equivalenti di picco con diversi elementi lato Brace lungo cordone di saldatura

Le tensioni equivalenti di picco massime sono state inserite poi all'interno della curva di progettazione PSM di figura 1.11, considerando i diversi numeri di cicli a cui corrispondono diverse fasi della cricca:

- N_2 : "First visible crack" ovvero il numero di cicli al quale si innesca la cricca;
- N_3 : "Through the thickness crack" ovvero il numero di cicli nel quale si ha la propagazione della cricca;
- N_4 : "failure of the specimen" il numero di cicli in cui si ha la rottura completa del provino.

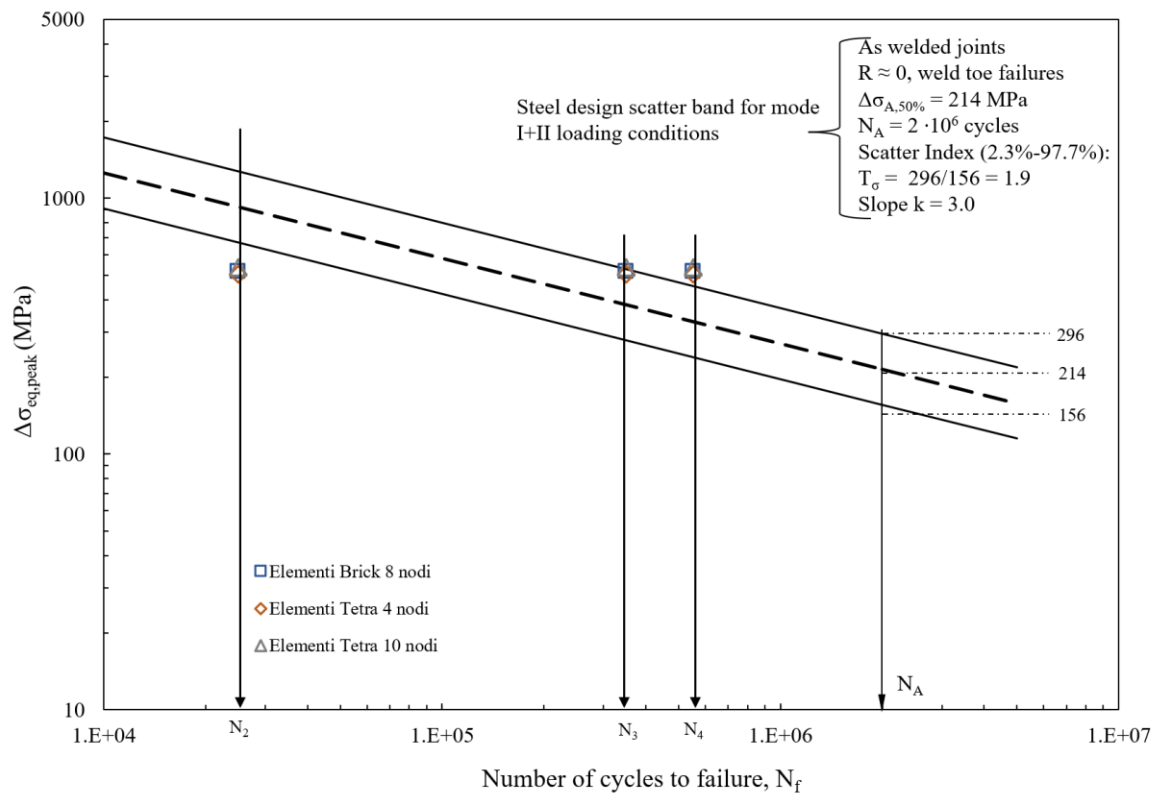


Figura 2. 61: Curva di progettazione a fatica, con plottaggio dati ottenuti con i diversi elementi.

In conclusione, l'analisi utilizzando gli elementi Tetra a 10 nodi risulta molto più veloce non solo rispetto all'analisi con Brick 8 nodi in termini di realizzazione e soluzione del modello, ma anche in termini di analisi nodale per l'estrazione delle tensioni di picco dove si ha un numero di nodi molto elevato.

L'analisi, utilizzando questi elementi, è più veloce anche rispetto a quella con elementi Tetra a 4 nodi, in quanto il numero di nodi da analizzare risulta essere molto inferiore.

CAPITOLO 3: Trattamento post saldatura: High Frequency Mechanical Impact (HFMI)

I trattamenti post saldatura hanno lo scopo di migliorare le proprietà meccaniche del componente, andando a ridurre la concentrazione delle tensioni e/o ridurre le tensioni residue a piede cordone di un giunto saldato, aumentandone la vita a fatica.

Vi sono diverse tecniche di miglioramento post saldatura che possono essere divise in due grandi gruppi: del primo gruppo fanno parte quelle tecniche nelle quali si ha una deformazione locale della geometria della saldatura mentre nel secondo gruppo troviamo ciò che riguarda le tecniche per ridurre le tensioni residue di trazione nei giunti saldati e molto spesso anche l'aggiunta di tensioni residue di compressione che sono benefiche. La *figura 3.1*, riporta la classificazione delle differenti tecniche di miglioramento ad oggi presenti nel mercato:

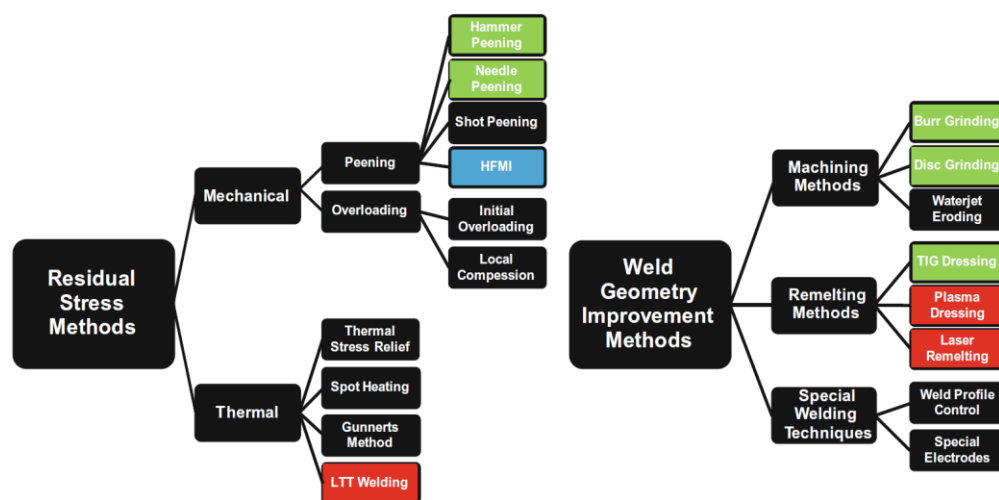


Figura 3. 1: *Differenti tecniche per il miglioramento della resistenza di giunti saldati.*[17]

Burr-grinding e *Tig Dressing* sono classificati come metodi per il miglioramento della geometria della saldatura, nei quali lo scopo principale è quello di eliminare i difetti a piede cordone e di ridurre localmente la concentrazione delle tensioni.

Hammer peening e *Needle peening* sono classificate come tecniche per il miglioramento delle tensioni residue con le quali si eliminano le alte tensioni residue a piede cordone di trazione inducendo tensioni di compressione residue a piede cordone.

Un'ulteriore metodo per la riduzione delle tensioni residue è il "*High Frequency Mechanical Impact*" (HFMI), tecnica che porta ad un miglioramento locale della geometria della saldatura ed ad un miglioramento della qualità della superficie, introducendo allo stesso tempo delle tensioni di compressione residue.

3.1 High Frequency Mechanical Impact (HFMI)

Il trattamento HFMI è stato sviluppato dalla *Northern Scientific and Technological Foundation* in Russia in collaborazione con il *Paton Welding Institute* in Ucraina [18].

Questa tecnica consiste nell'utilizzare indentatori a testa cilindrica realizzati in acciaio ad alta resistenza che vengono accelerati contro il componente o la struttura ad elevatissima frequenza (circa 90 Hz). Gli indentatori possono avere diversi diametri, possono essere singoli o multipli ciò dipende dal costruttore dello strumento e dallo scopo dell'uso.

Tipici valori del raggio dell'indentatore per il trattamento HFMI usati variano da 1.5 mm fino a 8 mm, inoltre vengono impiegate diverse fonti di alimentazione.



Figura 3. 2: *Dispositivo e diversi indentatori per trattamento HFMI [17]*

Il materiale sottoposto al trattamento viene deformato ampiamente ottenendo una diversa microstruttura, una diversa geometria locale a piede cordone della saldatura e un diverso stato di tensioni residue nella regione di impatto. Rispetto agli altri metodi citati nel paragrafo precedente, questo metodo è molto semplice da applicare per l'operatore ed inoltre gli impatti dell'indentatore sul pezzo vengono eseguiti ad una distanza molto piccola, ottenendo una finitura superficiale migliore.

Vi sono diversi nomi in letteratura utilizzati per descrivere i dispositivi per realizzare il trattamento:

1. Ultrasonic Impac Treatment (UIT)
2. Ultrasonic Peeining (UP)
3. Ultrasonic Peening Treatment (UPT)
4. High Frequency Impact Treatment (HiFiT)
5. Pneumatic Impact Treatment (PIT)
6. Ultrasonic needle peening (UNP)

In *figura 3.3*, sono riportate le differenze tra un giunto As Welded e lo stesso giunto nel quale viene eseguito il trattamento HFMI:

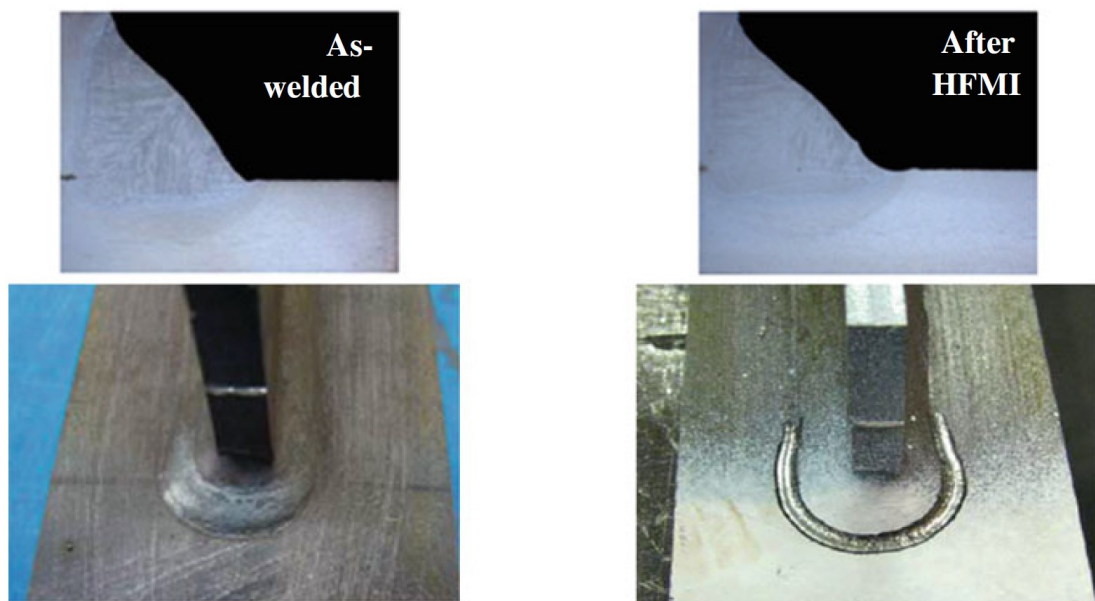


Figura 3. 3: *Tipico giunto saldato in condizioni As Welded e successivamente trattato HFMI*

Gli specifici trattamenti a piede cordone di saldatura variano a seconda dell'applicazione e dello strumento utilizzato, pertanto la *tabella 3.1*, tratta dalle linee guida di Marquis e Barsoum [17], fornisce i parametri di due dispositivi per il trattamento HFMI con diversi indentatori e diverse fonti di alimentazione.

Parameter	HFMI tool	
	High Frequency impact treatment (HiFIT)	Ultrasonic impact treatment (UIT)
Power source	Pneumatic	Ultrasonic magnetostrictive
Number of indenters	1	1 - 4
Angle of the axis of the indenters with respect to plate surface, ϕ	60° - 80°	30° - 60° 40° - 80°
Angle of the axis of the indenters with respect to the direction of travel, ψ	70° - 90°	90° (all pins should contact the weld toe)
Working speed	3 – 5 mm/s	5 – 10 mm/s 5 – 25 mm/s
Other		The self-weight of the tool is sufficient, Minimum of 5 passes

Tabella 3. 1: *Parametri per diversi trattamenti HFMI tratte dalle linee guida di Marquis e Barsoum [17]*

Il trattamento HFMI produce una locale formatura a freddo del materiale vicino alla linea di fusione della saldatura. Se l'indentatore è diretto eccessivamente in una specifica zona lo spostamento plastico risultante del metallo può provocare una cricca sulla scanalatura del trattamento HFMI come in *figura 3.4*:

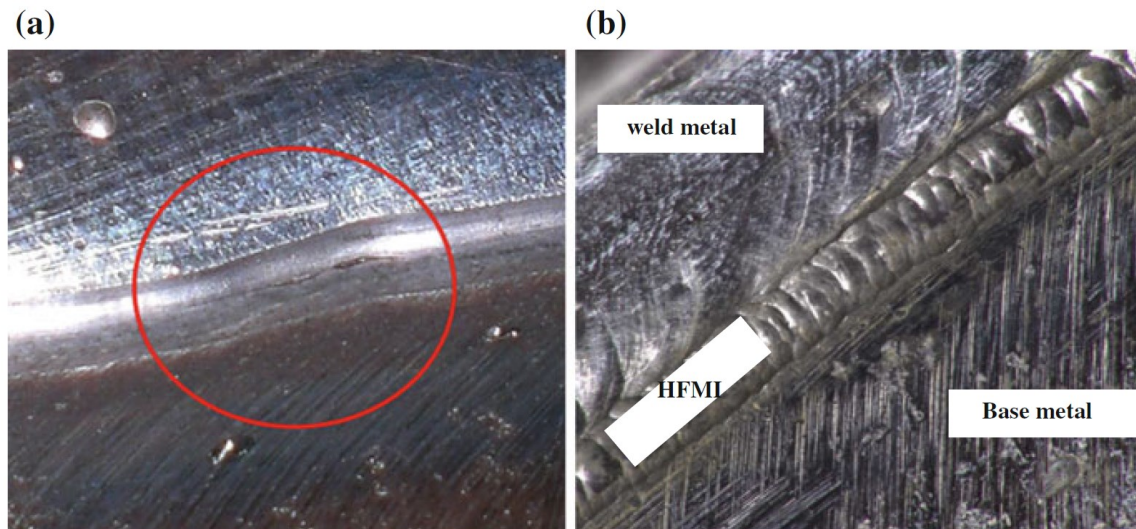


Figura 3. 4: La scanalatura dovuta al trattamento HFMI evidenziata in **a)** mostra un difetto che riduce o elimina i benefici del trattamento, la figura **b)** mette in luce una scanalatura in assenza di difetti.

La profondità della scanalatura realizzata dall'indentatore durante il trattamento HFMI, è un indicatore dell'estensione del trattamento in quanto la scanalatura non riduce la resistenza a fatica. E' necessaria una profondità minima della scanalatura di circa 0.1- 0.2 mm per garantire il corretto svolgimento del trattamento. La profondità della scanalatura 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.

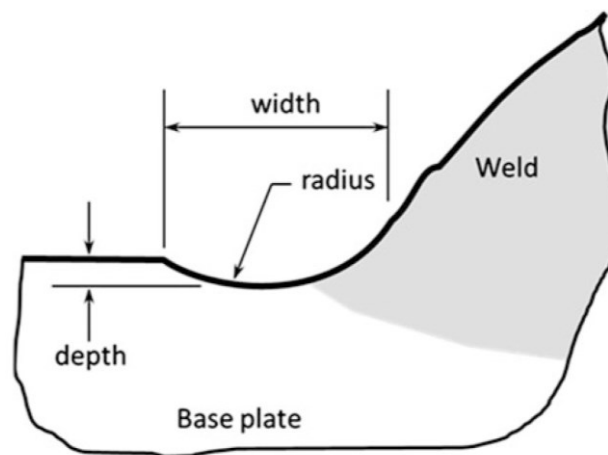


Figura 3. 5: Quotatura geometria locale post trattamento HFMI

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 trattati HFMI[17], la valutazione della resistenza a fatica di giunti trattati HFMI è possibile tramite l'approccio in tensione nominale.

Tutti i metodi di progettazione a fatica per giunti trattati HFMI sono basati sulle curve S-N con pendenza $m=5$ e il fattore di miglioramento della resistenza a fatica è definito per $N = 2 \times 10^6$ cicli.

I benefici del trattamento HFMI sono stati analizzati solo per giunti con classe di resistenza da FAT 50 a FAT 90. Questa limitazione è dovuta al fatto che le classi superiori includono geometrie complesse o dettagli non saldati, che non sono soggetti ad un cedimento a piede cordone. Invece, per quanto riguarda le classi inferiori non sono state ancora analizzate.

Ci sono diversi fattori che portano ad una riduzione, o ad una modifica della classe di resistenza di riferimento per i giunti HFMI come:

- La dimensione e lo spessore del piatto principale
- La tensione di snervamento f_y del materiale
- Il carico applicato
- Il rapporto di ciclo R
- Il carico ad ampiezza variabile

3.2.1 Effetto della dimensione e dello spessore

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 :

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

Dove:

$$\begin{cases} t_{eff} = \frac{L}{2} & \text{per } \frac{L}{t} < 2 \\ t_{eff} = t & \text{per } \frac{L}{t} \geq 2 \end{cases}$$

Dove L è la somma dello spessore o della lunghezza dell'attacco e della lunghezza del piede cordone come nella figura seguente:

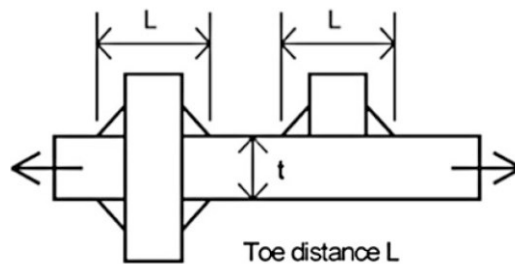


Figura 3. 6: Definizione di L per la determinazione del fattore di correzione dello spessore

3.2.3 Effetto della resistenza dell'acciaio

L'influenza della resistenza del materiale sul grado di miglioramento del giunto dipende da:

- Se la tensione di snervamento è $f_y < 355$ MPa, sono raccomandate quattro classi FAT di incremento di resistenza rispetto alla classe di fatica nominale per giunti As Welded;
- Se la tensione di snervamento è $f_y > 355$ MPa, si raccomanda un incremento di classe di resistenza FAT di circa il 12,5% per ogni incremento di 200 MPa della tensione di snervamento.

I benefici del trattamento HFMI tendono ad aumentare all'aumentare della resistenza del materiale, come mostrato in *figura 3.7*:

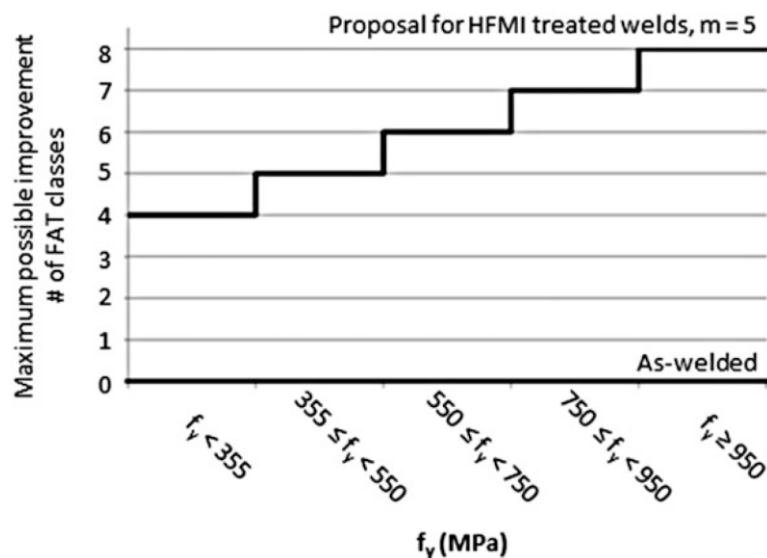


Figura 3. 7: Incremento della classe di resistenza FAT in funzione della tensione di snervamento.

3.2.4 Effetto del carico applicato

I sovraccarichi sulle strutture possono portare ad una redistribuzione plastica del materiale intorno all'area a piede cordone e questo causa una diminuzione dello stato di compressione residuo. I giunti trattati HFMI, possono quindi subire una riduzione dell'effetto del trattamento, vengono quindi applicate delle limitazioni sullo sforzo massimo 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 a $1.5 \cdot f_y$ mentre la variazione dello sforzo tangenziale nominale sia inferiore a $1.5 \cdot \frac{f_y}{\sqrt{3}}$. Per quanto riguarda invece i giunti trattati HFMI si ha che:

Tensione	HFMI
$\Delta\sigma_{nom,max}$ [MPa]	$0.8 \cdot f_y$ per i sovraccarichi, $R < 0.5$
$\Delta\tau_{nom,max}$ [MPa]	

3.2.5 Effetto del rapporto di ciclo

L'influenza del rapporto di ciclo è considerata come una penalizzazione rispetto all'aumento massimo del numero di classi di resistenza FAT, in funzione della tensione di snervamento del materiale. I giunti trattati HFMI possono avere un miglioramento della resistenza a fatica fino ad 8 classi FAT.

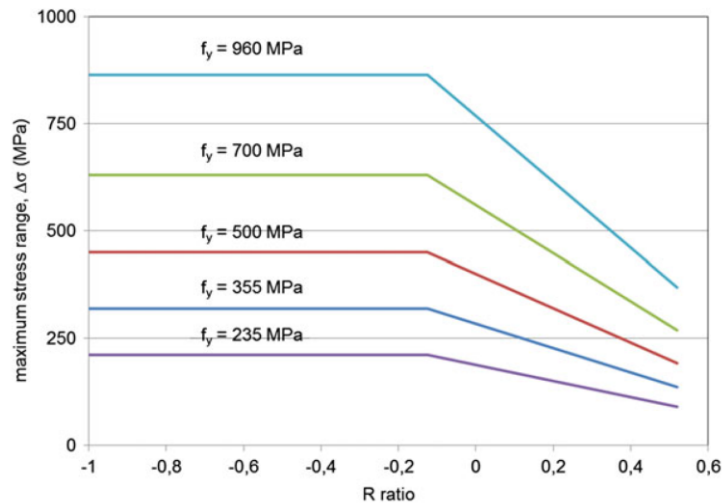


Figura 3. 8: Influenza del rapporto di ciclo in funzione di $\Delta\sigma_{nom,max}$

La figura 3.8 mostra che all'aumentare del rapporto di ciclo diminuisce la resistenza a fatica in termini di massima tensione nominale.

La penalizzazione dell'effetto dovuto al rapporto di ciclo R è mostrato nella seguente tabella tratta dalle linee guida IIW [17]:

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

Tabella 3. 2: Minima riduzione del numero di classi di resistenza FAT per il miglioramento della resistenza a fatica per giunti saldati trattati HFMI in funzione del rapporto di ciclo R.[17]

3.2.6 Effetto dell'ampiezza di carico variabile

Nei giunti saldati trattati tramite HFMI, gran parte del loro miglioramento della resistenza a fatica è attribuita alla presenza delle tensioni residue di compressione. Di conseguenza qualsiasi variazione delle tensioni residue, che può avvenire durante un carico variabile, può avere un'influenza significativa della resistenza a fatica.

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:

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

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

Le curve di progettazione per giunti trattati HFMI hanno una pendenza m pari a 5 e le classi di resistenza FAT sono definite per $N_A = 2 \times 10^6$ cicli. Il ginocchio delle curve è definito per $N_D = 1 \times 10^7$ cicli dove la pendenza delle curve è pari a $m' = 22$ per ampiezza di carico costante, mentre per ampiezza di carico variabile $m' = 9$.

Le seguenti figure mostrano le curve di progettazione per giunti HFMI con ampiezza di carico costante in funzione della tensione di snervamento e del rapporto di ciclo. I termini nelle parentesi si riferiscono alla classe di resistenza FAT riferita a giunti As Welded:

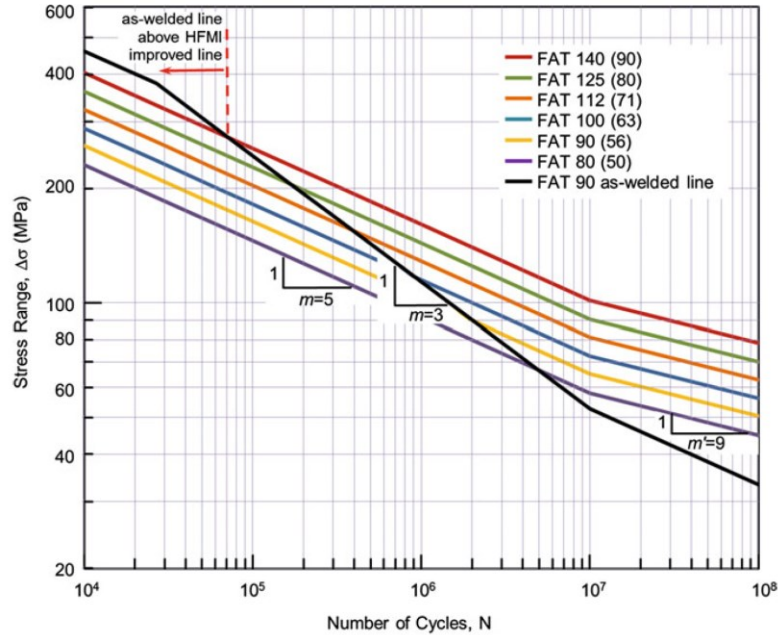


Figura 3. 9: Curve S-N per giunti trattati HFMI, $f_y < 355 \text{ MPa}$, $R < 0.15$. [17]

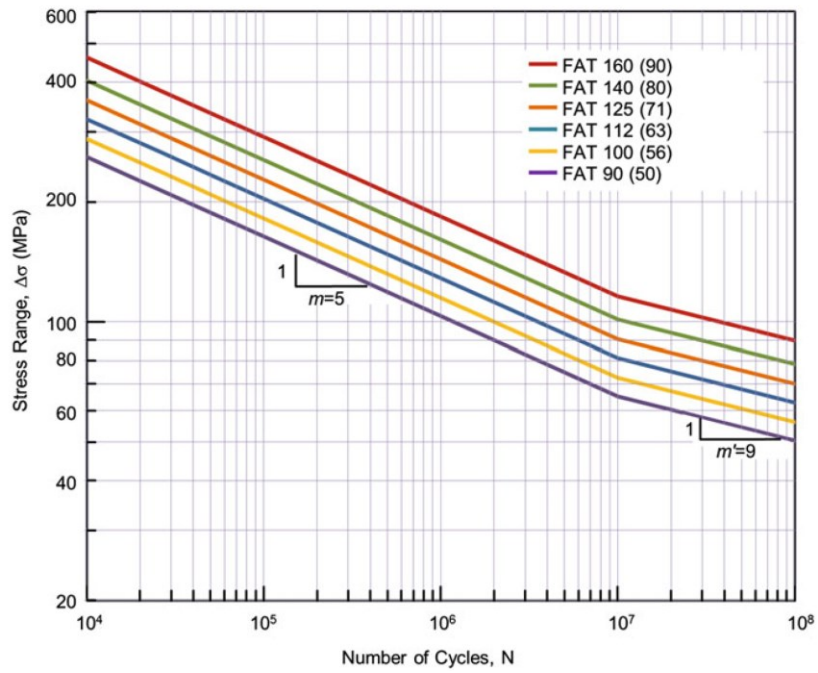


Figura 3. 10: Curve $S-N$ per giunti trattati HFMI, $355 < f_y < 550 \text{ MPa}$, $R < 0.15$. [17]

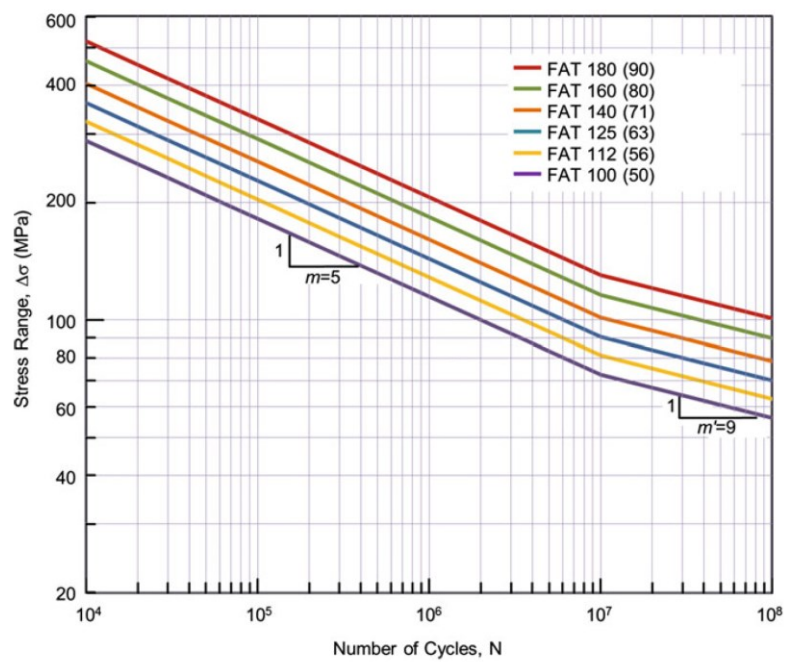


Figura 3. 11: Curve $S-N$ per giunti trattati HFMI, $550 < f_y < 750 \text{ MPa}$, $R < 0.15$. [17]

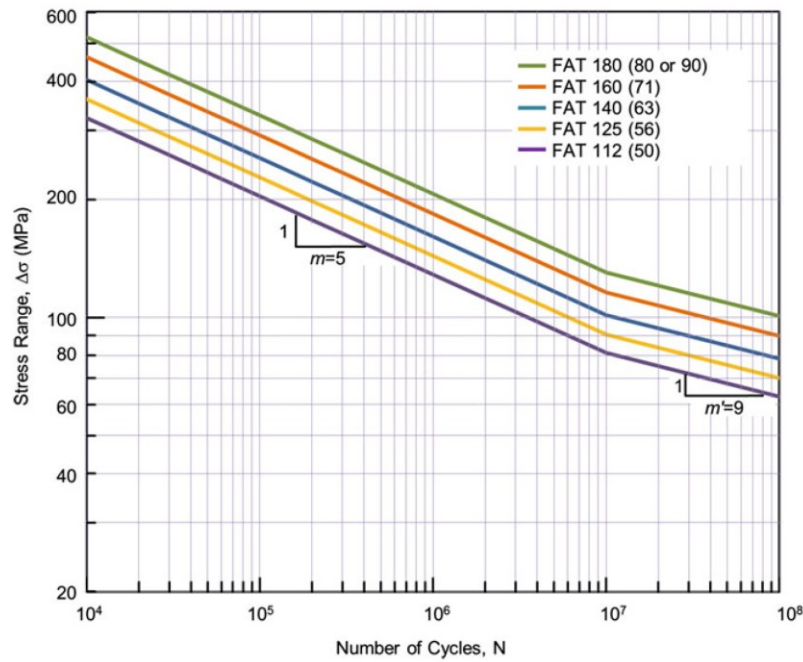


Figura 3. 12: Curve S-N per giunti trattati HFMI, $750 < f_y < 950 \text{ MPa}$, $R < 0.15$. [17]

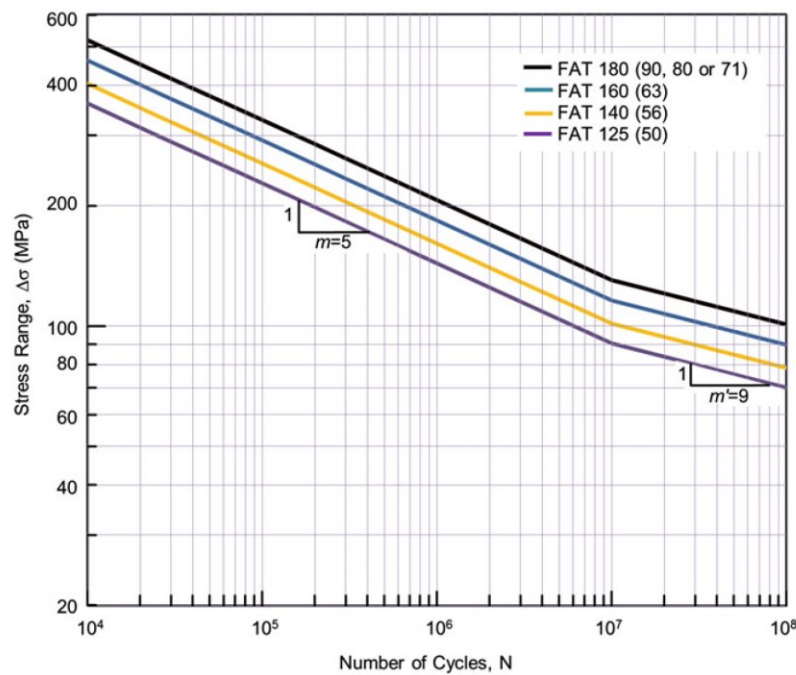


Figura 3. 13: : Curve S-N per giunti trattati HFMI, $950 \text{ MPa} < f_y$, $R < 0.15$. [17]

La variazione della pendenza delle curve S-N in condizioni As Welded e a seguito dei trattamenti HFMI, comporta una variazione del calcolo del miglioramento della resistenza a fatica in funzione del numero di cicli N . Infatti nella la *figura 3.9* sono riportate le curve in condizioni As Welded FAT 90 e la rispettiva classe di resistenza per trattamenti HFMI FAT 140. Queste curve sono caratterizzate da una diversa pendenza e da un numero di cicli N per il quale il giunto As Welded risulta avere una vita a fatica maggiore rispetto al giunto trattato HFMI. Per acciai a bassa resistenza la linea S-N intercetta a circa $N=72\,000$ cicli.

Per acciai ad alta resistenza invece, il numero di cicli al quale non si hanno benefici a seguito del trattamento HFMI varia in funzione della tensione di snervamento del materiale, e sono pari alla seguente tabella:

Tensione di snervamento, f_y [MPa]	Numero di cicli, N [cicli]
$f_y < 355$	72 000
$355 \leq f_y < 550$	30 000
$550 \leq f_y < 750$	12 500
$f_y \geq 750$	<10 000

Tabella 3. 3: Numero di cicli al di sotto del quale il trattamento HFMI non porta ai risultati aspettati in termini di resistenza a fatica in funzione della tensione di snervamento. [17]

3.3 Approccio SED per intagli con $\rho > 0$

L'approccio della densità di energia di deformazione (SED) è stato esteso nel 2005 [20] per intagli con $\rho > 0$, anche detti “blunt notches”. In figura 3.18 si mostra lo schema di un intaglio con raggio di raccordo $\rho > 0$ in un sistema di riferimento polare:

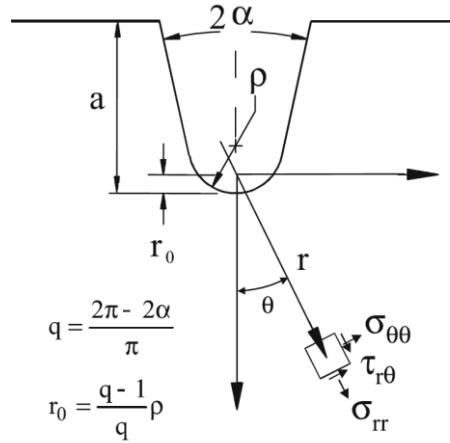


Figura 3. 14: Sistema di riferimento polare e componenti delle tensioni per un blunt notches [20]4

Per la modellazione del settore circolare per l'applicazione del SED sono importanti due parametri, determinati da Neuber nel 1958 [45] e sono pari a:

$$q = \frac{2\pi - 2\alpha}{\pi} \quad (3.4)$$

$$r_0 = \frac{q-1}{q} \rho \quad (3.5)$$

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

In una struttura soggetta a differenti modi di sollecitazione, si evidenzia che all'apice dell'intaglio la massima tensione principale non è allineata con la bisettrice dell'intaglio ma è bensì caratterizzata da un'inclinazione pari ad un 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:

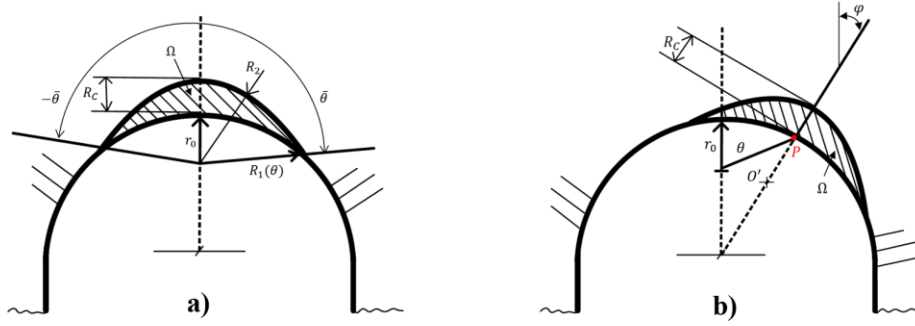


Figura 3. 15: In **a)** vi è un esempio di settore circolare con puro modo I in **b)** un settore circolare soggetto a differenti modi di sollecitazione.

Come visto precedentemente anche per il caso dei giunti trattati HFMI, la densità di energia media di deformazione $\Delta\bar{W}$ all'interno del volume strutturale può essere espressa tramite l'equazione (1.8):

$$\Delta\bar{W}_{FEM} = \frac{\sum v(R_c) W_{FEM,i}}{V(R_c)} \quad \left[\frac{MJ}{m^3} \right] \quad (3.6)$$

3.3.1 Applicazione Peak Stress Method a giunti HFMI

L'analisi della resistenza a fatica di giunti saldati trattati HFMI, può essere verificata con l'approccio nominale, come descritto nel paragrafo precedente e tramite l'approccio "Structural hot spot stress" (SHSS) [17].

Il Peak Stress Method è stato applicato per la prima volta da Meneghetti, Campagnolo, Yildirim e Belluzzo in [19] a giunti trattati post saldatura con impatti ad alta frequenza (HFMI) esprimendo la tensione equivalente di picco $\Delta\sigma_{eq,peak}$ in funzione del criterio energetico (SED) per la valutazione della resistenza a fatica calcolato in un volume strutturale medio di dimensione R_0 .

$$\Delta\bar{W} = c_{w1} \frac{e_1}{E} \left[\frac{\Delta K_1}{R_0^{1-\lambda_1}} \right] \rightarrow \Delta\bar{W} = \frac{1-\nu^2}{2E} \Delta\sigma_{eq,peak}^2 \quad (3.3)$$

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* sono state calibrate tramite i dati sperimentali disponibili, considerando lo stesso approccio utilizzato nelle linee guida IIW [17], considerando una pendenza delle curve $m=5$ imposta e una divisione in classi di resistenza FAT in base alla tensione di snervamento del materiale e al rapporto di ciclo R .

La costruzione di tali curve è stata effettuata partendo dai dati sperimentali dai quali si è svolta una rianalisi statistica da cui è stata estratta la curva con probabilità di sopravvivenza pari al 50% e pendenza imposta pari a 5, come nella seguente figura:

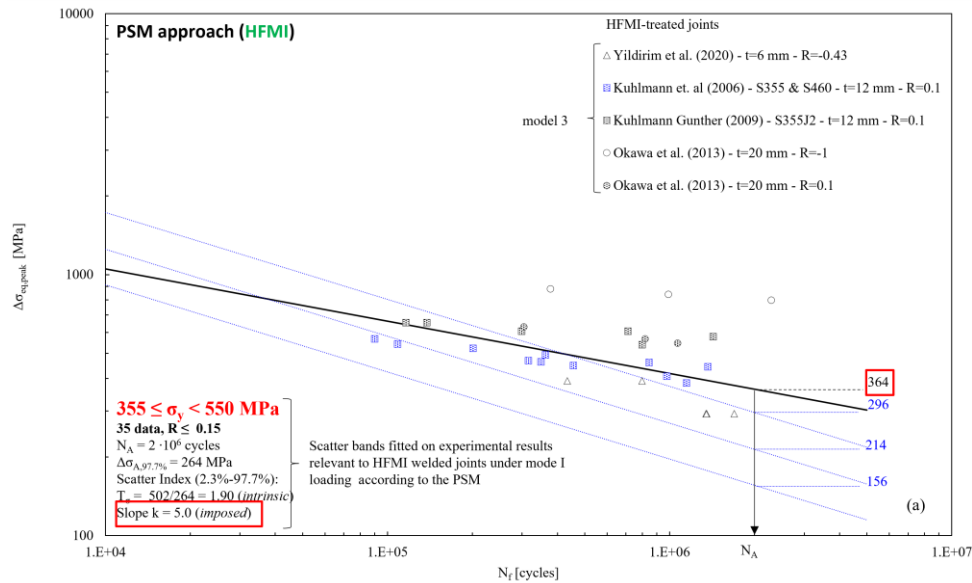


Figura 3. 16: Determinazione Banda per la progettazione a fatica secondo PSM per giunti trattati HFMI, curva P.S. 50%.

Riferendosi alla tensione calcolata per una vita a fatica pari a $N_A = 2 \cdot 10^6$ ovvero $\Delta\sigma_{A,50\%}$, si sovrappone lo scatter intrinseco pari a 1.9, il quale è uguale allo scatter intrinseco dei giunti in condizione As-Welded che è stato trovato in [12], dove è stato formulato il PSM:

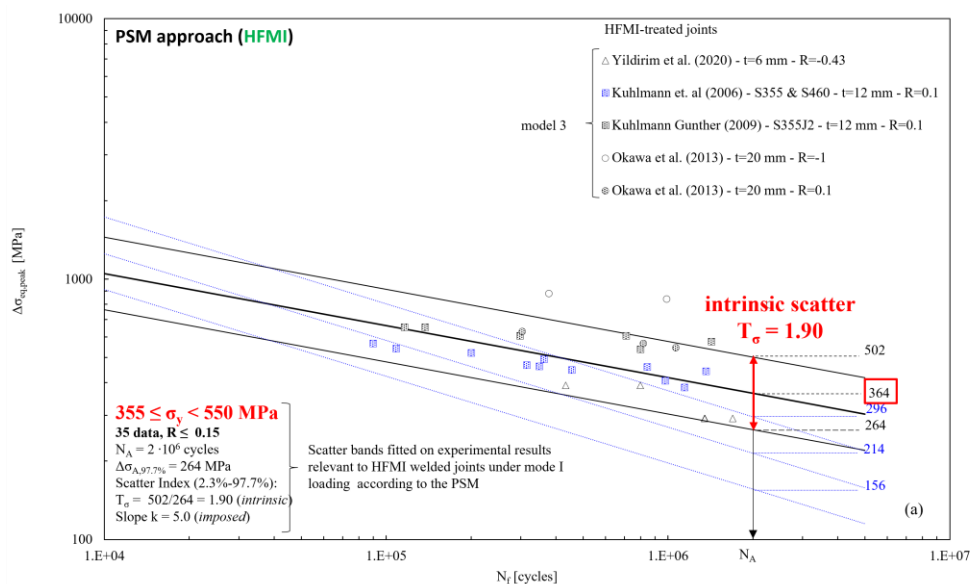


Figura 3. 17: Determinazione Banda per la progettazione a fatica secondo PSM per giunti trattati HFMI, imposizione dello scatter intrinseco pari a 1.9.

La banda di progettazione che si ottiene include dettagli di differenti classi di resistenza FAT, come giunti longitudinali e giunti trasversali. Questa banda può non includere tutti i dati analizzati ma consente di definire una curva di progettazione a fatica in vantaggio di sicurezza.

Di seguito sono riportate le curve determinate da A. Campagnolo e F. Belluzzo:

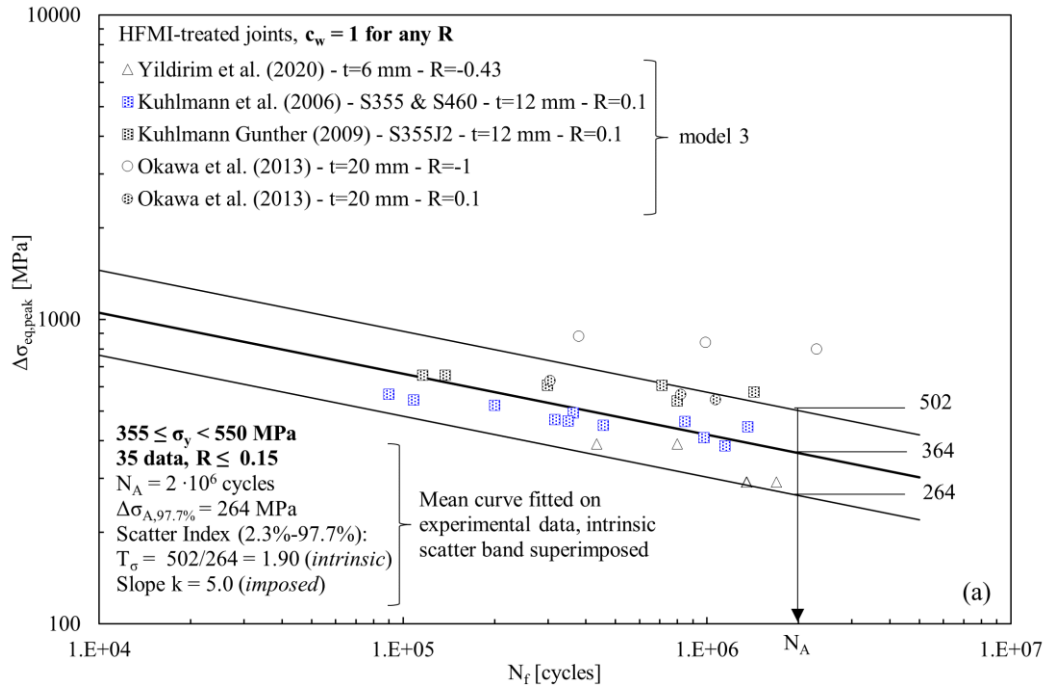


Figura 3. 18: Curve di progettazione per giunti trattati HFMI in accordo con il Peak Stress Method, per giunti con $355 \leq f_y < 550$, $R \leq 0.15$, Ampiezza di banda $T_\sigma = 1.9$, pendenza $m=5$

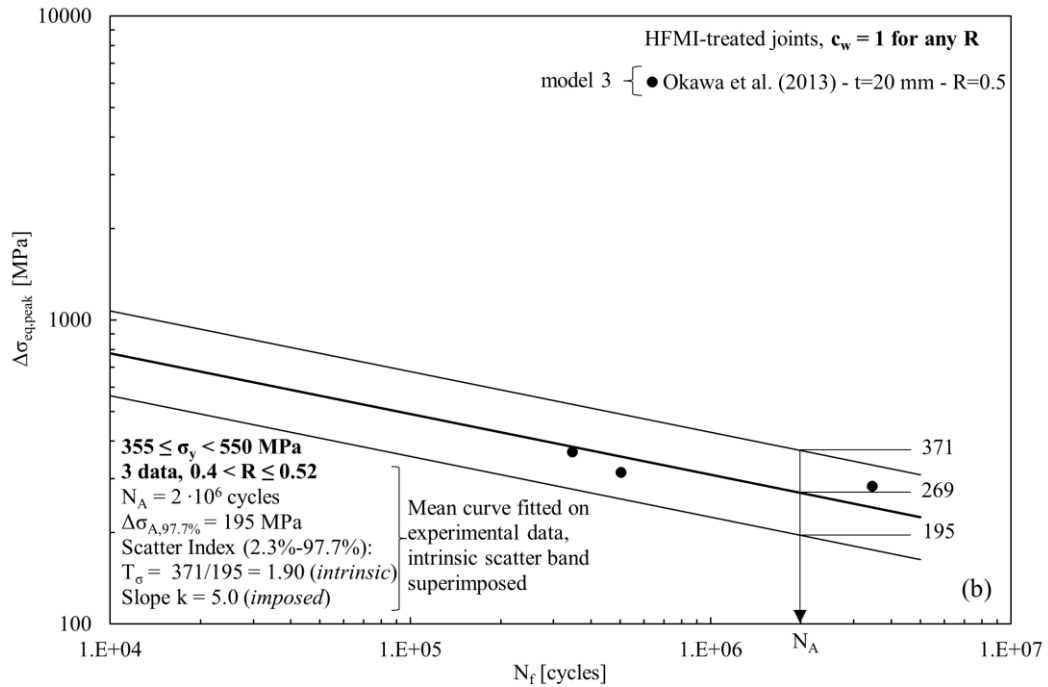


Figura 3. 19: Curve di progettazione per giunti trattati HFMI in accordo con il Peak Stress Method, per giunti con $355 \leq f_y < 550$, $0.4 < R \leq 0.52$, Ampiezza di banda $T_\sigma = 1.9$, pendenza $m=5$

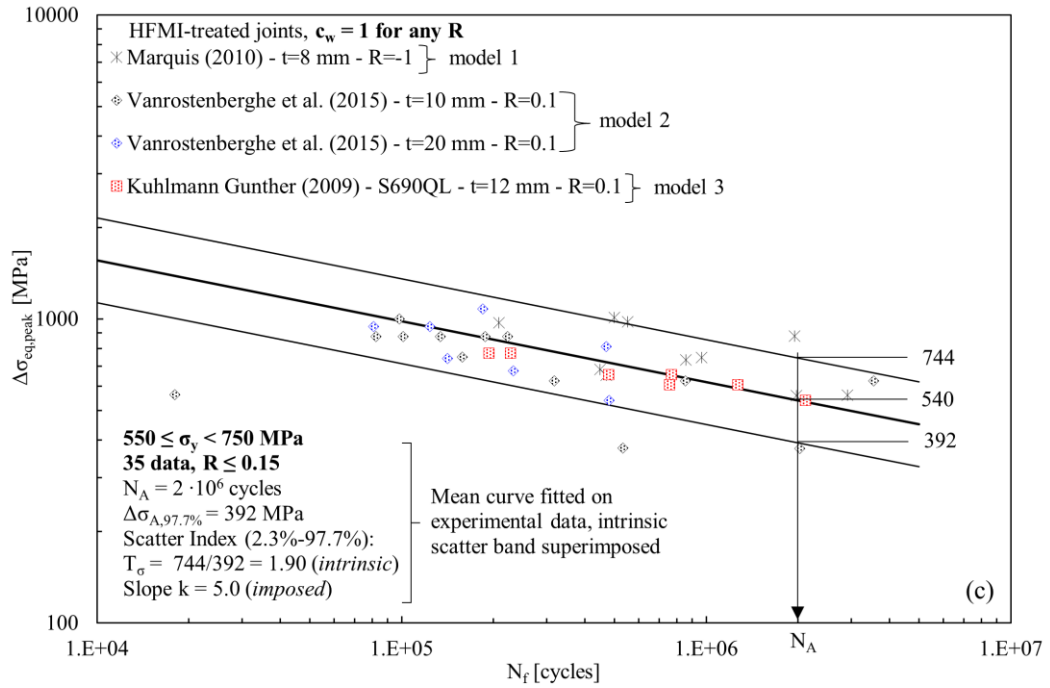


Figura 3. 20: Curve di progettazione per giunti trattati HFMI in accordo con il Peak Stress Method, per giunti con $550 \leq f_y < 750$, $R \leq 0.15$, Ampiezza di banda $T_\sigma = 1.9$, pendenza $m=5$

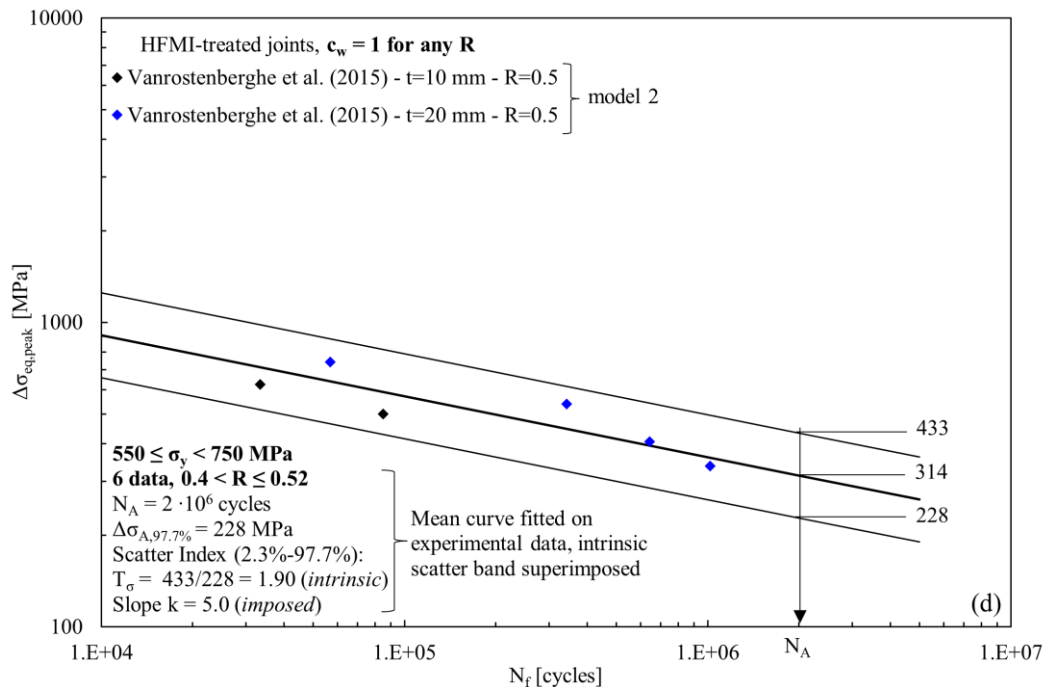


Figura 3. 21: Curve di progettazione per giunti trattati HFMI in accordo con il Peak Stress Method, per giunti con $550 \leq f_y < 750$, $0.4 < R \leq 0.15$, Ampiezza di banda $T_\sigma = 1.9$, pendenza $m=5$

Le curve di progettazione per giunti trattati HFMI per il Peak stress method ad oggi sono riferite per rapporti di ciclo compresi tra $R \leq 0.15$, e $0.4 < R \leq 0.52$ e tensioni di snervamento comprese tra $355 \leq \sigma_y < 550$ e $550 \leq \sigma_y < 750$. La *tabella 3.4* riassume le classi di resistenza (FAT) per giunti trattati HFMI per l'applicazione del Peak Stress Method ad oggi determinate.

σ_y [MPa]	Welded joints made of structural steels and subjected to mode I loading				
	$R \leq 0.15$	$0.15 < R \leq 0.28$	$0.28 < R \leq 0.4$	$0.4 < R \leq 0.52$	$R > 0.52$
as-welded, $k = 3$					
All σ_y	156	156	156	156	156
HFMI-treated, $k = 5$					
$\sigma_y < 355$	n.d.	n. d.	n. d.	n.d.	n. d.
$355 \leq \sigma_y < 550$	264	n. d.	n. d.	195	n. d.
$550 \leq \sigma_y < 750$	392	n. d.	n. d.	228	n. d.
$750 \leq \sigma_y < 950$	n.d.	n. d.	n. d.	n.d.	n. d.
$\sigma_y > 950$	n.d.	n.d.	n.d.	n.d.	n.d.

Tabella 3. 4: 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

L'obiettivo di questa tesi risulterà quindi quello di determinare le curve di progettazione per l'approccio PSM per i restanti casi non analizzati in [19] da A. Campagnolo e F. Belluzzo in modo da estendere il PSM ai diversi casi di progettazione.

3.4 Applicazione PSM per giunti HFMI in ANSYS®Mechanical APDL

L'analisi agli elementi finiti tramite il software di calcolo Ansys®Mechanical APDL avverrà per geometrie 2D e per geometrie 3D, con strategie di analisi differenti. Per geometrie semplici come giunti trasversali o cruciformi, si realizzano modelli 2D direttamente in Ansys selezionando PLANE 182 come elemento con opzione K1 "Simple Enhanced Strain" e opzione K3 "Plane Strain". Invece per geometrie più complesse come giunti longitudinali, si realizza la geometria 3D prima in Solidworks 2022 Student edition esportandola poi in formato IGES (.IGS) ed importandola in Ansys®. L'analisi viene effettuata selezionando l'elemento SOLID 187 con K1 impostata su Pure Displacement.

3.4.1 Creazione e Analisi 2D giunti HFMI

Si realizza direttamente in Ansys® la geometria 2D del giunto, considerando il raggio dell'indentatore utilizzato per il trattamento HFMI e la profondità ("depth") che il trattamento produce.

Per la realizzazione della geometria si eseguono i seguenti passaggi:

1. Si realizza la geometria del giunto As Welded
2. Si determinano le coordinate del centro della semicirconferenza di raggio ρ che giace sulla bisettrice dell'angolo di apertura e si crea il Keypoint:

$$x_c = \frac{t}{2} + z + \frac{(\rho - depth)}{\tan(\alpha)} \quad (3.7)$$

$$y_c = \frac{t}{2} + z + (\rho - depth) \quad (3.8)$$

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Create → Keypoints → In Active CS → x_c, y_c

3. Si centra il sistema di riferimento sul centro della semicirconferenza, lo si attiva e si creano i Keypoint che determineranno la semicirconferenza:

Utility Menu → WorkPlane → Offset WP to → Keypoints

Utility Menu → WorkPlane → Change Active CS to → Working Plane

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Create → Keypoints → In Active CS → tabella 4.5

X	Y
ρ	0
0	ρ
$-\rho$	0
0	$-\rho$

Tabella 3. 5: *Coordinate creazione semicirconferenza*

La figura 3.20 mostra quanto svolto nei punti 1,2 e 3 in Ansys®:

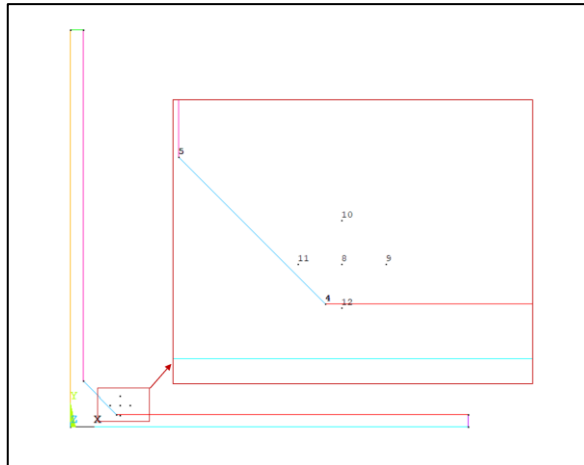


Figura 3. 22: *Svolgimento dei punti 1,2,3 in Ansys® per la realizzazione della geometria 2D*

4. Si creano gli archi congiungendo i Keypoints appena creati di raggio pari a ρ :
Main Menu → Preprocessor → Modeling → Create → Lines → Arcs → By End KPs&Rad
5. Si dividono le linee della circonferenza che intersecano il giunto:
*Main Menu → Preprocessor → Modeling → Operate → Booleans → Divide
 → With Options → Line by Line*

Con opzione come in figura:

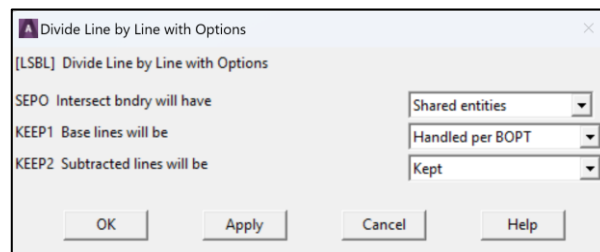


Figura 3. 23: *Opzioni per divisione linee in Ansys®*

Si ottiene quindi la seguente divisione delle linee:

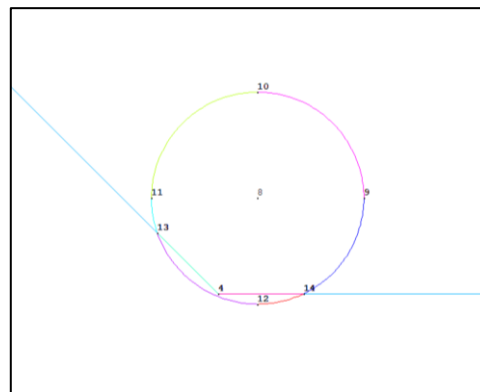


Figura 3. 24: *Divisione delle Linee in Ansys®*

6. Si procede con l'eliminazione delle linee per la creazione del raccordo del giunto:

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Delete → Lines and Below

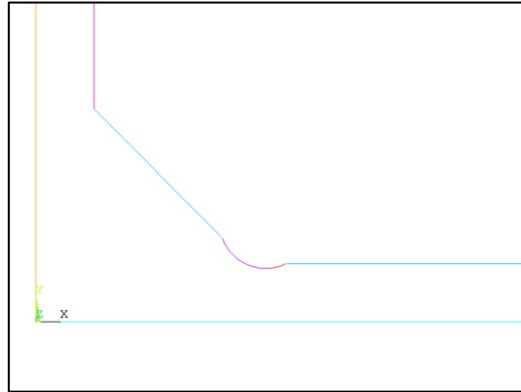


Figura 3. 25: *Geometria 2D completa di raccordo*

7. Si crea ora l'area formata dalle linee:

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Create → Areas → Arbitrary → By Lines

Realizzato dunque il giunto, si creerà il volume strutturale sul quale verrà calcolato il SED. Il volume dovrà essere posizionato in modo tale che al centro di esso vi sia la massima tensione principale $\sigma_{11,max}$.

Si procede con il calcolo della tensione massima principale lungo la linea del raccordo del giunto effettuando un'analisi a convergenza. In Ansys®, al modello si applica la mesh i carichi (generalmente si applica una tensione di 1 MPa) ,i vincoli opportuni e si risolve il modello.

- a. Si valuta la tensione principale σ_{11} per i nodi appartenenti alla linea del raccordo generando un *path*. Si riduce la dimensione di elemento e si ri-effettua l'analisi calcolando σ_{11} . Quando tra l'ultima tensione calcolata con mesh fitta e quella precedente vi è un valore inferiore al 5%, si procede con la definizione del sistema di riferimento per la realizzazione del volume di controllo.

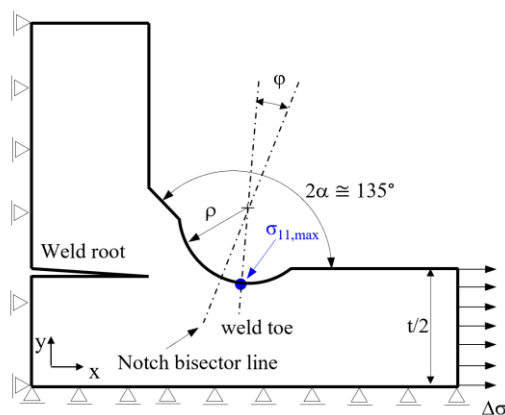


Figura 3. 26: *Individuazione punto massima tensione principale*

- b. Si crea un Keypoints nel nodo in cui si ha la massima tensione principale

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Create → Keypoints → On node

- c. Si elimina la mesh generata per poter modificare le linee:

Main Menu → Preprocessor → Meshing → Clear → Volumes → Pick all

- d. Si calcolano le costanti r_0 e q ricavate da Neuber (eq. (3.4), (3.5)). Dal Keypoint creato al punto b. 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 per definire il volume strutturale. In Ansys ®:

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

E' 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 . Le opzioni da impostare sono:

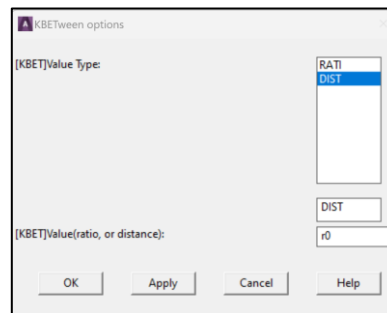


Figura 3. 27: Impostazioni per creazione Keypoint in Ansys®, DIST, r_0

- e. Si centra il sistema di riferimento locale sul Keypoint appena creato e si crea la circonferenza con centro nell'origine del sistema di riferimento appena creato e raggio pari a $R_c + r_0$ dove R_c per gli acciai è pari a 0.28.

Utility Menu → WorkPlane → Offset WP to → Keypoints

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Create → Areas → Circle → Solid Circle

- f. Si elimina solo l'area (non le linee) totale e l'area della circonferenza appena creata. Le linee che intersecano la semicirconferenza vengono divise in modo tale da creare il volumetto rosso in figura 3.28:

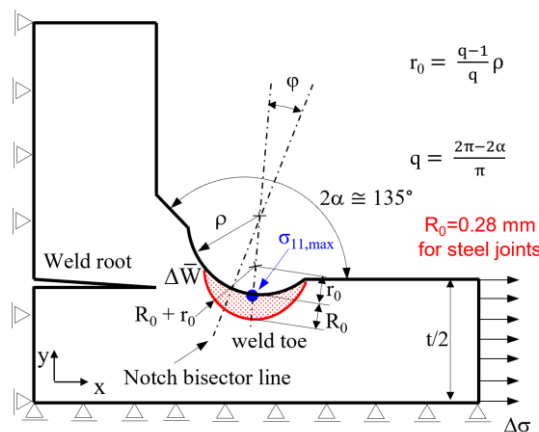


Figura 3. 28: Volume strutturale per analisi SED giunti HFMI

In Ansys® si effettuano i seguenti passaggi:

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Delete → Areas Only

(si seleziona sia l'area totale che l'area della circonferenza appena creata)

*Main Menu → Preprocessor → Modeling → Operate → Booleans → Divide
→ With Options → Line by Line*

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Delete → Line and Below

- g. Si crea l'area racchiusa dalle linee che formano il volume strutturale:

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Create → Areas → Arbitrary → By Lines

- h. Si crea l'area racchiusa dalle linee del giunto escludendo il volume strutturale in modo da avere due aree distinte:

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Create → Areas → Arbitrary → By Lines

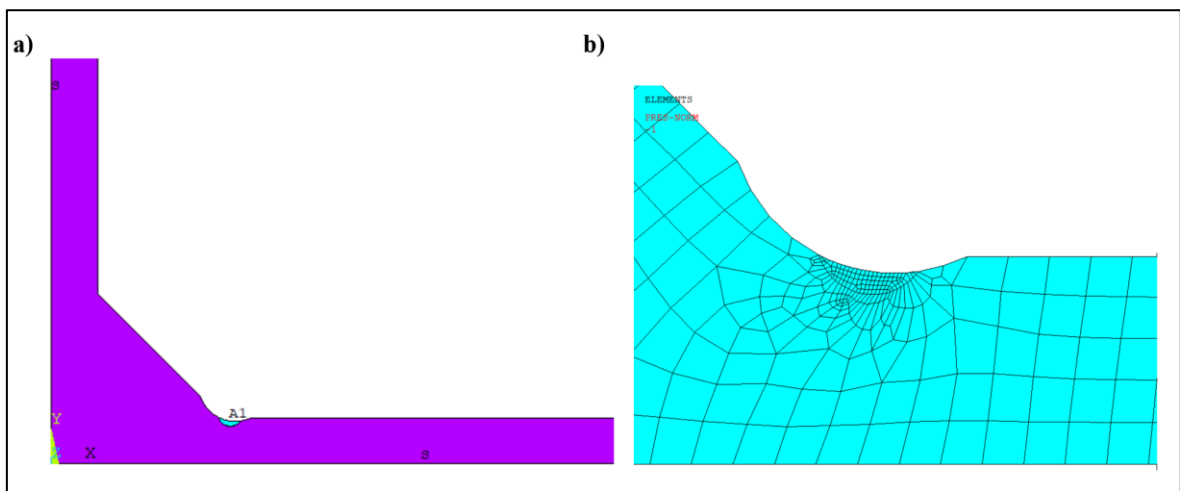


Figura 3. 29: a) *Divisione aree volume di controllo*, b) *Mesh applicata per il calcolo del SED, $d=0.05$ mm volume di controllo, resto del giunto $d= 1$ mm.*

- i. Si procede ora con l'applicazione della mesh per il calcolo del SED, si procede come nel paragrafo 2.4;
- j. Calcolato $\Delta \bar{W}_{FEM}$, si ricava la tensione equivalente di picco $\Delta \sigma_{eq,peak}$:

$$\Delta \sigma_{eq,peak} = \sqrt{\frac{2E \cdot \Delta \bar{W}}{1 - \nu^2}} \quad (3.9)$$

L'analisi 2D per giunti a doppio irrigidimento e per giunti a singolo irrigidimento è stata velocizzata scrivendo un codice APDL il quale, dando in input le costanti, svolge in automatico tutti i passaggi descritti in questo paragrafo. *Il testo del codice è presente nell'appendice A.*

3.4.2 Analisi 3D giunti HFMI

I giunti con geometrie complesse, ad esempio i giunti longitudinali, devono essere prima modellati in 3D in *SolidWorks®* realizzando la geometria del giunto As welded e successivamente modificando tale geometria per ottenere la deformazione provocata dal trattamento HFMI.

Si prenda come esempio il giunto longitudinale in figura:

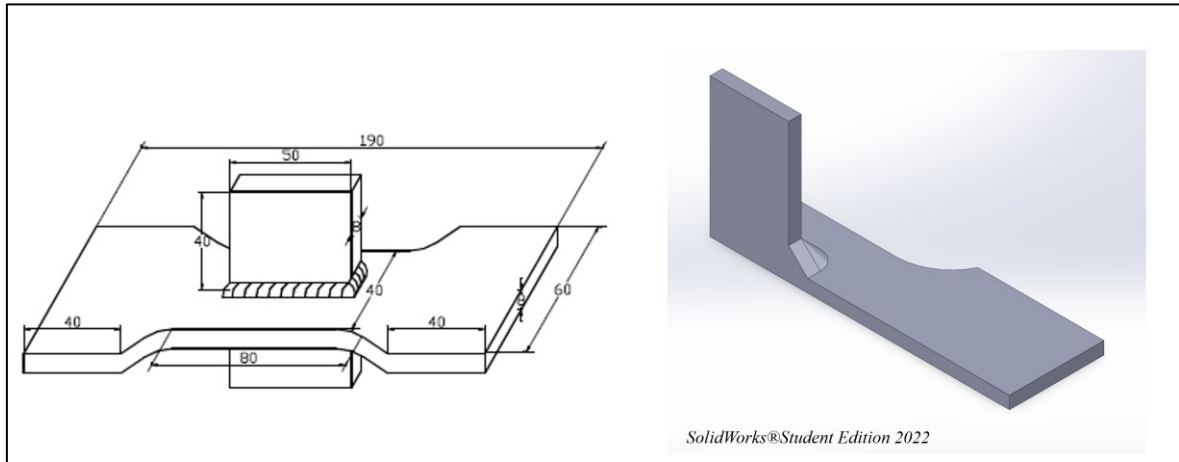


Figura 3. 30: A sinistra vi è il giunto longitudinale As Welded da analizzare, a destra vi è la realizzazione di $\frac{1}{4}$ della geometria grazie alle simmetrie in *SolidWorks*

Realizzata la geometria As Welded, si definiscono i parametri del trattamento HFMI rispettivamente il raggio dell'indentatore ρ e la *profondità* dovuta al trattamento.

Si realizza dunque la scanalatura a piede cordone tramite i seguenti passaggi:

1. Si traccia la bisettrice dell'angolo di apertura 2α del piede cordone
2. Si traccia una circonferenza con centro coincidente sulla bisettrice tracciata al punto 1.
3. Si definisce la distanza tra il centro della circonferenza e il piatto del giunto. Tale distanza è pari alla differenza tra ρ dell'indentatore e alla *profondità*:

$$H = \rho - \text{profondità}$$

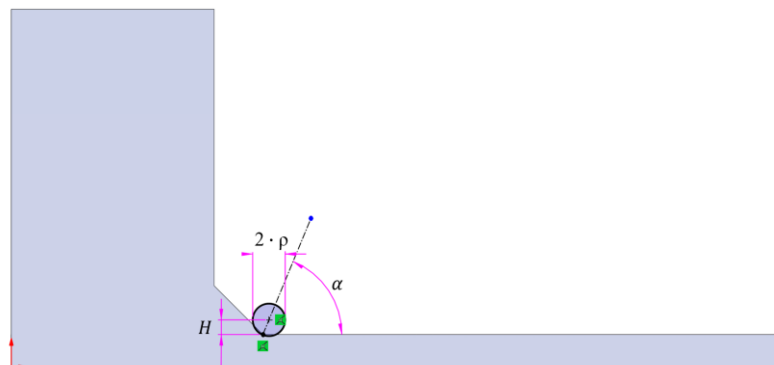


Figura 3. 31: Quote per la realizzazione della scanalatura per il trattamento HFMI

4. Si chiude lo schizzo realizzato al punto 3, e se ne apre un altro e con il comando “*convert entities*” si selezionano le linee che formano il piede cordone in modo da generare un percorso sul quale verrà applicato il taglio.
5. Tramite il comando “*Swept Cut*” si seleziona lo schizzo realizzato al punto 3 e come seconda opzione lo schizzo realizzato al punto 4.

Si ottiene così il giunto trattato HFMI, si procede con l’esportazione del modello in formato IGES (.igs).

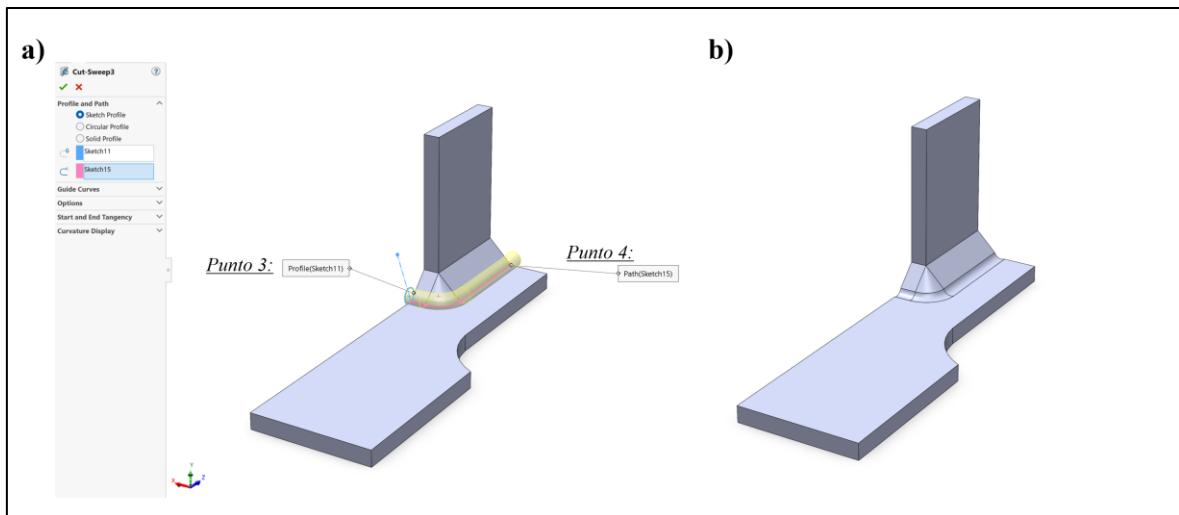


Figura 3. 32: a) Applicazione dello *Swept Cut* in Solidworks, b) Geometria finale giunto trattato HFMI.

Per la realizzazione dei giunti longitudinali sono stati realizzati modelli parametrici in Solidworks® velocizzando così la loro modellazione.

Si procede ora con l’importazione in Ansys®Mechanical APDL con il seguente comando:

Utility Menu → File → Import → IGES

Dopo l’importazione, l’analisi viene svolta attraverso i seguenti passaggi:

1. Si seleziona il tipo di elemento per l’analisi: elemento SOLID 187 con K1 impostata su *Pure Displacement*.
2. Durante l’importazione alcune linee e keypoints possono risultare doppi, si procede quindi con l’eliminazione delle ridondanze:

Main Menu → Preprocessor → Numbering Ctrls → Merge Items

Si impostano i parametri come in figura 3.33:

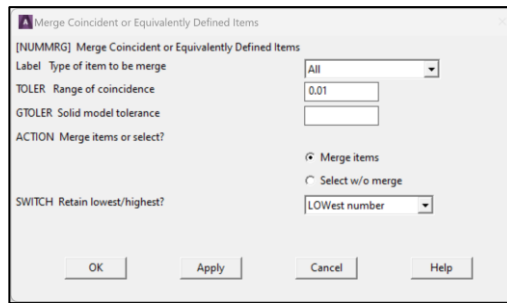


Figura 3. 33: Parametri da impostare per eliminare le ridondanze in Ansys®Mechanical APDL

3. Si crea il volume del giunto appena importato con il comando:

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

4. Si effettua ora l'analisi a convergenza per determinare il punto esatto dove si ha la massima tensione principale σ_{11} per la creazione del volume di controllo come svolto nell'analisi 2D.

Definito dopo l'analisi a convergenza il punto dove si ha la massima tensione principale, si procede con la definizione del keypoint che sarà il centro dal quale tratteremo il volume strutturale.

Importando in Ansys® da Solidworks® il modello, vengono importati anche i keypoints che rappresentano i centri di rotazione delle curve. Di conseguenza risulta presente nel modello il keypoint che rappresenta il centro del raccordo dovuto al trattamento HFMI.

5. Calcolati r_0 e q , si procede con la definizione del keypoint origine del volume strutturale:

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

E' 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

6. 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 → WorkPlane → Offset WP to → Keypoints

Utility Menu → WorkPlane → Offset WP by increments

7. Si crea la circonferenza con centro nell'origine del sistema di riferimento appena creato di raggio pari a $R_c + r_0$, e si elimina l'area appena creata:

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Create → Areas → Circle → Solid Circle

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Delete → Areas Only

8. Si dividono le linee in modo tale da ottenere il volume di controllo all'interno del giunto e si eliminano le linee in eccesso:

*Main Menu → Preprocessor → Modeling → Operate → Booleans → Divide
→ With Options → Line by Line*

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Delete → Line and Below

9. Si crea l'area racchiusa dalle linee che formano il volume strutturale:

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Create → Areas → Arbitrary → By Lines

10. Si procede con l'estrusione dell'area appena creata per realizzare il volume strutturale, verrà estruso, essendo nel caso in esame in simmetria, di $\frac{R_c}{2}$ ovvero per gli acciai da costruzione pari a 0.14 mm:

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

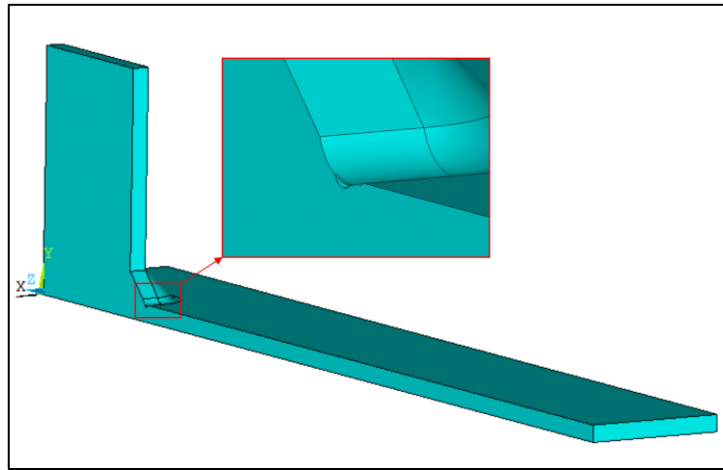


Figura 3. 34: *Volume di controllo per analisi SED giunto HFMI in Ansys®Mechanical*

11. Il modello ora presenta 2 volumi non distinti, ovvero il volume del giunto ingloba in se stesso anche il volume strutturale appena creato. Bisogna dunque, procede con la separazione dei volumi:

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

Si seleziona il volume del giunto totale e le aree del volume strutturale appena creato.

12. Il modello ora è pronto per l'applicazione della mesh, dei carichi e dei vincoli. Si procede come illustrato nel *paragrafo 2.4.1*.

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

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

Per valutare il corretto posizionamento del volume strutturale in Ansys si può valutare l'andamento dell'energia all'interno di esso. In Ansys® con il comando:

Main Menu → General Postproc → Element Table → Exponentiate

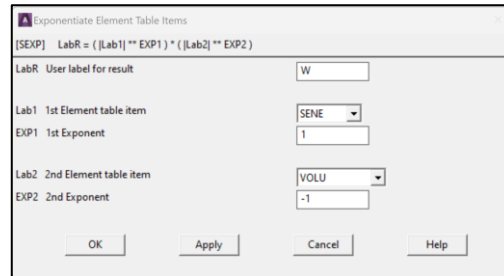


Figura 3. 35: Parametri da impostare in Ansys® per valutare andamento dell'energia

Si “plotta” l'energia tramite W:

Main Menu → General Postproc → Element Table → Plot Elem Table

Selezionando il parametro W e impostando il parametro “Avglab” su “Yes – Avarege”.

Si ottiene:

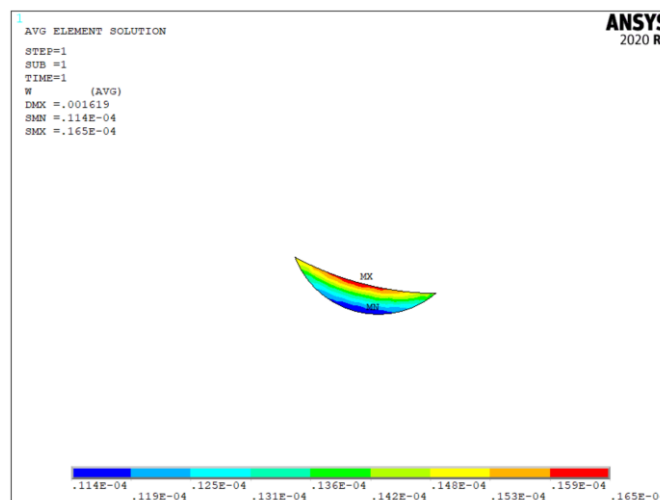


Figura 3. 36: Andamento energia all'interno del volume di controllo.

Il volume di controllo risulta essere posizionato correttamente quando il valore massimo dell'energia si trova al centro dello stesso come in figura 3.36

L'analisi di modelli 3D in Ansys è stata velocizzata scrivendo un codice APDL il quale importa in automatico il giunto e dando in input le costanti nel codice, svolge in automatico tutti i passaggi appena descritti. Il testo del codice è presente nell'appendice B.

CAPITOLO 4: Analisi dei parametri locali del trattamento HFMI su giunti saldati.

In questo capitolo vengono analizzati e catalogati un ampio numero di articoli relativi a giunti trattati HFMI ed inoltre viene analizzato l'effetto del trattamento post saldatura HFMI su giunti saldati al variare dell'angolo di apertura 2α , dello spessore del piatto t e dei parametri del trattamento come la *profondità* e il raggio del raccordo ρ .

4.1 Analisi Articoli HFMI

Per la determinazione di nuove curve di progettazione a fatica per il PSM è necessario ricavare i dati sperimentali di prove a fatica su giunti trattati HFMI, per poi eseguire le analisi FEM. Vengono quindi analizzati un vasto numero di articoli e catalogati in funzione di:

- della geometria;
- dello spessore
- della tensione di snervamento, f_y
- del rapporto di ciclo R
- dei parametri geometrici HFMI come il raggio di raccordo ρ e la profondità
- del numero dei dati sperimentali
- dell'angolo di apertura del giunto
- della dimensione del piede cordone.

Di seguito viene riportata la tabella che raccoglie i casi di interesse (si veda *tabella 3.4*):

Referenza	Geometria	t [mm]	Materiale	f _y [MPa]	R	ρ [mm]	Profondità [mm]	2α [°]	z [mm]	N° dati:
Al-Karawi et al. (2021) [23]	Trasversale	16	S355	355	0.29	3	0.26	135	7	9
Leitner et al. (2012) [30]	Trasversale	5	S960	960	0.1	2	0.19	140	4	12
Shimanuki,Okawa (2013) [24]	Cruciforme	12	SBHS500	575	0<R<0.8	3	0.2	125	8	12
Brunnhofer et al. (2022) [25]	Cruciforme	10	S700	772	0.1	2	-	135	7	24
Huo et al. (2005) [28]	Cruciforme	8	Q235B	267	0.1,0.3,0.5	-	-	-	-	12
Deguchi et al. (2012) [32]	Cruciforme	16	KA36	355	0,0.25,0.5	-	-	-	8	3
Gao et al. (2021) [38]	Cruciforme	8	Q355B	346	0.1	3	-	135	9	11
Kudryavtsev et al. (2007) [39]	Cruciforme	20	Q235B	267.4	0	-	-	-	12	7
Leitner et al. (2017) [22]	Longitudinale	5	S355, S960	355,960	0<R<0.8	2	0.19	145	7	25
Wu,Wang (2012) [37]	Longitudinale*	8	Q235B	272	-1,0.1,0.45 0.1,0.3,0.5 0.1	-	-	-	-	18
Yonezawa, Shimanuki e Mori (2020) [26]	Longitudinale*	12	SBHS400 SBHS500 SBHS700	456 575 753	0.25, 0.5 0.1 0.29	3	0.3	135	10	133
Haagensen et al. (1998) [27]	Longitudinale*	6	Weldox 700	780	0.1	-	-	-	-	5
Vanrostenberghe et al. (2015) [33]	Longitudinale*	5,10,15	S960QL	960	0.1,0.5	3.31	0.21	120	5	74
Lihavainen et al. (2004) [34]	Longitudinale	8	S355J0	355	0.1<R<0.5	3	0.5	-	-	5
Marquis, G. and Björk, T. (2008) [36]	Longitudinale*	6	S960	969	-1	2	0.2	-	-	11

Tabella 4. 1: Raccolta di articoli su giunti saldati trattati HFMI

Dalla *tabella 4.1* è possibile osservare che non tutti gli articoli riportano i dettagli del trattamento HFMI o della geometria del cordone di saldatura; risulta infatti necessario analizzare l'effetto del trattamento post saldatura HFMI su giunti saldati al variare dell'angolo di apertura 2α , dello spessore del piatto t e dei parametri del trattamento come la *profondità* e il raggio del raccordo ρ per poter valutare i valori corretti da poter assumere.

Yildirim e Marquis in [21] fecero uno studio molto ampio dei range di variabilità dei parametri geometrici locali dovuti al trattamento HFMI. Considerarono 4 aziende per l'analisi ed a ciascuna consegnarono 7 provini longitudinali identici in acciaio S700. Vennero variati di molto i raggi degli indentatori, da 1.80 a 4.55 mm, come anche le profondità, da 0.16 a 0.29 mm.

Table 3 Average values of HFMI-improved weld measurements for companies A, B, C and D and standard deviations (see Fig. 4)	Manufacturer	Radius (mm)	SD	Width (mm)	SD	Depth (mm)	SD
	A	1.80	0.20	2.39	0.32	0.16	0.05
	B	3.81	0.46	4.10	0.37	0.22	0.11
	C	3.03	0.60	3.11	0.43	0.17	0.03
	D	4.55	1.11	5.45	1.05	0.29	0.08
	Average	3.30	0.59	3.76	0.54	0.21	0.07

Figura 4. 1: *Tabella riassuntiva analisi Yildirim e Marquis. [21]*

Dall'analisi svolta i valori medi del raggio di raccordo ottenuto e la profondità media realizzata, sono pari rispettivamente a 3 mm e 0.2 mm.

Nei prossimi paragrafi verranno svolte le analisi considerando la variazione del raggio di raccordo ρ tra 1 mm e 4 mm e una variazione della *profondità* da 0.2 mm a 0.4 mm. Tuttavia dagli articoli analizzati riportati in *tabella 4.1* e dalla tabella in appendice, il raggio di raccordo assume un valore minimo pari a 2 mm, un valore massimo pari a 3 mm una *profondità* minima pari a 0.2 mm ed una massima pari a 0.5 mm. Si considererà quindi, questi range di valori per valutare i risultati che si otterranno. Per la maggior parte delle prove sperimentali viene utilizzato un raggio di raccordo pari a 3 mm ed una profondità pari a 0.2 mm, in accordo con quanto riportato da Yildirim e Marquis. La trattazione successiva permetterà di valutare se assumere dei valori medi per il raggio di raccordo e per la profondità, può essere corretto accettando un minimo errore o se vi sarà una deviazione importante.

4.2 Analisi dell'effetto dei parametri locali HFMI su giunti Traversali

Si analizzerà un giunto trasversale a doppio irrigidimento sia in condizioni As Welded che trattato HFMI. Data la simmetria del giunto si realizza $\frac{1}{4}$ di struttura, vincolata e sollecitata come in figura:

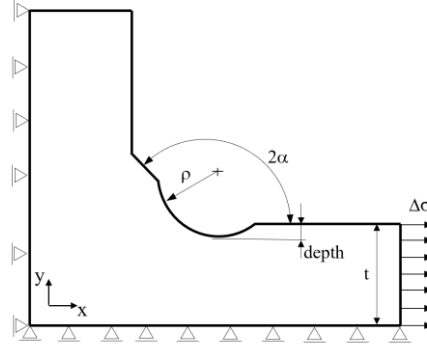


Figura 4. 2: Schema per analisi giunto Trasversale.

L'analisi consiste nel calcolare la tensione equivalente di picco variando lo spessore del giunto t da 5 a 20 mm, l'angolo di apertura 2α da 120° a 150° , ρ da 1 a 4 mm e la profondità da 0.1 a 0.6 mm. Si riporta nella seguente figura un estratto dei risultati dell'analisi effettuata:

Figura 4. 3: Estratto analisi per valutazione dell'effetto dei parametri HFM per giunto con angolo di apertura $2\alpha = 135^\circ$ e spessore pari a 10 mm.

2α [°]	t [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]	profondità/ t	$\sigma_{11,max}$ [MPa]	ϕ [°]	$SED \cdot 10^6$ [J/m3]
135	10	1	0.1	0.01	2.643	1.295	8.62472
135	10	1	0.2	0.02	2.764	1.306	9.52087
135	10	1	0.3	0.03	2.859	1.308	10.27828
135	10	1	0.4	0.04	2.947	1.352	10.9698
135	10	1	0.5	0.05	3.028	1.352	11.63539
135	10	1	0.6	0.06	3.103	1.352	12.28333
135	10	1.5	0.2	0.02	2.381	1.316	8.36683
135	10	1.5	0.3	0.03	2.455	1.348	8.93797
135	10	1.5	0.4	0.04	2.522	1.366	9.46623
135	10	1.5	0.5	0.05	2.585	1.361	9.9866
135	10	1.5	0.6	0.06	2.644	1.361	10.48353
135	10	2	0.2	0.02	2.152	1.351	7.47876
135	10	2	0.3	0.03	2.214	1.347	7.94865
135	10	2	0.4	0.04	2.27	1.359	8.38565
135	10	2	0.5	0.05	2.323	1.379	8.80627
135	10	2	0.6	0.06	2.373	1.396	9.21403
135	10	2.5	0.2	0.02	1.996	1.351	6.81621
135	10	2.5	0.3	0.03	2.049	1.368	7.2064
135	10	2.5	0.4	0.04	2.098	1.377	7.57634
135	10	2.5	0.5	0.05	2.145	1.392	7.93528
135	10	2.5	0.6	0.06	2.19	1.405	8.28835
135	10	3	0.3	0.03	1.928	1.382	6.62982
135	10	3	0.4	0.04	1.972	1.389	6.95542
135	10	3	0.5	0.05	2.014	1.402	7.27227
135	10	3	0.6	0.06	2.056	1.412	7.58752
135	10	3.5	0.3	0.03	1.834	1.393	6.17447
135	10	3.5	0.4	0.04	1.875	1.399	6.46594
135	10	3.5	0.5	0.05	1.914	1.409	6.75123
135	10	3.5	0.6	0.06	1.952	1.418	7.03697
135	10	4	0.4	0.04	1.797	1.406	6.06981
135	10	4	0.5	0.05	1.834	1.427	6.32881
135	10	4	0.6	0.06	1.87	1.435	6.59249

E' stato scritto un codice APDL che effettua in automatico l'analisi in Ansys®Mechanical APDL. In tale codice viene creata la geometria del giunto, vengono applicati i carichi, i vincoli e viene risolto il modello. Successivamente i risultati ottenuti vengono esportati in un file esterno ed ordinati nel seguente modo:

2α [°]	t [mm]	ρ [mm]	Depth [mm]	σ_{11max} [MPa]	Φ [°]	SED 10^6 [J/m ³]
---------------	----------	-------------	------------	------------------------	------------	--------------------------------

Nel codice APDL è implementato un *ciclo DO* che permette di impostare i valori di inizio e fine ed il relativo passo, della variazione dello spessore, dell'angolo di apertura, di ρ e della profondità. In questo modo automaticamente vengono analizzate tutte le possibili combinazioni di configurazioni dei parametri.

L'analisi risulta essere molto ampia, per questo ci si concentrerà solo su alcuni parametri. Gli articoli che analizzano giunti trattati HFMI molto spesso riportano la geometria del giunto con le dimensioni e l'angolo di apertura. Molto spesso però non vengono fornite informazioni riguardo la geometria locale HFMI e di conseguenza si ipotizzerà lo spessore t e l'angolo di apertura 2α e verrà variato il raggio di raccordo ρ e la *profondità*.

Si considera un giunto con uno spessore t fissato pari a 10 mm ed un angolo di apertura 2α fissato, pari a 135°, si valuta la variazione di ρ e della *profondità* e si ottiene:

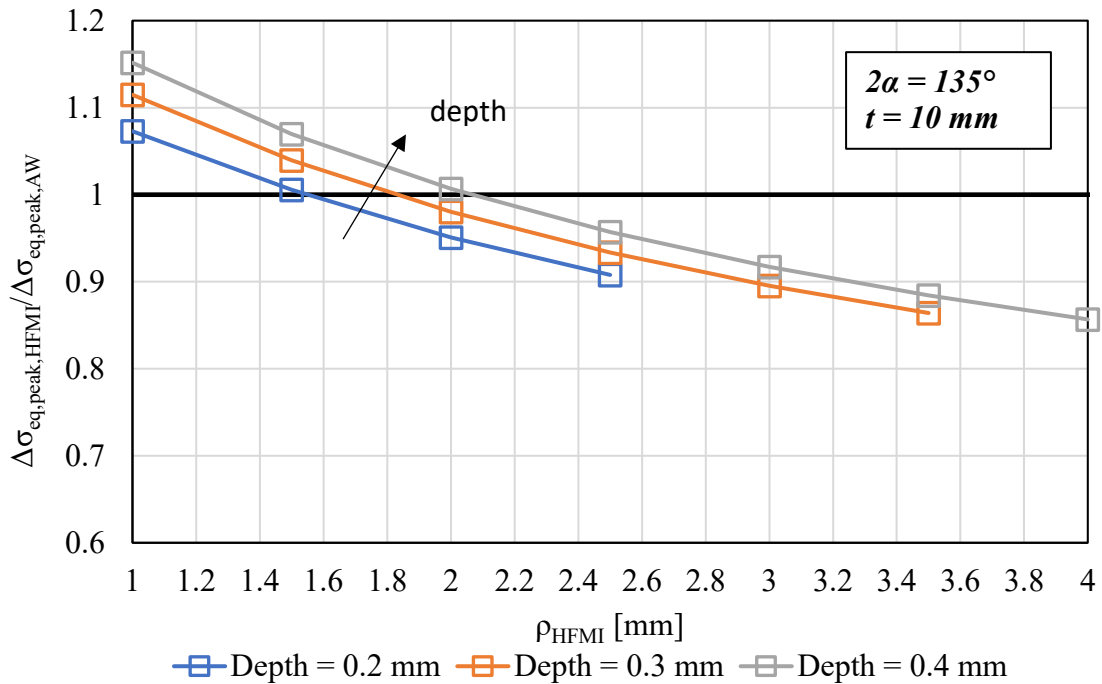


Figura 4. 4: Giunto trasversale, fissato 2α e t con variazione della profondità e di ρ .

Il grafico presenta nell'asse Y il rapporto $\frac{\Delta\sigma_{eq,peak,HFMI}}{\Delta\sigma_{eq,peak,AW}}$ ovvero la tensione equivalente di picco calcolata per un giunto trattato HFMI, confrontata con la tensione equivalente di picco per lo stesso giunto, ma realizzato con geometria As Welded. In questo modo si può valutare la differenza tra la realizzazione di un giunto HFMI per l'analisi fissato ρ e la *profondità* rispetto alla realizzazione dello stesso giunto ma As Welded.

In termini di tensione equivalente di picco se inizialmente si considera un raggio di raccordo piccolo, ad esempio di 1 mm, la $\Delta\sigma_{eq,peak,HFMI}$ è più grande di quella ottenuta per il giunto As Welded, ampliando il raggio di raccordo sufficientemente si ottiene l'effetto opposto in termini esclusivamente geometrici, non tenendo in considerazione la compensazione dovuta alle tensioni residue di compressione e la plasticizzazione all'apice dell'intaglio.

Dal grafico si nota come solo geometricamente è peggio utilizzare un raggio piccolo, a meno che guardando ad esempio la profondità pari a 0.4 mm, il raggio di raccordo non sia almeno di 2 mm.

Se si considera un valore medio del raggio di raccordo pari a 2 mm e una profondità media pari a 0.2 mm, si ottiene che realizzando un giunto As Welded rispetto ad un giunto HFMI si sbaglia di circa il 5% nel calcolo della tensione equivalente di picco. L'errore però aumenta se fissata la depth si aumentasse ρ , ad esempio per una depth pari a 0.2 mm l'errore massimo che si ha in queste condizioni è di circa il 10%.

Si considera ora lo stesso grafico, nel quale però in asse Y viene rapportata la tensione equivalente di picco del giunto trattato HFMI e la tensione equivalente di picco per il giunto trattato HFMI con i parametri di riferimento pari a $\rho = 2$ mm e la *profondità* = 0.2 mm. Questo mi permette di valutare l'errore che si commetterebbe nel realizzare un giunto trattato HFMI con parametri locali medi rispetto a realizzare lo stesso giunto con i parametri locali del trattamento HFMI esatti.

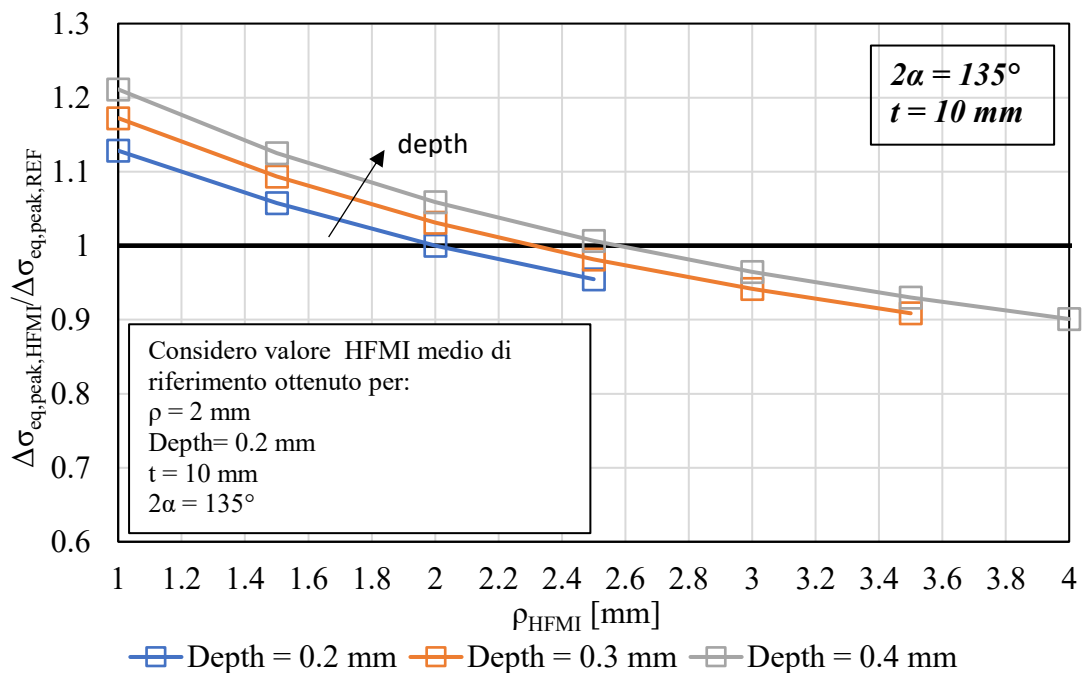


Figura 4. 5: Giunto trasversale, fissato 2α e t con variazione della profondità e di ρ con tensione equivalente di picco riferita a giunto HFMI con valori medi.

Se considerassimo un giunto trattato HFMI nel quale è dato solo il raggio del raccordo ρ , ad esempio pari a 2 mm, e non sia fornita la *profondità*, dalla *figura 4.5* si otterrebbe che realizzando il giunto con parametri locali medi del trattamento, si ha un errore massimo di circa il 5% qualora la *profondità* non fosse pari a 0.2 mm. Tuttavia se considerassimo il caso opposto, ovvero che venga fornita la profondità reale ad esempio pari a 0.3 mm e non venga fornito il raggio del raccordo, si otterrebbe, assumendo dei valori medi per l'analisi, nel caso peggiore un errore di circa il 17% ottenuto per il raggio di raccordo pari a 1 mm.

Si è valutato successivamente la variazione del raggio di raccordo ρ e la variazione dell'angolo di apertura 2α fissato lo spessore del giunto t e la profondità.

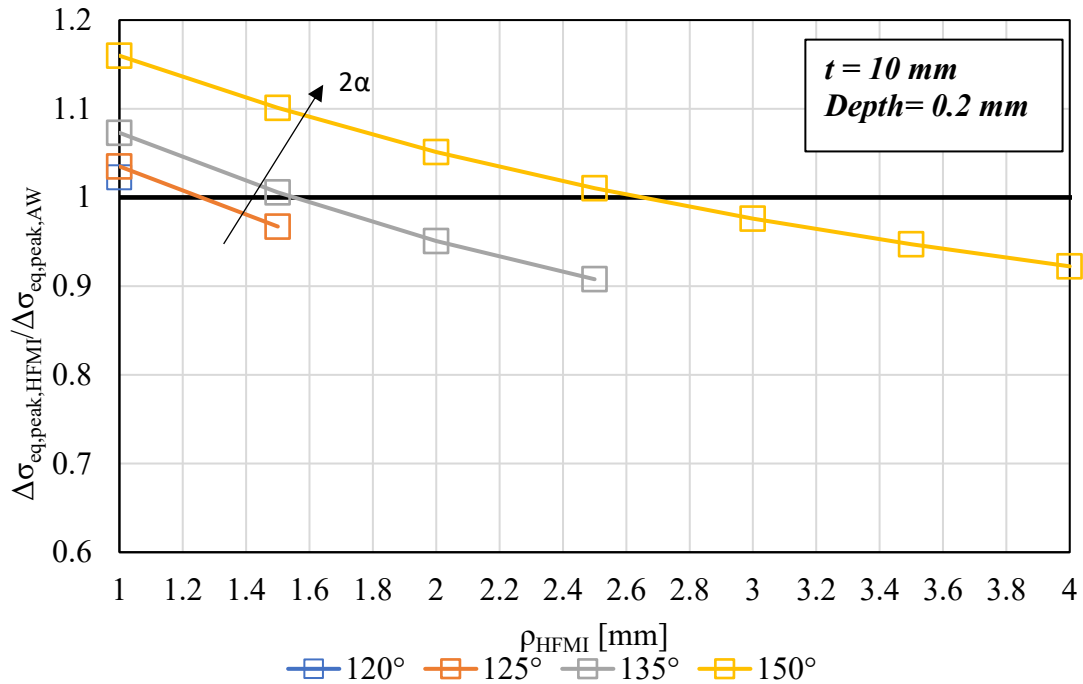


Figura 4. 6: Giunto trasversale, fissata la profondità e lo spessore t con variazione della dell'angolo di apertura 2α e di ρ con riferimento alla tensione equivalente di picco calcolata per un giunto As welded.

Dal grafico si nota come qualora non fosse noto l'angolo di apertura 2α , a meno di angoli di apertura di 150° , la realizzazione di un giunto As Welded rispetto alla realizzazione di un giunto trattato HFMI porti ad un errore massimo del 7%, pure essendo un dato che molto spesso viene fornito o può essere ricavato dall'articolo.

Nelle figure 4.3, 4.4 e 4.5 per alcuni valori come ad esempio: per la figura 4.6 per un angolo di apertura di 120° ed una profondità pari a 0.2 mm, vi è un solo dato relativo ad un raggio di raccordo pari ad 1 mm e non sono presenti altri dati per diversi raggi di raccordo. Questo accade perché con certi valori di profondità e raggio di raccordo non è fisicamente possibile che il raggio di raccordo intersechi completamente il piede cordone, come ad esempio in figura 4.7:

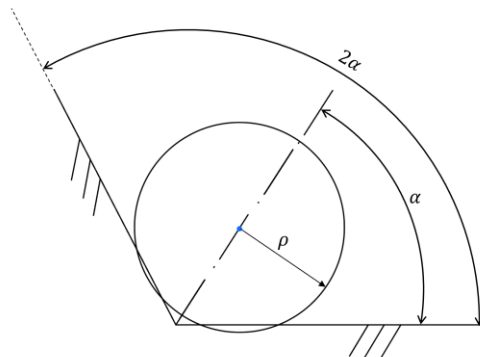


Figura 4. 7: Esempio circonferenza per realizzare il trattamento HFMI non taglia il piede cordone.

Per i giunti trasversali dunque, in assenza di dati geometrici, si possono utilizzare valori medi geometrici per la geometria locale HFMI, visto quanto mostrano le figure precedenti. Se il giunto dovesse avere valori del raggio di raccordo e della profondità diversi da quelli medi ad esempio raggio di raccordo di 1 mm , avrei un errore nel fare il modello medio poco maggiore del 10%, se la profondità fosse di 0.2 mm , invece se la profondità fosse di 0.4 mm avrei un errore del 20%. Ma una profondità di 0.4 mm è molto elevata rispetto ai valori solitamente utilizzati infatti gli articoli che trattano giunti HFMI, analizzati nella tabella 4.1, presentano raggi di raccordo che variano da 2 mm ad un valore massimo di 3 mm e profondità da 0.16 mm ad un valore massimo di 0.3 mm . Quindi, considerando questi range di ρ e *profondità* si ottiene che la realizzazione di un giunto con parametri geometrici medi HFMI di riferimento porta ad un errore massimo di circa il 5%, il che è accettabile. Per quanto riguarda l'angolo di apertura 2α , qualora non ne venisse fornito il valore, l'errore massimo che si commetterebbe, considerando un valore medio pari a 135° , risulterebbe pari al 7%.

4.3 Analisi dell'effetto dei parametri locali HFMI su giunti Longitudinali

Per i giunti Longitudinali si realizzano dei modelli tridimensionali in SolidWorks® e si esegue l'analisi FEM in Ansys®Mechanical APDL. Per questi giunti le analisi effettuate sono minori rispetto ai giunti trasversali analizzati nel paragrafo precedente in quanto risultano molto lunghe. E' stato considerato un giunto longitudinale a singolo irrigidimento con saldatura a piena penetrazione, angolo di apertura 2α fisso pari a 145° e spessore t pari a 5 mm e sono stati variati i parametri locali del trattamento HFMI.

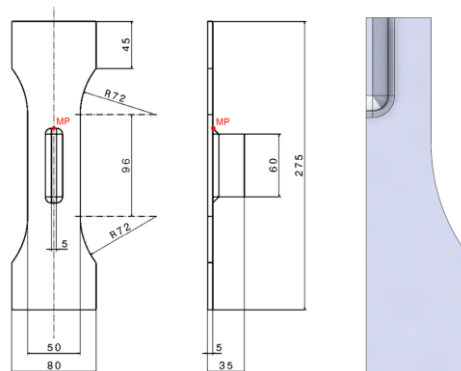


Figura 4. 8: Giunto utilizzato per l'analisi con quotature, e $\frac{1}{4}$ di modello realizzato in SolidWorks per l'analisi. [22]

E' stato realizzato $\frac{1}{4}$ di giunto sfruttando le simmetrie e si è analizzato il giunto sia As Welded che trattato HFMI. Sono state eseguite diverse analisi variando il raggio di raccordo e la profondità del trattamento, come riassunto nella tabella seguente:

1° Analisi		2° Analisi	
ρ [mm]	Profondità [mm]	ρ [mm]	Profondità [mm]
fissato a 2 mm	0.1	1	fissata a 0.2 mm
	0.2	2	
	0.3	3	
	0.4		

Dalla prima analisi effettuata si ottiene la *figura 4.9* nella quale si analizza la variazione della *profondità* mantenendo fisso il valore del raggio di raccordo ρ , pari a 2 mm, confrontando la tensione equivalente di picco ricavata per giunti trattati HFMI e la tensione equivalente di picco ottenuta per lo stesso giunto, ma in condizioni As Welded.

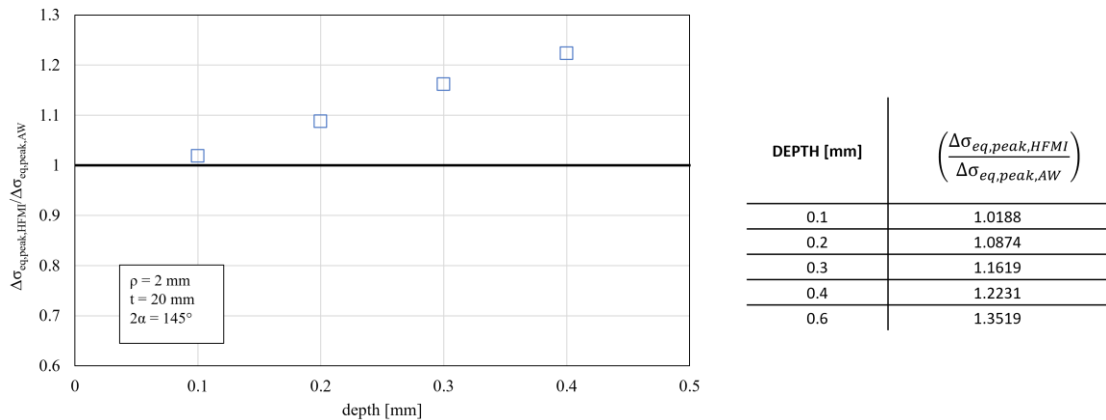


Figura 4. 9: Confronto tensione equivalente di picco per giunto con geometria HFMI e giunto As Welded al variare della profondità del trattamento HFMI.

La realizzazione di un modello As Welded al posto di realizzare un modello HFMI, qualora non fossero fornite informazioni relative al trattamento, porterebbe ad avere un errore massimo di circa il 20%. I valori tipici della profondità ottenuta dai trattamenti varia da 0.15 mm a 0.3 mm quindi, considerando questo range di valori, l'errore massimo risulterebbe essere del 16%. Se volessimo però realizzare il modello HFMI con valori medi di riferimento per giunti longitudinali forniti da Yildirim e Marquis in figura 4.1 con $\rho = 3 \text{ mm}$ e *profondità* pari a 0.2 mm, otterremmo:

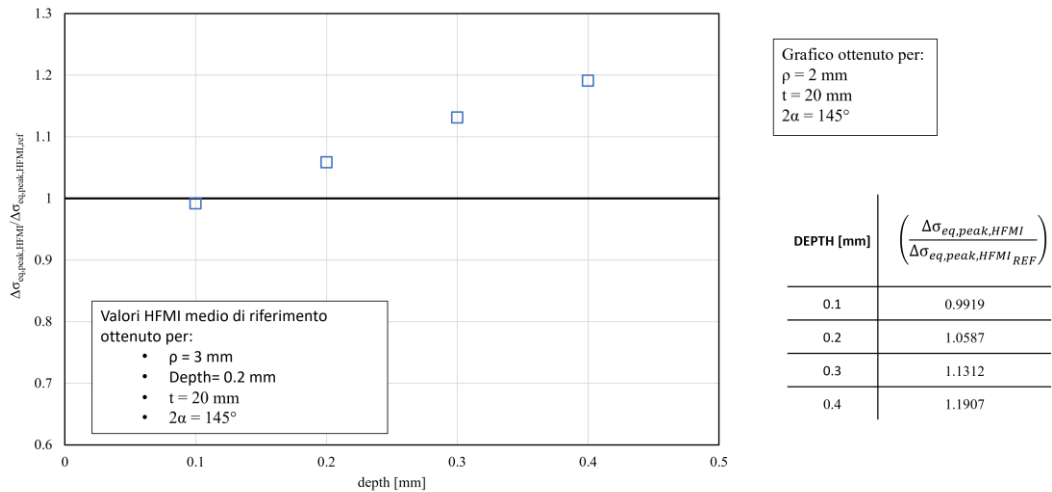


Figura 4. 10: Confronto tensione equivalente di picco per giunto con geometria HFMI e giunto con geometria HFMI, con valori medi al variare della profondità del trattamento HFMI.

Per i giunti longitudinali usare valori medi di riferimento, qualora non si conosca l'effettiva *profondità*, porterebbe ad un errore massimo del 19% per profondità pari a 0.4 mm e un errore pari al 13% per profondità pari a 0.3 mm, errori che risultano essere inferiori rispetto alla realizzazione del modello As Welded.

La seconda analisi comprende la variazione del raggio di raccordo ρ mantenendo costanti la *profondità* pari a 0.2 mm, l'angolo di apertura e lo spessore del giunto.

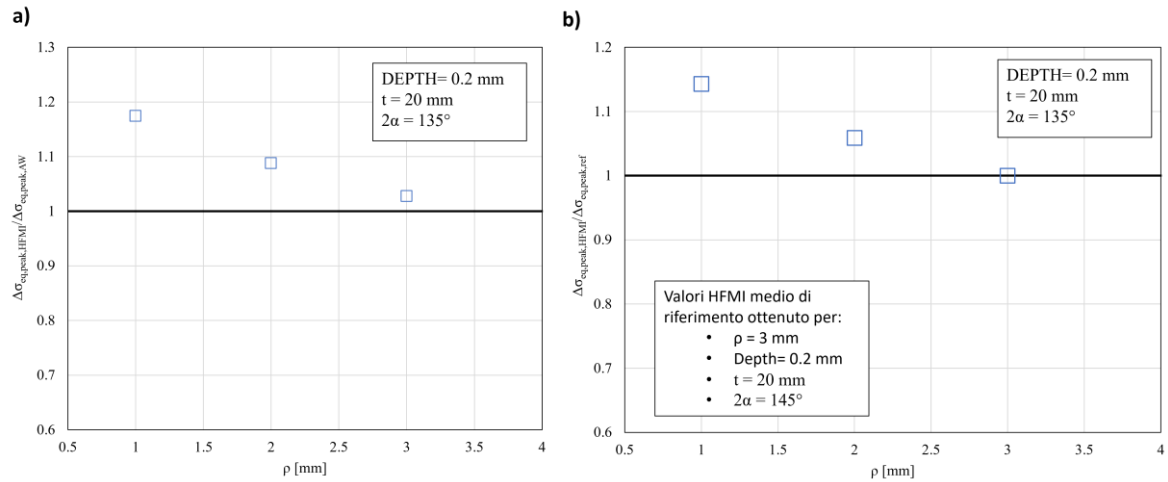


Figura 4. 11: **a)** Confronto tensioni equivalenti di picco per giunto con geometria HFMI e giunto in condizioni As welded, al variare del raggio di raccordo **b)** Confronto tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI con valori effettivi rispetto a giunto con geometria HFMI realizzato tramite valori medi, al variare del raggio di raccordo.

Dalla figura 4.10a si nota che fissata la profondità del trattamento la realizzazione della geometria As Welded del giunto al posto della realizzazione della geometria completa del giunto HFMI per i giunti longitudinali, porterebbe ad un errore del 17% qualora venissero usati raggi di raccordo pari a 1 mm mentre se il raggio di raccordo fosse di 3 mm l'errore che si commetterebbe sarebbe circa del 3%. La figura 4.10b riporta la differenza tra le tensioni equivalenti di picco calcolate per un giunto realizzato con i valori dei parametri HFMI effettivi e la tensione equivalente di picco calcolata per un giunto realizzato con i valori medi dei parametri HFMI secondo Yildirim e Marquis. Si ha dunque che ad una profondità pari a 0.2 mm, variando il raggio di raccordo, l'errore massimo che si commetterebbe nell'utilizzare valori medi, è pari al 14 % con un raggio di 1 mm.

Riassumendo, per i giunti longitudinali qualora non siano forniti negli articoli i parametri esatti del trattamento HFMI, utilizzando i valori medi di Yildirim e Marquis, ovvero un raggio di raccordo ρ pari a 3 mm ed una *profondità* pari a 0.2 mm e considerando che i parametri del trattamento trovati nella vasta analisi di articoli su giunti HFMI effettuata, dove il raggio di raccordo varia da 2 mm a 3 mm e la profondità da 0.15 mm a 0.3 mm, con questi valori si ottiene un errore massimo del 13%.

Per la determinazione delle nuove curve di fatica per giunti trattati HFMI sarà necessario analizzare giunti con geometria HFMI esatta, ma qualora non vengano forniti i parametri della geometria locale risulterà più corretto utilizzare i valori medi relativi ai giunti trasversali e ai giunti longitudinali determinati in questo capitolo piuttosto che realizzare la geometria As Welded.

CAPITOLO 5: Analisi FEM per la valutazione della resistenza a fatica tramite PSM di giunti trattati HFMI

In questo capitolo si analizzeranno giunti saldati trattati HFMI di cui vengono riportati i dati sperimentali negli articoli in tabella. Lo scopo è quello di determinare nuove curve di progettazione a fatica per i diversi range di tensione di snervamento e rapporto di ciclo per l'approccio PSM per i giunti HFMI. Verranno effettuate analisi FEM di giunti con geometria a piede cordone raccordata, con raggio di raccordo effettiva o "ipotizzato". I dati rielaborati permetteranno di ricavare le bande di progettazione a fatica per il Peak Stress Method.

Le analisi FEM sono state effettuate tramite il software Ansys®Mechanical APDL, le simulazioni sono state effettuate per i giunti 2D tramite l'elemento PLANE 182 con Keyoption 1 "*Simple Enhanced Strain*" e Keyoption 2 "*Plane Strain*" invece per le analisi di giunti longitudinali e quindi 3D si utilizza l'elemento SOLID 187 con Keyoption 1 impostata su "*Pure Displacement*".

Per i giunti 2D la geometria è stata analizzata direttamente all'interno di Ansys® mentre per giunti più complessi la geometria è stata prima realizzata in *Solidworks®2022 Student Edition* per poi essere importata in Ansys®APDL in formato .IGS.

Lo svolgimento dell'analisi FEM per i giunti con geometria locale HFMI è dettagliatamente riportata nel paragrafo 3.4, mentre in questo capitolo verranno spiegati dettagliatamente due giunti, uno trasversale e uno longitudinale. Verranno poi riportate brevemente le analisi dei giunti dei restanti articoli ed i risultati.

5.1 Articoli HFMI per analisi FEM

La tabella 4.1 cataloga gli articoli che studiano giunti saldati trattati HFMI utili per la determinazione delle nuove curve di progettazione per il PSM. Tuttavia si nota da tale tabella che molti dati relativi all'angolo di apertura 2α , la dimensione del piede cordone z , il raggio di raccordo ρ e la profondità non vengono forniti. Dalle analisi effettuate nel capitolo precedente si ricavano i valori medi da utilizzare per tali parametri mancanti, che portano ad un piccolo errore accettabile nel calcolo della tensione equivalente di picco. Negli articoli nei quali non vengono forniti tali parametri essi verranno sostituiti con i seguenti valori:

2α [°]	z [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]
135°	$\frac{3}{4} \cdot \text{spessore giunto}$	2-3	0.2

Di seguito viene riportata la tabella contenente i parametri dettagliati degli articoli utilizzati per la realizzazione del modello:

Referenza	Geometria	t [mm]	Materiale	f _y [MPa]	R	ρ [mm]	Profondità [mm]	2α [°]	z [mm]	N° dati:
Al-Karawi et al. (2021) [23]	Trasversale	16	S355	355	0.29	3	0.26	135	7	9
Leitner et al. (2012) [30]	Trasversale	5	S960	960	0.1	2	0.19	140	4	12
Shimanuki,Okawa (2013) [24]	Cruciforme	12	SBHS500	575	0<R<0.8	3	0.2	125	8	12
Brunnhofer et al. (2022) [25]	Cruciforme	10	S700	772	0.1	2	0.2 #	135	7	24
Huo et al. (2005) [28]	Cruciforme	8	Q235B	267	0.1,0.3,0.5 0.1	2 #	0.2 #	135 #	6 #	12
Deguchi et al. (2012) [32]	Cruciforme	16	KA36	355	0,0.25,0.5	2 #	0.2 #	135 #	8	3
Gao et al. (2021) [38]	Cruciforme	8	Q355B	346	0.1	3	0.3 #	135	9	11
Kudryavtsev et al. (2007) [39]	Cruciforme	20	Q235B	267.4	0	2 #	0.2 #	135 #	12	7
Leitner et al. (2017) [22]	Longitudinale	5	S355, S960	355,960	0<R<0.8	2	0.19	145	7	25
Wu,Wang (2012) [37]	Longitudinale*	8	Q235B	272	-1,0.1,0.45 0.1,0.3,0.5 0.1	2 #	0.2 #	135 #	6 #	18
Yonezawa, Shimanuki e Mori (2020) [26]	Longitudinale*	12	SBHS400 SBHS500 SBHS700	456 575 753	0.25, 0.5 0.1 0.29	3	0.3	135	10	133
Haagensen et al. (1998) [27]	Longitudinale*	6	Weldox 700	780	0.1	2 #	0.2 #	135 #	5 #	5
Vanrostenberghe et al. (2015) [33]	Longitudinale*	5,10,15	S960QL	960	0.1,0.5	3.31	0.21	120	5	74
Lihavainen et al. (2004) [34]	Longitudinale	8	S355J0	355	0.1<R<0.5	3	0.5	135 #	5 #	5
Marquis, G. and Björk, T. (2008) [36]	Longitudinale*	6	S960	969	-1	2	0.2	135 #	5 #	11

Tabella 5. 1: *Elenco di Articoli su giunti trattati tramite HFMI con parametri dettagliati utilizzati nelle analisi FEM.*

Nella *tabella 5.1*:

- # : Indica che il valore non è stato fornito dall'articolo e non è stato possibile ricavarlo, di conseguenza il valore assegnato è un valore medio accettabile come visto nel capitolo precedente.

Le geometrie dei giunti, degli articoli catalogati nella *tabella 5.1*, sono di 4 tipi:

- Giunto Longitudinale a singolo irrigidimento, *figura 5.1a*
- Giunto Longitudinale a doppio irrigidimento, *figura 5.1b*
- Giunto Trasversale singolo irrigidimento, *figura 5.1c*
- Giunto Trasversale a doppio irrigidimento, *figura 5.1d*

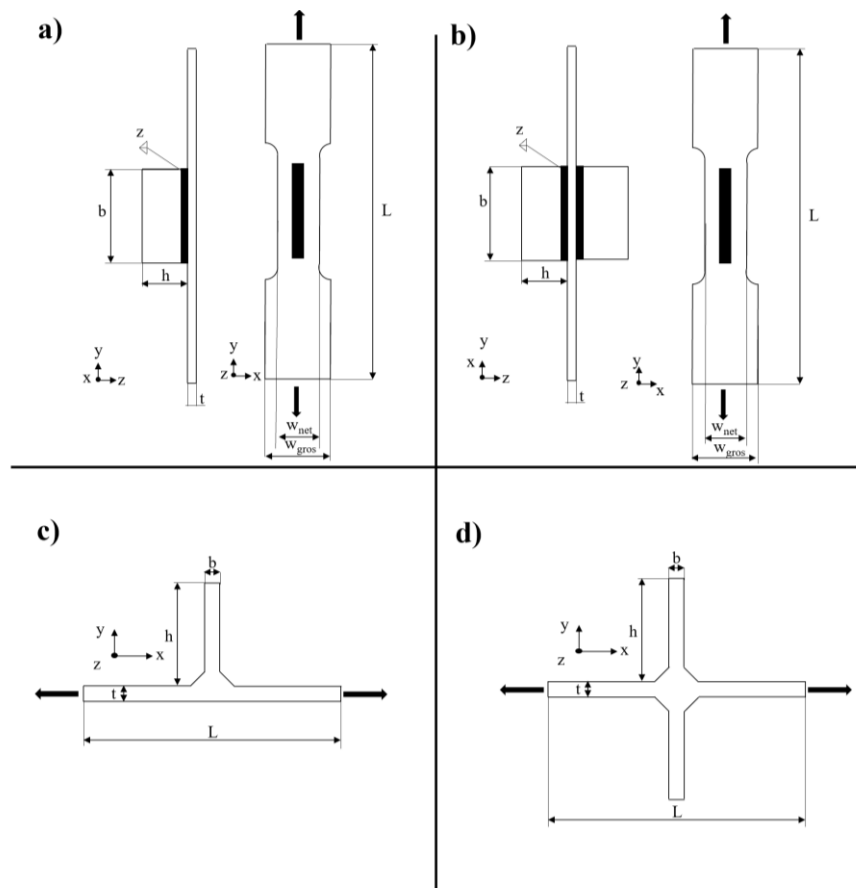


Figura 5. 1: Raggruppamento geometrie dei giunti analizzati negli articoli.

Per ciascuna di tali geometrie sono stati scritti due codici APDL che effettuano l'analisi FEM del giunto, sia As Welded che HFMI nei quali è richiesta la compilazione dei valori dei parametri specifici del giunto analizzato nello specifico articolo. L'analisi FEM effettuata tramite codice APDL consiste nel realizzare la geometria del giunto qualora si analizzi un giunto trasversale, oppure nell'importare la geometria 3D modellata nel CAD presente nella cartella di lavoro di Ansys®. Successivamente vengono svolte sia le analisi As Welded che quelle di giunti HFMI.

5.2 Analisi Giunti Trasversali

Nel sottoparagrafo 5.2.1 viene riportata l'analisi completa di un giunto Trasversale a singolo irrigidimento tratto dall'articolo "Al Karawi et al. 2021". Nei restanti sottoparagrafi vengono riportate brevemente le analisi e i risultati ottenuti dei giunti Trasversali analizzati.

5.2.1 Giunto Trasversale a singolo irrigidimento (Al Karawi et al. 2021)

Nell'articolo di Al Karawi et al. 2021 [23] viene analizzato un giunto trasversale a singolo irrigidimento, con classe FAT 100, testato ad una ampiezza di carico costante.

Le proprietà meccaniche del giunto sono descritte di seguito:

Materiale	Tensione di snervamento f_y	Modulo Elastico E	Coeff. di Poisson ν
S355	355 MPa	206000 MPa	0.3

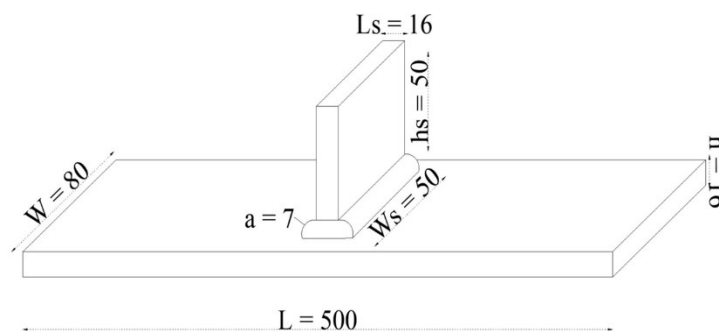


Figura 5. 2: Geometria e modalità di carico del giunto analizzato in [23]

I parametri geometrici fondamentali per la realizzazione del modello sono:

Tipo di saldatura	2α [°]	z [mm]	t [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]
Saldatura a piena penetrazione	135	7	16	3	0.26

Per i giunti trasversali i disallineamenti dovuti alle operazioni di afferraggio durante le saldature nelle analisi verranno trascurati in quanto non sono disponibili informazioni a riguardo, sapendo che questa scelta può variare i risultati finali.

Vengono riportati qui di seguito i dati sperimentali per i giunti trattati HFMI forniti nell'articolo in termini di tensione nominale:

R	$\Delta\sigma_{nom}[MPa]$	N_f [cicli]	0: Failure 1:Run Out
0.29	180	10000000	0
	180	92000	1
	150	4320000	0
	150	5820000	0
	150	2190000	0
	150	10000000	1
	180	3880000	0
	150	4410000	0
	150	10000000	1
	180	1380000	0
	150	10000000	1
	180	10000000	1
	210	1030000	0

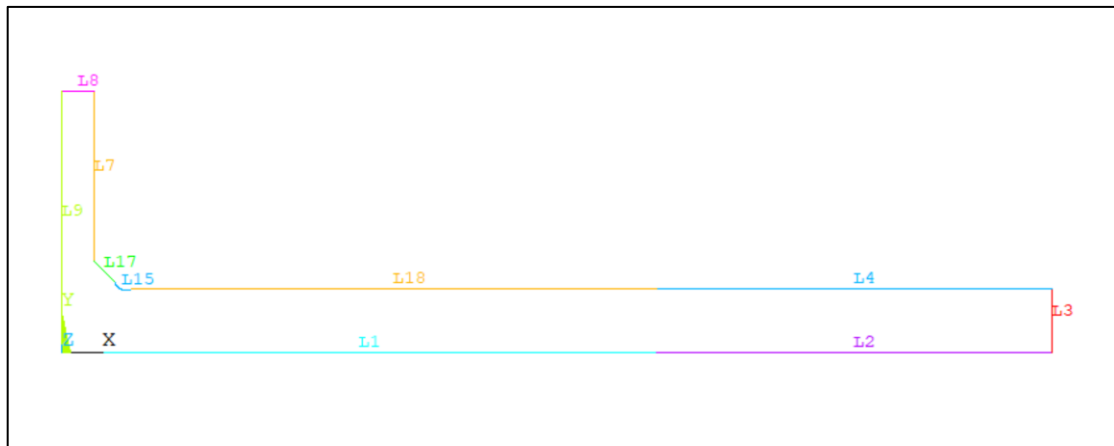


Figura 5. 3: Geometria in Ansys per analisi Giunto HFMI Al Karawi [23]

Essendo il giunto simmetrico è stato realizzato metà componente, i carichi e vincoli applicati in Ansys®Mechanical APDL sono:

- Vincolo di simmetria: applicato alla linea di simmetria del giunto, ovvero la linea 9 ;
- Vincolo Linea: E' stato vincolato lo spostamento U_y della linea 2 e della linea 4 per simulare l'afferraggio.
- Carichi: Il carico applicato al giunto è un carico di Trazione lungo x, quindi al modello viene applicata una pressione sulla linea 3 pari a 1 MPa.

5.2.2 SED giunto trattato HFMI – Plane 182

La geometria del giunto è stata realizzata in 2D di conseguenza si utilizzerà in Ansys®Mechanical APDL l'elemento Plane 182. Realizzato il giunto si procede con la creazione del volume strutturale, sul quale verrà calcolato il SED. Il volume strutturale sarà posizionato in modo tale che al centro di esso vi sia la massima tensione principale.

L'individuazione della tensione massima principale che si ha sul raccordo viene eseguita utilizzando una mesh globale su tutto il giunto con dimensione pari a 0.5 mm e un infittimento della mesh sul raccordo pari a 0.125 mm.

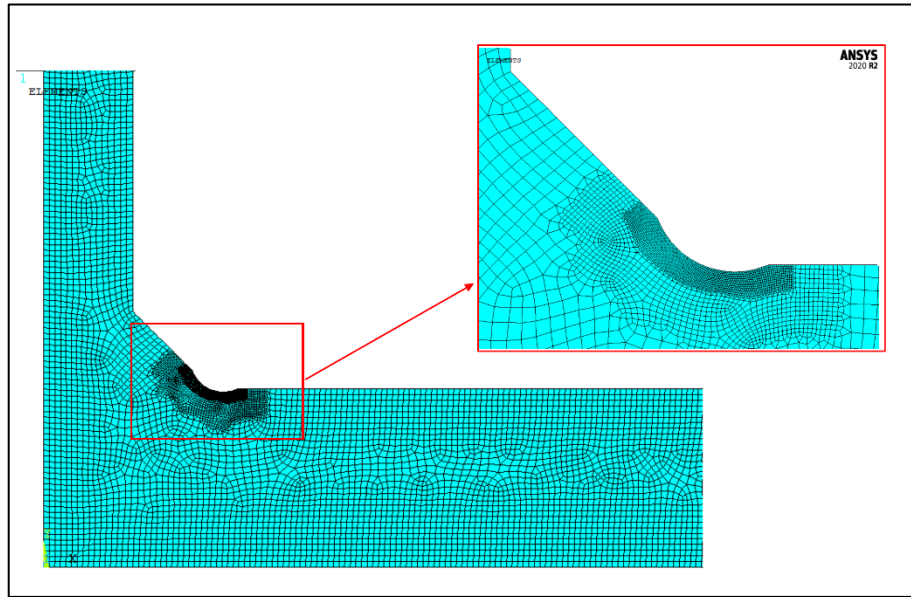


Figura 5. 4: Mesh applicata per il calcolo della massima tensione a piede cordone.

Si applicano carichi e vincoli come descritto nel paragrafo precedente e si procede con l'analisi, in Ansys®Mechanical APDL:

Main Menu → Solution → Solve → Current LS

Si individua il nodo con la massima tensione principale e gli si associa un Keypoint.

Si calcolano i parametri che permettono di creare il settore circolare tramite le equazioni (3.4) e (3.5):

$$q = \frac{2\pi - 2\alpha}{\pi} = 2 - \frac{135}{180} = 1.25 \quad (5.1)$$

$$r_0 = \frac{q - 1}{q} \rho = \frac{1.25 - 1}{1.25} \cdot 3 = 0.6 \text{ mm} \quad (5.2)$$

$$R_c + r_0 = 0.28 + 0.6 = 0.88 \text{ mm} \quad (5.3)$$

E' necessario eliminare la mesh generata per poter modificare la geometria del giunto e realizzare il volume di controllo:

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

Si crea il 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 in Ansys®:

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

E' molto importante che si selezioni 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 . Le opzioni da impostare sono:

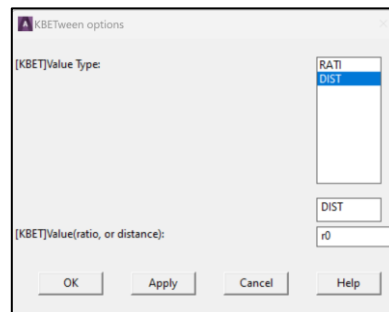


Figura 5. 5: Creazione Keypoint in Ansys® per creazione volume di controllo

Si centra il sistema di riferimento locale sul Keypoint appena creato e si traccia la circonferenza di raggio $R_c + r_0 = 0.88 \text{ mm}$:

Main Menu → Preprocessor → Modeling → Create → Areas → Circle → Solid Circle

Come riportato nel *paragrafo 3.4.1* si vanno a fare le operazioni di divisione delle aree e delle linee per la creazione del volume di controllo ottenendo un giunto con due Aree: la prima area è quella totale del giunto senza il volume di controllo, mentre la seconda area è quella del volume di controllo come in figura.

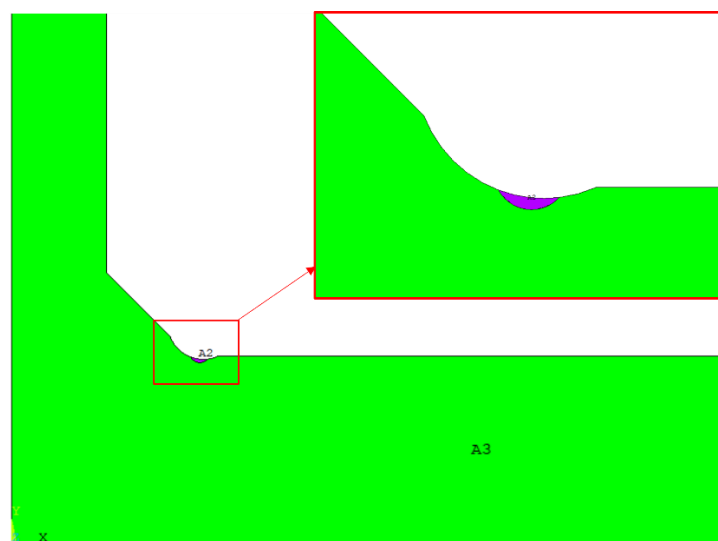


Figura 5. 6: Volume di controllo per analisi SED giunto trasversale [23]

Realizzato il volume di controllo si applica la mesh per il calcolo del SED:

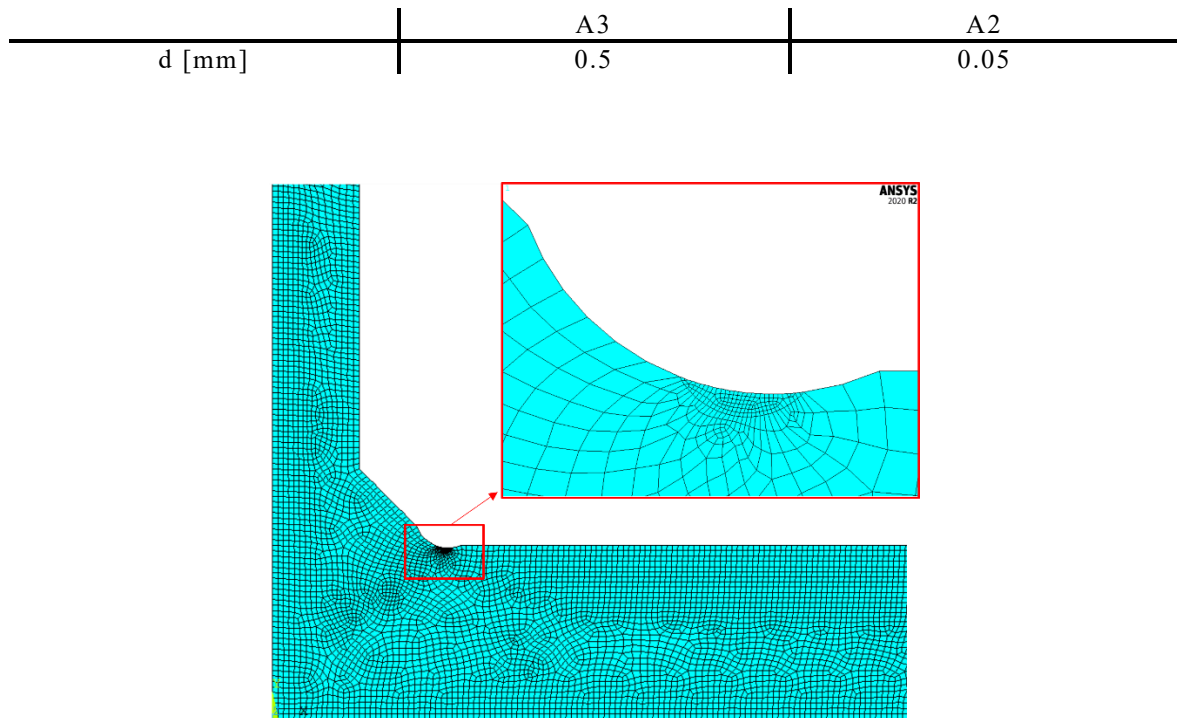


Figura 5. 7: Mesh applicata al modello per il calcolo del SED

Si applicano nuovamente i carichi e vincoli e si risolve il modello:

Main Menu → Solution → Solve → Current LS

Si seleziona l'area 2, ovvero il volume di controllo e tutti gli elementi ad essa associati.

Si definiscono le *element table* necessarie per il calcolo del volume e dell'energia:

Main Menu → General Postproc → Element Table → Define Table → Add → Energy → SENE

Main Menu → General Postproc → Element Table → Define Table → Add → Geometry → VOLU

Ora si sommano i valori di SENE e VOLU per poi procedere con il calcolo del SED mediato:

Main Menu → General Postproc → Element Table → Sum of Each Item

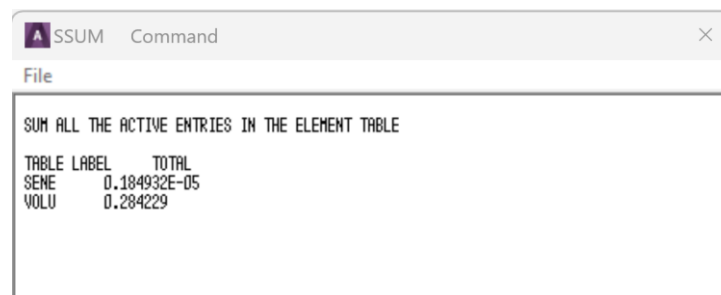


Figura 5. 8: Element Table- SENE e VOLU in Ansys

Si procede con il calcolo del SED, facendo il rapporto tra l'energia ed il volume:

$$\Delta \bar{W} = SED = \frac{SENE}{VOLUME} = \frac{0.185 \cdot 10^{-5}}{0.284} = 6.51 \cdot 10^{-6} \left[\frac{MJ}{m^3} \right] \quad (5.4)$$

In Ansys si verifica che il volume di controllo sia posizionato correttamente plottando l'energia W:

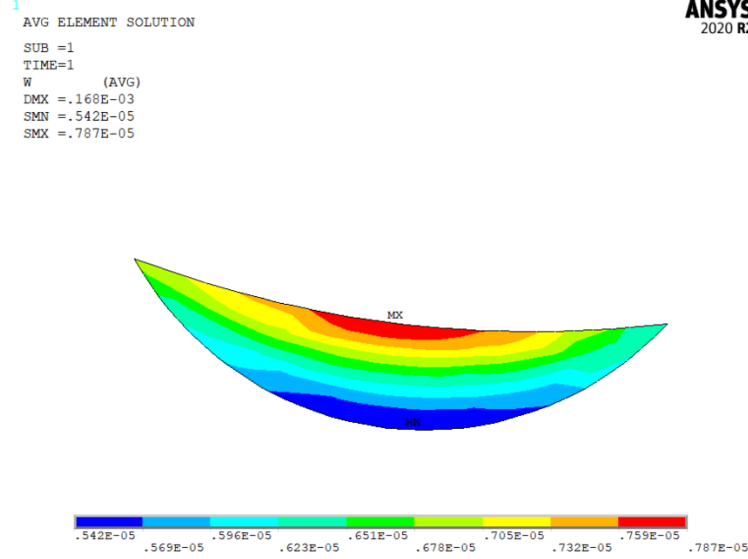


Figura 5. 9: *Flusso di energia W sul volume di controllo*

Il massimo valore dell'energia risulta al centro del volume di controllo, evidenziando il posizionamento corretto.

Dall' eq. (3.10) si ottiene la tensione equivalente di picco:

$$\Delta \sigma_{eq,peak} = \sqrt{\frac{2E \cdot \Delta \bar{W}}{1 - \nu^2}} = \sqrt{\frac{2 \cdot 206000 \cdot 6.51 \cdot 10^{-6}}{1 - 0.3^2}} = 1.72 \text{ MPa} \quad (5.5)$$

5.2.3 Risultati Al Karawi et al. (2021)

La tensione equivalente di picco appena calcolata, $\Delta\sigma_{eq,peak,ref}$, permette di ricavare i valori della tensione equivalente di picco dei carichi reali applicati al giunto:

$$\Delta\sigma_{eq,peak,gen} = \frac{\Delta\sigma_{gen}}{\Delta\sigma_{ref}} \cdot \Delta\sigma_{eq,peak,ref} \quad (5.6)$$

dove $\Delta\sigma_{ref}$ è la tensione applicata al giunto per l'analisi FEM, pari a 1 MPa mentre $\Delta\sigma_{gen}$ è la tensione nominale applicata al giunto sperimentalmente.

I risultati ottenuti, consultabili nell'appendice C, vengono rappresentati in un grafico:

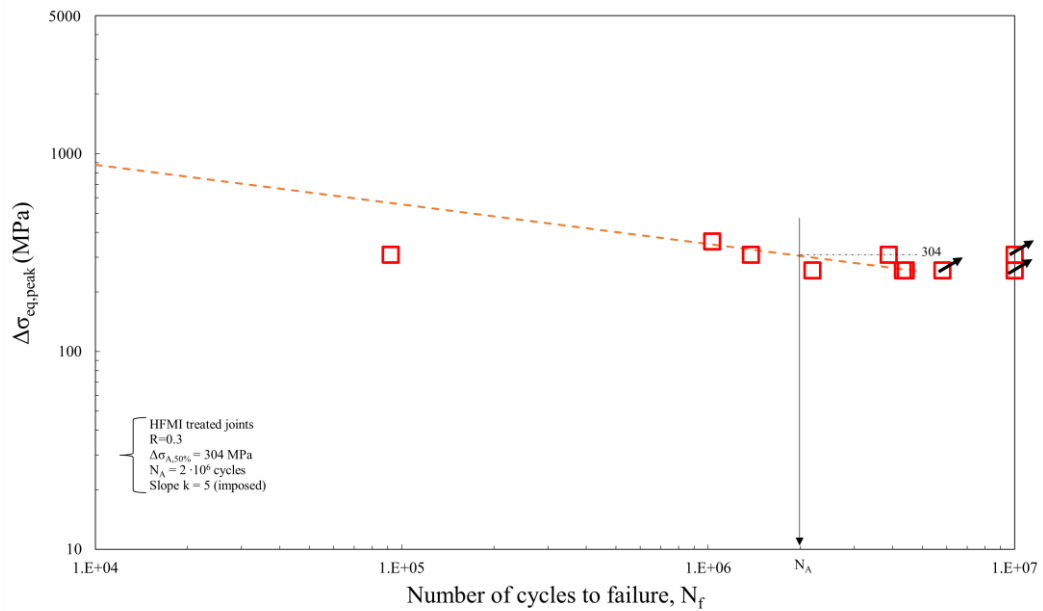


Figura 5. 10: Risultati ottenuti dall'applicazione del PSM su giunti trattati HFMI.

5.2.4 Giunto Trasversale a singolo irrigidimento (Leitner et al. 2012)

Le informazioni sul giunto tratte dall'articolo [29], sono riassunte in tabella:

Materiale	Tensione di snervamento f_y	Modulo Elastico E	Coeff. di Poisson ν
S960	960 MPa	206000 MPa	0.3

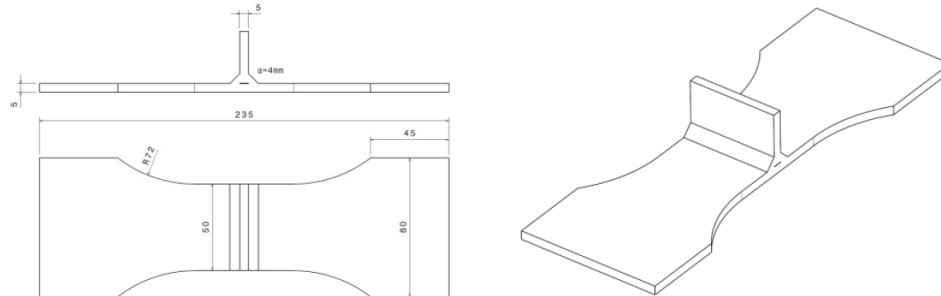


Figura 5. 11: *Giunto Trasversale Leitner et al. 2012 [29]*

I parametri geometrici fondamentali per la realizzazione del modello sono:

Tipo di saldatura	2α [°]	z [mm]	t [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]
Saldatura a parziale penetrazione	140	4	5	2	0.19

Vengono riportati qui di seguito i dati sperimentali per il giunto trattato HFMI forniti nell'articolo in termini di tensione nominale:

R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]	0: Failure 1:Run Out
0.1	700	38777	0
	700	33922	0
	600	68315	0
	600	78002	0
	500	93213	0
	500	121296	0
	500	135449	0
	500	116512	0
	400	368640	0
	400	264182	0
	375	481572	0
	325	50000000	1

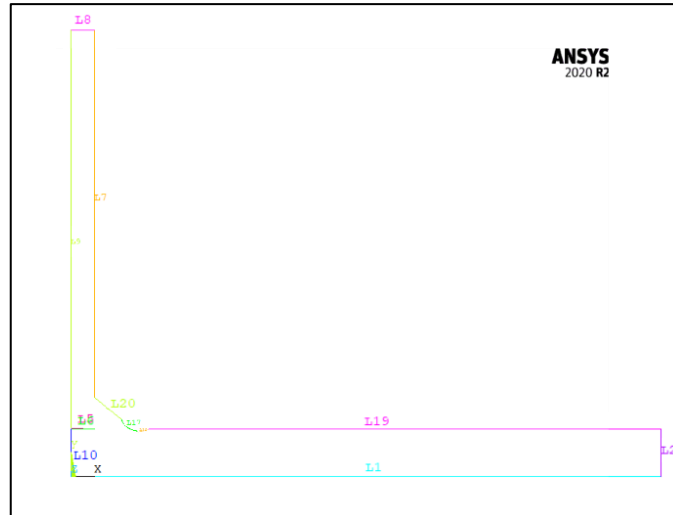


Figura 5. 12: Geometria in Ansys per analisi Giunto HFMI Leitner et al. 2012 [29]

Carichi e vincoli applicati in Ansys®Mechanical APDL sono:

- Vincolo di simmetria: applicato alla linea di simmetria del giunto, ovvero la linea 9 e 10 ;
- Vincolo Keypoints: è stato vincolato lo spostamento $U_y=0$ del keypoint all'origine degli assi.
- Carichi: il carico applicato al giunto è un carico di Trazione lungo x, quindi al modello viene applicata una pressione sulla linea 2 pari a 1 MPa.

Parametri utilizzati nell'analisi in Ansys®:

<i>Elemento in Ansys®</i>	q	r_0	$R_c + r_0$	$d_{mesh, globale}$	$d_{mesh, volume di controllo}$
Plane 182	1.22	0.36	0.64	0.5	0.05

Il giunto risulta così meshato:

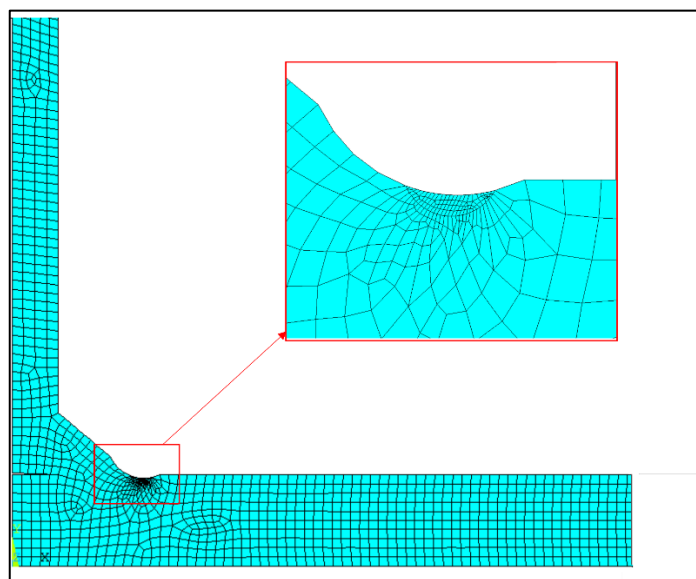


Figura 5. 13: Mesh applicata al modello per il calcolo del SED all'interno del volume di controllo.

$SENE [MJ]$	$VOLU [m^3]$	$SED [\frac{MJ}{m^3}]$	$\Delta\sigma_{eq,peak} [MPa]$
$1.113 \cdot 10^{-6}$	0.23793	$4.676 \cdot 10^{-6}$	1.455

I risultati ottenuti, consultabili nell'appendice C, vengono riportati nella seguente figura:

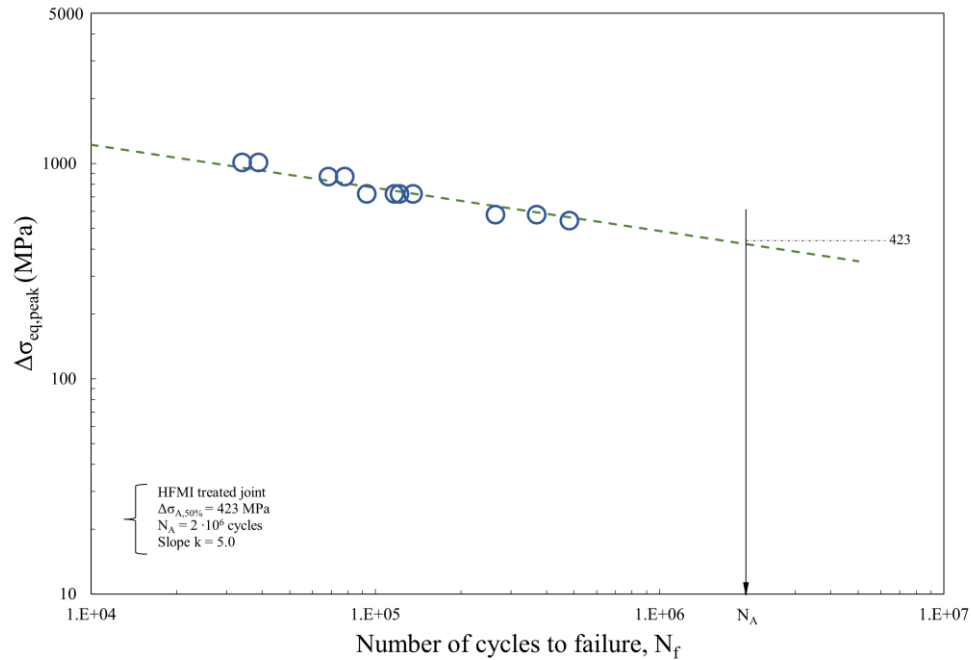


Figura 5. 14: *Plot delle tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI, Leitner et al. 2012*

5.2.5 Giunto Trasversale a doppio irrigidimento (Shimanuki,Okawa 2013)

Le informazioni sul giunto tratte dall'articolo [24], sono riassunte in tabella:

Materiale	Tensione di snervamento f_y	Modulo Elastico E	Coeff. di Poisson ν
SBHS500	575 MPa	206000 MPa	0.3

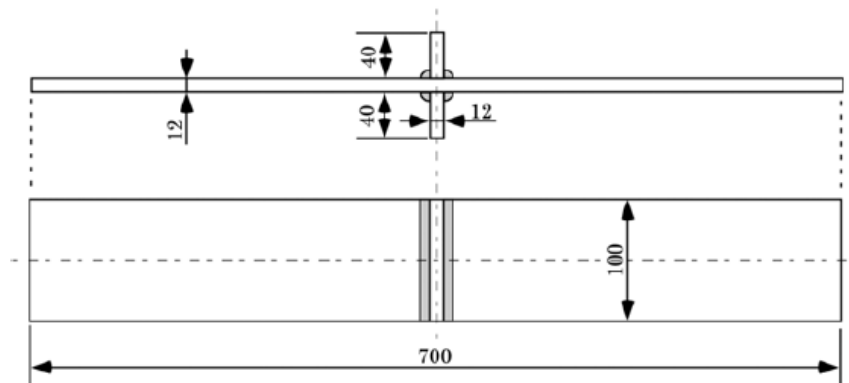


Figura 5. 15: *Giunto Trasversale Shimanuki,Okawa 2013 [24]*

Tipo di saldatura	2α [°]	z [mm]	t [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]
Saldatura a parziale penetrazione	125	8	12	3	0.2

Vengono riportati qui di seguito i dati sperimentali per il giunto trattato HFMI forniti nell'articolo in termini di tensione nominale:

R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]	0: Failure 1: Run Out
0.1	301	2687824	0
	249	4164861	0
	223	5448509	0
	199	5388684	0
0.3	300	1727716	
	249	3135445	0
	200	3672036	0
	175	6788172	0
0.5	251	858860	0
	202	2032023	0
	191	5232343	0
	176	6525221	1

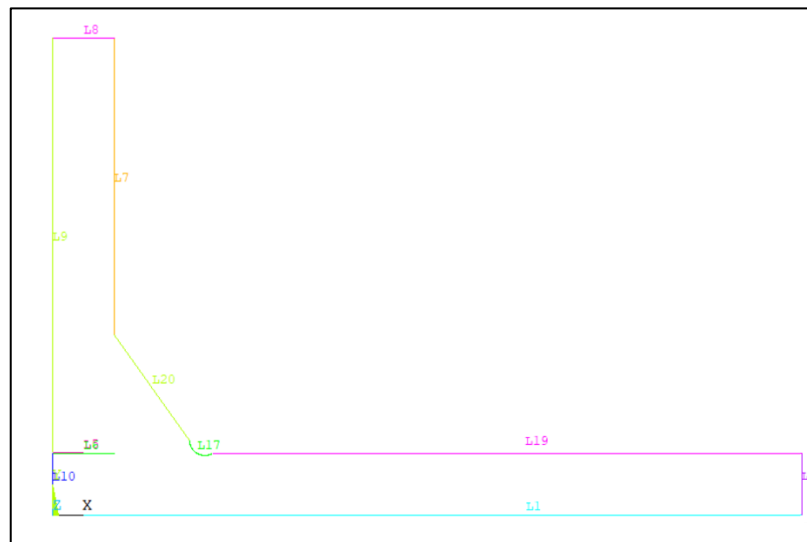


Figura 5. 16: Geometria in Ansys per analisi Giunto HFMI Shimanuki Okawa 2013 [24]

Carichi e vincoli applicati in Ansys®Mechanical APDL sono:

- Vincolo di simmetria: applicato alla linea di simmetria del giunto, ovvero la linea 9, 10 e 1;
- Carichi: il carico applicato al giunto è un carico di Trazione lungo x, quindi al modello viene applicata una pressione sulla linea 2 pari a 1 MPa.

Parametri utilizzati nell'analisi in Ansys®:

<i>Elemento in Ansys®</i>	q	r_0	$R_c + r_0$	$d_{mesh, globale}$	$d_{mesh, volume di controllo}$
Plane 182	1.31	0.70	0.98	0.5	0.05

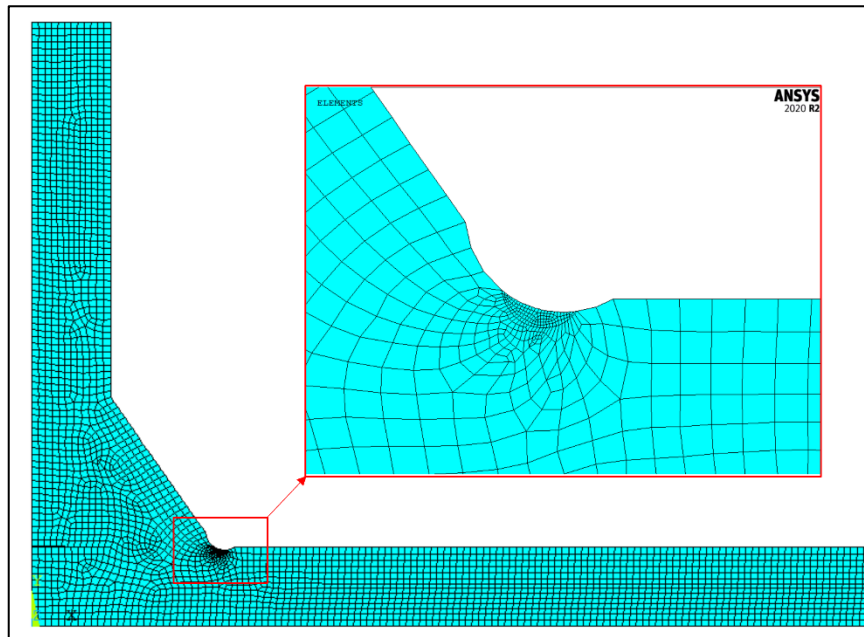


Figura 5. 17:Mesh applicata al giunto testato a fatica da Shimanuki, Okawa 2013

$SENE [MJ]$	$VOLU [m^3]$	$SED \left[\frac{MJ}{m^3} \right]$	$\Delta\sigma_{eq, peak} [MPa]$
$3.10 \cdot 10^{-6}$	0.3081	$1.00 \cdot 10^{-5}$	2.133

Nella *figura 5.18* si riportano i risultati ottenuti consultabili nell'appendice C. Non è stata tracciata la curva media fittata sui dati a causa della scarsità di dati presenti per ogni rapporto di ciclo.

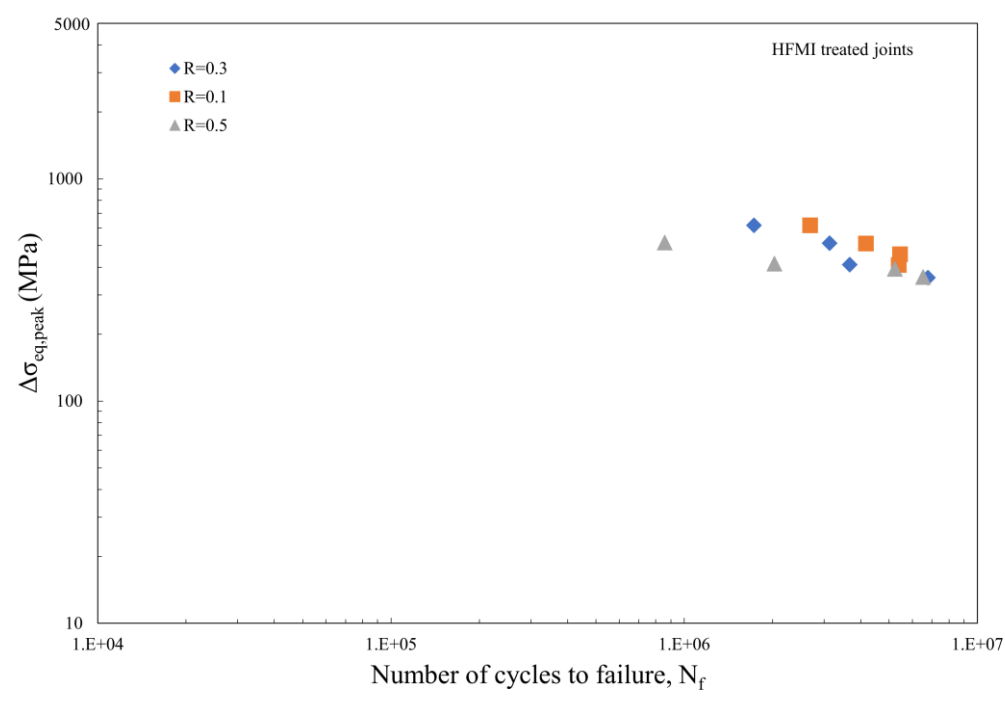


Figura 5. 18: *Plot delle tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI, Shimanuki,Okawa 2013.*

5.2.6 Giunto Trasversale a doppio irrigidimento (Brunnhofer et al. 2022)

Le informazioni sul giunto tratte dall'articolo [25], sono riassunte in tabella:

Materiale	Tensione di snervamento f_y	Modulo Elastico E	Coeff. di Poisson ν
S700	772 MPa	206000 MPa	0.3

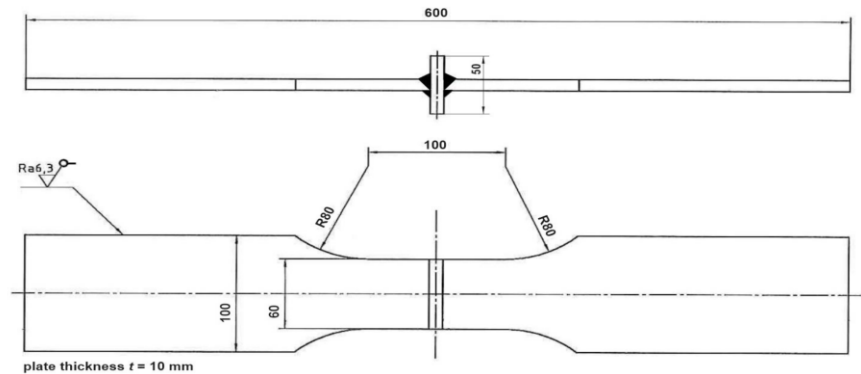


Figura 5. 19: *Giunto Trasversale Brunnhofer et al. 2022 [25]*

Tipo di saldatura	2α [°]	z [mm]	t [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]
Saldatura a piena penetrazione	135	7	10	2	0.2

Vengono riportati qui di seguito i dati sperimentali per il giunto trattato HFMI forniti nell'articolo in termini di tensione nominale:

R	$\Delta\sigma_{nom}[MPa]$	N_f [cicli]	0: Failure 1:Run Out
0.1	299	105940	0
	297	126543	0
	258	196110	0
	280	205666	0
	280	215648	0
	278	239911	0
	240	239833	0
	239	354584	0
	260	549784	0
	201	562648	0
	299	680689	0
	222	765816	0
	216	822191	0
	255	1067428	0
	178	1172629	0
	220	1289822	0
	237	1615736	0
	199	1615112	0
	178	1614718	0
	159	4916934	0
	198	6017063	0
	179	7445803	0
	200	10134627	1
	159	10129479	1

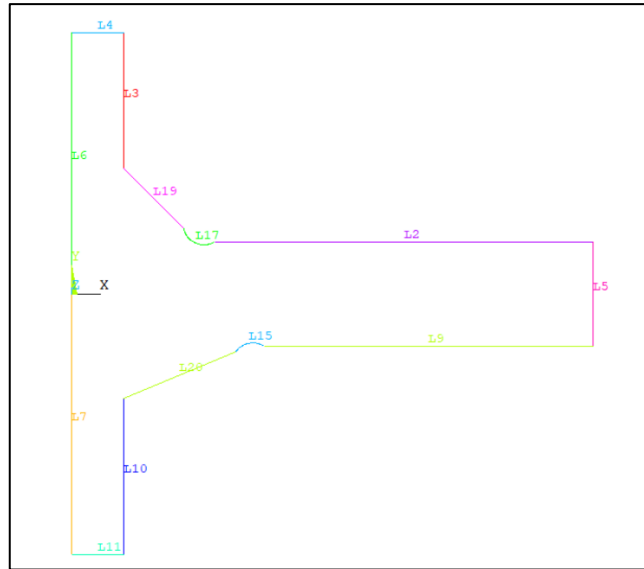


Figura 5. 20: Geometria in Ansys per analisi Giunto HFMI, Brunnhofer et al. 2022 [25]

Carichi e vincoli applicati in Ansys®Mechanical APDL sono:

- Vincolo di simmetria: applicato alla linea di simmetria del giunto, ovvero la linea 6 e 7 ;
- Vincolo Keypoints: è' stato vincolato lo spostamento $U_y=0$ del keypoint all'origine degli assi.
- Carichi: il carico applicato al giunto è un carico di Trazione lungo x, quindi al modello viene applicata una pressione sulla linea 5 pari a 1 MPa.

Parametri utilizzati nell'analisi in Ansys®:

<i>Elemento in Ansys®</i>	q	r_0	$R_c + r_0$	$d_{mesh, globale}$	$d_{mesh, volume di controllo}$
Plane 182	1.25	0.40	0.68	0.5	0.05

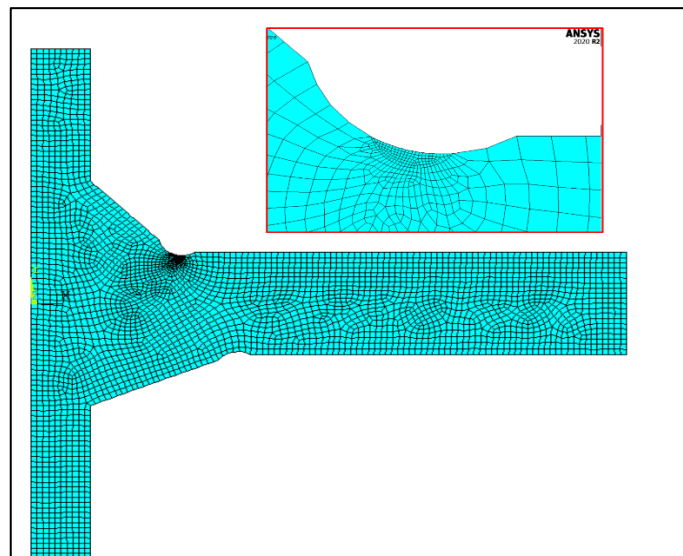


Figura 5. 21: Mesh applicata al giunto testato a fatica da , Brunnhofer et al. 2022

$SENE [MJ]$	$VOLU [m^3]$	$SED [\frac{MJ}{m^3}]$	$\Delta\sigma_{eq,peak} [MPa]$
$2.61 \cdot 10^{-6}$	0.248	$1.05 \cdot 10^{-5}$	2.179

I risultati ottenuti, consultabili nell'appendice C, sono riportati nella seguente figura:

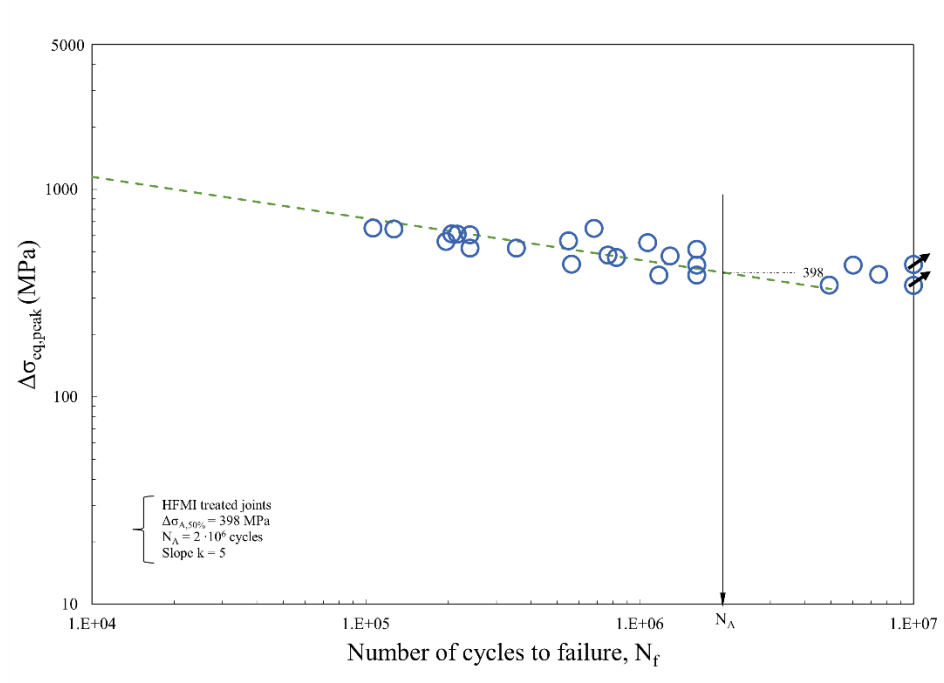


Figura 5. 22: *Plot delle tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI, Brunnhofer et al. 2022*

5.2.7 Giunto Trasversale a doppio irrigidimento (Huo et al. 2005)

Le informazioni sul giunto tratte dall'articolo [28], sono riassunte in tabella:

Materiale	Tensione di snervamento f_y	Modulo Elastico E	Coeff. di Poisson ν
Q235B	267 MPa	206000 MPa	0.3

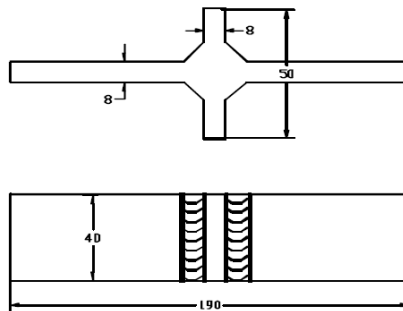


Figura 5. 23: *Giunto Trasversale Huo et al. 2005 [28]*

I parametri geometrici fondamentali per la realizzazione del modello sono:

Tipo di saldatura	2α [°]	z [mm]	t [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]
Saldatura a piena penetrazione	135	6	8	2	0.2

Vengono riportati qui di seguito i dati sperimentali per il giunto trattato HFMI forniti nell'articolo in termini di tensione nominale:

R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]	0: Failure 1: Run Out
-0.5	344	303736	0
	321	574795	0
	310	932306	0
	297	1332937	0
	287	1621981	0
	275	2318979	0
0.25	273	393391	0
	263	655175	0
	251	620708	0
	251	1304280	0
	239	1558383	0
	229	3355797	0

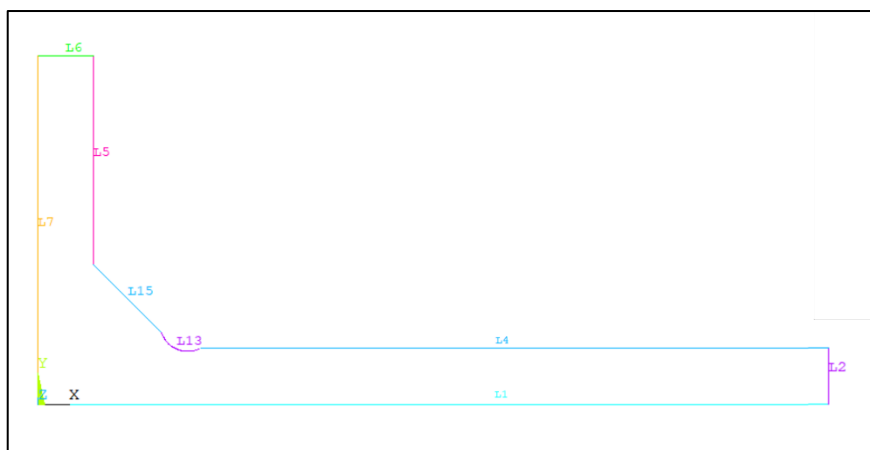


Figura 5. 24: Geometria in Ansys per analisi Giunto HFMI, Huo et al. 2005 [28]

Carichi e vincoli applicati in Ansys®Mechanical APDL sono:

- Vincolo di simmetria: applicato alla linea L7 viene rispettivamente vincolato lo spostamento $U_x=0$;
- Vincolo di anti-simmetria: applicato alla linea L1 viene vincolato lo spostamento della linea $U_x=0$;
- Vincolo su Keypoint: $U_y=0$ sull'origine degli assi;
- Carichi: il carico applicato al giunto è un carico di flessione, quindi al modello viene applicata una pressione sulla linea 2 pari: nodo $i=0$, nodo $j= -1\text{MPa}$.

Parametri utilizzati nell'analisi in Ansys®:

<i>Elemento in Ansys®</i>	q	r_0	$R_c + r_0$	$d_{mesh, globale}$	$d_{mesh, volume di controllo}$
Plane 182	1.25	0.40	0.68	0.5	0.05

Il giunto risulta così meshato:

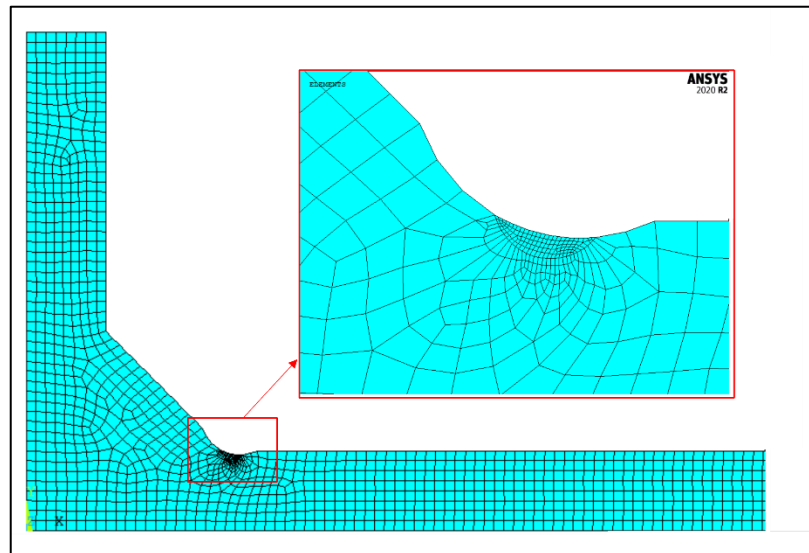


Figura 5. 25: Mesh applicata al modello per il calcolo del SED all'interno del volume di controllo.

$SENE [MJ]$	$VOLU [m^3]$	$SED \left[\frac{MJ}{m^3} \right]$	$\Delta\sigma_{eq, peak} [MPa]$
$1.637 \cdot 10^{-6}$	0.2484	$6.591 \cdot 10^{-6}$	1.727

I risultati ottenuti, consultabili nell'appendice C, sono riportati nella seguente figura:

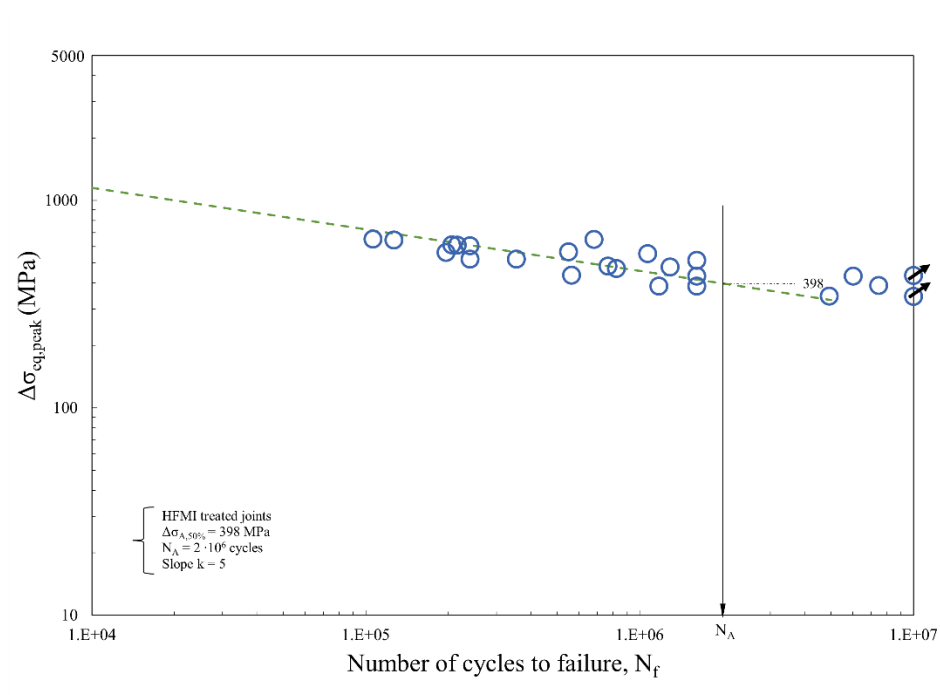


Figura 5. 26: : Plot delle tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI, Huo et al. 2005

5.2.8 Giunto Trasversale a doppio irrigidimento (Deguchi et al. 2012)

Le informazioni sul giunto tratte dall'articolo [32], sono riassunte in tabella:

Materiale	Tensione di snervamento f_y	Modulo Elastico E	Coeff. di Poisson ν
KA36	355 MPa	206000 MPa	0.3

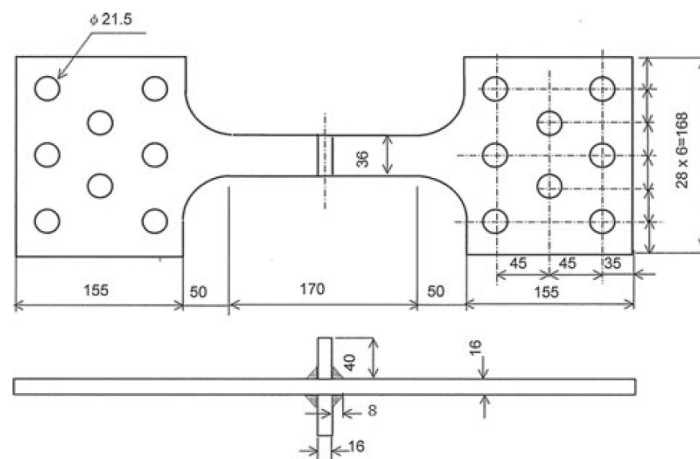


Figura 5. 27: Giunto Trasversale Deguchi et al. 2012 [32]

I parametri geometrici fondamentali per la realizzazione del modello sono:

Tipo di saldatura	2α [°]	z [mm]	t [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]
Saldatura a parziale penetrazione	135	8	16	2	0.2

Vengono riportati qui di seguito i dati sperimentali per il giunto trattato HFMI forniti nell'articolo in termini di tensione nominale:

R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]	0: Failure 1: Run Out
0	303	636091	0
	262	1328459	0
0.25	253	166871	0
	233	695314	0
	194	655173	0
0.5	200	128965	0
	171	395224	0
	151	945387	0

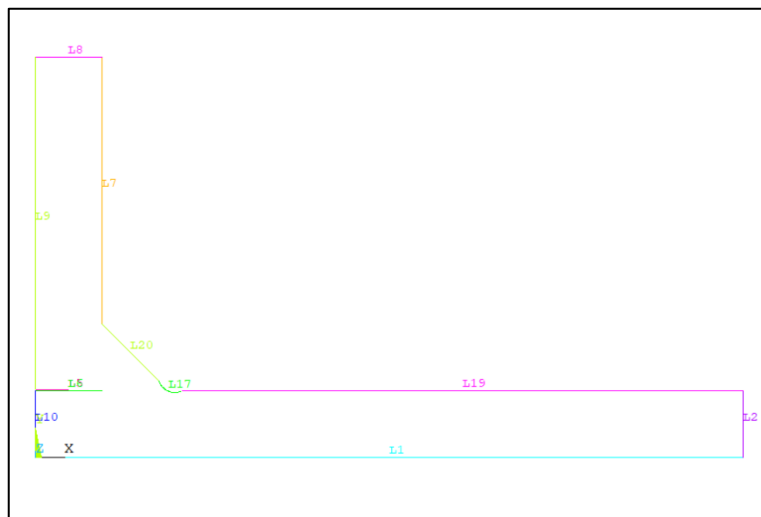


Figura 5. 28: Geometria in Ansys per analisi Giunto HFMI, Deguchi et al. 2012 [32]

Carichi e vincoli applicati in Ansys®Mechanical APDL sono:

- Vincoli di simmetria: applicati alle linee di simmetria del giunto, ovvero la linea 9,10 e 1;
- Carichi: il carico applicato al giunto è un carico di Trazione lungo x, quindi al modello viene applicata una pressione sulla linea 2 pari a 1 MPa.

Parametri utilizzati nell'analisi in Ansys®:

<i>Elemento in Ansys®</i>	q	r₀	R_c + r₀	<i>d_{mesh, globale}</i>	<i>d_{mesh, volume di controllo}</i>
Plane 182	1.25	0.40	0.68	0.5	0.05

Il giunto risulta così meshato:

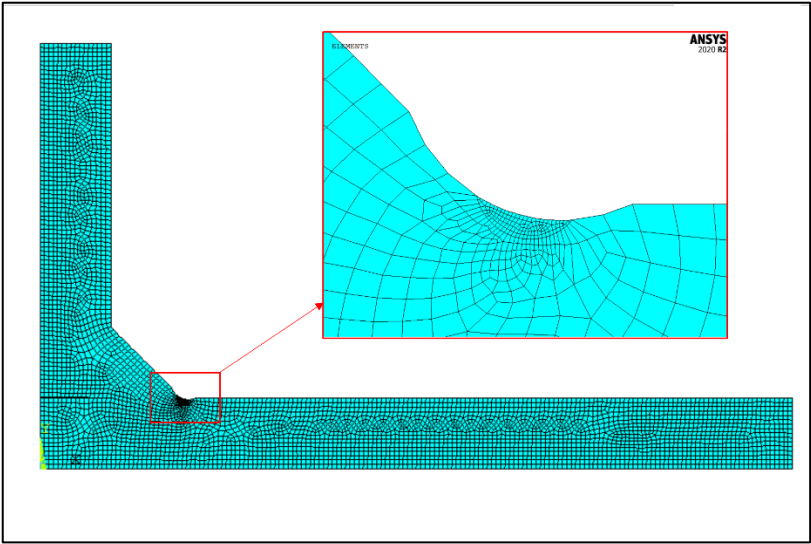


Figura 5. 29: Mesh applicata al modello per il calcolo del SED all'interno del volume di controllo, Deguchi et al. 2012.

<i>SENE [MJ]</i>	VOLU [m³]	<i>SED [$\frac{MJ}{m^3}$]</i>	<i>Δσ_{eq,peak} [MPa]</i>
$2.354 \cdot 10^{-6}$	0.2484	$9.478 \cdot 10^{-6}$	2.071

Nella figura 5.30 si riportano i risultati ottenuti, consultabili nell'appendice C. Non è stata tracciata la curva media fittata sui dati a causa della scarsità di dati presenti per ogni rapporto di ciclo.

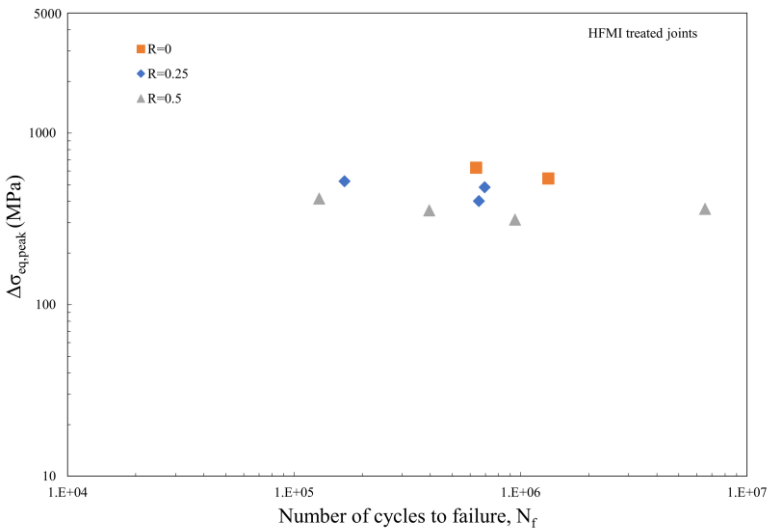


Figura 5. 30: Plot delle tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI, Deguchi et al. 2012

5.2.9 Giunto Trasversale a doppio irrigidimento (Gao et al. 2021)

Le informazioni sul giunto tratte dall'articolo [38], sono riassunte in tabella:

Materiale	Tensione di snervamento f_y	Modulo Elastico E	Coeff. di Poisson ν
Q355B	346 MPa	206000 MPa	0.3

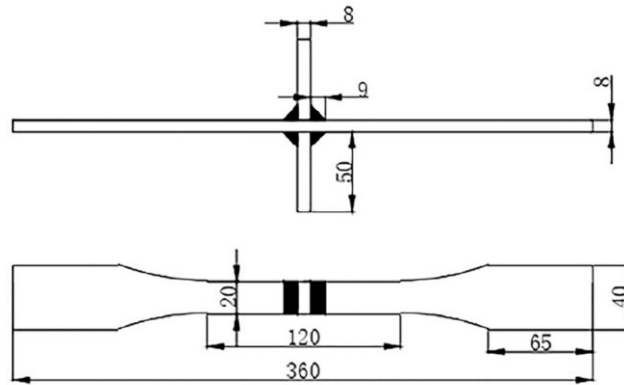


Figura 5. 31: *Giunto Trasversale Gao et al. 2021 [38]*

I parametri geometrici fondamentali per la realizzazione del modello sono:

Tipo di saldatura	2α [°]	z [mm]	t [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]
Saldatura a parziale penetrazione	135	9	8	3	0.3

Vengono riportati qui di seguito i dati sperimentali per il giunto trattato HFMI forniti nell'articolo in termini di tensione nominale:

R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]	0: Failure 1: Run Out
0.1	299	184968	0
	300	211046	0
	280	336871	0
	280	619293	0
	271	857219	0
	271	939197	0
	259	978609	0
	260	1072167	0
	250	1410736	0
	250	3342406	0
	241	10000000	1

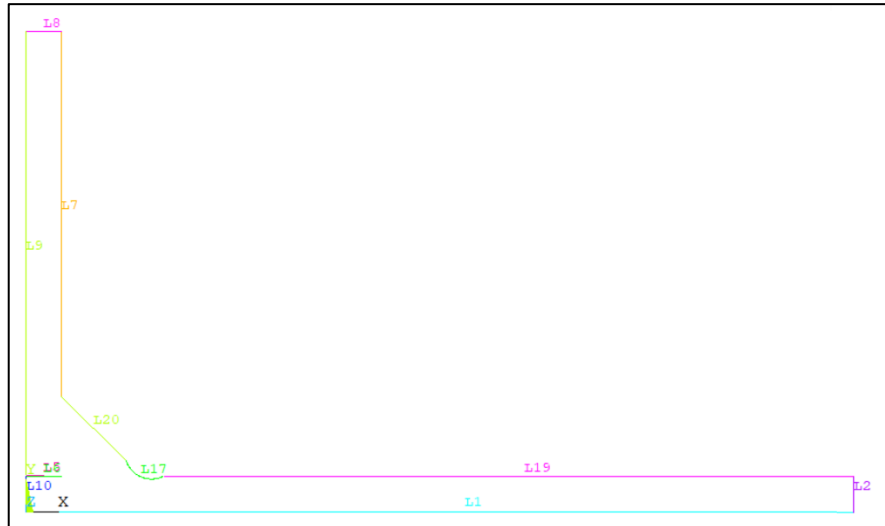


Figura 5. 32: *Geometria in Ansys per analisi Giunto HFMI, Gao et al. 2021 [38]*

Carichi e vincoli applicati in Ansys®Mechanical APDL sono:

- Vincoli di simmetria: applicati alle linee di simmetria del giunto, ovvero la linea 9,10 e 1;
- Carichi: il carico applicato al giunto è un carico di Trazione lungo x, quindi al modello viene applicata una pressione sulla linea 2 pari a 1 MPa

Parametri utilizzati nell'analisi in Ansys®:

<i>Elemento in Ansys®</i>	q	r_0	$R_c + r_0$	$d_{mesh,globale}$	$d_{mesh,volume\ di\ controllo}$
Plane 182	1.25	0.60	0.88	0.5	0.05

Il giunto risulta così meshato:

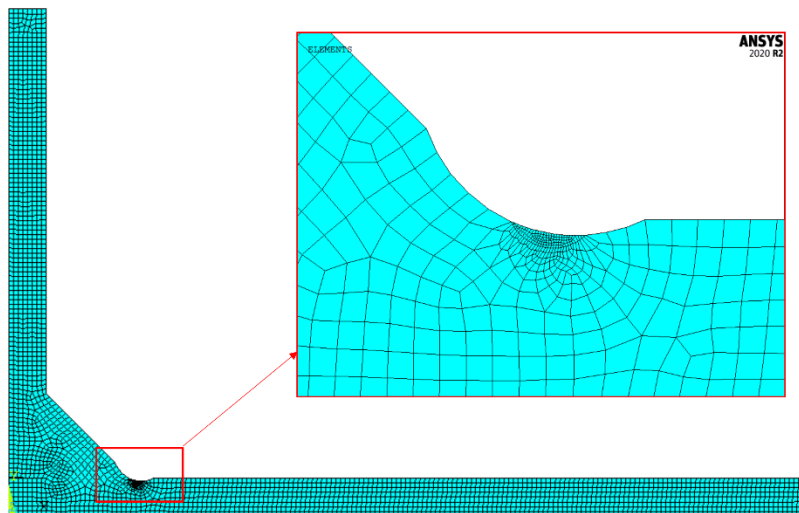


Figura 5. 33: *Mesh applicata al modello per il calcolo del SED all'interno del volume di controllo, Gao et al. 2021.*

$SENE [MJ]$	$VOLU [m^3]$	$SED [\frac{MJ}{m^3}]$	$\Delta\sigma_{eq,peak} [MPa]$
$1.712 \cdot 10^{-6}$	0.2482	$6.024 \cdot 10^{-6}$	1.651

I risultati ottenuti, consultabili nell'appendice C, sono riportati nella seguente figura:

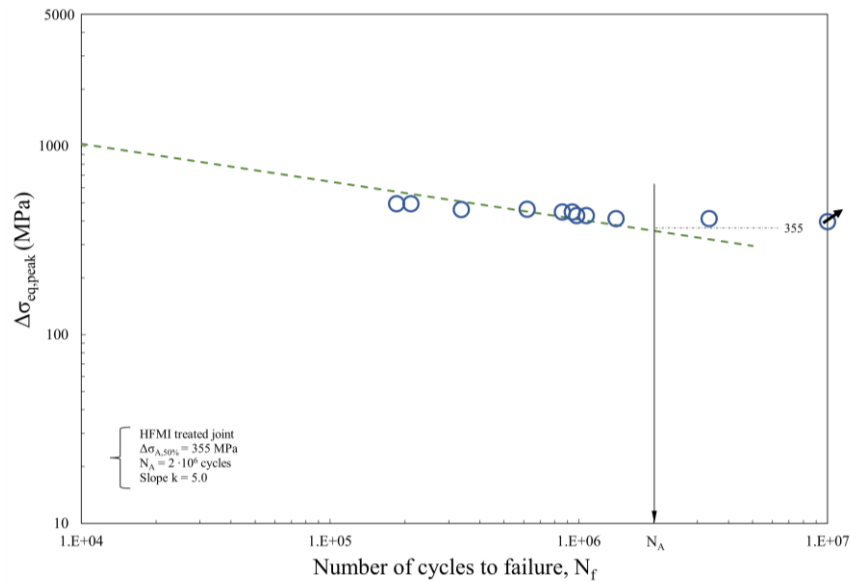


Figura 5. 34: *Plot delle tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI, Gao et al. 2021*

5.2.10 Giunto Trasversale a doppio irrigidimento (Kudryavtsev et al. 2007)

Le informazioni sul giunto tratte dall'articolo [39], sono riassunte in tabella:

Materiale	Tensione di snervamento f_y	Modulo Elastico E	Coeff. di Poisson ν
Q235B	267.4 MPa	206000 MPa	0.3

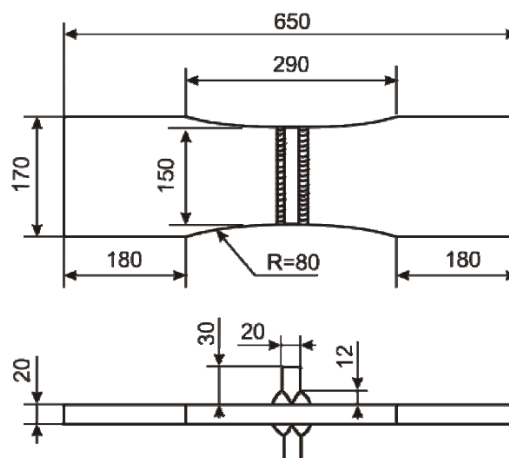


Figura 5. 35: *Giunto Trasversale Kudryavtsev et al. 2007 [39]*

I parametri geometrici fondamentali per la realizzazione del modello sono:

Tipo di saldatura	2α [°]	z [mm]	t [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]
Saldatura a piena penetrazione	135	12	20	2	0.2

Vengono riportati qui di seguito i dati sperimentali per il giunto trattato HFMI forniti nell'articolo in termini di tensione nominale:

R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]	0: Failure 1: Run Out
0.1	202	306993	0
	203	491316	0
	196	840110	0
	192	831376	0
	190	728300	0
	179	1125676	0
	184	1202700	0
	186	1600328	0
	175	1951822	0

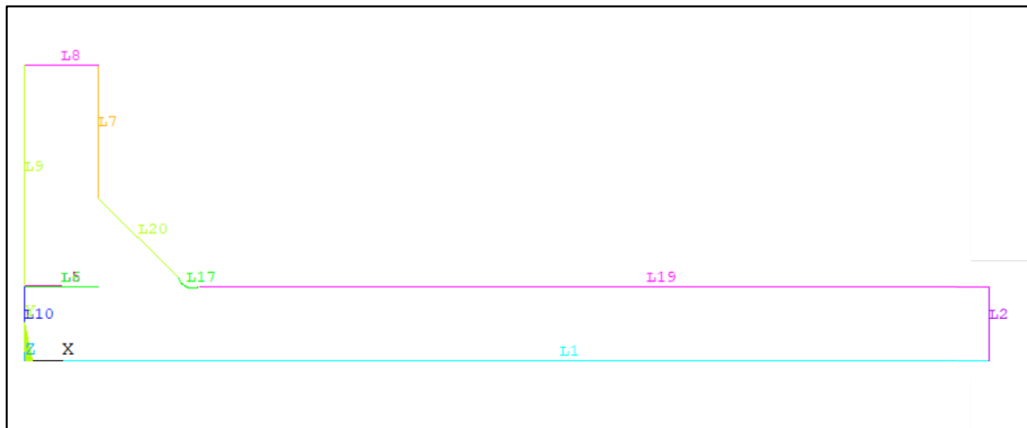


Figura 5. 36: Geometria in Ansys per analisi Giunto HFMI, Kudryavtsev et al. 2007 [39]

Carichi e vincoli applicati in Ansys®Mechanical APDL sono:

- Vincoli di simmetria: applicati alle linee di simmetria del giunto, ovvero la linea 9,10 e 1;
- Carichi: il carico applicato al giunto è un carico di Trazione lungo x, quindi al modello viene applicata una pressione sulla linea 2 pari a 1 MPa.

Parametri utilizzati nell'analisi in Ansys®:

<i>Elemento in Ansys®</i>	q	r_0	$R_c + r_0$	$d_{mesh, globale}$	$d_{mesh, volume di controllo}$
Plane 182	1.25	0.40	0.68	0.5	0.05

Il giunto risulta così meshato:

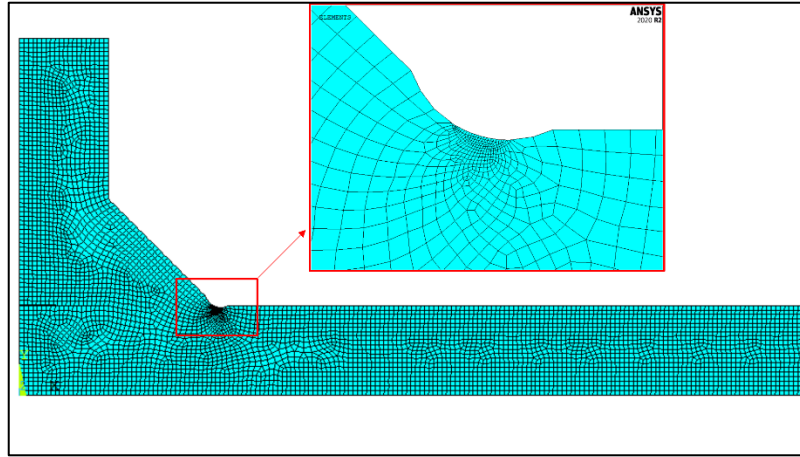


Figura 5. 37: Mesh applicata al modello per il calcolo del SED all'interno del volume di controllo, Kudryavtsev et al. 2007

$SENE [MJ]$	$VOLU [m^3]$	$SED [\frac{MJ}{m^3}]$	$\Delta\sigma_{eq, peak} [MPa]$
$1.637 \cdot 10^{-6}$	0.2484	$6.591 \cdot 10^{-6}$	1.727

I risultati ottenuti, consultabili nell'appendice C, sono riportati nella seguente figura:

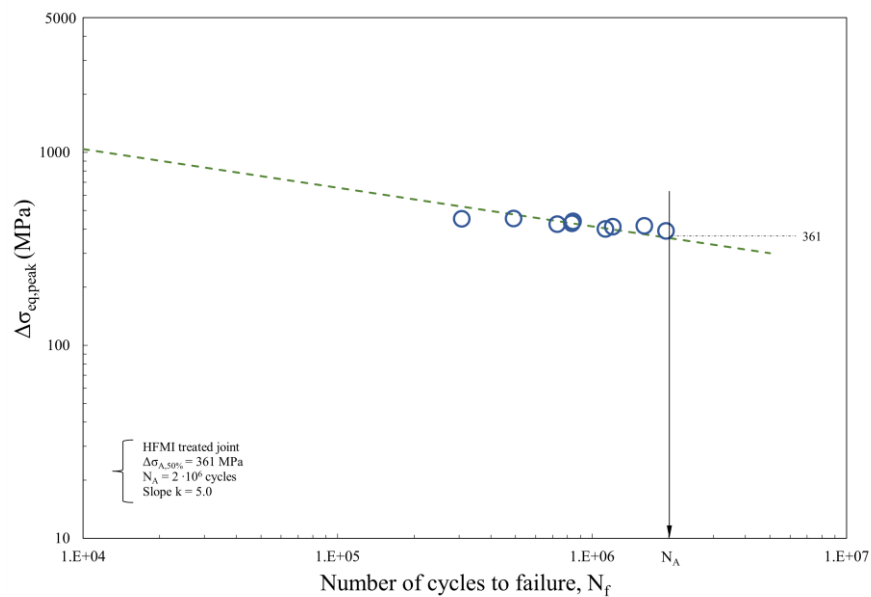


Figura 5. 38: Plot delle tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI, Kudryavtsev et al. 2007

5.3 Analisi Giunti Longitudinali

Nel sottoparagrafo 5.3.1 viene riportata l'analisi completa di un giunto Longitudinale a singolo irrigidimento tratto dall'articolo "Leitner et al. 2017". Nei restanti sottoparagrafi vengono riportate brevemente le analisi e i risultati ottenuti dei giunti Longitudinali analizzati.

5.3.1 Giunto Longitudinale a singolo irrigidimento (Leitner et al. 2017)

Nell'articolo di Leitner et al. 2017 [22] viene analizzato un giunto longitudinale a singolo irrigidimento, avente classe FAT 71, testato ad una ampiezza di carico costante.

Le proprietà meccaniche del giunto sono descritte di seguito:

Materiale	Tensione di snervamento f_y	Modulo Elastico E	Coeff. di Poisson ν
S960	960 MPa	206000 MPa	0.3

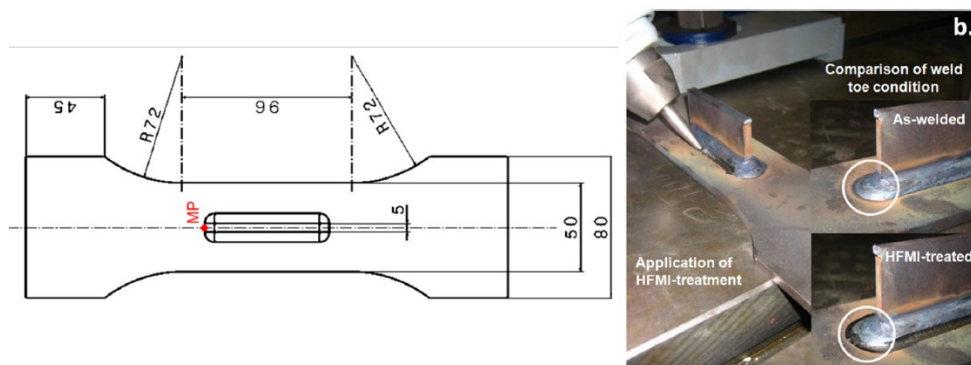


Figura 5. 39:Geometria del giunto analizzato in [22]

I parametri geometrici fondamentali per la realizzazione del modello sono:

2α [°]	z [mm]	t [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]
145	7	5	2	0.19

Si realizza la geometria del giunto in 3D in Solidworks®, essendo un giunto longitudinale. Il giunto risulta simmetrico, pertanto è stato realizzato $\frac{1}{4}$ della geometria del componente, la geometria locale HFMI è riportata nella seguente figura:

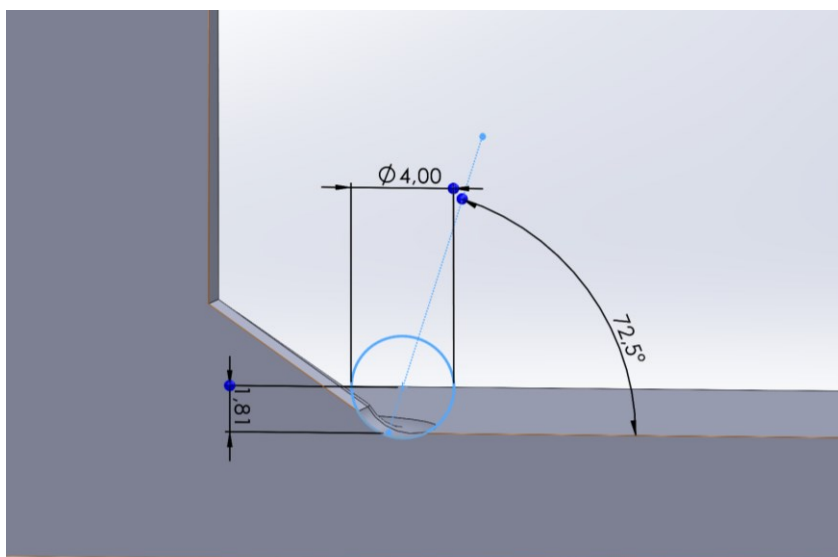


Figura 5. 40: *Giunto Longitudinale trattato HFMI realizzato in SolidWorks®*

Vengono riportati qui di seguito i dati sperimentali per i giunti trattati HFMI forniti nell'articolo in termini di tensione nominale:

R	$\Delta\sigma_{nom}[MPa]$	N_f [cicli]	0: Failure 1:Run Out
0.1	710	18567	0
	608	33030	0
	603	36973	0
	503	86648	0
	498	137775	0
	400	277752	0
	349	553148	0
	349	642938	0
	349	815839	0
	325	1088155	0
	298	7784912	0
	271	51657968	1

Realizzato il giunto in Solidworks® si esporta in formato “.IGS” e si importa la geometria del giunto in Ansys®Mechanical APDL.

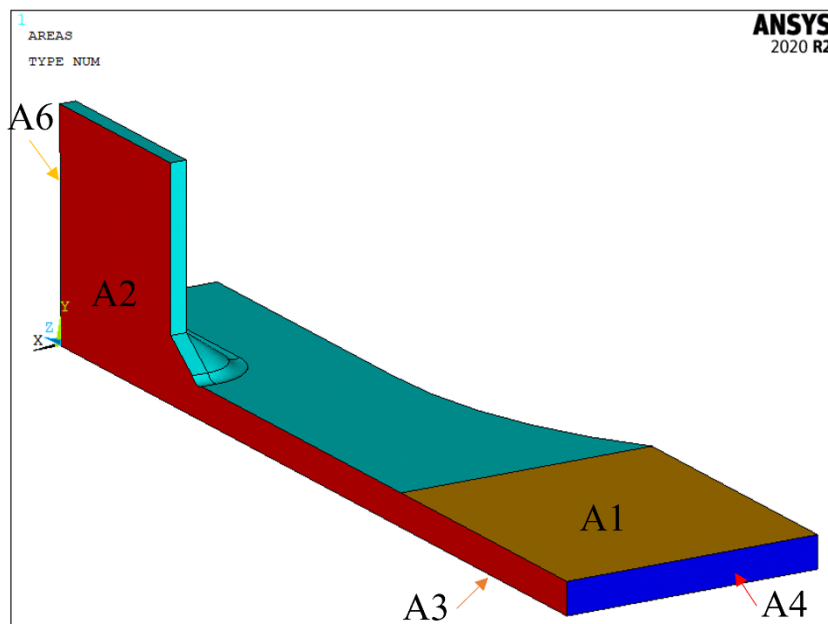


Figura 5. 41: Geometria in Ansys® per analisi giunto HFMI Leitner et al. [22]

I carichi e vincoli applicati in Ansys®Mechanical APDL al modello sono:

- Vincolo di simmetria: applicato all'area 2 e all'area 6;
- Vincolo Afferraggio: per i giunti longitudinali dove viene realizzata l'intera geometria del provino si è simulato l'afferraggio in macchina di prova a fatica. Vengono dunque applicati dei "Couple DOF" in Ansys® alle aree 1 e 3 impostando che gli spostamenti delle aree considerate siano: $u_x = u_y = 0$;
- Carichi: il carico applicato al giunto è un carico di Trazione lungo x, quindi al modello viene applicata una pressione sull'area 4 pari a 1 MPa. La tensione però verrà scalata di un fattore pari a 1.6 perchè l'effettiva tensione è applicata sulla sezione netta del giunto, come in figura 5.14:

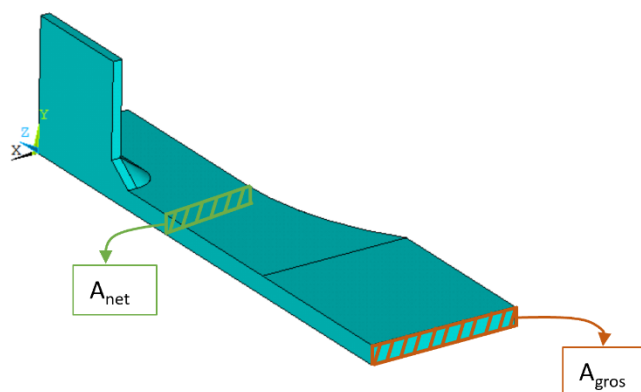


Figura 5. 42: Applicazione carico su sezione lorda, calcolo tensioni su sezione netta

5.3.2 SED giunto trattato HFMI – Solid 187

La geometria del giunto è stata realizzata in 3D quindi in Ansys®Mechanical APDL viene pertanto utilizzato l'elemento Solid 187. Importato il giunto da SolidWorks® in Ansys®, si procede con la creazione del volume strutturale sul quale verrà calcolato il SED.

Si esegue l'analisi a convergenza per determinare il punto nel quale si ha la massima tensione principale, dunque sul modello vengono fatte 3 analisi con diverse dimensioni di mesh per arrivare a convergenza, in *figura 5.14* viene riassunta l'intera analisi.

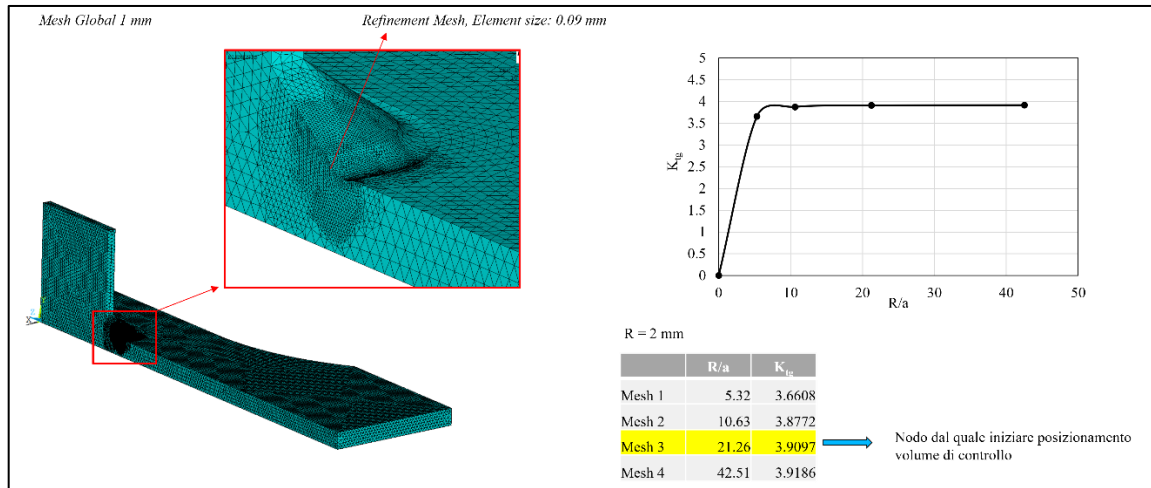


Figura 5. 43: Analisi a convergenza giunto Longitudinale Leitner et. Al 2017 [22]

Individuato il nodo con la massima tensione principale gli si associa un Keypoint e si calcolano i seguenti parametri:

$$q = \frac{2\pi - 2\alpha}{\pi} = 2 - \frac{145}{180} = 1.94 \quad (5.7)$$

$$r_0 = \frac{q - 1}{q} \rho = \frac{1.94 - 1}{1.94} \cdot 2 = 0.33 \text{ mm} \quad (5.8)$$

$$R_c + r_0 = 0.28 + 0.33 = 0.61 \text{ mm} \quad (5.9)$$

Si elimina la mesh generata nella precedente analisi a convergenza per poter modellare il volume di controllo:

Main Menu → Preprocessor → Meshing → Clear → Volumes → Pick all

Importando il giunto 3D, Ansys® riporta i keypoints dei centri delle circonferenze e raccordi di tutto il giunto. I passaggi per la realizzazione del volume di controllo risultano i medesimi a quelli descritti nel paragrafo precedente. I passaggi nel dettaglio per giunti longitudinali sono riportati nel *paragrafo 3.4.2*.

Si definisce il keypoint che sarà l'origine del volume strutturale:

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

Si seleziona 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 impostando r_0 come distanza tra i due Keypoints. Al Keypoints appena creato si applica un sistema di riferimento locale che permetterà di realizzare una circonferenza con centro in tale punto.

Successivamente si eseguono le operazioni elencate nel *paragrafo 3.4.2* per ottenere il volume di controllo e si ottiene:

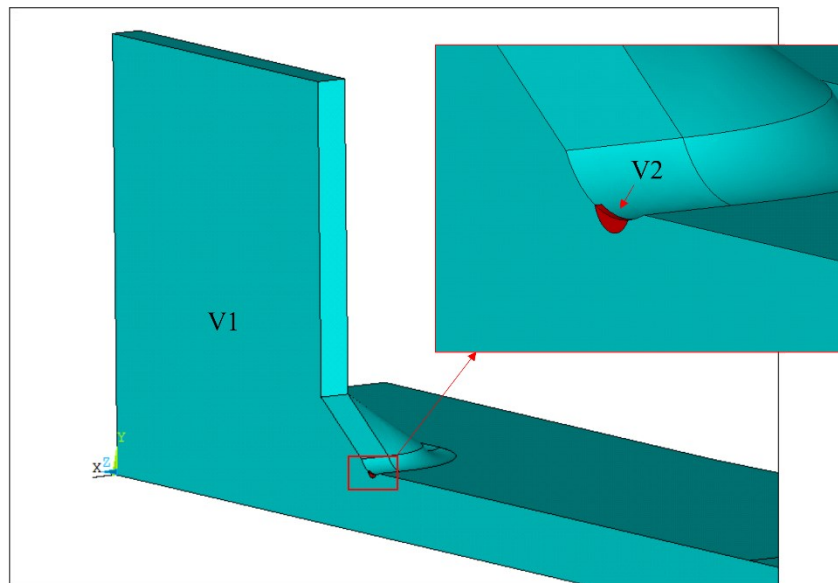


Figura 5. 44: *Volume di controllo per analisi SED giunto Longitudinale*

Al modello si applica la mesh per il calcolo del SED:

	V1	V2
d [mm]	1	0.05

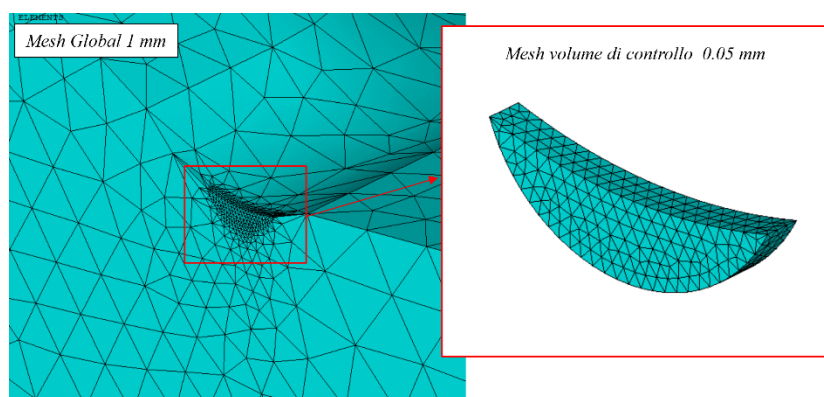


Figura 5. 45: *Mesh applicata al modello per il calcolo del SED, giunto Longitudinale*

Si applicano nuovamente i carichi e vincoli e si risolve il modello:

Main Menu → Solution → Solve → Current LS

Si seleziona volume 2, tutti gli elementi ad esso associati.

Si definiscono le *element table* necessarie per il calcolo del volume e dell'energia:

Main Menu → *General Postproc* → *Element Table* → *Define Table* → *Add* → *Energy* → *SENE*

Main Menu → *General Postproc* → *Element Table* → *Define Table* → *Add* → *Geometry* → *VOLU*

Ora si sommano i valori di SENE e VOLU per poi procedere con il calcolo del SED mediato:

Main Menu → *General Postproc* → *Element Table* → *Sum of Each Item*

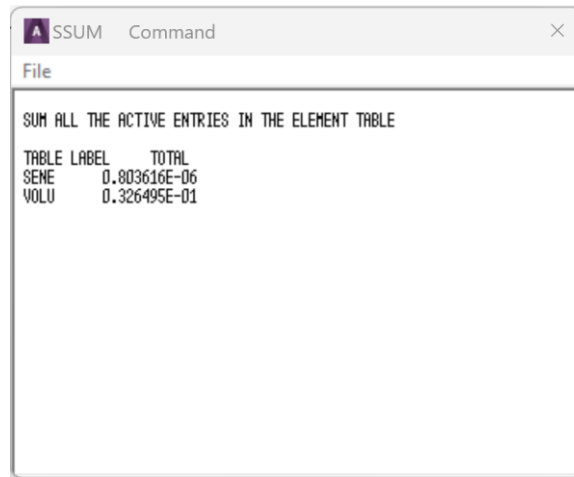


Figura 5. 46: *Element Table- SENE e VOLU in Ansys*

Si procede con il calcolo del SED, facendo il rapporto tra l'energia ed il volume:

$$\Delta \bar{W} = SED = \frac{SENE}{VOLU} = \frac{0.804 \cdot 10^{-5}}{0.3265 \cdot 10^{-1}} = 2.46 \cdot 10^{-5} \left[\frac{MJ}{m^3} \right] \quad (5.10)$$

Il corretto posizionamento del volume di controllo viene verificato plottando l'energia W :

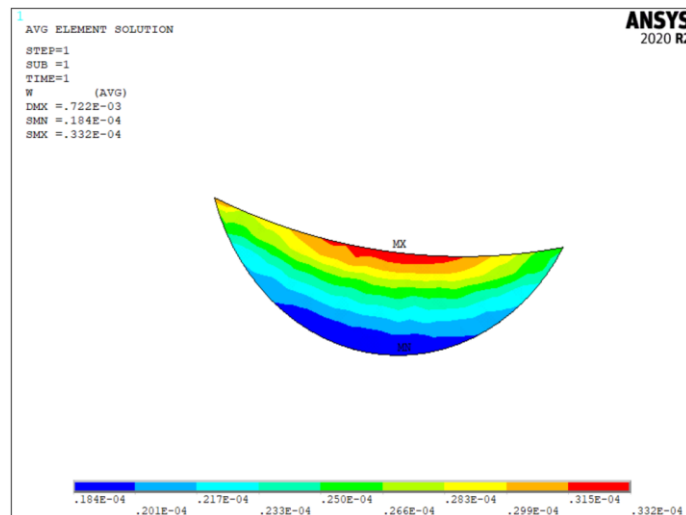


Figura 5. 47: *Flusso di energia W sul volume di controllo, giunto longitudinale.*

Il massimo valore dell'energia risulta al centro del volume di controllo, risultandone quindi corretto il posizionamento.

Dall' eq. (3.10) si ricava la tensione equivalente di picco:

$$\Delta\sigma_{eq,peak,lorda} = \sqrt{\frac{2E \cdot \Delta\bar{W}}{1 - \nu^2}} = \sqrt{\frac{2 \cdot 206000 \cdot 2.46 \cdot 10^{-5}}{1 - 0.3^2}} = 3.34 \text{ MPa} \quad (5.11)$$

La tensione ottenuta è applicata sulla sezione Lorda del giunto, viene quindi scalata di un fattore pari a 1.6 per ottenere la reale tensione applicata al giunto, ovvero sulla sezione netta:

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = \frac{\Delta\sigma_{eq,peak,lorda}}{\left(\frac{W_{lorda}}{W_{netta}}\right)} = \frac{3.34}{1.6} = 2.09 \text{ MPa} \quad (5.12)$$

5.3.3 Risultati Leitner et al. (2017)

Si ricava ora la tensione equivalente di picco per le diverse tensioni $\Delta\sigma_{gen}$ ricavate dall'articolo:

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

dove $\Delta\sigma_{ref}$ è la tensione applicata al giunto per l'analisi FEM, pari a 1 MPa mentre $\Delta\sigma_{eq,peak,ref}$ è la tensione equivalente di picco calcolata nel paragrafo precedente riferita alla sezione netta.

I risultati ottenuti, consultabili nell'appendice C, vengono riportati nel grafico seguente:

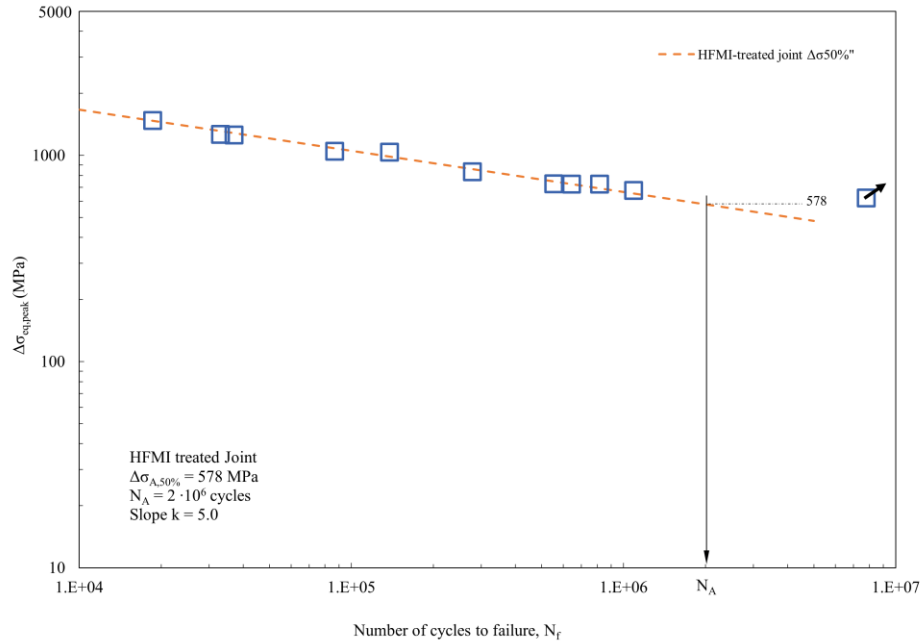


Figura 5. 48: Risultati ottenuti dall'applicazione del PSM su giunti trattati HFMI, Leitner et al. 2017

5.3.1 Giunto Longitudinale a doppio irrigidimento (Wu, Wang 2012)

Le informazioni sul giunto tratte dall'articolo [37], sono riassunte in tabella:

Materiale	Tensione di snervamento f_y	Modulo Elastico E	Coeff. di Poisson ν
Q235B	272 MPa	206000 MPa	0.3

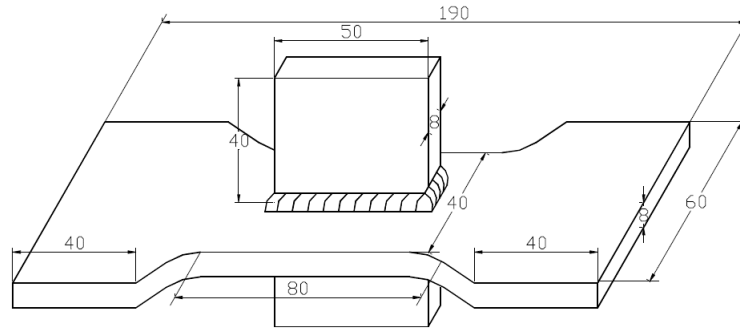


Figura 5. 49: *Giunto Longitudinale Wu, Wang 2012 [37]*

I parametri geometrici fondamentali per la realizzazione del modello sono:

Tipo di saldatura	2α [°]	z [mm]	t [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]
Saldatura a piena penetrazione	135	6	8	2	0.2

Vengono riportati qui di seguito i dati sperimentali per il giunto trattato HFMI forniti nell'articolo in termini di tensione nominale:

R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]	0: Failure 1: Run Out
-1	340	495742	0
	320	645980	0
	300	1045107	0
	300	1429254	0
	280	2008721	0
	270	2994176	0
0.1	234	302534	0
	226	585471	0
	216	1107107	0
	207	1357522	0
	198	1896375	0
	189	3460064	0
	180	10175346	0

R	$\Delta\sigma_{nom}[MPa]$	N_f [cicli]	0: Failure 1:Run Out
0.45	188	269761	0
	179	506207	0
	169.9	998952	0
	161.1	1427059	0
	151.9	3989433	0

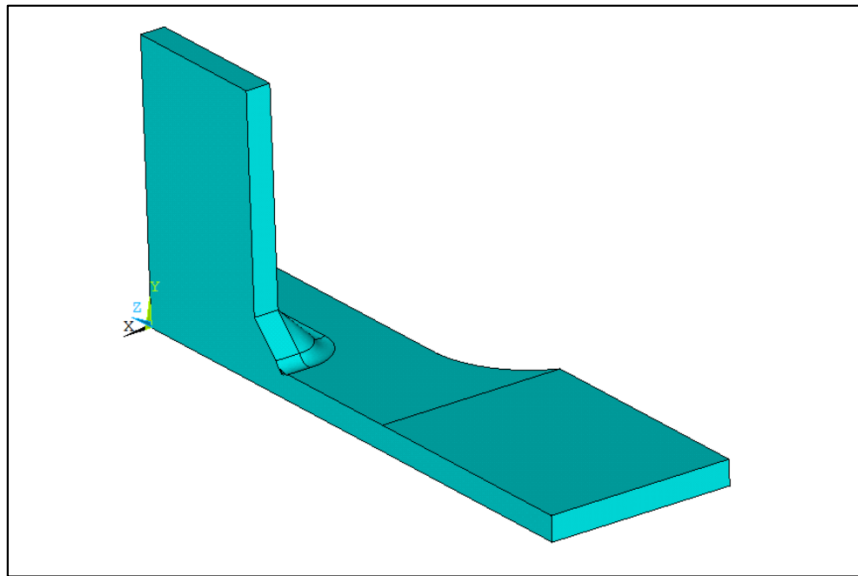


Figura 5. 50: *Geometria in Ansys per analisi Giunto HFMI, Wu, Wang 2012 [37]*

Carichi e vincoli:

Essendo la geometria del giunto, non le dimensioni, uguale a quella del precedente giunto longitudinale analizzato, si evince che i carichi e vincoli sono i medesimi tranne che per l'area di simmetria dove, al posto del vincolo di afferraggio, si impone il vincolo di simmetria sull'area.

Parametri utilizzati nell'analisi in Ansys®:

<i>Elemento in Ansys®</i>	q	r_0	$R_c + r_0$	$d_{mesh, globale}$	$d_{mesh, volume}$ di controllo
Solid 187	1.25	0.40	0.68	0.5	0.05

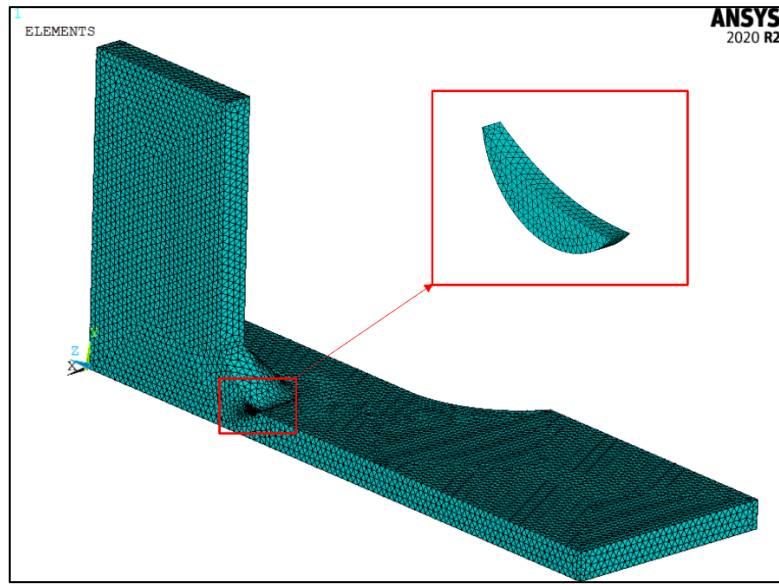


Figura 5. 51: Mesh applicata al modello per il calcolo del SED all'interno del volume di controllo, Wu, Wang 2012

$SENE [MJ]$	$VOLU [m^3]$	$SED \left[\frac{MJ}{m^3} \right]$	$\Delta\sigma_{eq,peak} [MPa]$
$8.085 \cdot 10^{-7}$	0.0348	$2.325 \cdot 10^{-5}$	3.245

I risultati ottenuti, consultabili nell'appendice C, vengono sono riportati nella seguente figura:

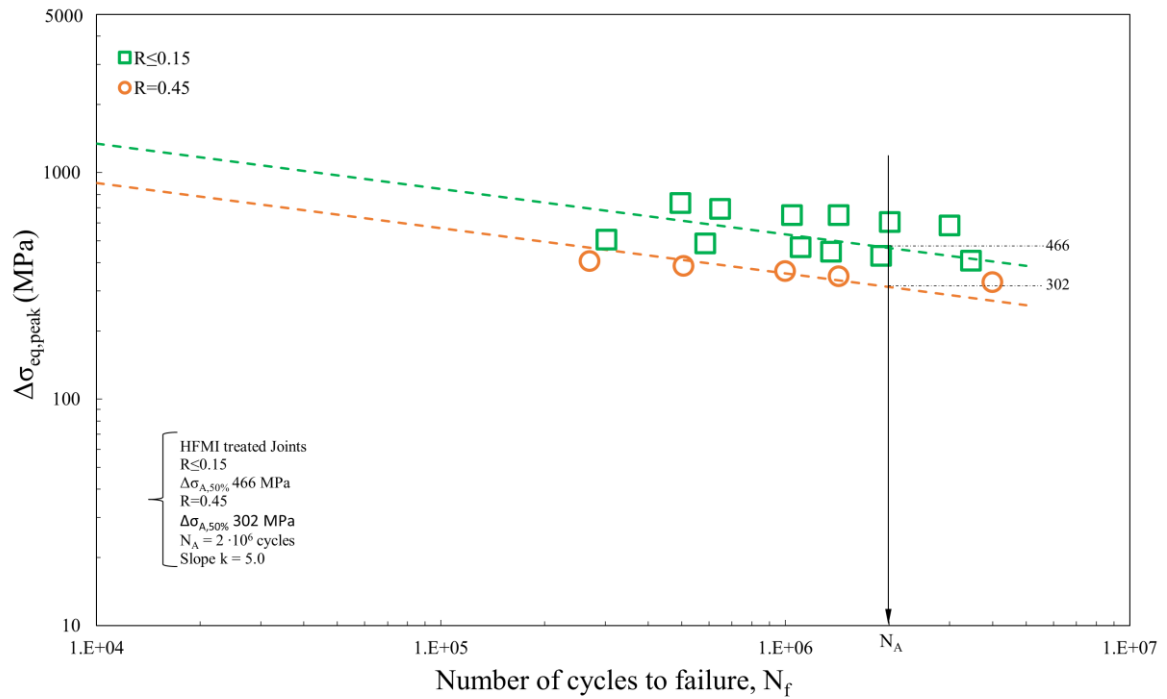


Figura 5. 52: Plot delle tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI, Wu, Wang 2012

5.3.2 Giunto Longitudinale a doppio irrigidimento (Yonezawa, Shimanuki e Mori 2020)

Le informazioni sul giunto tratte dall'articolo [26], sono riassunte in tabella:

Materiale	Tensione di snervamento f_y	Modulo Elastico E	Coeff. di Poisson ν
SBHS400	456 MPa	206000 MPa	0.3
SBHS500	575 MPa		
SBHS700	753 MPa		

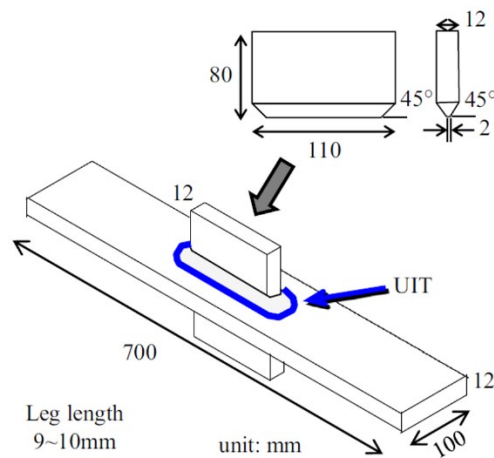


Figura 5. 53: : *Giunto Longitudinale Yonezawa, Shimanuki e Mori 2020 [26]*

I parametri geometrici fondamentali per la realizzazione del modello sono:

Tipo di saldatura	2α [°]	z [mm]	t [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]
Saldatura a piena penetrazione	135	10	12	3	0.3

Vengono riportati nella pagina seguente i dati sperimentali per il giunto trattato HFMI forniti nell'articolo in termini di tensione nominale:

SBHS400			SBHS500			SBHS700		
R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]	R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]	R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]
0	130	4064155	0	300	450817	0.03	259.4	301963
0	100	10000000	0.03	292	101815	0.03	259.4	535350
0	300	106305	0.03	240	339946	0.03	240	861402
0	180	2698128	0.04	220	985166	0.03	240	730434
0	140	5849359	0.04	200	907811	0.03	239.4	2877736
0.03	292	41267	0.04	172	3000000	0.03	239.4	459877
0.03	292	97519	0.1	372	20815	0.04	220	5000000
0.03	260	75860	0.16	234	470884	0.04	200	2212462
0.03	260	403188	0.16	159	1147263	0.04	200	5000000
0.04	200	192259	0.17	172	1644785	0.25	200	869628
0.04	200	922314	0.21	264	106100	0.25	200	619201
0.04	172	373557	0.23	272	60611	0.33	200	456367
0.16	252	66137	0.23	292	47184	0.33	200	496498
0.17	172	331186	0.25	200	176553	0.33	200	380438
0.17	182	527915	0.25	200	184865	0.36	172	1616494
0.18	229	133545	0.31	255	60398	0.36	172	532716
0.2	190	448783	0.32	283	38244	0.43	172	460045
0.28	130	799443	0.32	166	856562	0.43	172	311818
0.33	200	121418	0.33	200	144912	0.43	200	16136
0.33	120	10000000	0.33	200	170398	0.43	200	246857
0.36	172	213111	0.36	172	361872	0.43	200	208055
0.36	172	235584	0.36	172	401614	0.5	150	905980
0.38	130	514059	0.38	130	10000000	0.5	150	419087
0.38	130	753621	0.4	146	511997	0.5	200	168417
0.41	100	10000000	0.43	172	352851	0.5	200	139322
0.43	172	161781	0.43	172	318502	0.5	200	174587
0.43	172	224666	0.43	130	5000000	0.51	130	10000000
0.44	100	3127165	0.43	200	138357	0.51	172	509803
0.5	120	2018428	0.43	200	144749	0.51	172	377471
0.5	150	294918	0.44	153	684293	0.51	130	858824
0.51	130	417634	0.5	200	93217			
0.51	130	569987	0.5	200	97932			
0.52	100	1251075	0.51	172	256707			
0.52	100	1137936	0.51	172	340264			

SBHS400			SBHS500			SBHS700		
R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]	R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]	R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]
0.57	130	367949	0.51	130	704526	0.57	130	1118635
0.57	130	490239	0.51	130	428680	0.57	130	1873892
0.62	80	10000000	0.52	100	7650000	0.57	172	235424
0.63	100	972664	0.54	143	480045	0.57	172	228648
0.63	100	1107998	0.54	129	1216556	0.63	100	1116896
0.65	83	4784848	0.57	130	547285	0.63	130	690375
0.67	100	1164014	0.57	130	616170	0.63	130	650435
			0.63	100	1103365	0.67	100	3917158
			0.63	100	1609268	0.67	100	2653729
			0.63	130	596387	0.68	130	774452
			0.63	130	474822	0.68	130	824166
			0.65	80	10000000	0.72	100	2833479
			0.67	100	1288664	0.73	100	1539296
			0.67	100	1140901	0.73	80	4879527
			0.67	100	4191373	0.75	100	1607127
			0.67	76	2179217	0.77	80	3295171
			0.72	100	1291362	0.77	80	2675134
			0.72	100	1247675	0.8	80	3221741
			0.75	100	823111	0.8	80	1648281
			0.75	37	10000000			

I valori numerici in rosso rappresentano le prove nelle quali si ha avuto un “Run out” ovvero applicando il carico al provino esso non si rompe.

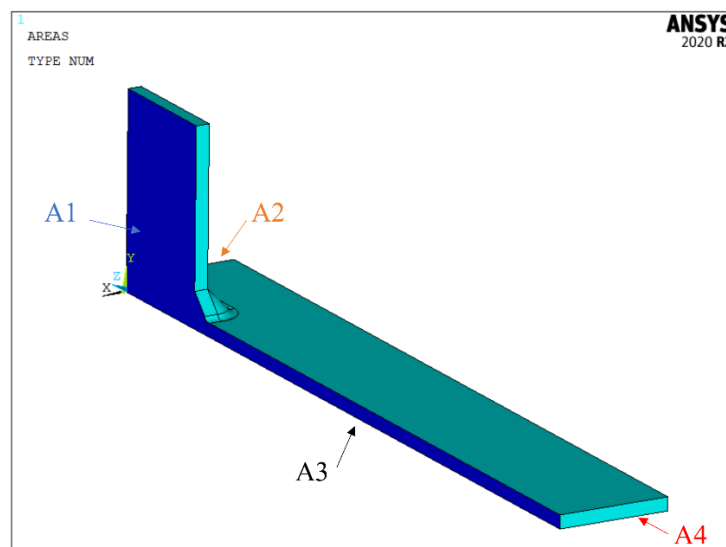


Figura 5. 54: Geometria in Ansys per analisi Giunto HFMI, Yonezawa, Shimanuki e Mori 2020 [26]

Carichi e vincoli:

- Vincolo di simmetria: applicato all'area 1, 2 e all'area 3;
- Carichi: il carico applicato al giunto è un carico di Trazione lungo x, quindi al modello viene applicata una pressione sull'area 4 pari a 1 MPa.

Parametri utilizzati nell'analisi in Ansys®:

<i>Elemento in Ansys®</i>	q	r_0	$R_c + r_0$	$d_{mesh, globale}$	$d_{mesh, volume di controllo}$
Solid 187	1.25	0.60	0.88	0.5	0.05

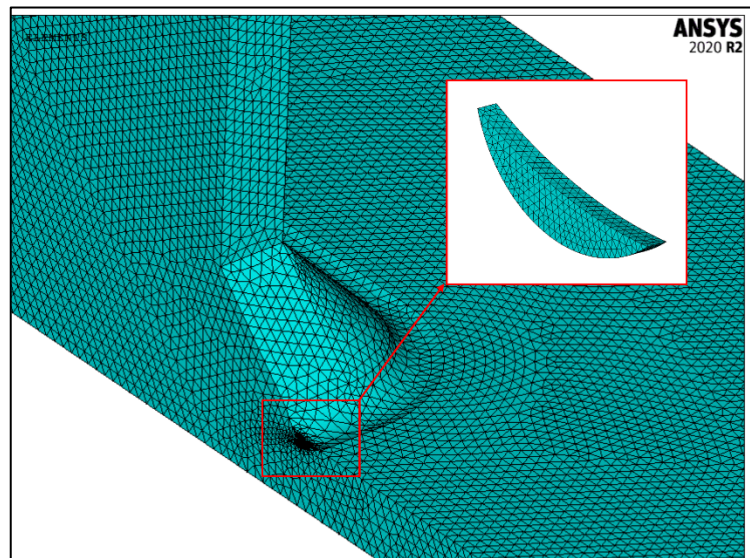


Figura 5. 55: Mesh applicata al modello per il calcolo del SED all'interno del volume di controllo, Yonezawa, Shimanuki e Mori 2020

$SENE [MJ]$	$VOLU [m^3]$	$SED \left[\frac{MJ}{m^3} \right]$	$\Delta\sigma_{eq, peak} [MPa]$
$5.494 \cdot 10^{-7}$	0.0398	$1.381 \cdot 10^{-5}$	2.500

I risultati ottenuti, consultabili nell'appendice C, vengono sono riportati nella seguente figura:

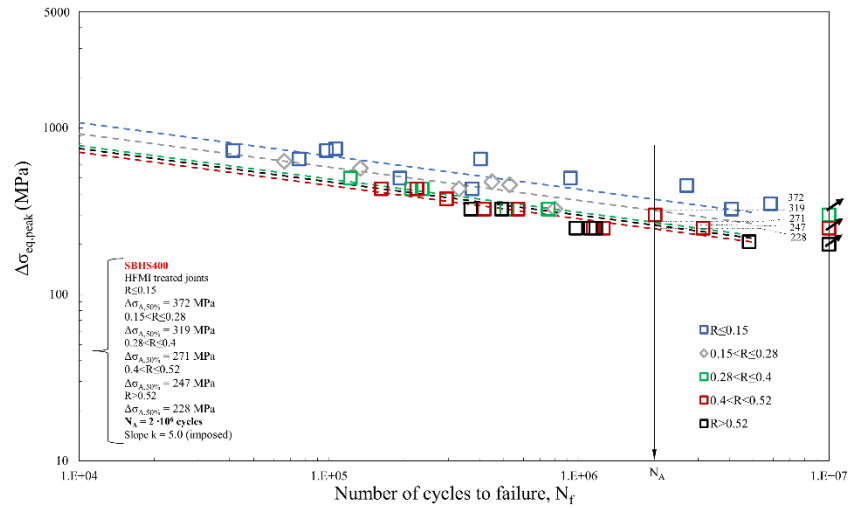


Figura 5. 56: *Plot delle tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI- SBHS400, Yonezawa,Shimanuki e Mori 2020*

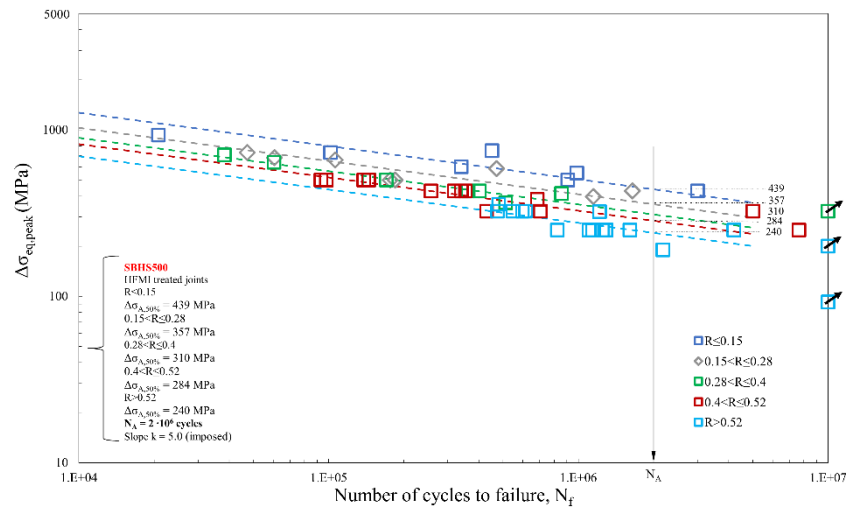


Figura 5. 57: *Plot delle tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI- SBHS500, Yonezawa,Shimanuki e Mori 2020*

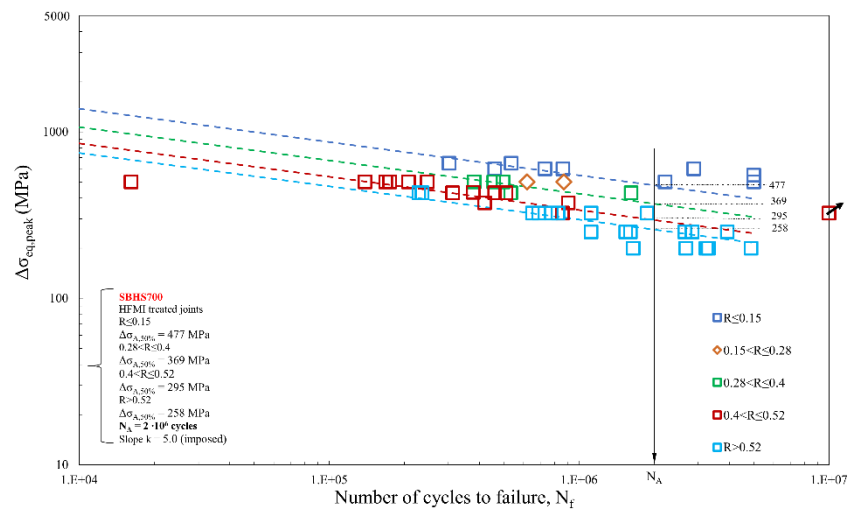


Figura 5. 58: *Plot delle tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI- SBHS700, Yonezawa,Shimanuki e Mori 2020*

5.3.3 Giunto Longitudinale a doppio irrigidimento (Haagensen et al. 1998)

Le informazioni sul giunto tratte dall'articolo [27], sono riassunte in tabella:

Materiale	Tensione di snervamento f_y	Modulo Elastico E	Coeff. di Poisson ν
Weldox 700	780 MPa	206000 MPa	0.3

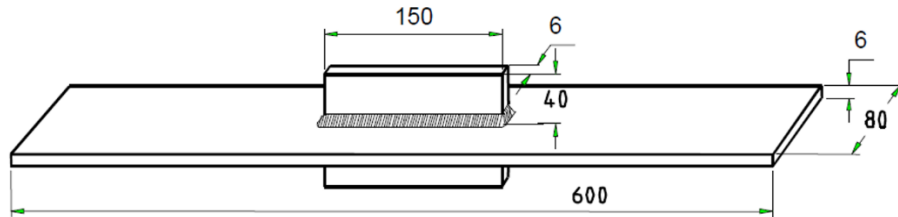


Figura 5. 59: *Giunto Longitudinale Haagensen et al. 1998 [27]*

I parametri geometrici fondamentali per la realizzazione del modello sono:

Tipo di saldatura	2α [°]	z [mm]	t [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]
Saldatura a piena penetrazione	135	5	6	2	0.2

Vengono riportati qui di seguito i dati sperimentali per il giunto trattato HFMI forniti nell'articolo in termini di tensione nominale:

R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]	0: Failure 1: Run Out
0.1	401.5	22279	0
	229.5	243182	0
	199	617837	0
	199	1519004	0
	179.8	10401842	1

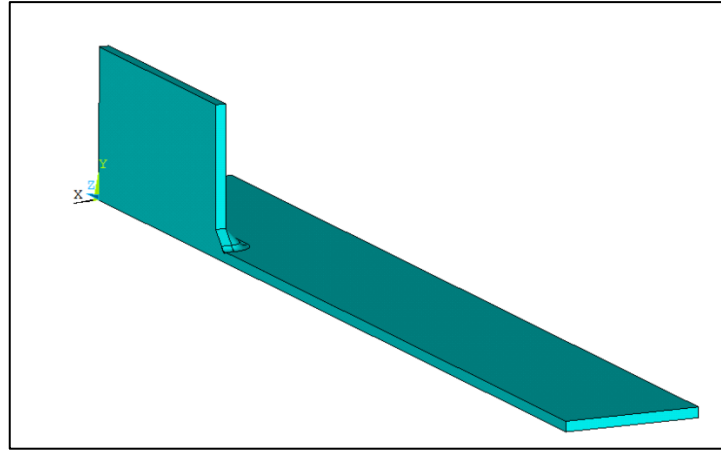


Figura 5. 60: *Geometria in Ansys per analisi Giunto HFMI, Haagenzen et al. 1998 [27]*

Carichi e vincoli:

Essendo la geometria del giunto, non le dimensioni, uguale a quella del precedente giunto longitudinale (Yonezawa, Shimanuki e Mori 2020) analizzato, si evince che carichi e vincoli sono i medesimi.

Parametri utilizzati nell'analisi in Ansys®:

<i>Elemento in Ansys®</i>	q	r_0	$R_c + r_0$	$d_{mesh, globale}$	$d_{mesh, volume di controllo}$
Solid 187	1.25	0.40	0.68	0.5	0.05

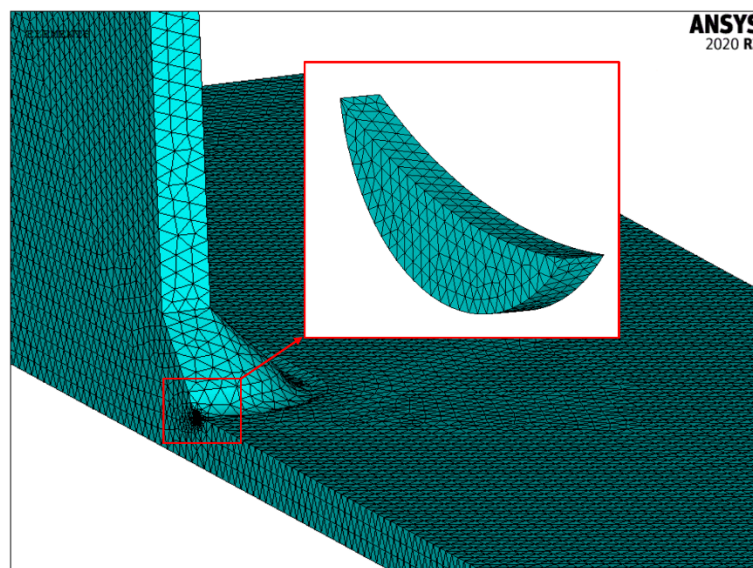


Figura 5. 61: *Mesh applicata al modello per il calcolo del SED all'interno del volume di controllo, Haagenzen et al. 1998*

$SENE [MJ]$	$VOLU [m^3]$	$SED [\frac{MJ}{m^3}]$	$\Delta\sigma_{eq,peak} [MPa]$
$5.007 \cdot 10^{-7}$	0.0348	$1.440 \cdot 10^{-5}$	2.553

I risultati ottenuti, consultabili nell'appendice C, sono riportati nella seguente figura:

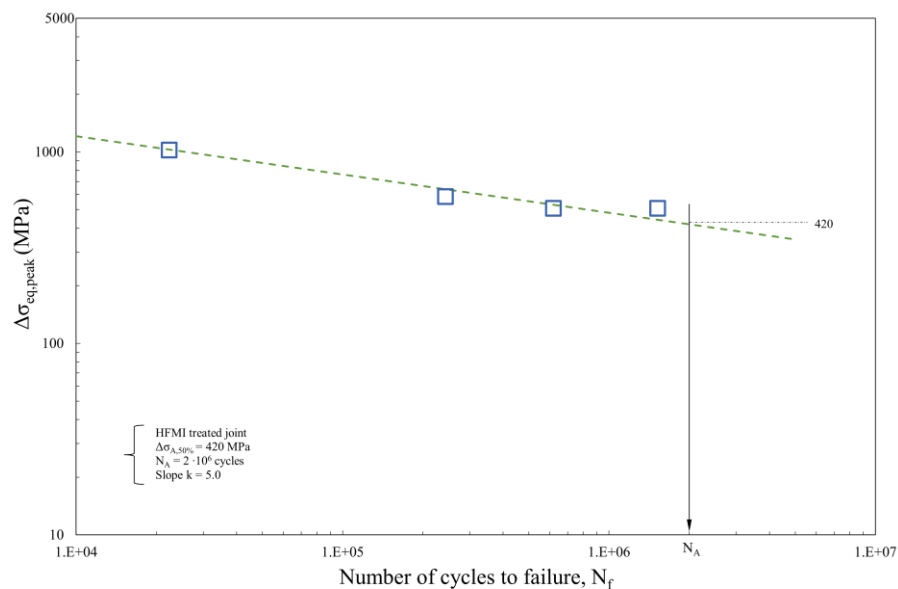


Figura 5. 62: *Plot delle tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI, Haagensen et al. 1998*

5.3.5 Giunto Longitudinale (Vanrostenberghe et al. 2015)

Le informazioni sul giunto tratte dall'articolo [33], sono riassunte in tabella:

Materiale	Tensione di snervamento f_y	Modulo Elastico E	Coeff. di Poisson ν
S960QL	960 MPa	206000 MPa	0.3

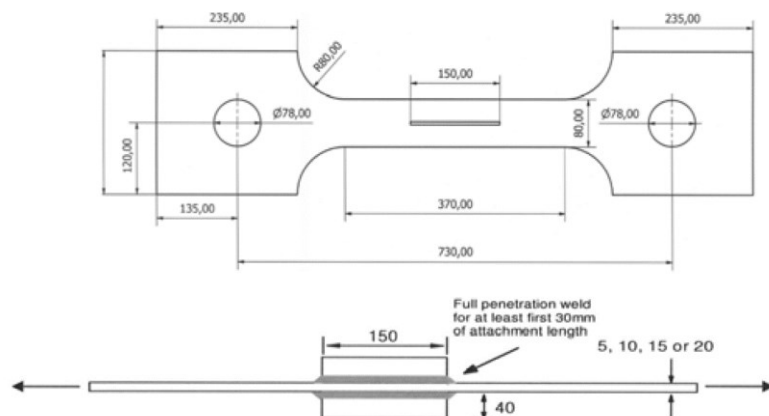


Figura 5. 63: *Giunto Longitudinale a doppio irrigidimento, Vanrostenberghe et al. 2015 [33]*

I parametri geometrici fondamentali per la realizzazione del modello sono:

Tipo di saldatura	2α [°]	z [mm]	t [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]
Saldatura a piena penetrazione	120	5	5,10,15	3.31	0.21

Vengono riportati qui di seguito i dati sperimentali per il giunto trattato HFMI forniti nell'articolo in termini di tensione nominale:

$t = 5\text{ mm}$			$t = 10\text{ mm}$			$t = 15\text{ mm}$		
R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]	R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]	R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]
0.1	350	56434	0.1	400	59100	0.5	350	28287
	350	110 774		350	115200		350	29129
	350	54826		250	355400		300	44361
	300	251361		225	537500		300	62521
	300	544018		200	6540000		250	91133
	250	247082		90	10000000		250	87883
	250	928997	0.5	350	42233		200	362809
	250	654488		350	28527		200	218365
	250	170197		250	133605		175	1000000
	200	542295		250	126225		175	7399780
	200	1000000		200	258601		150	1000000
	150	3025780		200	272791		150	1000000
	150	1000000		150	585456			
	90	1000000		150	863000			
				125	2667460			
				90	1000000			
0.5	350	19300						
	300	29200						
	300	27733						
	250	71500						
	200	167000						
	150	1320700						
	125	1293200						
	90	1585900						
	90	1000000						

I valori numerici in rosso rappresentano le prove nelle quali si ha avuto un “Run out” ovvero, applicando il carico al provino esso non si rompe.

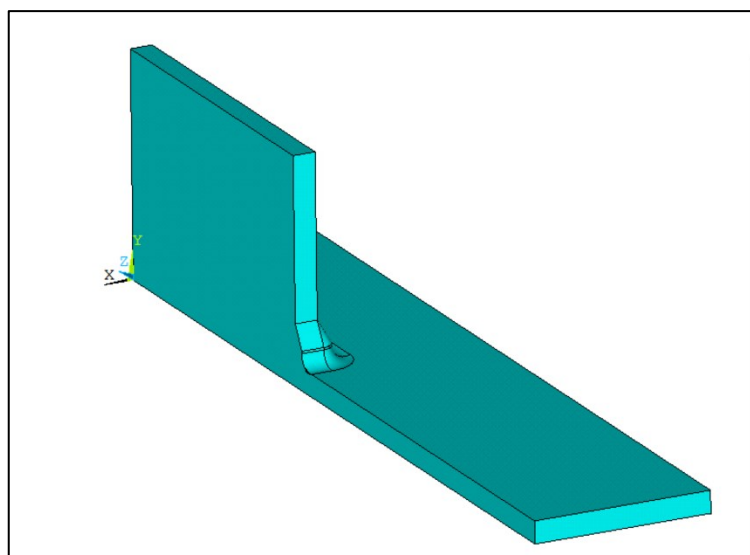


Figura 5. 64: Geometria in Ansys per analisi Giunto HFMI $t=10$ mm, Vanrostenberghe et al. 2015 [33]

Carichi e vincoli:

essendo la geometria del giunto, non le dimensioni, uguale a quella del precedente giunto longitudinale (Yonezawa, Shimanuki e Mori 2020) analizzato, si evince che carichi e vincoli sono i medesimi.

Parametri utilizzati nell'analisi in Ansys®:

<i>Elemento in Ansys®</i>	q	r_0	$R_c + r_0$	$d_{mesh, globale}$	$d_{mesh, volume di controllo}$
Solid 187	1.333	0.83	1.11	0.5	0.05

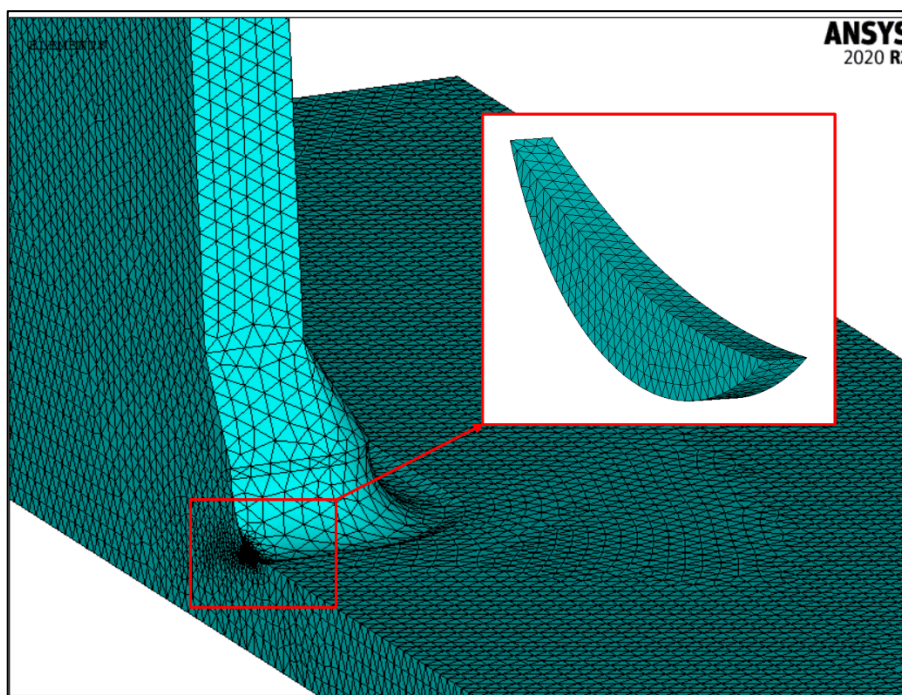


Figura 5. 65: Mesh applicata al modello per il calcolo del SED all'interno del volume di controllo, Vanrostenberghe et al. 2015 ($t=10$ mm)

t [mm]	$SENE$ [MJ]	$VOLU$ [m ³]	SED [$\frac{MJ}{m^3}$]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
5	$5.487 \cdot 10^{-7}$	0.0465	$1.179 \cdot 10^{-5}$	2.311
10	$6.491 \cdot 10^{-7}$	0.0465	$1.395 \cdot 10^{-5}$	2.513
15	$6.832 \cdot 10^{-7}$	0.0465	$1.4689 \cdot 10^{-5}$	2.578

I risultati ottenuti, consultabili nell'appendice C, sono riportati nella seguente figura:

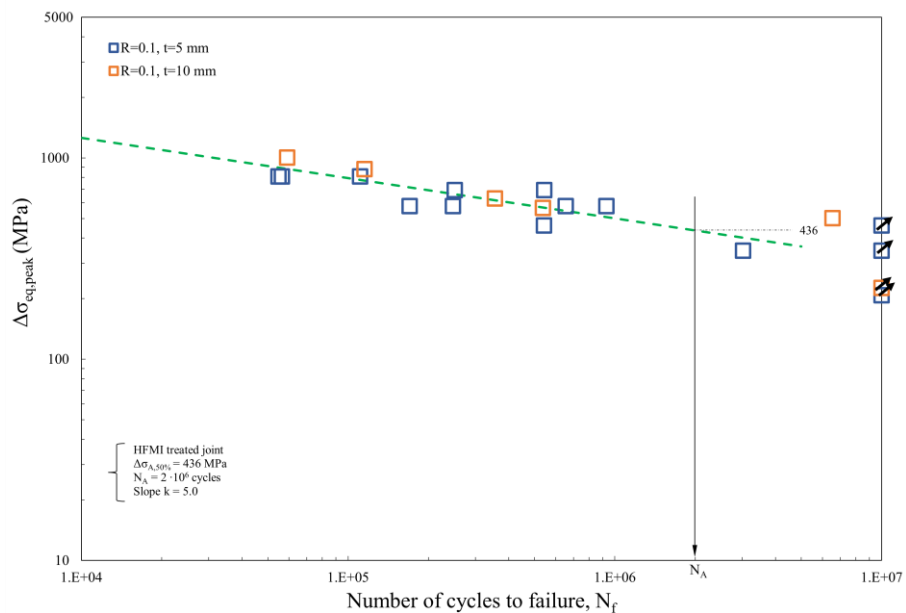


Figura 5. 66: *Plot delle tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI R=0.1, Vanrostenberghe et al. 2015*

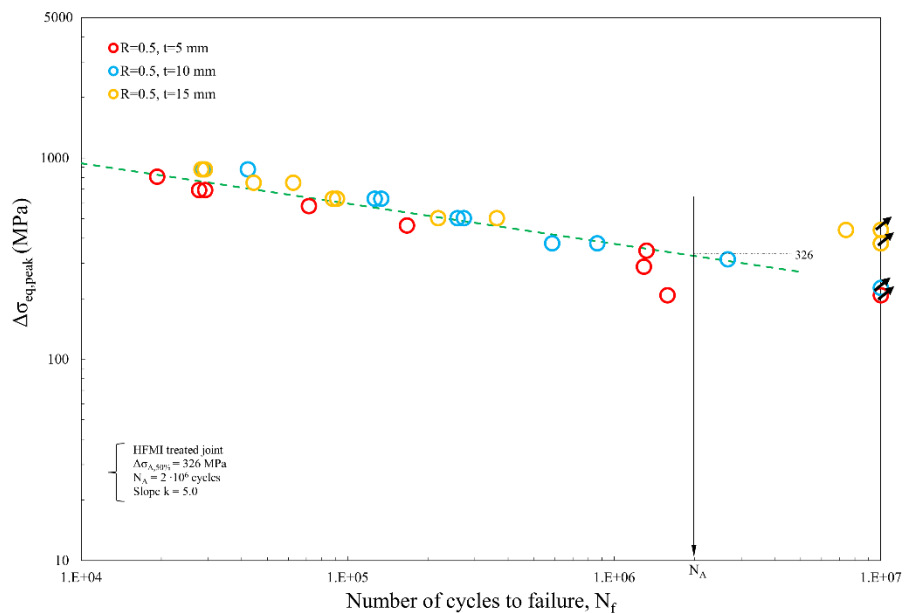


Figura 5. 67 : *Plot delle tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI R=0.5, Vanrostenberghe et al. 2015*

5.3.6 Giunto Longitudinale a doppio irrigidimento (Lihavenin et al. 2004)

Le informazioni sul giunto tratte dall'articolo [34], sono riassunte in tabella:

Materiale	Tensione di snervamento f_y	Modulo Elastico E	Coeff. di Poisson ν
S355J0	355 MPa	206000 MPa	0.3

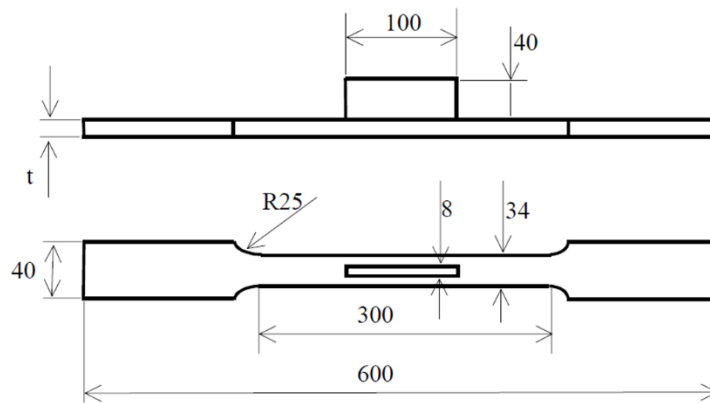


Figura 5. 68: *Giunto Longitudinale Lihavenin et al. 2004 [34]*

I parametri geometrici fondamentali per la realizzazione del modello sono:

Tipo di saldatura	2α [°]	z [mm]	t [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]
Saldatura a piena penetrazione	135	5	8	3	0.5

Vengono riportati qui di seguito i dati sperimentali per il giunto trattato HFMI forniti nell'articolo in termini di tensione nominale:

R	$\Delta\sigma_{nom}[MPa]$	N_f [cicli]	0: Failure 1:Run Out
0.1	210	505913	0
	186.2	310170	0
	224	596082	0
	188	620074	0
	175	781200	0
0.27	258	256226	0
	257	393186	0
	257	247240	0
	259	205424	0
	257	254817	0
0.46	190	298108	0
	193	473704	0
	192	980692	0
	177	333199	0
	177	1163070	0
	184	545583	0

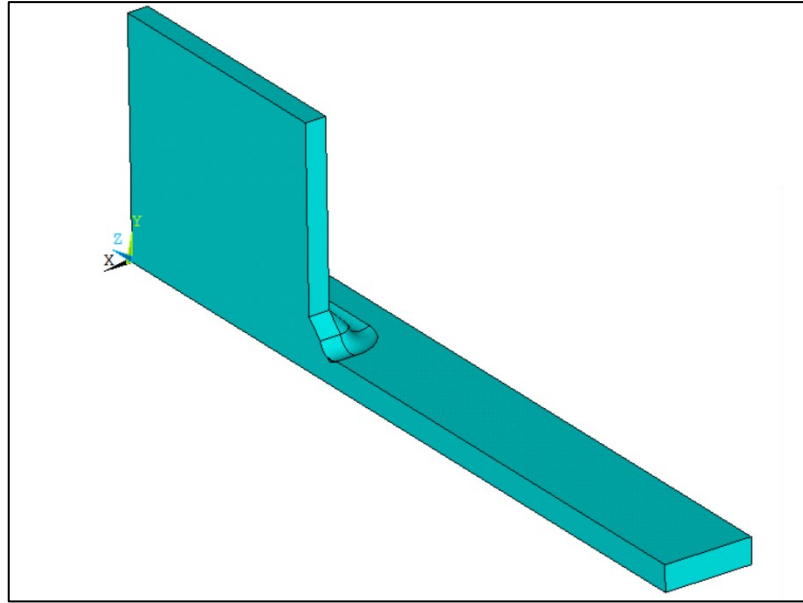


Figura 5. 69: *Geometria in Ansys per analisi Giunto HFMI, Lihavenin et al. 2004 [34]*

Carichi e vincoli:

Essendo la geometria del giunto, non le dimensioni, uguale a quella del precedente giunto longitudinale (Yonezawa, Shimanuki e Mori 2020) analizzato, si evince che carichi e vincoli sono i medesimi.

Parametri utilizzati nell'analisi in Ansys®:

<i>Elemento in Ansys®</i>	q	r_0	$R_c + r_0$	$d_{mesh, globale}$	$d_{mesh, volume di controllo}$
Solid 187	1.25	0.60	0.88	0.5	0.05

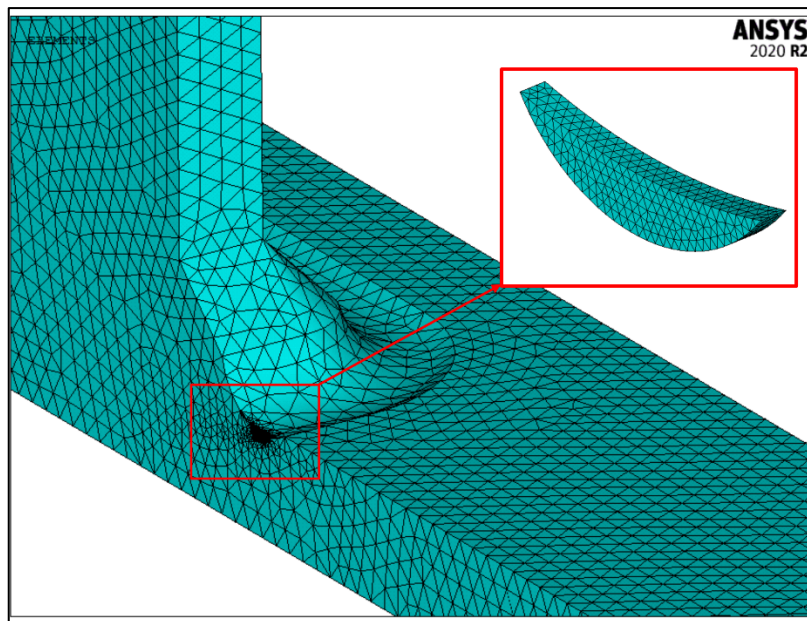


Figura 5. 70: *Mesh applicata al modello per il calcolo del SED all'interno del volume di controllo, Lihavenin et al. 2004*

$SENE [MJ]$	$VOLU [m^3]$	$SED [\frac{MJ}{m^3}]$	$\Delta\sigma_{eq,peak} [MPa]$
$3.672 \cdot 10^{-7}$	0.03979	$9.229 \cdot 10^{-6}$	2.044

I risultati ottenuti, consultabili nell'appendice C, sono riportati nella seguente figura:

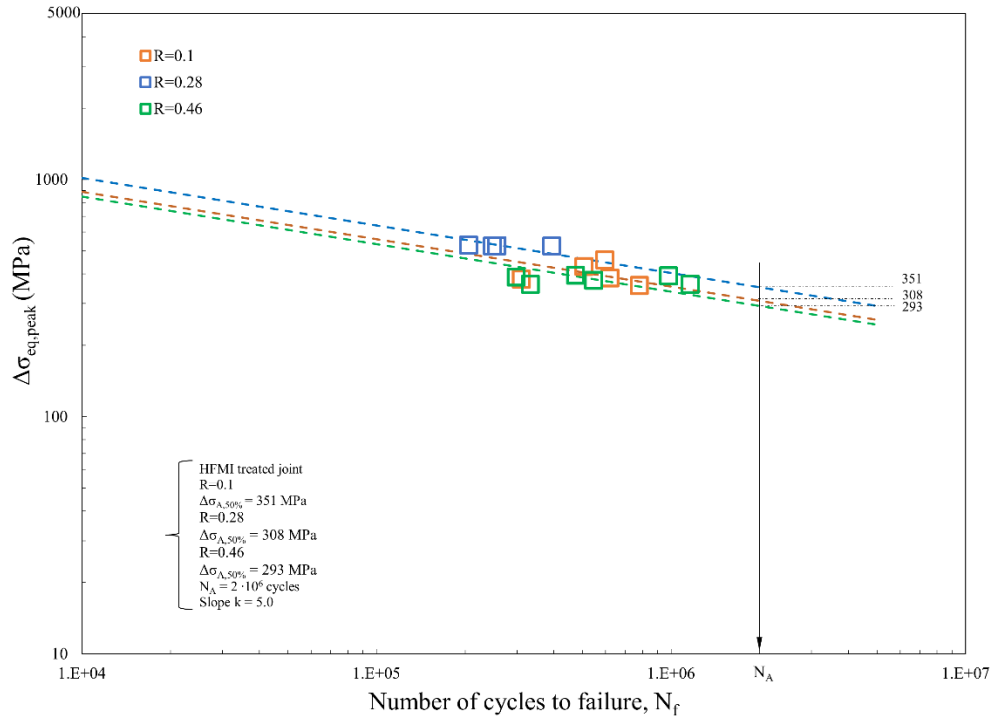


Figura 5. 71: *Plot delle tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI, Lihavenin et al. 2004*

5.3.7 Giunto Longitudinale (Marquis, G. and Björk, T. 2008)

Le informazioni sul giunto tratte dall'articolo [36], sono riassunte in tabella:

Materiale	Tensione di snervamento f_y	Modulo Elastico E	Coeff. di Poisson ν
S960	969 MPa	206000 MPa	0.3

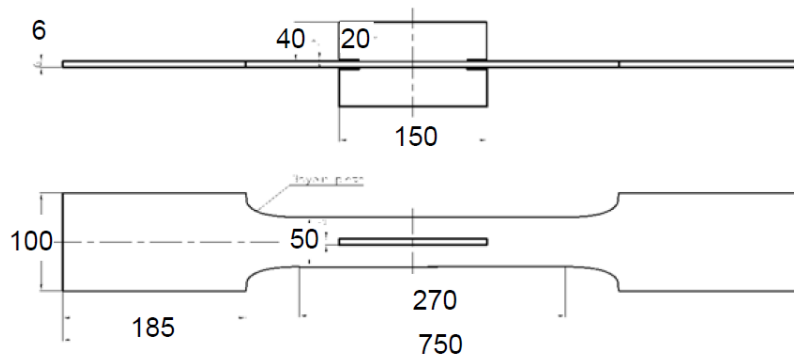


Figura 5. 72: *Giunto Longitudinale Marquis, G. and Björk, T. 2008 [36]*

I parametri geometrici fondamentali per la realizzazione del modello sono:

Tipo di saldatura	2α [°]	z [mm]	t [mm]	ρ [mm]	profondità [mm]
Saldatura a piena penetrazione	135	5	6	2	0.2

Vengono riportati qui di seguito i dati sperimentali per il giunto trattato HFMI forniti nell'articolo in termini di tensione nominale:

R	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_f [cicli]	0: Failure 1: Run Out
-1	600	34923	0
	570	524316	0
	466	6002220	0
	440	1421986	0
	400	593400	0
	400	785172	0
	400	1092356	0
	400	1300000	0
	400	600000	0
	367	4712262	0
	283	5334812	0

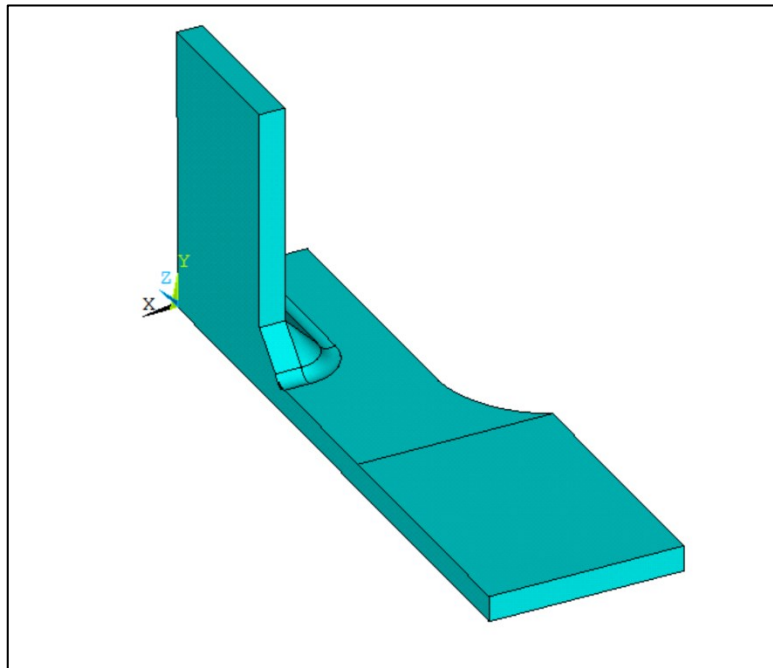


Figura 5. 73: Geometria in Ansys per analisi Giunto HFMI, Marquis, G. and Björk, T. 2008

Carichi e vincoli:

Essendo la geometria del giunto, non le dimensioni, uguale a quella dell'articolo Wu, Wang 2012, si evince che carichi e vincoli sono i medesimi.

Parametri utilizzati nell'analisi in Ansys®:

<i>Elemento in Ansys®</i>	q	r_0	$R_c + r_0$	$d_{mesh, globale}$	$d_{mesh, volume}$ di controllo
Solid 187	1.25	0.40	0.68	0.5	0.05

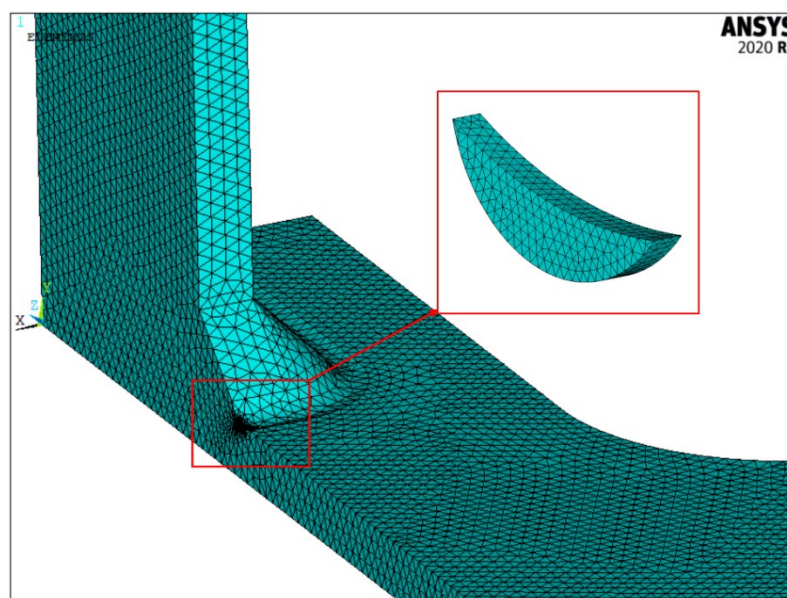


Figura 5. 74: Mesh applicata al modello per il calcolo del SED all'interno del volume di controllo, Marquis, G. and Björk, T. 2008

$SENE [MJ]$	$VOLU [m^3]$	$SED [\frac{MJ}{m^3}]$	$\Delta\sigma_{eq,peak} [MPa]$
$4.158 \cdot 10^{-7}$	0.0348	$1.196 \cdot 10^{-5}$	2.327

I risultati ottenuti, consultabili nell'appendice C, sono riportati nella seguente figura:

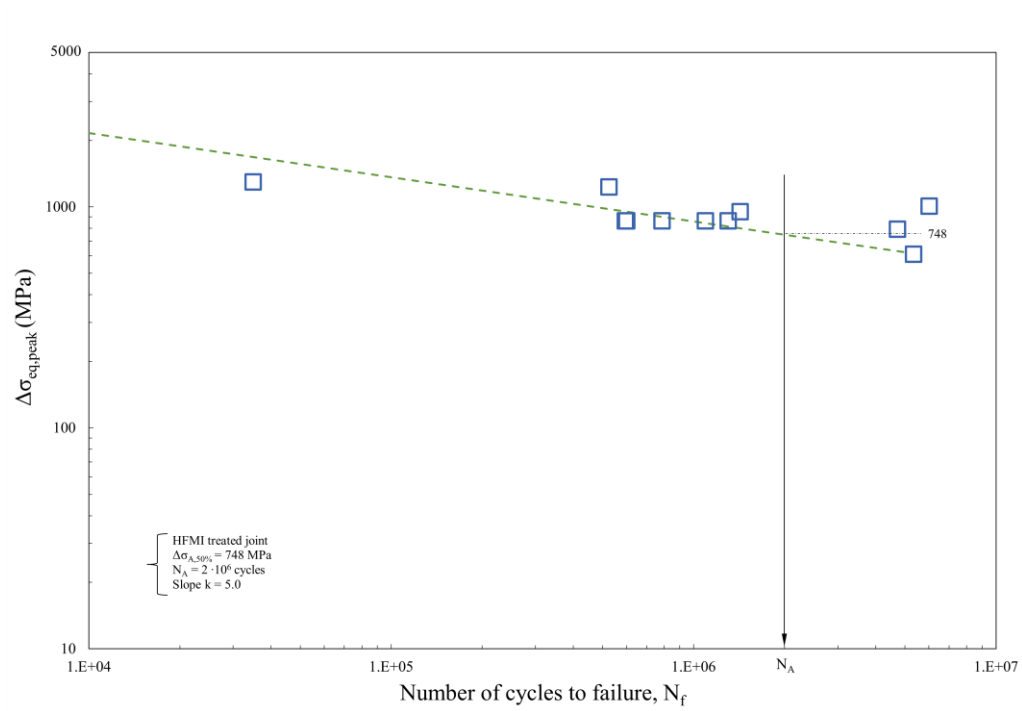


Figura 5. 75: *Plot delle tensioni equivalenti di picco per giunto trattato HFMI, Marquis, G. and Björk, T. 2008*

CAPITOLO 6: Verifica con approccio in tensione nominale di giunti saldati trattati HFMI

In questo capitolo vengono verificati a fatica i giunti analizzati negli articoli con l'approccio in tensione nominale. Verranno quindi confrontate le curve FAT per giunti trattati HFMI proposte dalle IIW Recommendations [17], con i dati in tensione nominale ricavati dagli articoli ed inoltre confrontate con le classi FAT ottenute dal “*fitting*” dei dati. Le geometrie dei giunti analizzati sono: trasversali, a singolo irrigidimento e a doppio irrigidimento, a piena penetrazione o a parziale penetrazione e longitudinali a singolo irrigidimento e a doppio irrigidimento a piena penetrazione. La classe FAT per questi giunti, nelle condizioni “As-Welded”, varia da FAT 63, FAT 71, FAT 80 e FAT 100. Lo spessore del piatto principale dei giunti cambia da 5 mm a 20 mm. Si ricostruirà la gradinata proposta da IIW Recommendations for the HFMI treatment [17] con i risultati ottenuti dagli articoli analizzati, per verificare se è in accordo con quella proposta.

6.1 Verifica dei giunti trattati HFMI tramite l'approccio in tensione nominale secondo IIW Recommendations

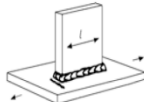
La resistenza a fatica dei giunti saldati è definita tramite diverse curve di progettazione doppio logaritmiche S-N, catalogate in funzione del dettaglio strutturale legate alla tensione nominale calcolata nella particolare geometria di riferimento. Si considera la geometria del giunto in condizioni “As-Welded” e si ricerca il dettaglio strutturale all'interno delle “*IIW Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components*” di A.F. Hobbacher [1] individuando così la classe FAT del giunto.

I casi analizzati possono essere divisi in due geometrie principali per l'individuazione dell'appropriata classe FAT:

- Giunto Longitudinale: la classe di resistenza a fatica viene individuata in funzione della lunghezza dell'irrigidimento
- Giunto Trasversale: la classe di resistenza a fatica viene individuata in funzione della modalità di carico, anche se tutti i giunti analizzati sono NLC ovvero “Non Load Carrying attachments” e in funzione della modalità di saldatura.

Si riporta di seguito la suddivisione in classi FAT per questi due dettagli strutturali:

a)

Structural Detail	Description (St. = steel; Al. = aluminium)	FAT St.
	Longitudinal fillet welded gusset of length l. Fillet weld around end	
	l < 50 mm	80
	l < 150 mm	71
	l < 300 mm	63
	l > 300 mm	50

b)

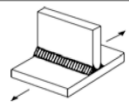
Structural Detail	Description (St. = steel; Al. = aluminium)	FAT St.
	Transverse non-load-carrying attachment, not thicker than main plate	
	K-butt weld, toe ground	100
	Two sided fillets, toe ground	100
	Fillet weld(s), as welded	80
	thicker than main plate	71

Figura 6. 1: Resistenza a fatica di dettagli strutturali classificati, da IIW [1]

Ad ogni giunto analizzato viene attribuita una classe FAT di riferimento riferita alle condizioni As Welded.

Successivamente come dettagliatamente riportato nel *paragrafo 3.2.3*, la classe FAT di giunti trattati HFMI è influenzata dalla resistenza del materiale e dal rapporto di ciclo a cui è sottoposto il giunto. Si ha infatti che all’aumentare delle proprietà meccaniche del materiale fissato, il rapporto di ciclo, il beneficio del trattamento HFMI aumenta mentre se si prende come riferimento un materiale con fissata tensione di snervamento e si variesse il rapporto di ciclo aumentandolo, la resistenza a fatica del giunto diminuirebbe.

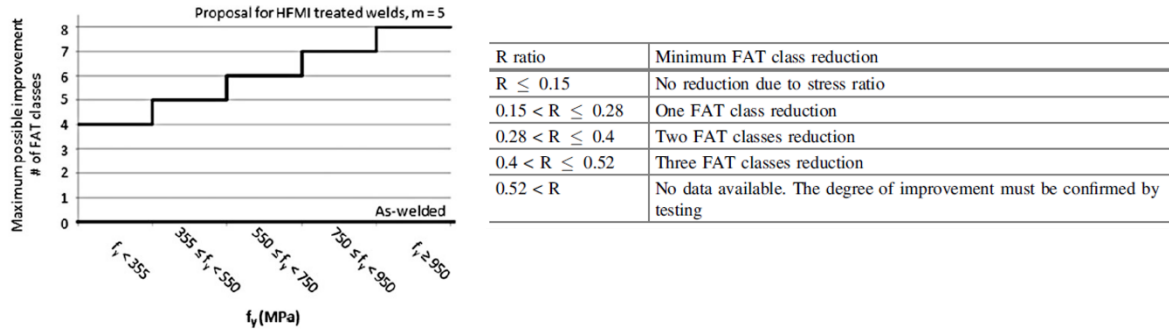


Figura 6. 2: Massimo possibile miglioramento in termini di FAT class e minima riduzione di FAT class per un giunto trattato HFMI da IIW Recommendations [17]

Secondo IIW Recommendations [17] per giunti trattati HFMI, le classi sono discrete ovvero seguono dei gradini pre impostati quindi, quando si sale di classe o si scende di classe, si deve seguire tale gradinata:

50	56	63	71	80	90	100	112	125	140	160	180
----	----	----	----	----	----	-----	-----	-----	-----	-----	-----

Tabella 6. 1: Incrementi di classi FAT secondo IIW [17]

il massimo incremento in termini di FAT CLASS possibile è pari a **180**.

A titolo di esempio si consideri un giunto longitudinale, avente lunghezza dell'irrigidimento principale pari a **120 mm**, tensione di snervamento pari a **355 MPa** e sottoposto ad un carico ciclico con rapporto di ciclo R pari a 0.1: in condizioni As Welded tale giunto avrebbe una classe di resistenza FAT pari a 71, come si può verificare dalla *figura 6.1*. Se il giunto venisse sottoposto ad un trattamento HFMI, otterrebbe un miglioramento pari a 5 classi di resistenza rispetto alle condizioni As Welded. Se si sottoponesse il giunto ad un rapporto di ciclo maggiore, ad esempio pari a 0.45 otterrei una riduzione di 3 classi di resistenza. In conseguenza a ciò il beneficio totale dato dal trattamento, considerando il materiale e il rapporto di ciclo, dovrà essere calcolato numericamente ovvero vi è un beneficio di 5 classi dovute al materiale ma una diminuzione di 3 classi di resistenza dovute all'elevato rapporto di ciclo. Risulta quindi il beneficio del trattamento per quel caso in esame pari a 2 classi di resistenza a fatica.

Reference	σ_y [MPa]	R	l [mm]	FAT CLASS (AW)	FAT CLASS (HFMI)
Giunto Longitudinale	355	0.1	120	71	125 (+5)
Giunto Longitudinale	355	0.25	120	71	112 (+5, -1)
Giunto Longitudinale	355	0.35	120	71	100 (+5, -2)
Giunto Longitudinale	355	0.45	120	71	90 (+5, -3)
Giunto Longitudinale	355	0.7	120	71	n.d.

Tabella 6. 2: Esempio del calcolo della classe di resistenza di un giunto trattato HFMI in funzione della tensione di snervamento σ_y e del rapporto di ciclo R .

I giunti trattati HFMI riportati in *tabella 5.1*, vengono raggruppati in funzione della tensione di snervamento σ_y e del rapporto di ciclo. Per questi giunti viene calcolata la relativa classe di resistenza a fatica e si ottiene:

Tabella 6. 3: Individuazione delle classi FAT per giunti trattati HFMI

Referenza	Tipo di giunto	l [mm]	σ_y [MPa]	R	FAT CLASS (AW)	FAT CLASS (HFMI)
Wu,Wang (2012) [37]	L*	50	272	-1,0.1	71	112 (+4)
Huo et al. 2005 [28]	T*	8	267	-0.5	100	160 (+4)
Kudryavtsev et al.2007 [39]	T*	20	267	0	80	125 (+4)
Gao et al. 2021 [38]	T*	8	346	0.1	80	125 (+4)
Huo et al. 2005 [28]	T*	8	267	0.25	100	140 (+4, -1)
Wu,Wang (2012) [37]	L*	50	272	0.45	71	80 (+4, -3)
Lihavainen et al.(2004) [34]	L	100	355	0.1	71	125 (+5)
Yonezawa, Shimanuki e Mori (2020) [26]	L*	110	456	0<R<0.04	71	125 (+5)
Yildirim et al. 2020 [45]	T*	6	423	-0.43	80	140 (+5)
Kuhlmann et al. 2006 [46]	T*	12	355/ 460	0.1	80	140 (+5)
Kuhlmann Gunther 2009 [47]	T*	12	422	0.1	80	140 (+5)
Okawa et al. 2013 [48]	T*	20	392	-1, 0.1	80	140 (+5)
Deguchi et al. 2012 [32]	T*	16	355	0.1	80	140 (+5)
Lihavainen et al.(2004) [34]	L	100	355	0.28	71	112 (+5, -1)
Yonezawa, Shimanuki e Mori (2020) [26]	L*	110	456	0.16<R<0.28	71	112 (+5, -1)
Yonezawa, Shimanuki e Mori (2020) [26]	L*	110	456	0.33<R<0.38	71	100 (+5, -2)
Al-Karawi et al. (2021) [23]	T	16	355	0.29	100	140 (+5, -2)
Lihavainen et al.(2004) [34]	L	100	355	0.42<R<0.52	71	90 (+5, -3)
Yonezawa, Shimanuki e Mori (2020) [26]	L*	110	456	0.41<R<0.52	71	90 (+5, -3)
Okawa et al. 2013 [48]	T*	20	392	0.5	80	100 (+5, -3)
Deguchi et al. 2012 [32]	T*	16	355	0.42<R<0.52	80	100 (+5, -3)
Yonezawa, Shimanuki e Mori (2020) [26]	L*	110	456	0.57<R<0.67	71	/
Marquis (2010) [44]	L*	150	700	-1	71	140 (+6)
Vanrostenberghe et al. (2015) [33]	L*	150	700	0.1	63	125 (+6)
Yonezawa, Shimanuki e Mori (2020) [26]	L*	110	690	0<R<0.1	71	125 (+6)
Kuhlmann et al. 2009	T*	12	781	0.1	80	160 (+6)
Shimanuki, Okawa (2013) [24]	T*	12	575	0.1	80	160 (+6)
Yonezawa, Shimanuki e Mori (2020) [26]	L*	110	690	0.16<R<0.25	71	125 (+5, -1)
Yonezawa, Shimanuki e Mori (2020) [26]	L*	110	690	0.31<R<0.24	71	112 (+5, -2)
Vanrostenberghe et al. (2015) [33]	L*	150	700	0.5	63	90 (+6, -3)
Yonezawa, Shimanuki e Mori (2020) [26]	L*	110	690	0.43<R<0.52	71	100 (+6, -3)
Yonezawa, Shimanuki e Mori (2020) [26]	L*	110	690	0.54<R<0.75	71	/

Referenza	Tipo di giunto	l [mm]	σ_y [MPa]	R	FAT CLASS (AW)	FAT CLASS (HFMI)
Yonezawa, Shimanuki e Mori (2020) [26]	L*	110	753	0.03<R<0.04	71	160 (+7)
Haagensen et al. (1998) [27]	L*	150	780	0.1	63	140 (+7)
Brunnhöfer et al. (2022) [25]	T*	10	772	0.1	80	180 (+7)
Yonezawa, Shimanuki e Mori (2020) [26]	L*	110	753	0.33<R<0.36	71	125 (+7, -2)
Yonezawa, Shimanuki e Mori (2020) [26]	L*	110	753	0.43<R<0.51	71	112 (+7, -3)
Yonezawa, Shimanuki e Mori (2020) [26]	L*	110	753	0.57<R<0.80	71	/
Leitner et al. (2017) [22]	L	60	960	0.1	71	180 (+8)
Marquis, G. and Björk, T. (2008) [36]	L*	150	960	-1	63	160 (+8)
Vanrostenberghe et al. (2015) [33]	L*	150	960	0.1	63	160 (+8)
Leitner et al. 2012 [30]	T	5	960	0.1	80	180 (+8)
Vanrostenberghe et al. (2015) [33]	L*	150	960	0.5	63	160 (+8, -3)

6.1.1 Confronto delle curve ottenute secondo l'approccio in tensione nominale

Classificati quindi i giunti e determinate le classi di resistenza, si confrontano le curve proposte dalle IIW Recommendations [17] in funzione della tensione di snervamento σ_y e del rapporto di ciclo R con le curve ottenute dal *fitting* dei dati in tensione nominale ricavati dagli articoli:

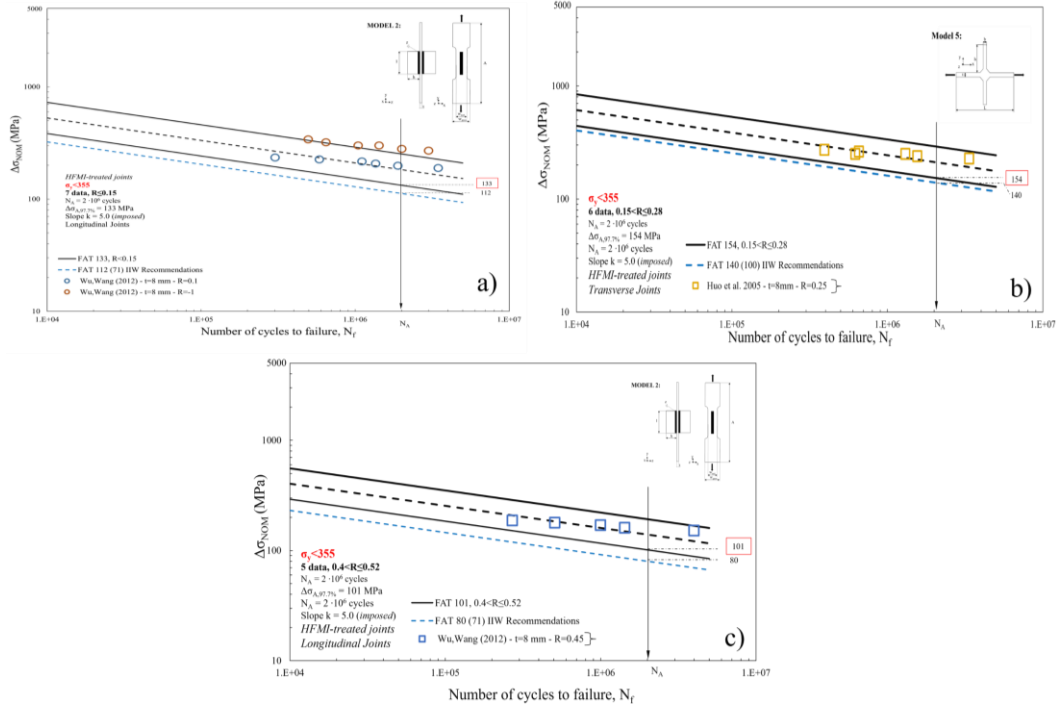


Figura 6. 3: Dati di giunti con $\sigma_y < 355 \text{ MPa}$ per diversi rapporti di ciclo plottati all'interno dei grafici per la valutazione della resistenza a fatica con l'approccio in tensione nominale.

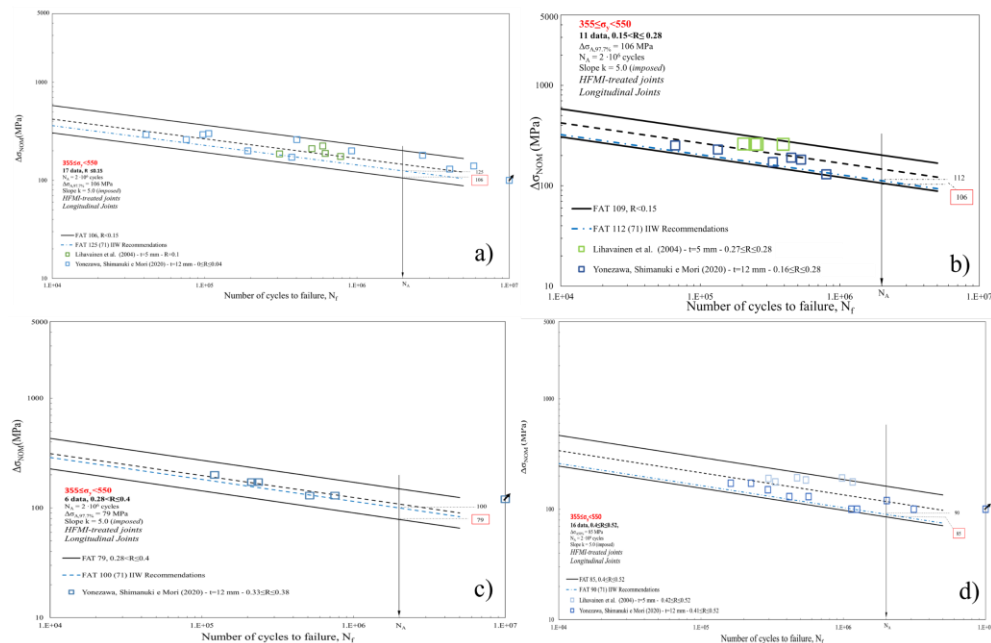


Figura 6. 4: Dati di giunti con $355 < \sigma_y \leq 550 \text{ MPa}$ per diversi rapporti di ciclo plottati all'interno dei grafici per la valutazione della resistenza a fatica con l'approccio in tensione nominale.

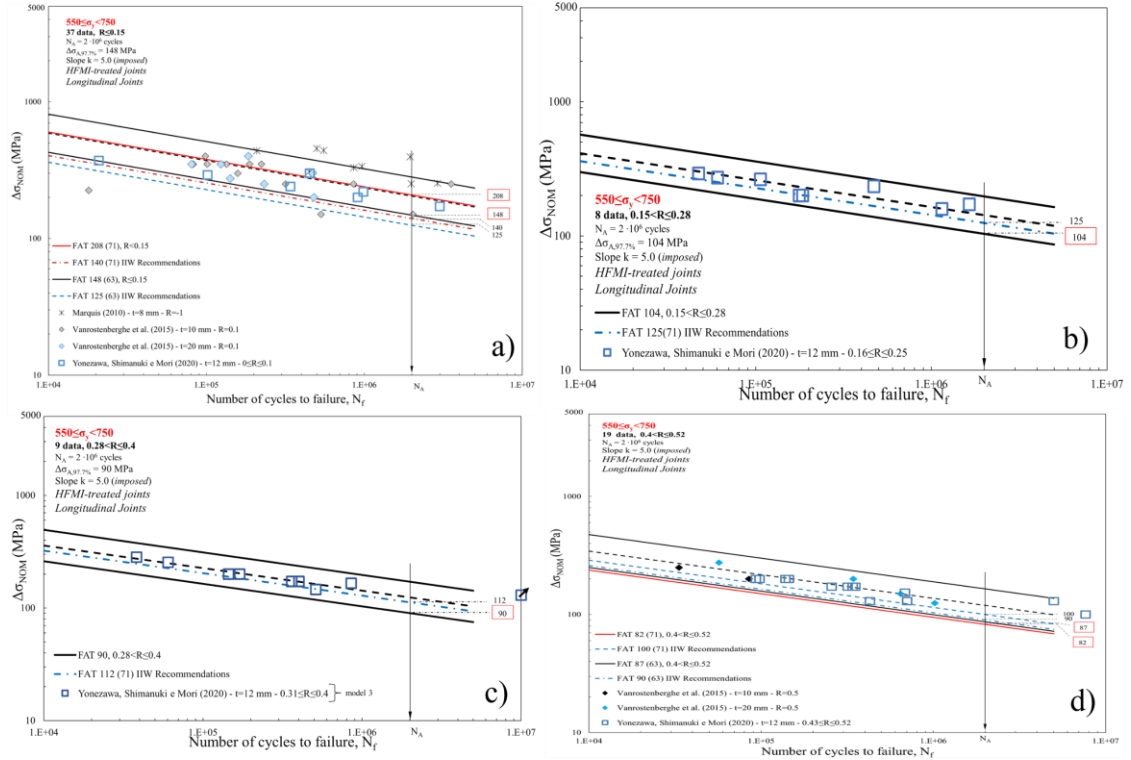


Figura 6. 5: Dati di giunti con $550 < \sigma_y \leq 750$ MPa per diversi rapporti di ciclo plottati all'interno dei grafici per la valutazione della resistenza a fatica con l'approccio in tensione nominale.

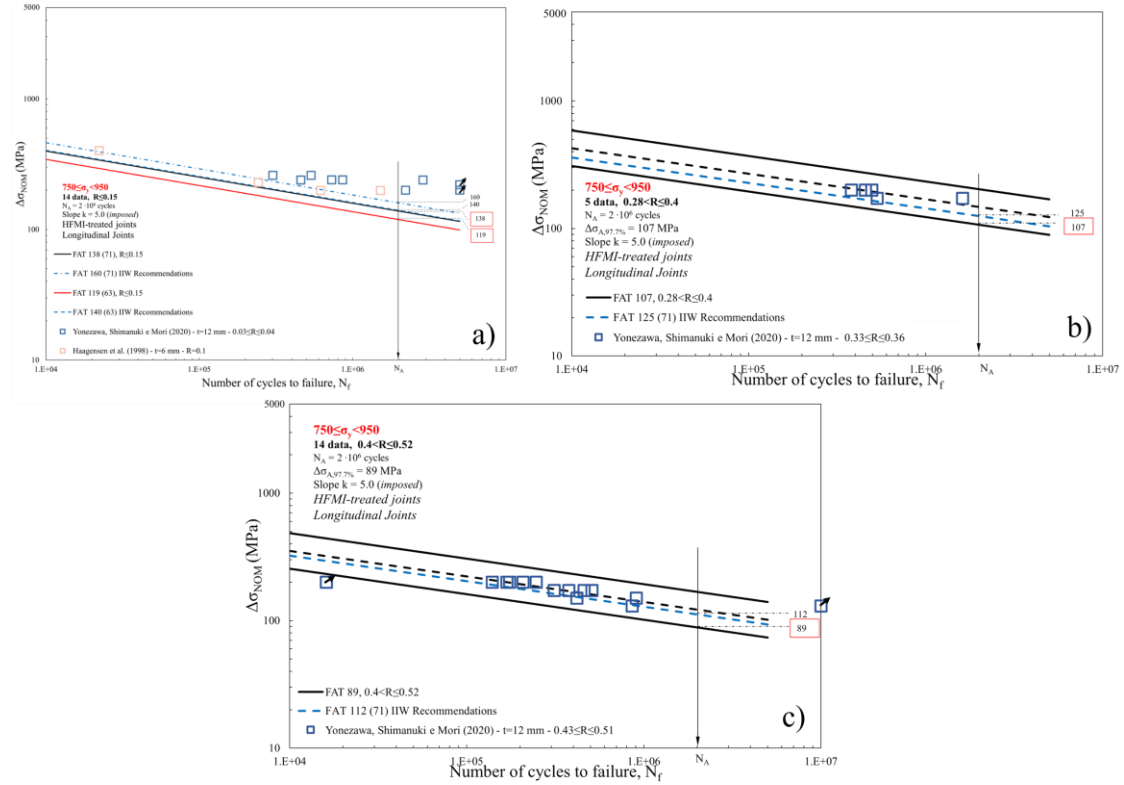


Figura 6. 6: Dati di giunti con $750 < \sigma_y \leq 950$ MPa per diversi rapporti di ciclo plottati all'interno dei grafici per la valutazione della resistenza a fatica con l'approccio in tensione nominale.

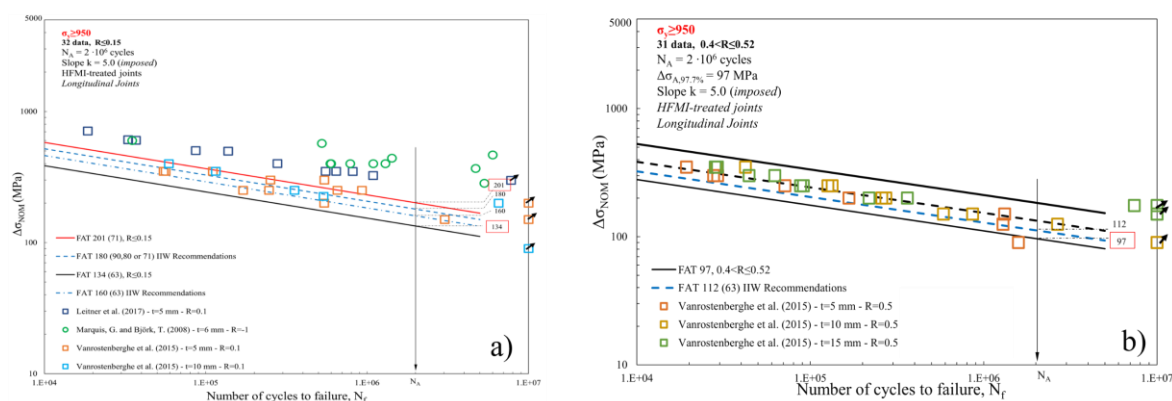


Figura 6. 7: Dati di giunti con $\sigma_y \geq 950$ MPa per diversi rapporti di ciclo plottati all'interno dei grafici per la valutazione della resistenza a fatica con l'approccio in tensione nominale.

I dati sperimentali con rapporti di ciclo R negativi sono stati plottati all'interno dei grafici ma non usati per il Fitting delle curve per la determinazione delle classi FAT. Questo perché i dati con rapporti di ciclo negativi che porterebbero ad aumentare la classe di resistenza ottenendo quindi una classe in svantaggio di sicurezza.

Dalle figure analizzate si nota che molto spesso il confronto con la classe FAT proposta dalle IIW per giunti trattati HFMI con la classe FAT, calcolata sui dati analizzati risulta in svantaggio di sicurezza. Ad esempio se si considera la *figura 6.4c* la classe FAT proposta dalle IIW Recommendations [17] per i giunti trattati HFMI è pari a 100 mentre quella calcolata sui dati fittati ottenuti dagli articoli analizzati è pari a 80, la classe proposta dalle IIW risulta pertanto superiore di due classi di resistenza quindi in svantaggio di sicurezza.

6.1.2 Analisi e verifica Gradinata IIW Recommendations for HFMI treatment

Come visto nel paragrafo precedente, in molti casi le classi di resistenza FAT proposte dall'IIW risultano in svantaggio di sicurezza rispetto ai dati analizzati negli articoli. Si vuole quindi ricostruire il grafico a gradini proposto dall'IIW Recommendations [17] (*figura 6.2*) tramite le classi FAT ottenute dal *fitting* dei dati sperimentali ricavati.

Il primo grafico costruito è per un fissato rapporto di ciclo al variare del range di tensione di snervamento del materiale. Per la realizzazione del grafico si utilizzerà la classe FAT dei giunti maggiormente presenti per ogni range di tensione di snervamento e per rapporto di ciclo R , ovvero un giunto longitudinale con classe di resistenza FAT pari a 71.

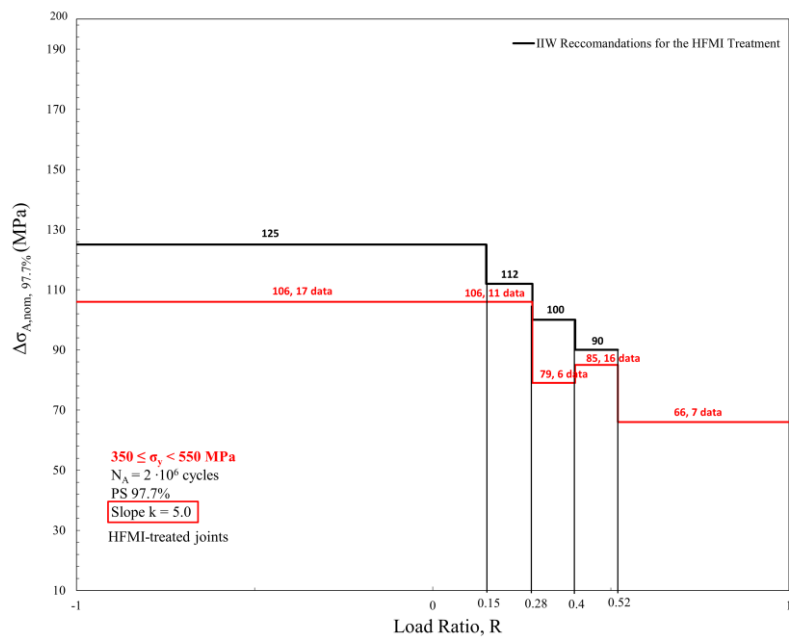


Figura 6. 8: Confronto gradinata ricavata dal fitting dei dati raccolti negli articoli con la gradinata proposta dalle IIW fissato il materiale, FAT 71.

La gradinata ricavata tramite i dati analizzati non è in accordo con la gradinata proposta dall'IIW Recommendations, che risulta in svantaggio di sicurezza. Si confronta ora la gradinata proposta dall'IIW per un fissato rapporto di ciclo al variare della tensione di snervamento del materiale:

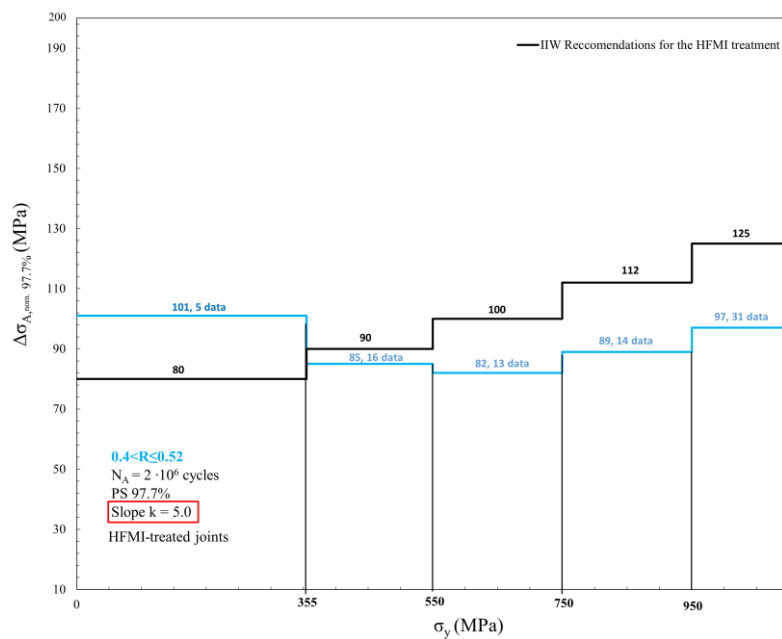


Figura 6. 9: Confronto gradinata ricavata dal fitting dei dati raccolti negli articoli con la gradinata proposta dalle IIW fissato il rapporto di ciclo R, FAT 71.

La curva ricavata dai dati degli articoli analizzati non segue il trend di crescita come quella proposta dall' IIW risultando inoltre in sfavore di sicurezza. Si rende necessario investigare nel dettaglio riguardo a come è stata ricavata la gradinata.

Nel 2012 Yildirim e Marquis in [40] confrontarono le Raccomandazione per l'Hammer Peening con una regola di miglioramento che fosse lineare con lo snervamento e confrontando anche le classi di resistenza di giunti longitudinali e trasversali in funzione della tensione di snervamento, come in figura:

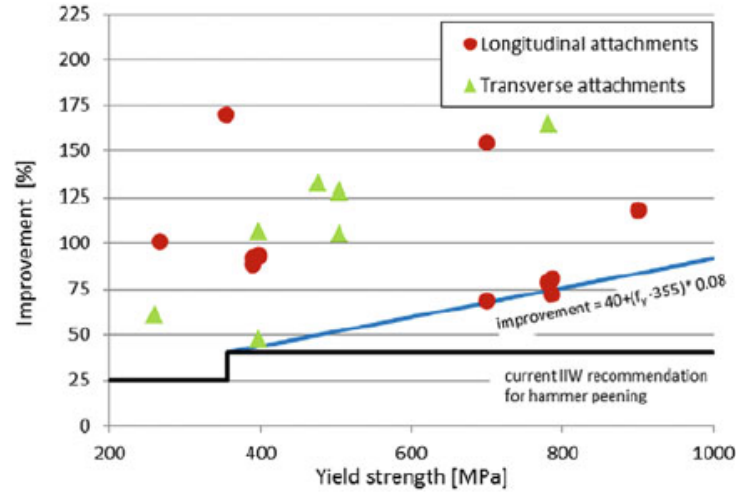


Figura 6. 10: Confronto curva IIW per l'hammer peening con regola lineare con lo snervamento [40]

Da questo grafico si nota come la gradinata non è ben definita ed il grado di miglioramento è molto variabile e disperso.

Sempre nel 2012 Yildirim e Marquis pubblicarono un'ulteriore articolo [41] nel quale vi è un ampio studio di articoli che hanno trattato giunti HFMI. In [41] viene proposta una regola per determinare la classe di resistenza del giunto HFMI data dalla classe As Welded corretta da alcuni coefficienti:

$$\Delta S_H = \Delta S_A \cdot (k_0 \cdot k_y \cdot k_R) \quad (6.1)$$

$$k_0 = \gamma \quad (6.2)$$

$$k_y = 1 + \alpha \left(1 - \frac{f_{y,0}}{f_y} \right) \text{ for } f_y \leq 690 \text{ MPa} \quad (6.3)$$

$$k_R = 1 \text{ for } R < 0.1 \quad (6.4)$$

$$k_R = 1.075 - 0.75R \text{ for } 0.1 \leq R \leq 0.5 \quad (6.5)$$

Con $f_{y,0} = 355 \text{ MPa}$, $\gamma = 1.6$ e $\alpha = 0.6$

Sempre dall'articolo [41], viene riportato come in letteratura siano proposte altre possibili regole per il miglioramento della classe di resistenza, che modificano il coefficiente correttivo per lo snervamento k_y e vi sono due possibili versioni, una lineare eq. 6.7 ed una esponenziale eq. 6.8:

$$k_y = \alpha(f_y - f_{y,0})/f_{y,0} \quad (6.6)$$

$$\Delta S_H = \Delta S_A \cdot k_0 \cdot (1 + k_y) \quad (6.7)$$

$$\Delta S_H = \Delta S_A \cdot (k_0)^{1/(1-k_y)} \quad (6.8)$$

Il miglior fitting, dichiarato in [41], è stato trovato con l'eq 6.8 .

E' stato plottato il rapporto tra la classe HFMI ed As Welded in funzione della tensione di snervamento, si sono riportate tutte e tre le equazioni e si è sovrapposta la gradinata per un giunto longitudinale con classe FAT pari a 63 e rapporto di ciclo R pari a 0.1:

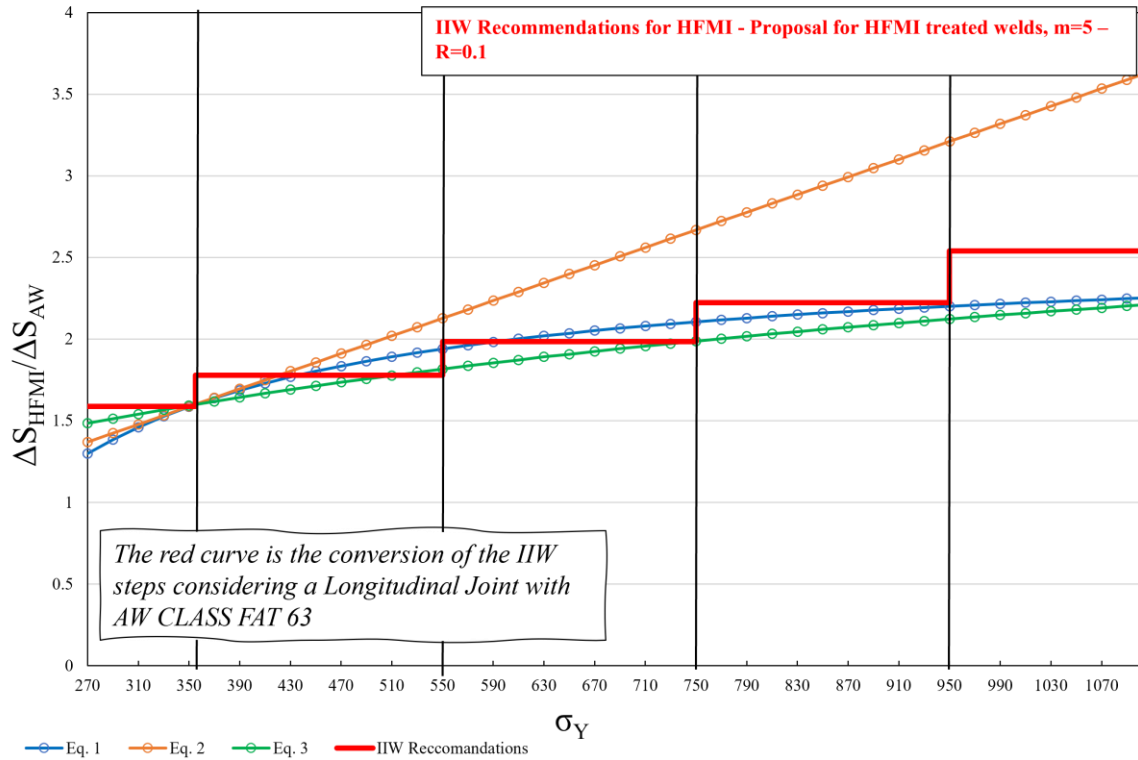


Figura 6. 11: Regole utilizzate per la costruzione della gradinata IIW Recommendations for the HFMI treatment.

Le IIW Recommendations [17] sono state pubblicate nel 2016, si presuppone quindi che la gradinata sia basata su queste equazioni visto che gli studi precedenti a queste derivano dagli articoli [40],[41] e [42].

H.C. Yildirim in [42] nel 2017, ha confrontato le classi di resistenza di diversi giunti con la gradinata proposta dall'IIW mostrando che alcune classi stanno sotto alla gradinata:

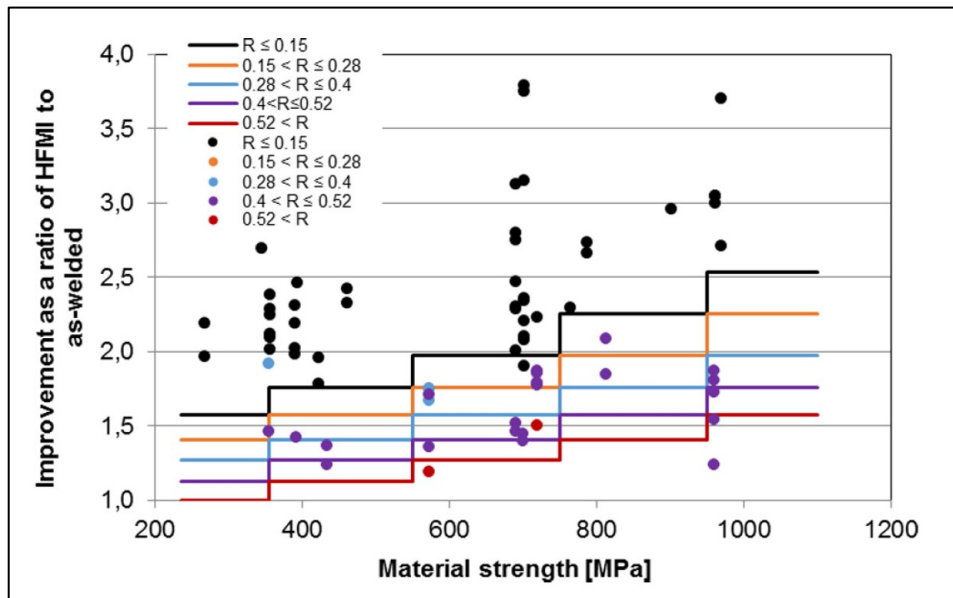


Figura 6. 12: Confronto delle classi di resistenza di diversi giunti con IIW Recommendations, [42]

Dalla figura 6.12 si nota che, considerando ad esempio la curva nera con rapporto di ciclo minore di 0.15, vi sono dei casi in cui i dati sperimentali, nel grafico identificati con i pallini neri, stanno al di sotto della curva nera e questo si verifica anche per rapporti di ciclo compresi tra 0.4 e 0.52.

Si potrebbe quindi ipotizzare che il trend della gradinata proposta dall'IIW Recommendations sia stato imposto a priori, anche in assenza di dati sperimentali. Infatti la maggior parte degli articoli analizzati in questa tesi sono stati pubblicati recentemente riportando quindi nuovi dati sperimentali per range di tensione di snervamento e rapporto di ciclo non considerati dalle raccomandazioni.

CAPITOLO 7: Proposta di nuove curve di progettazione a fatica per il Peak Stress Method per giunti trattati HFMI

In questo capitolo vengono proposte le curve di progettazione a fatica per il PSM per giunti trattati HFMI fittate sui dati ottenuti dalle analisi svolte nel capitolo 5 e si andranno a ricavare le classi FAT per ciascun range di tensione di snervamento in funzione del rapporto di ciclo R . Queste nuove curve di progettazione andranno ad aggiungersi a quelle proposte nell'articolo di Campagnolo, Belluzzo, Yildirim e Meneghetti [19], successivamente verrà aggiornata la *tabella 3.4* con le nuove classi FAT trovate.

Si analizzerà inoltre l'effetto del rapporto di ciclo fissato il range di tensione di snervamento e l'effetto del range della tensione di snervamento fissato il rapporto di ciclo R , in modo tale da verificare che sia in accordo con quanto riportato nelle IIW Recommendations for HFMI treatment [17].

7.1 Nuove Curve di Progettazione per il PSM per giunti trattati HFMI

Dall'analisi svolta nel *capitolo 5*, si sono ricavate le tensioni equivalenti di picco per ciascun giunto analizzato. Si suddividono i giunti in funzione della tensione di snervamento del materiale e del rapporto di ciclo. Fissata quindi la tensione di snervamento ed il rapporto di ciclo si andranno a fittare le tensioni equivalenti di picco di tutti i giunti rientranti in quella data casistica e si andranno a ricavare le bande di progettazione con probabilità di sopravvivenza pari al 2.3%, 50% e 97.7% e pendenza imposta pari a 5.

Si ricava la curva fittata sui dati sperimentali con probabilità di sopravvivenza pari al 50%, a questa si sovrappone l'ampiezza della banda (lo scatter) intrinseca pari a 1.9 in modo tale da ottenere una banda che può non includere tutti i dati ma definendo una curva di progettazione a fatica efficace.

I giunti analizzati negli articoli sono divisi in 4 geometrie:

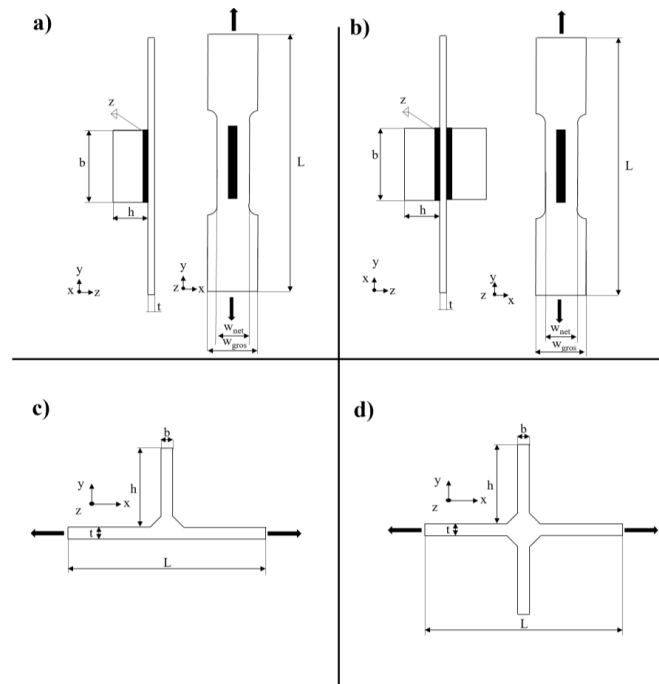


Figura 7. 1: Geometrie utilizzate per l'analisi dei giunti trattati HFMI

1. Modello 1: Giunto longitudinale a Singolo irrigidimento dove è stato simulato per l'analisi fem l'afferraggio in macchina di prova a fatica, *figura 6.13a*
2. Modello 2: Giunto longitudinale a doppio irrigidimento dove è stato simulato per l'analisi fem l'afferraggio in macchina di prova a fatica, *figura 6.13b*
3. Modello 3: Giunto longitudinale a doppio irrigidimento, non è stato simulato l'afferraggio, *figura 6.13b*
4. Modello 4: Giunto Trasversale a singolo irrigidimento, *figura 6.13c*
5. Modello 5: Giunto trasversale a doppio irrigidimento con saldatura a piena penetrazione, *figura 6.13d*
6. Modello 6: Giunto trasversale a doppio irrigidimento con saldatura a parziale penetrazione, *figura 6.13d*

Le nuove bande di progettazione proposte per il Peak Stress Method per giunti trattati HFMI sono qui di seguito proposte:

7.1.1 Bande di progettazione PSM proposte : $\sigma_y \leq 355$ MPa

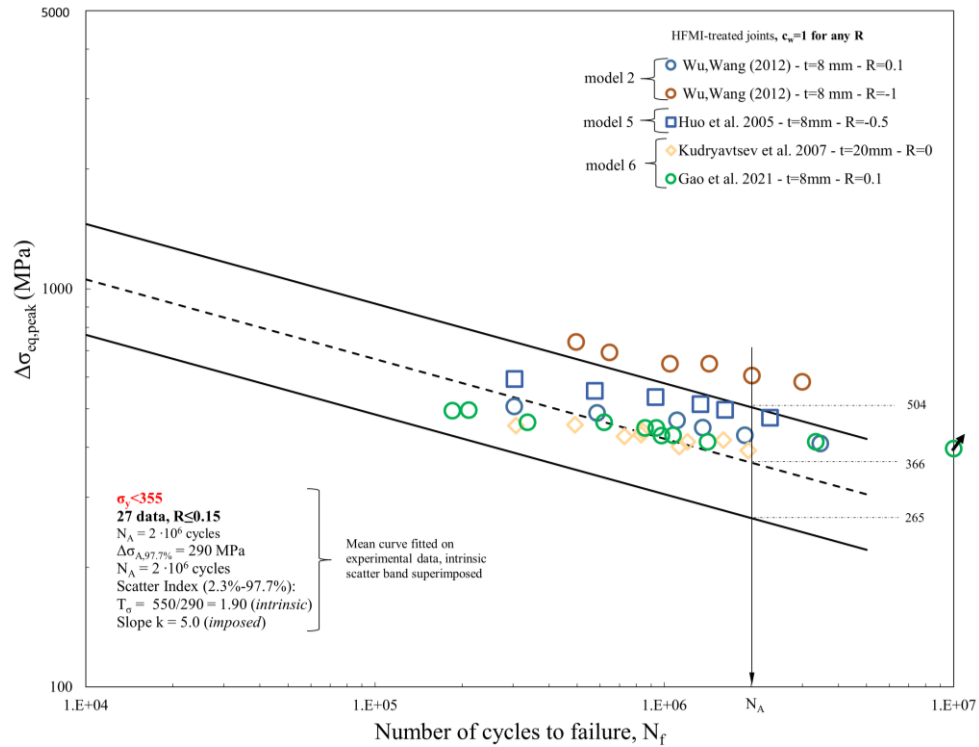


Figura 7. 2: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $\sigma_y < 355$ MPa, $R \leq 0.15$

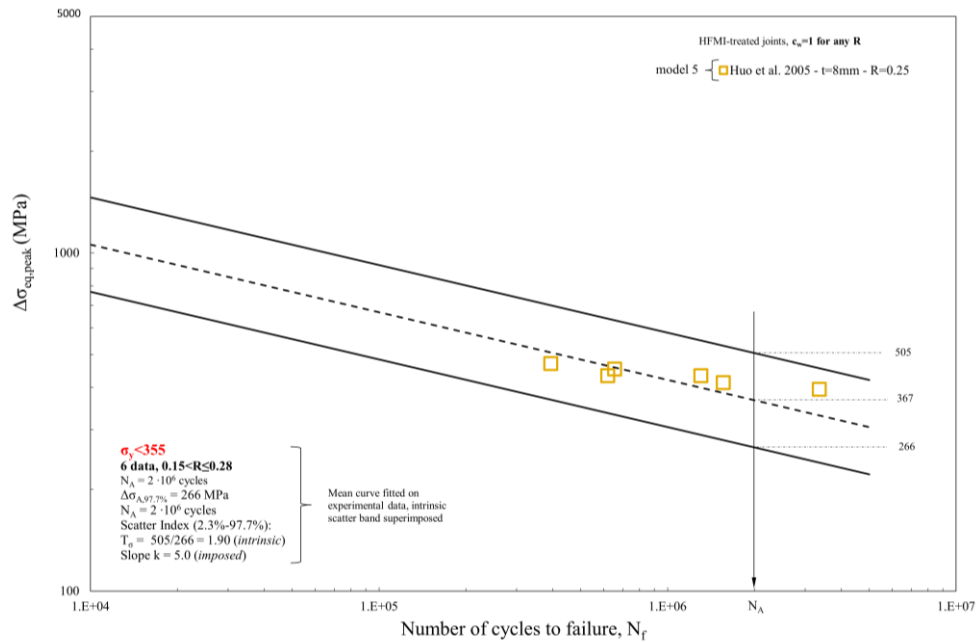


Figura 7. 3: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $\sigma_y < 355$ MPa, $0.15 < R \leq 0.28$

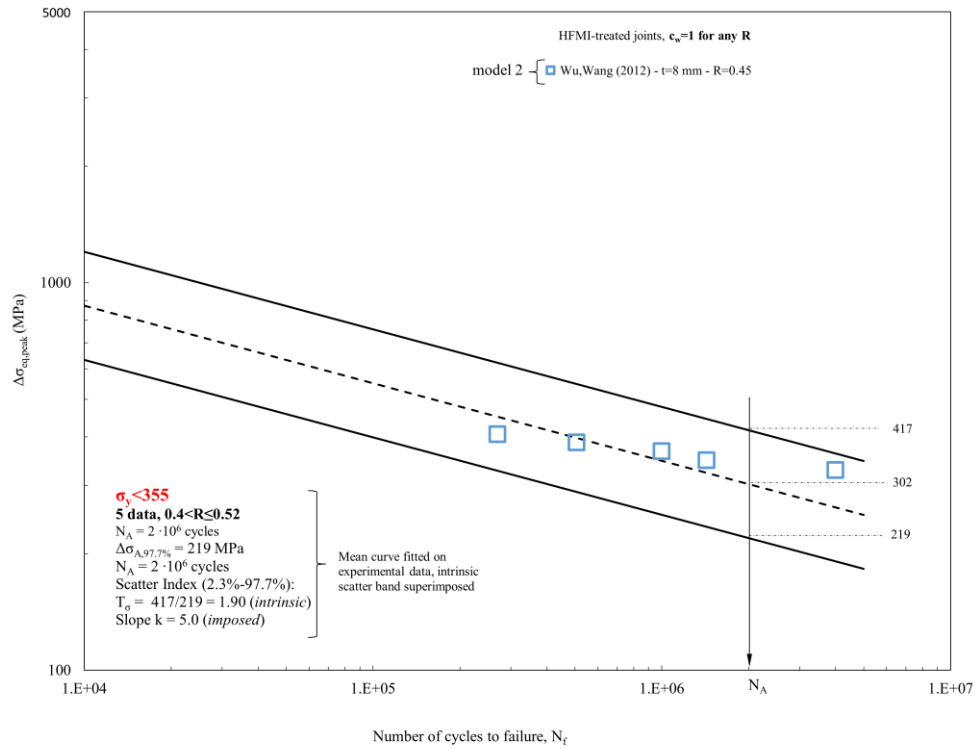


Figura 7. 4: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $\sigma_y < 355$ MPa, $0.4 < R \leq 0.52$

7.1.2 Bande di progettazione PSM proposte : $355 < \sigma_y \leq 550$ MPa

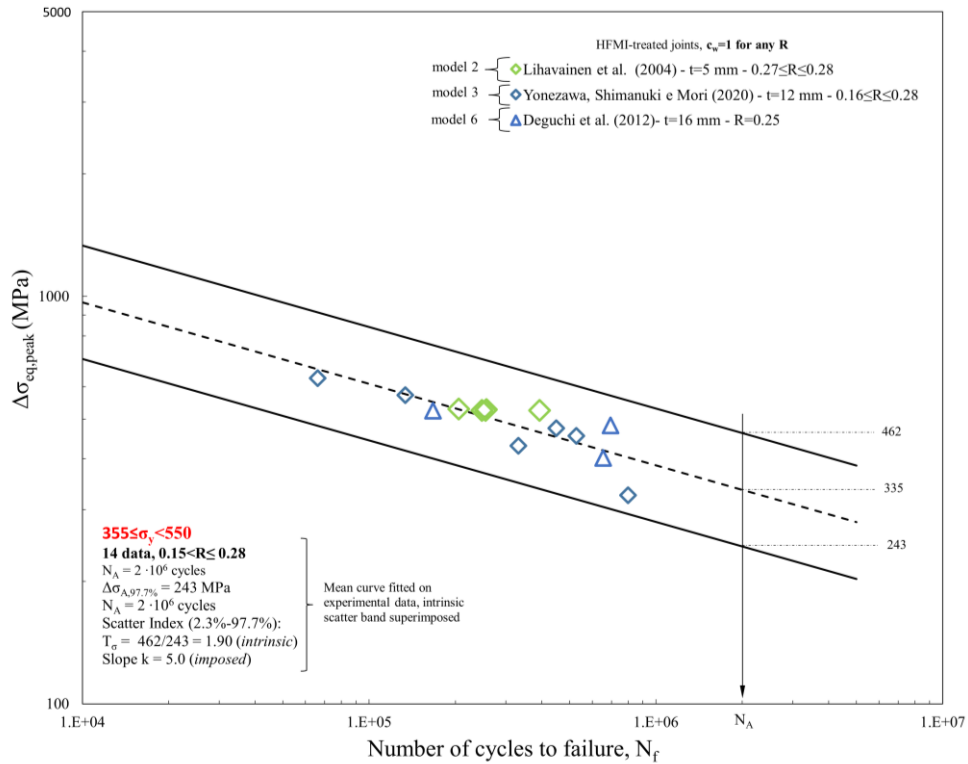


Figura 7. 5: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $355 \leq \sigma_y < 550$ MPa, $0.15 < R \leq 0.28$

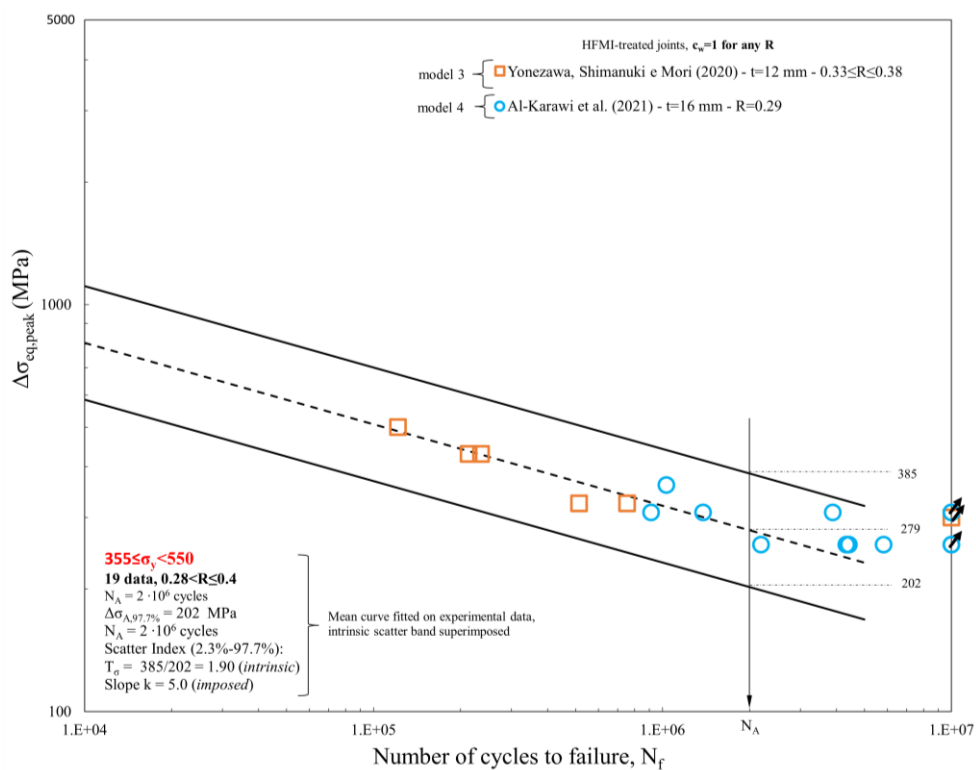


Figura 7. 6: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI,

$$355 \leq \sigma_y < 550 \text{ MPa}, 0.28 < R \leq 0.4$$

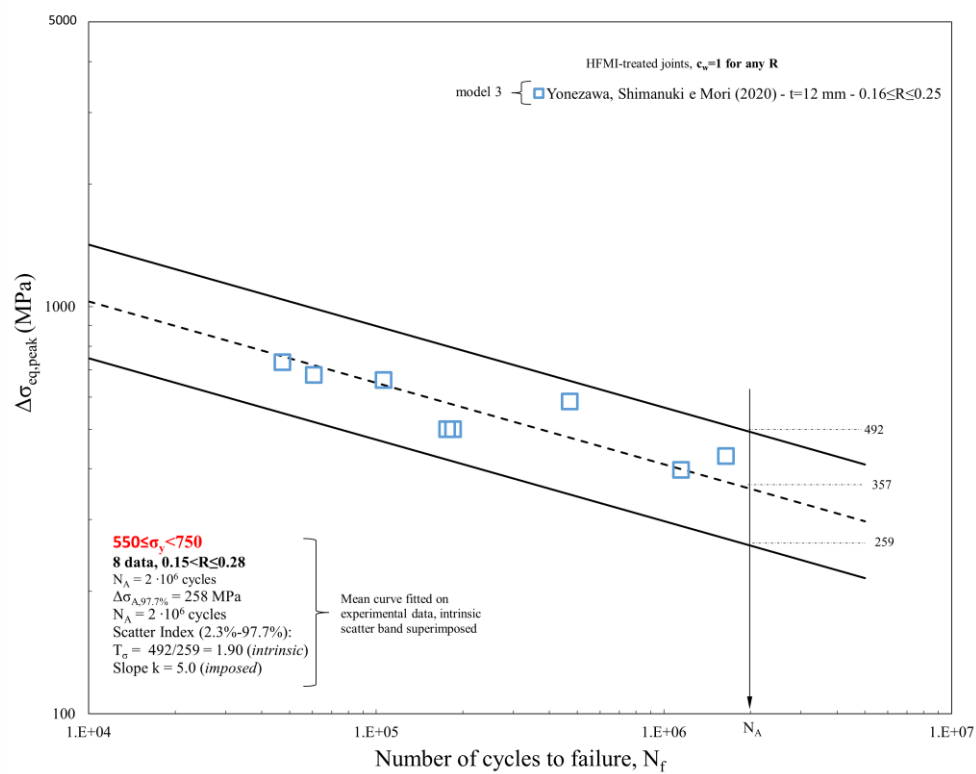


Figura 7. 7: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI,

$$355 \leq \sigma_y < 550 \text{ MPa}, R > 0.52$$

7.1.3 Bande di progettazione PSM proposte : $550 < \sigma_y \leq 750$ MPa

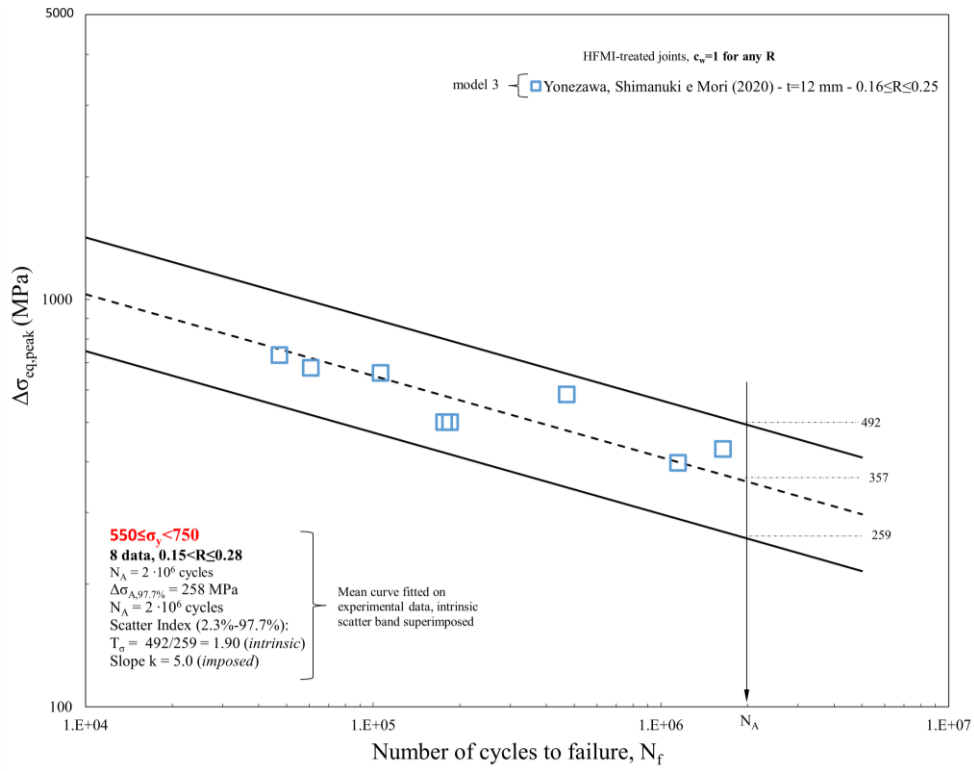


Figura 7. 8: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI,

$$550 \leq \sigma_y < 750 \text{ MPa}, \quad 0.15 < R \leq 0.28$$

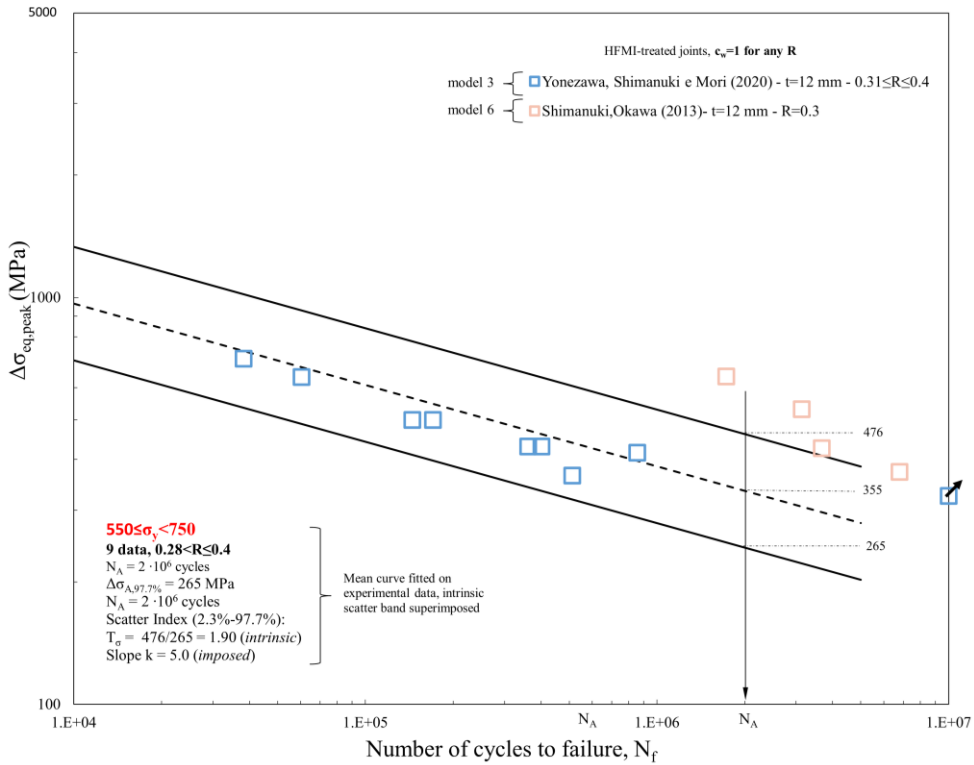


Figura 7. 9: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI,

$$550 \leq \sigma_y < 750 \text{ MPa}, \quad 0.28 < R \leq 0.4$$

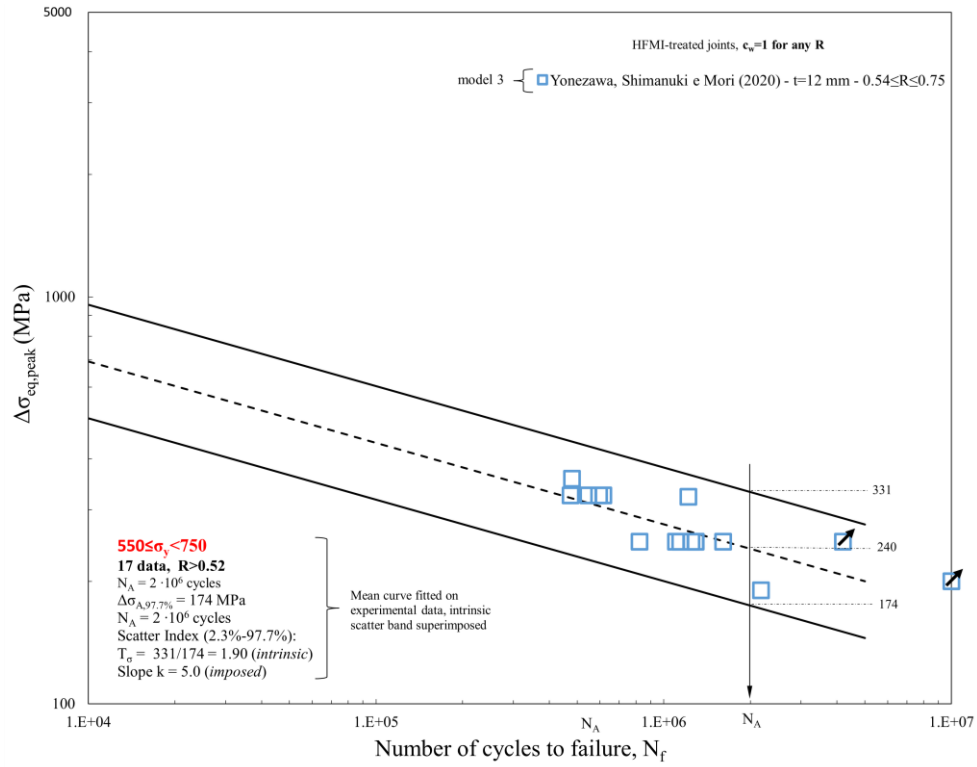


Figura 7. 10: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI,

$$550 \leq \sigma_y < 750 \text{ MPa}, R > 0.52$$

7.1.4 Bande di progettazione PSM proposte : $750 < \sigma_y \leq 950$ MPa

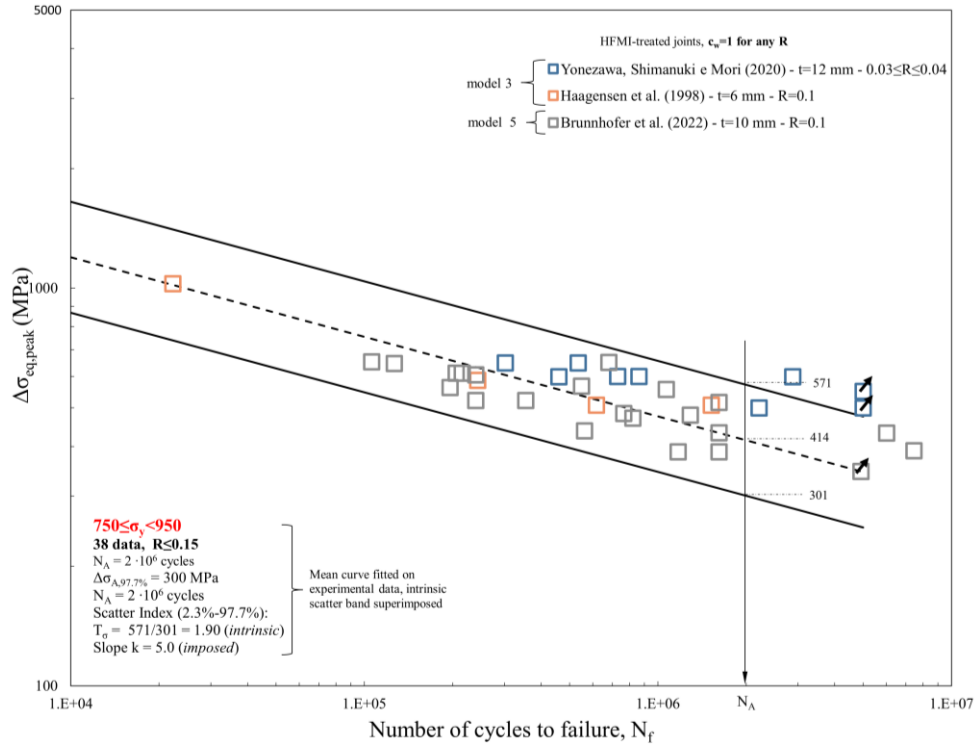


Figura 7. 11: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI,

$$750 \leq \sigma_y < 950 \text{ MPa}, R \leq 0.15$$

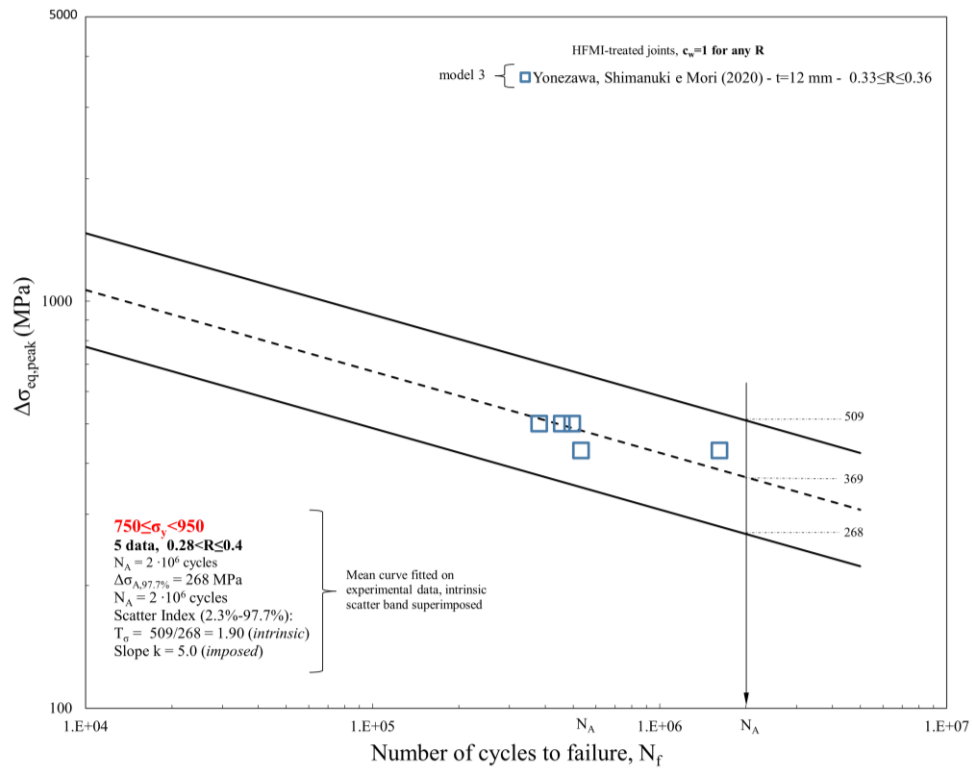


Figura 7. 12: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI,

$$750 \leq \sigma_y < 950 \text{ MPa}, \quad 0.28 < R \leq 0.4$$

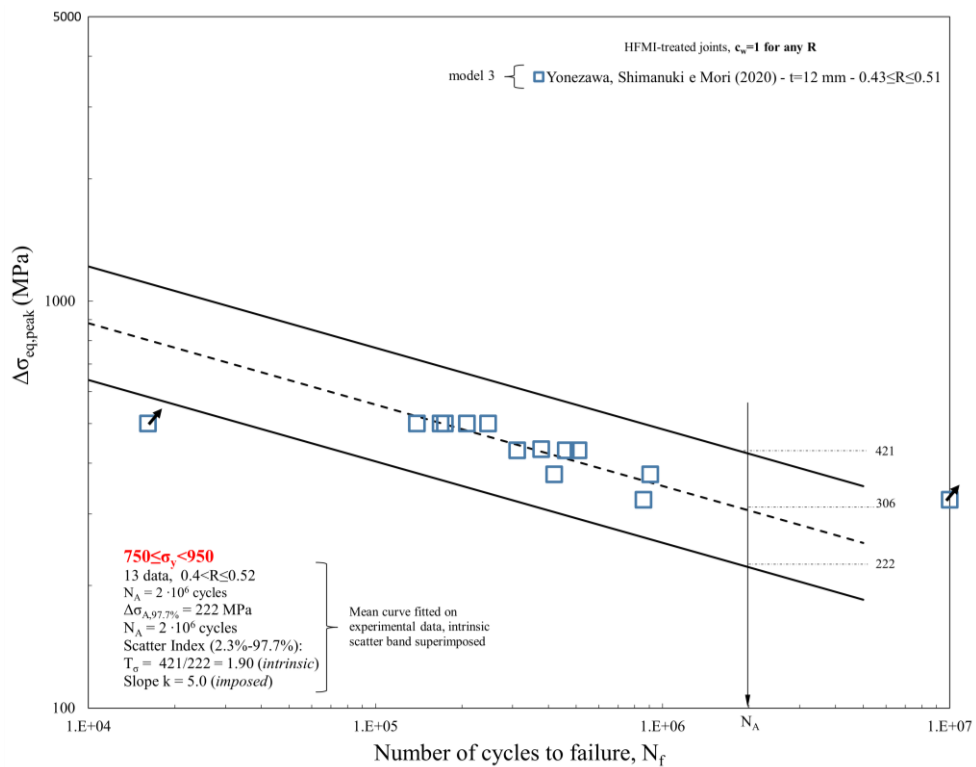


Figura 7. 13: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI,

$$750 \leq \sigma_y < 950 \text{ MPa}, \quad 0.4 < R \leq 0.52$$

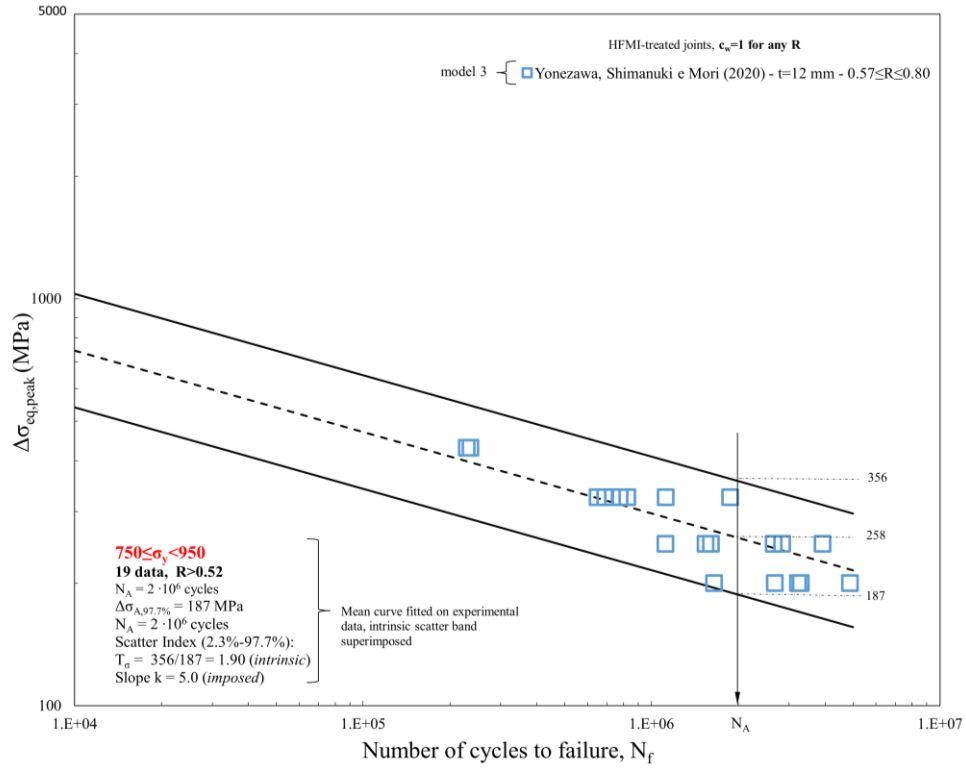


Figura 7. 14: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI,

$$750 \leq \sigma_y < 950 \text{ MPa}, R > 0.52$$

7.1.5 Bande di progettazione PSM proposte : $\sigma_y \geq 950$ MPa

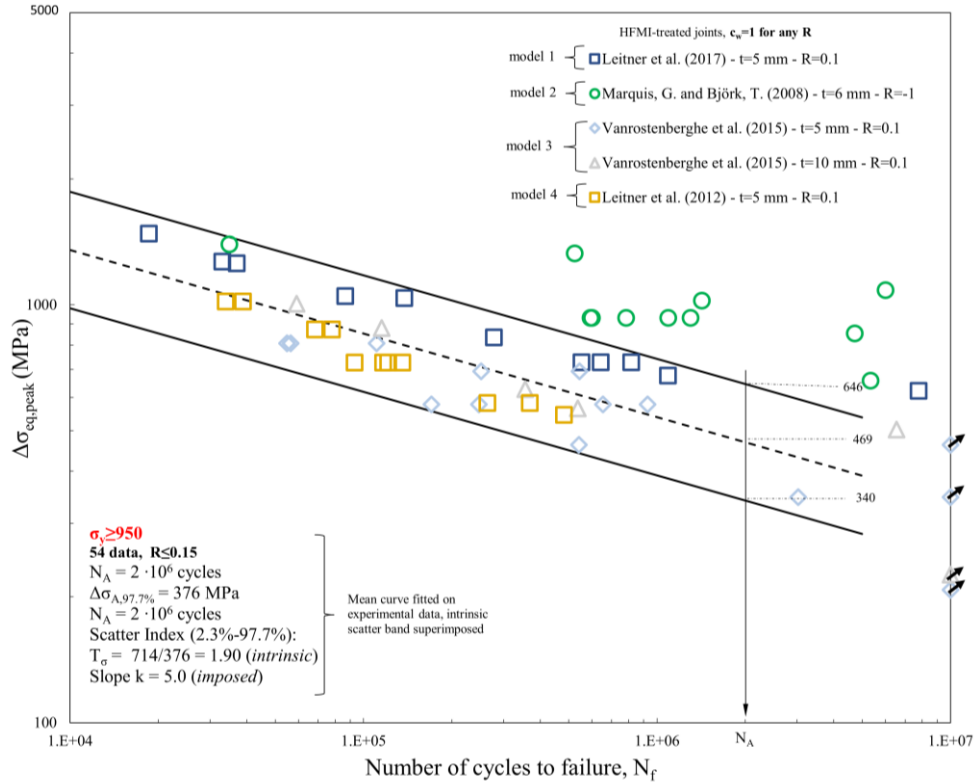


Figura 7. 15: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $\sigma_y \geq 950$ MPa, $R \leq 0.15$

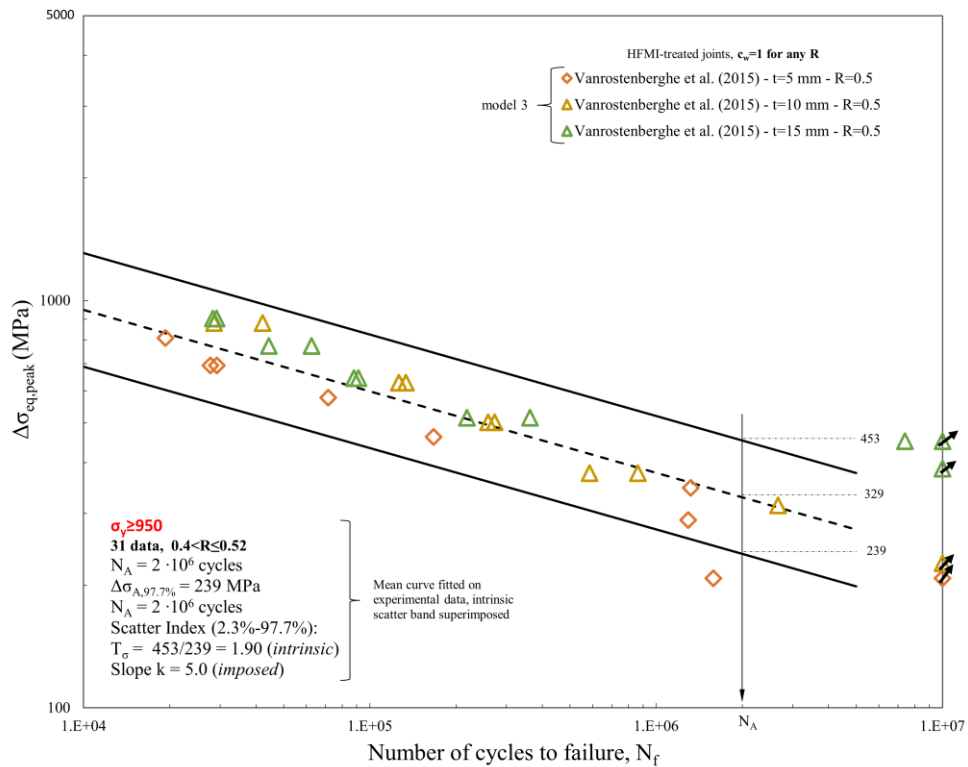


Figura 7. 16: Banda di progettazione proposta per il PSM per giunti trattati HFMI, $\sigma_y \geq 950$ MPa, $0.4 < R \leq 0.52$

Le curve presentate nei paragrafi precedenti evidenziano le seguenti caratteristiche:

- 1) L'ampiezza di banda intrinseca è fissata a $T_\sigma = 1.9$, anche se sarebbe più ampia dato che, all'interno delle bande di progettazione proposte, vengono considerati sia giunti longitudinali che giunti trasversali di differenti classi di resistenza (63,71,80,100) e geometria.
- 2) Le bande di progettazione con rapporti di ciclo R inferiori a 0.15, sono state fittate su dati contenenti rapporti di ciclo compresi tra $0 \leq R \leq 0.15$ 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.

CAPITOLO 8: Conclusioni e Proposta delle Classi FAT per giunti trattati HFMI per il PSM

Qui di seguito si riporta la tabella riassuntiva aggiornata, rispetto alla *tabella 3.4*, delle Classi FAT per il Peak Stress Method:

σ_y [MPa]	Welded joints made of structural steels and subjected to mode I loading				
	$R \leq 0.15$	$0.15 < R \leq 0.28$	$0.28 < R \leq 0.4$	$0.4 < R \leq 0.52$	$R > 0.52$
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
$550 \leq \sigma_y < 750$	392	259	241	228	174
$750 \leq \sigma_y < 950$	301	n. d.	268	222	187
$\sigma_y > 950$	340	n.d.	n.d.	239	n.d.

Tabella 8. 1: *Classi di resistenza FAT per approccio Peak Stress Method 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*

I termini evidenziati sono le classi FAT trovate da Campagnolo, Belluzzo, Yildirim e Meneghetti in [19].

Si verifica ora se le classi FAT determinate sono in accordo con IIW Recommendations [17] costruendo i due grafici a gradinata in funzione del range della tensione di snervamento e del rapporto di ciclo R.

Le IIW Recommendations [17] propongono una gradinata monotona crescente per i giunti trattati HFMI fissato il rapporto di ciclo R al variare della tensione di snervamento del materiale. Il grafico che si ottiene dall'applicazione del PSM per questi giunti invece risulta:

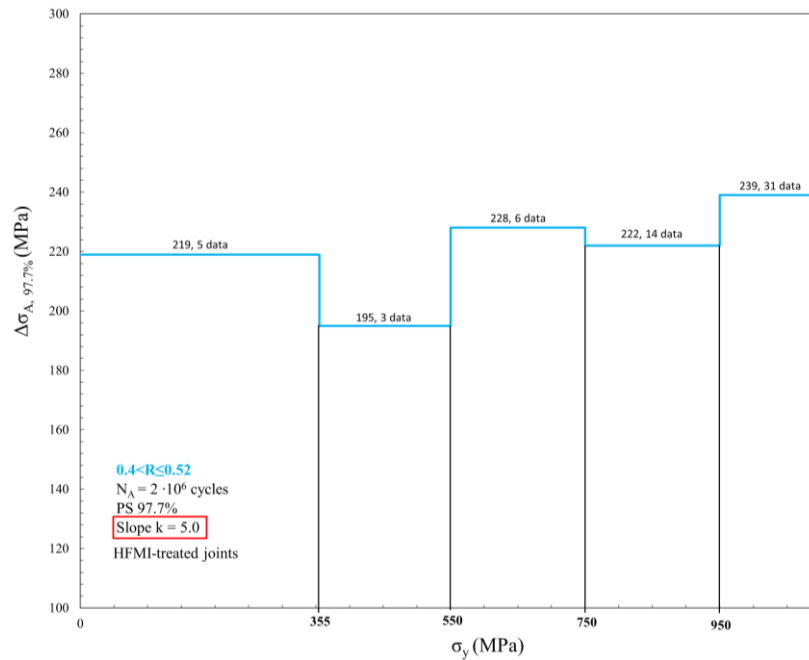


Figura 8. 1: Andamento delle classi FAT dall'applicazione del PSM per giunti trattati HFMI con rapporto di ciclo fissato al variare della tensione di snervamento del materiale.

La figura 6.29 mostra un grafico non coerente con quello proposto dalle IIW Recommendations [17], infatti non si ottiene una gradinata monotona crescente bensì all'aumentare della tensione di snervamento si hanno dei valori oscillanti. Questo andamento non coerente con l'IIW si otteneva anche utilizzando l'approccio per la verifica a fatica in Tensione Nominale come dimostrato nel *paragrafo 6.1.2*. Si rimanda agli sviluppi futuri l'analisi nel dettaglio della numerosità dei dati utilizzati per la determinazione della curva IIW per i giunti trattati HFMI.

E' stato successivamente realizzato il grafico a gradino per le classi FAT trovate con il PSM nel quale vi è fissato il materiale, quindi la tensione di snervamento, e viene variato il rapporto di ciclo. IIW Recommendations per questo grafico riportano in [17] una gradinata decrescente ovvero per un dato materiale all'aumentare del rapporto di ciclo la resistenza a fatica del componente diminuisce.

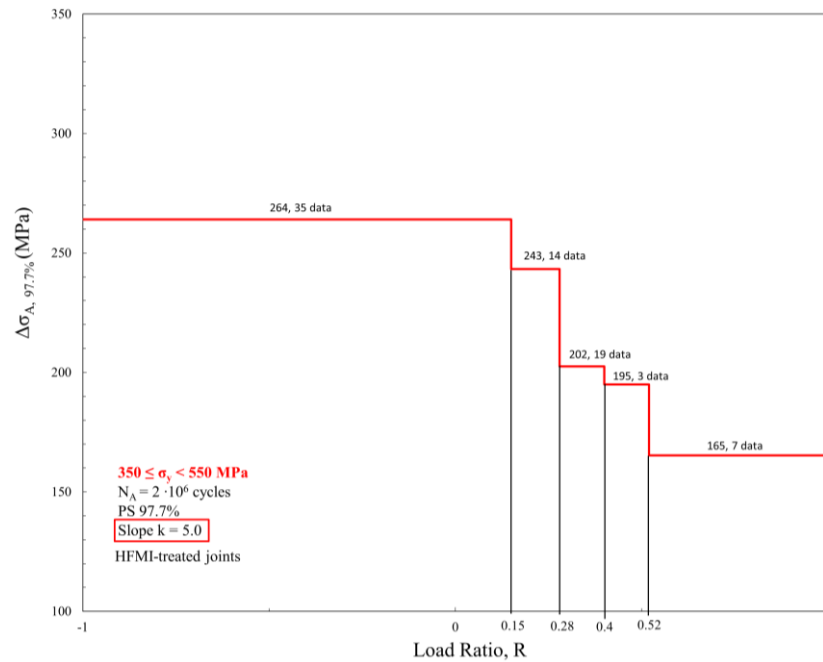


Figura 8. 2: Andamento delle classi FAT dall'applicazione del PSM per giunti trattati HFMI con range tensione di snervamento del materiale fissata e rapporto di ciclo variabile

La gradinata presente in figura 6.30, è monotona decrescente ovvero, per un dato materiale, all'aumentare del rapporto di ciclo la resistenza cala infatti si passa da una classe FAT 264 per un rapporto di ciclo R pari a 0.1 ad una classe FAT di 165 per rapporti di ciclo maggiori di 0.52. Questo grafico risulta quindi in accordo con le IIW Recommendations [17].

8.1 Confronto tra Classi FAT proposte per il PSM con IIW Recommendations

Dalla *tabella 8.1*, facendo il rapporto tra la classe di resistenza ottenuta effettuando il trattamento HFMI e la classe di resistenza del giunto nelle condizioni “As- Welded” si può ottenere il livello di miglioramento nell’effettuare il trattamento per le diverse casistiche arrivando quindi alla seguente tabella:

σ_y [MPa]	Welded joints made of structural steels and subjected to mode I loading				
	$R \leq 0.15$	$0.15 < R \leq 0.28$	$0.28 < R \leq 0.4$	$0.4 < R \leq 0.52$	$R > 0.52$
	$\frac{\Delta\sigma_{A,HFMI}}{\Delta\sigma_{A,AW}}$ HFMI-treated, $k = 5$				
$\sigma_y < 355$	1.71	1.71	n. d.	1.40	n. d.
$355 \leq \sigma_y < 550$	1.69	1.56	1.29	1.25	1.06
$550 \leq \sigma_y < 750$	2.51	1.66	1.55	1.46	1.12
$750 \leq \sigma_y < 950$	1.93	n. d.	1.72	1.37	1.20
$\sigma_y \geq 950$	2.18	n. d.	n. d.	1.53	n. d.

Tabella 8. 2: Livello di miglioramento nel fare il trattamento HFMI ad un giunto saldato rispetto al considerare un giunto così come è saldato per il PSM.

Se si considera un acciaio basso resistenziale con rapporti di ciclo minore di 0.15, passare da un giunto As Welded ad un giunto HFMI porta ad un incremento di 1.71 circa pari al valore proposto dalle IIW Recommendations [17] pari a 1.6.

Le IIW Recommendations per giunti trattati HFMI [17] propongono un miglioramento pari a 1.6 per acciai basso resistenziali ed all’aumentare della resistenza del materiale, propongono un’aumento del 12% per ciascun range di tensione di snervamento.

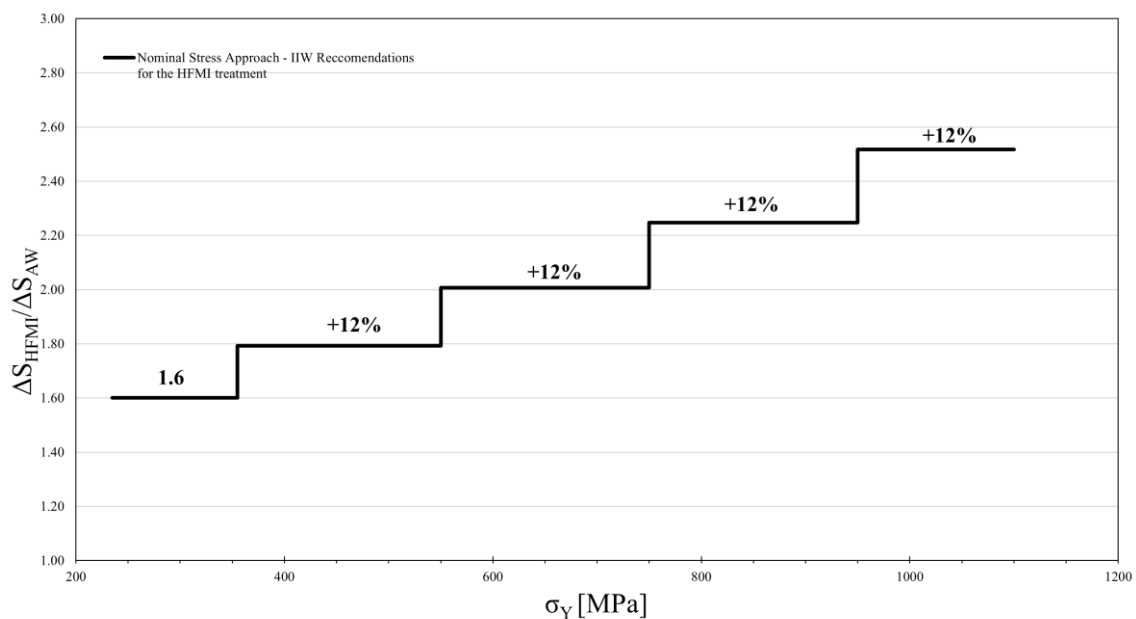


Figura 8. 3: Grado di miglioramento del trattamento HFMI rispetto all’As Welded secondo IIW Recommendations.

L'IIW Recommendations [17] considerano, oltre all'approccio in tensione nominale, un approccio locale ovvero il "Hot spot approach". Yildirim e Marquis in [51] riportano che per questo approccio relativo ai giunti "As-Welded", si possono usare due diverse classi di resistenza FAT ovvero 200 MPa e 225 MPa in funzione della tensione considerata nell'analisi. L'IIW Recommendations propongono le classi di resistenza a fatica per giunti trattati HFMI secondo l' "Hot spot approach" che sono riportate in tabella:

f_y (MPa)	Effective notch stress characteristics curve modelled using $\rho_f = 1 \text{ mm}$
	As-welded, $m=3$
All f_y	200 - 225
	Improved by HFMI, $m=5$
$235 < f_y \leq 355$	320
$355 < f_y \leq 550$	360
$550 < f_y \leq 750$	400
$750 < f_y \leq 950$	450
$950 \leq f_y$	500

Tabella 8. 3: Classi di resistenza secondo IIW Recommendations per l'effective notch stress approach per giunti saldati trattati HFMI [17].

Secondo questo approccio, se si valutasse il grado di miglioramento nel effettuare il trattamento HFMI rispetto al non farlo, si avrebbero degli incrementi differenti considerando una classe di resistenza per giunto As Welded pari a 200 MPa e pari a 225 MPa. Nella seguente figura viene effettuato il confronto tra i livelli di miglioramenti proposti per l'approccio in tensione nominale e l'Hot spot approach secondo l'IIW:

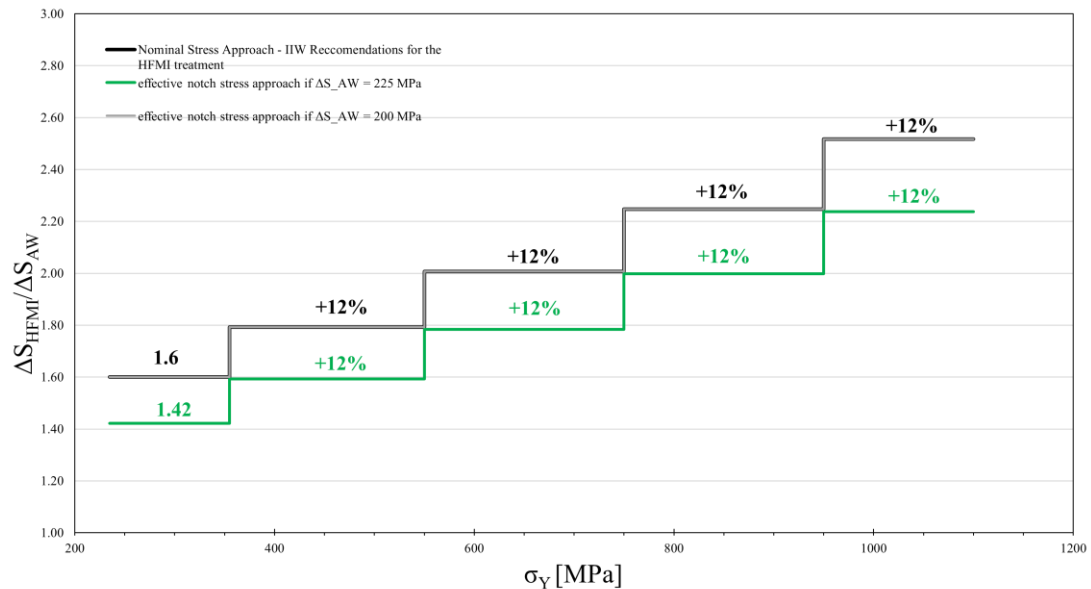


Figura 8. 4: Grado di miglioramento del trattamento HFMI rispetto all'As Welded secondo IIW Recommendations per l'approccio in tensione nominale e l'hot spot approach.

La figura 8.4, evidenzia come l'approccio in tensione nominale e l'hot spot approach con classe di resistenza As Welded pari a 225 MPa risultino sovrapposte, quindi si ha un incremento pari a 1.6 per acciai basso resistenziali per poi ottenere, all'aumentare della resistenza del materiale, un aumento del 12% per ogni range di tensione di snervamento. Se si considerasse invece, per l'Hot spot Approach, un giunto con classe di resistenza As Welded pari a 200 MPa, si otterrebbe un incremento per acciai basso resistenziali pari a 1.42, portando ad abbassare la curva di resistenza in favore di sicurezza.

Per il Peak Stress Method potrebbe essere proposta una curva con andamento a scalino, come proposto dalle IIW Recommendations [17] per i due approcci visti in precedenza. Viene quindi proposta una gradinata con fattore di incremento iniziale pari a 1.6 confrontata con le classi di resistenza trovate nello svolgimento di questa tesi, e riepilogate in *tabella 8.1*. Si ottiene quindi:

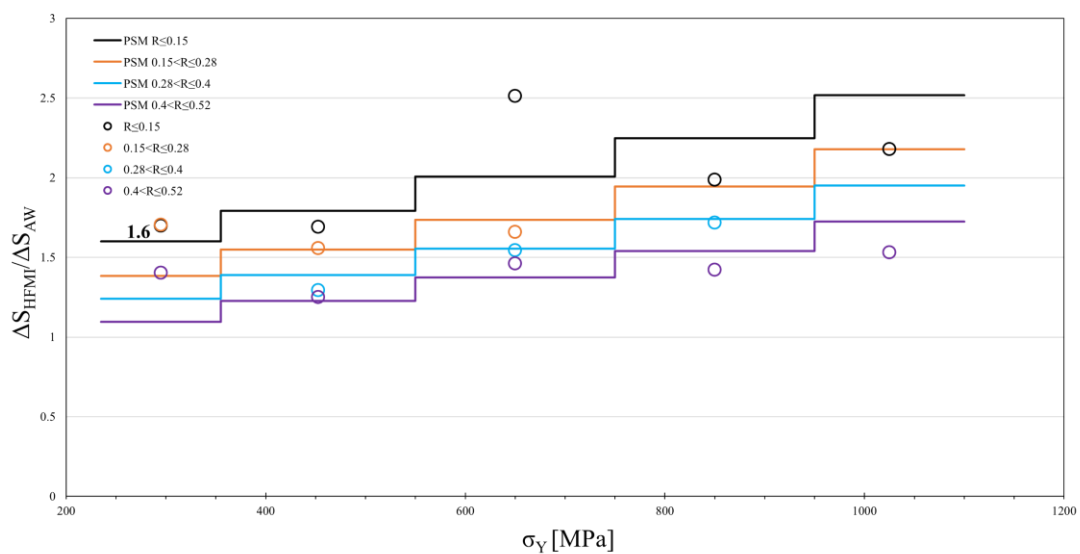


Figura 8. 5: *Proposta di grafico a scalino per il Peak Stress Method e confronto con classi di resistenza trovate, grafico con incremento iniziale pari a 1.6.*

La figura 8.5 evidenzia che nel caso di rapporti di ciclo minori di 0.15, etichette circolari nere nel grafico, i dati siano quasi sempre in svantaggio di sicurezza. Considerando i diversi rapporti di ciclo per i diversi materiali si osserva come i dati siano quasi sempre in svantaggio di sicurezza.

Si rende necessario quindi considerare un incremento iniziale non più di 1.6 ma pari a 1.42 come quanto riportato per l'hot spot approach per verificare come varia la curva rispetto ai dati:

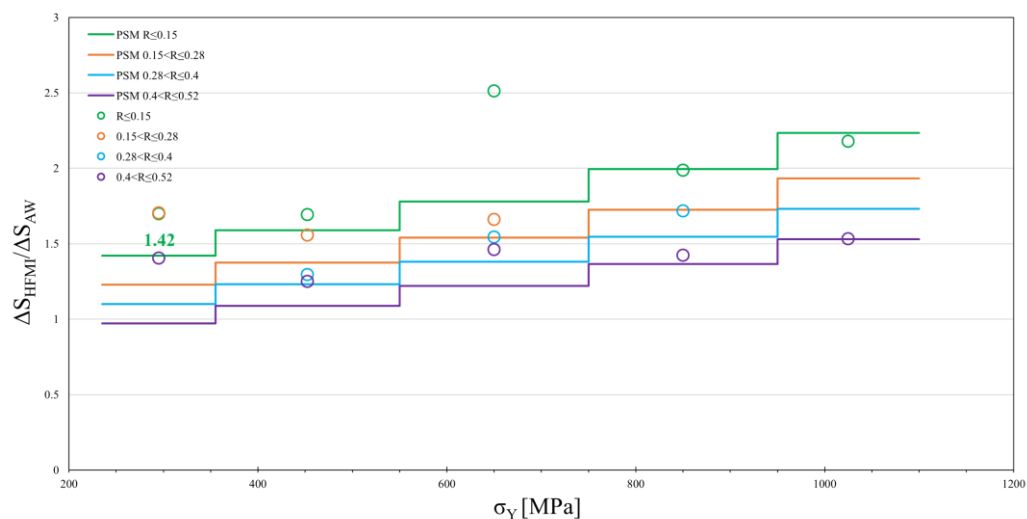


Figura 8. 6: *Proposta di grafico a scalino per il Peak Stress Method e confronto con classi di resistenza trovate, grafico con incremento iniziale pari a 1.42.*

L'incremento iniziale pari a 1.42 porta ad un abbassamento delle curve, ottenendo così che la maggior parte dei dati sia in vantaggio di sicurezza. Si potrebbe dunque definire una curva a gradino per il Peak Stress Method con incremento iniziale pari a 1.42 analogamente a quanto fatto dall'IIW Recommendations per l'Hot Spot Approach.

Si rimanda pertanto, agli sviluppi futuri l'effettiva determinazione della curva a scalino per il Peak Stress Method.

8.2 Sviluppi Futuri

Ulteriori Sviluppi:

- 1) Analizzare nel dettaglio per ciascun giunto trasversale l'effetto dei disallineamenti.
- 2) Analizzare giunti saldati e trattati HFMI con tensione di snervamento e rapporto di ciclo mancanti nell'analisi effettuata in questa tesi, quindi per giunti con tensione di snervamento $\sigma_y < 355 \text{ MPa}$ e rapporti di ciclo compresi tra $0.28 < R \leq 0.4$ e per $R > 0.52$, $750 < \sigma_y \leq 950 \text{ MPa}$ e $0.15 < R \leq 0.28$ e infine per $\sigma_y \geq 950 \text{ MPa}$ e $0.15 < R \leq 0.28$, $0.28 < R \leq 0.4$ e $R > 0.52$.
- 3) Determinare delle curve di progettazione per rapporti di ciclo negativi.
- 4) L'analisi a fatica di giunti saldati trattati HFMI per diverse tensioni di snervamento e diversi rapporti di ciclo potrebbe essere effettuata all'Università degli Studi di Padova.
- 5) Analizzare e determinare su quali e quanti dati sperimentali è stata realizzata la gradinata proposta dall'IIW Recommendations per giunti trattati HFMI
- 6) Definire l'effettiva curva a gradino per il Peak Stress Method.

APPENDICE A

Codici APDL per la modellazione di giunti Trasversali trattati HFMI (Capitolo 5)

Giunto Trasversale a singolo irrigidimento trattato HFMI – saldatura a piena penetrazione

```
!IMPOSTARE I PARAMETRI DI GEOMETRIA,
GIUNTO A CROCE con RADICE, VIENE
ANALIZZATO 1/8 DI GEOMETRIA
!RADICE MODELLATA PARI ALLO SPESSORE
DELL'IRRIGIDITORE
!
/prep7
finish
/CLEAR,ALL
!-----
*CFOPEN, 'RESULTS_SED_HFMI','txt',,APPEND
*VWRITE,
'2alfa','t/2','rho','depth','S11max','SENE','VOLU','SE
D*(10**6)'
(' 'A8,' 'A8,' 'A8' 'A8' 'A8'
'A8' 'A8' 'A8' 'A8)
*CFCLOS
!-----

!PARAMETRI DA SETTARE
t=16 !E' lo spessore totale,SE c'è simmetria si
inserisce comunque quello totale del giunto perché
poi nelle formulesidimezza
!
z=7
L=250
H=50
pi=4*atan(1)
Rc=0.28
ducalfa_deg=135
rho=3
depth=0.26
d=0.5
!-----
/PREP7
!TIPO DI ELEMENTO
ET,1,PLANE183
KEYOPT,1,1,0
KEYOPT,1,3,2
KEYOPT,1,6,0
!tipo di MATERIALE
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,EX,1,,206000
MPDATA,PRXY,1,,0.3
!-----
          alfa=(ducalfa_deg/180*pi)/2
          q=(2*pi-2*alfa)/pi
          r0=(q-1)/q*rho
          dist=((rho-depth)/(tan(alfa)))**2+(rho-
depth)**2)**0.5
!-----
K,1,0,0,
K,2,L,0,
K,3,L,t,
K,4,t/2+z,t,
K,5,t/2,t+z*tan(2*pi-2*alfa),
K,6,t/2,t+H,
K,7,0,t+H,
K,8,150,t
!-----
!-----
L,1,9
L,9,2
L,2,3
L,3,8
L,8,4
L,4,5
L,5,6
L,6,7
L,7,1
!-----
K,101,R2,0
!-----
!RACCORDO HFMI
Xc=t/2+z+(rho-depth)/(tan(alfa))
Yc=t+rho-depth
K,20,Xc,Yc
kwpave,20
CSYS,4
K,21,rho,0
K,22,0,rho
K,23,-rho,0
K,24,0,-rho
CSYS,0
LARC,21,22,20,rho
LARC,22,23,20,rho
LARC,23,24,20,rho
LARC,24,21,20,rho
LSBL,12,6,,KEEP
LSBL,13,5,,KEEP
LSBL,6,15,,KEEP
LSBL,5,16,,KEEP
LDELE,14,,,1
LDELE,11,,,1
LDELE,10,,,1
LDELE,12,,,1
LDELE,13,,,1
LDELE,6,,,1
LCOMB,15,16,0
A,1,9,2,3,8,11,10,5,6,7
SAVE,GEOM_HFMI,db ! Salva il modello
!-----
!GENERAZIONE DELLA MESH
ESIZE,d,0
MSHKEY,0
AMESH,1
LREF,15,,,1,5,1,1
LREF,15,,,1,5,1,1
! VINCOLI E CARICHI
DL,9,,SYMM
DL,4,,UY,0 !VINCOLO UY SU LINEE PER
SIMULAZIONE AFFERRAGGIO
DL,2,,UY,0
SFL,3,PRES,-1,
!SOLUZIONE
/SOL
SOLVE
FINISH
! POST-PROCESSING
/POST1
```

```

K,9,150,0
/DSCALE,1,OFF
/EFACET,1
PLNSOL, S,1, 0,1,0
/AUTO,1
/REP, FAST
/REPLOT
/ui, copy,save,bmp,full,color,reverse,portrait, no
NSORT,S,1,1,1
*GET,S11max,SORT,0,MAX
*GET,NS11max,SORT,0,IMAX
*GET,XNS11max,NODE,NS11max,loc,X
*GET,YNS11max,NODE,NS11max,loc,Y
CSYS,4
/PREP7
KNODE,500,NS11max
!Impongo KYPT a nodo con MAX S1
ACLEAR,1
KBETW,500,20,600,DIST,r0
kwpave,600
R2=r0+Rc
K,102,0,R2
K,103,-R2,0
K,104,0,-R2
LARC,101,102,600,R2
LARC,102,103,600,R2
LARC,103,104,600,R2
LARC,104,101,600,R2
LSBL,10,15, , ,KEEP
LSBL,11,15, , ,KEEP
LSBL,15,13, , ,KEEP
LSBL,16,14, , ,KEEP
LDELETE,12,,,1
LDELETE,6,,,1
LDELETE,5,,,1
LDELETE,10,,,1
LSEL,S,LINE,,13
LSEL,A,LINE,,14
ASBL,1,ALL, --, KEEP,
CSYS,0
ALLSEL,ALL
!-----
!GENERAZIONE DELLA MESH
ESIZE,0.05,0
MSHKEY,0
AMESH,2
ESIZE,0.5,0
MSHKEY,0
AMESH,3
! VINCOLI E CARICHI
DL,9,,SYMM
DL,4,,UY,0      !VINCOLO UY SU LINEE PER
SIMULAZIONE AFFERRAGGIO
DL,2,,UY,0
SFL,3,PRES,-1,
!-----
!SOLUZIONE
/SOL
SOLVE
FINISH
!-----
! POST-PROCESSING
/POST1
/DSCALE,1,OFF
ASEL,S, , ,2,
ESLA,S
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,SENE,
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,VOLU,
SSUM
*GET,ENERGY,SSUM,0,ITEM,SENE
*GET,VOLU,SSUM,0,ITEM,VOLU
SED=ENERGY/VOLU
SEXP,W,SENE,VOLU,1,-1 !Exponentiate
!-----
*CFCOPEN,'RESULTS_SED_HFMI','txt',,APPEND
*VMASK,sel
*VWRITE,2*alfa/pi*180,t/2,rho,depth,
S11max,ENERGY,VOLU,SED*(10**6)
(F6.2,' ',F6.2,' ',F8.2,' ',F8.2,' ',F6.3,'
',F18.15,' ',F18.10' ',F10.5)
*CFCLOS
WPSTYLE,,,,,,0
WPCCSYS,-1,0
SAVE,SED_HFMI,db ! Salva il modello

```

Giunto Trasversale a doppio irrigidimento trattato HFMI – saldatura a piena penetrazione

!IMPOSTARE I PARAMETRI DI GEOMETRIA,
GIUNTO A CROCE con RADICE, VIENE
ANALIZZATO 1/8 DI GEOMETRIA

!RADICE MODELLATA PARI ALLO SPESSORE
DELL'IRRIGIDITORE

```
/prep7
finish
/CLEAR,ALL
!-----
*CFOPEN, 'RESULTS_SED_HFMI','txt',,APPEND
*VWRITE,
'2alfa','t/2','rho','depth','S11max','SENE','VOLU','SE
D*(10**6)'
(' 'A8,' 'A8,' 'A8' 'A8' 'A8'
'A8' 'A8' 'A8' 'A8')
*CFCLOS
```

!PARAMETRI DA SETTARE

```
t=8
z=6
L=95 ! Inserire valore di metà giunto
H=21
pi=4*atan(1)
Rc=0.28
ducalfa_deg=135
rho=2
depth=0.2
d=0.5
```

!-----

```
/PREP7
!TIPO DI ELEMENTO
ET,1,PLANE183
KEYOPT,1,1,0
KEYOPT,1,3,2
KEYOPT,1,6,0
!tipo di MATERIALE
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,EX,1,,206000
MPDATA,PRXY,1,,0.3
```

!-----

```
alfa=(ducalfa_deg/180*pi)/2
q=(2*pi-2*alfa)/pi
r0=(q-1)/q*rho
dist=((rho-depth)/(tan(alfa)))**2+(rho-
depth)**2)**0.5
```

!-----

```
K,1,0,0,
K,2,L,0,
K,3,L,t/2,
K,4,t/2+z,t/2,
K,5,t/2,t/2+z*tan(2*pi-2*alfa),
K,6,t/2,H+t/2,
K,7,0,H+t/2,
K,8,t/2,t/2
```

!-----

```
L,1,2
L,2,3
L,3,4
L,4,5
L,5,6
L,6,7
L,7,1
```

!-----

!RACCORDO HFMI

```
Xc=t/2+z+(rho-depth)/(tan(alfa))
Yc=t/2+rho-depth
K,20,Xc,Yc
```

```
kwpave,20
CSYS,4
```

```
K,21,rho,0
K,22,0,rho
K,23,-rho,0
K,24,0,-rho
```

CSYS,0

```
LARC,21,22,20,rho
LARC,22,23,20,rho
LARC,23,24,20,rho
LARC,24,21,20,rho
```

```
LSBL,10,4,,KEEP
LSBL,11,3,,KEEP
LSBL,4,13,,KEEP
LSBL,3,14,,KEEP
LDELE,12,,,1
LDELE,9,,,1
LDELE,8,,,1
LDELE,10,,,1
LDELE,16,,,1
LDELE,11,,,1
```

LCOMB,13,14,0

A,1,2,3,10,9,5,6,7

SAVE,GEOM_HFMI,db ! Salva il modello

!-----

!GENERAZIONE DELLA MESH

```
ESIZE,d,0
MSHKEY,0
AMESH,1
```

```
LREF,13,,,1,5,1,1
LREF,13,,,1,5,1,1
```

! VINCOLI E CARICHI

```
DL,7,,SYMM
DK,1,UY,0
DL,1,,ASYM
SFL,2,PRES,0,-1,
!-----
```

```
!SOLUZIONE
/SOL
SOLVE
FINISH
```

!-----

! POST-PROCESSING

```
/POST1
/DSCALE,1,OFF
/EFACET,1
PLNSOL, S,1, 0,1.0
/AUTO,1
/REP, FAST
/REPLOT
/ui, copy,save,bmp,full,color,reverse,portrait, no
```

<pre> NSORT,S,1,1,1 *GET,S11max, SORT,0,MAX *GET,NS11max, SORT,0,IMAX *GET,XNS11max,NODE,NS11max,loc,X *GET,YNS11max,NODE,NS11max,loc,Y CSYS,4 /PREP7 KNODE,500,NS11max!Impongo KYPT a nodo con MAX S1 ACLEAR,1 ADELE,1 ! ELIMINO L'AREA DEL giunto KBETW,500,20,600,DIST,r0 kwpave,600 R2=r0+Rc K,101,R2,0 K,102,0,R2 K,103,-R2,0 K,104,0,-R2 LARC,101,102,600,R2 LARC,102,103,600,R2 LARC,103,104,600,R2 LARC,104,101,600,R2 LSBL,9,13, , ,KEEP LSBL,10,13, , ,KEEP LSBL,13,12, , ,KEEP LSBL,16,14, , ,KEEP LDELE,11,,,1 LDELE,8,,,1 LDELE,3,,,1 LDELE,9,,,1 AL,12,14,13 A,1,2,3,10,11,104,4,9,5,6,7 CSYS,0 !----- !GENERAZIONE DELLA MESH ESIZE,0.05,0 MSHKEY,0 AMESH,1 ESIZE,0.5,0 MSHKEY,0 AMESH,2 ! VINCOLI E CARICHI DL,7,.,SYMM DK,1,UY,0 DL,1,.,ASYM SFL,2,PRES,0,-1, ! !----- !SOLUZIONE /SOL SOLVE FINISH </pre>	<pre> !----- ! POST-PROCESSING /POST1 /DSCALE,1,OFF ASEL,S, , ,1, ESLA,S AVPRIN,0, , ETABLE, ,SENE, AVPRIN,0, , ETABLE, ,VOLU, SSUM *GET,ENERGY,SSUM,0,ITEM,SENE *GET,VOLU,SSUM,0,ITEM,VOLU SED=ENERGY/VOLU SEXP,W,SENE,VOLU,1,-1 !Exponentiate !----- *CFOPEN,'RESULTS_SED_HFMI','txt',,APPEND *VMASK,sel *VWRITE,2*alfa/pi*180,t/2,rho,depth,S11max,ENE RGY,VOLU,SED*(10**6) (F6.2,' ',F6.2,' ',F8.2,' ',F8.2,' ',F6.3,' ',F18.15,' ',F18.10' ',F10.5) *CFCLOS WPSTYLE,,,,,,,,0 WPCSYS,-1,0 SAVE,SED_HFMI,db ! Salva il modello </pre>
--	--

Giunto Trasversale a doppio irrigidimento trattato HFMI – saldatura a parziale penetrazione

!IMPOSTARE I PARAMETRI DI GEOMETRIA, GIUNTO A CROCE con RADICE, VIENE ANALIZZATO 1/8 DI GEOMETRIA	K,9,0,t/2+0.1, K,10,t/2,t/2
!RADICE MODELLATA PARI ALLO SPESSORE DELL'IRRIGIDITORE /prep7 finish /CLEAR,ALL !Resets the ANSYS database to the conditions at the beginning of the problem !----- *CFOPEN, 'RESULTS_SED_HFMI','txt',APPEND *VWRITE, '2alfa','t/2','rho','depth','S11max','SENE','VOLU','SE D*(10**6)' ('A8,' 'A8,' 'A8,' 'A8,' 'A8' 'A8' 'A8' 'A8') *CFCLOS !----- !PARAMETRI DA SETTARE	!----- L,1,2 L,2,3 L,3,4 L,4,5 L,10,9 L,10,8 L,5,6 L,6,7 L,7,9 L,8,1 !----- A,1,2,3,4,5,6,7,9,10,8 !----- !RACCORDO HFMI
t=8 !E' lo spessore totale, c'è simmetria si inserisce comunque quello totale del giunto perchè poi nelle formule si dimezza	Xc=t/2+z+(rho-depth)/(tan(alfa)) Yc=t/2+rho-depth K,20,Xc,Yc
z=9 L=180 H=50 pi=4*atan(1) Rc=0.28 duealfa_deg=135 rho=3 depth=0.3 d=0.5	kwpave,20 CSYS,4 K,21,rho,0 K,22,0,rho K,23,-rho,0 K,24,0,-rho CSYS,0
!----- /PREP7 !TIPO DI ELEMENTO ET,1,PLANE183 KEYOPT,1,1,0 KEYOPT,1,3,2 KEYOPT,1,6,0 !tipo di MATERIALE MPTEMP,,,,,,,, MPTEMP,1,0 MPDATA,EX,1,,206000 MPDATA,PRXY,1,,0.3 !----- alfa=(duealfa_deg/180*pi)/2 q=(2*pi-2*alfa)/pi r0=(q-1)/q*rho dist=((rho-depth)/(tan(alfa)))**2+(rho- depth)**2)**0.5 !----- K,1,0,0, K,2,L,0, K,3,L,t/2, K,4,t/2+z,t/2, K,5,t/2,t/2+z*tan(2*pi-2*alfa), K,6,t/2,t/2+H, K,7,0,t/2+H, K,8,0,t/2 ! POST-PROCESSING /POST1	!----- LARC,21,22,20,rho LARC,22,23,20,rho LARC,23,24,20,rho LARC,24,21,20,rho FLST,3,4,4,ORDE,2 FITEM,3,11 FITEM,3,-14 ASBL,1,P51X ADELE,2, , ,1 LCOMB,17,18,0 SAVE,GEOM_HFMI,db ! Salva il modello !----- !GENERAZIONE DELLA MESH ESIZE,d,0 MSHKEY,0 AMESH,3 LREF,17,,,1,5,1,1 LREF,17,,,1,5,1,1 ! VINCOLI E CARICHI DL,10,,SYMM DL,9,,SYMM DL,1,,SYMM SFL,2,PRES,-1, !----- !SOLUZIONE /SOL SOLVE FINISH

<pre> /DSCALE,1,OFF /EFACET,1 PLNSOL, S,1, 0,1.0 /AUTO,1 /REP, FAST /REPlot /ui, copy,save,bmp,full,color,reverse,portrait, no NSORT,S,1,1,1 *GET,S11max,SORT,0,MAX *GET,NS11max,SORT,0,IMAX *GET,XNS11max,NODE,NS11max,loc,X *GET,YNS11max,NODE,NS11max,loc,Y CSYS,4 /PREP7 KNODE,500,NS11max !Impongo KYPT a nodo con MAX S1 ACLEAR,3 KBETW,500,20,600,DIST,r0 kwpave,600 R2=r0+Rc K,101,R2,0 K,102,0,R2 K,103,-R2,0 K,104,0,-R2 LARC,101,102,600,R2 LARC,102,103,600,R2 LARC,103,104,600,R2 LARC,104,101,600,R2 FLST,3,4,4,ORDE,4 FITEM,3,3 FITEM,3,-4 FITEM,3,11 FITEM,3,-12 ASBL,3,P51X CSYS,0 !----- !GENERAZIONE DELLA MESH ESIZE,0.05,0 MSHKEY,0 AMESH,1 ESIZE,0.5,0 MSHKEY,0 AMESH,2 ! VINCOLI E CARICHI DL,10,,SYMM DL,9,,SYMM DL,1,,SYMM SFL,2,PRES,-1, !----- !SOLUZIONE /SOL SOLVE FINISH !----- ! POST-PROCESSING </pre>	<pre> /POST1 /DSCALE,1,OFF ASEL,S,,.1, ESLA,S AVPRIN,0,, ETABLE, ,SENE, AVPRIN,0,, ETABLE, ,VOLU, SSUM *GET,ENERGY,SSUM,0,ITEM,SENE *GET,VOLU,SSUM,0,ITEM,VOLU SED=ENERGY/VOLU SEXP,W,SENE,VOLU,1,-1 !Exponentiate !----- *CFOPEN,'RESULTS_SED_HFMI','txt',,APPEND *VMASK,sel *VWRITE,2*alfa/pi*180,t/2,rho,depth,S11max,ENE RGY,VOLU,SED*(10**6) (F6.2,' ',F6.2,' ',F8.2,' ',F8.2,' ',F6.3,' ',F18.15,' ',F18.10' ',F10.5) *CFCLOS WPSTYLE,,,,,,,,0 WPCSYS,-1,0 SAVE,SED_HFMI,db ! Salva il modello </pre>
---	--

APPENDICE B

Codici APDL per la modellazione di giunti longitudinali trattati HFMI (Capitolo 5)

Giunto Longitudinale a singolo irrigidimento trattato HFMI – simulazione afferraggio in macchina di prova a fatica

<pre>/prep7 finish /CLEAR,ALL !----- *CFOPEN, 'RESULTS_KT','txt',,APPEND *VWRITE, 'S1','X','Y' (' 'A8,' 'A8,' 'A8) *CFCLOS *CFOPEN, 'RESULTS_SED_HFMI','txt',,APPEND *VWRITE, 'S1','SENE','VOLU','SED'E06' (' 'A8,' 'A10,' 'A8' 'A8) *CFCLOS !----- /AUX15 IOPTN,MERG,YES IOPTN,SOLID,YES IOPTN,SMALL,YES IOPTN,GTOLER,DEFA IGESIN,CAD\giunto1.IGS /PREP7 NUMMRG,ALL,0.01 VA,ALL !----- !TIPO ELEMENTO ET,1,SOLID187 !tipo di MATERIALE MPTEMP,,,,,,,, MPTEMP,1,0 MPDATA,EX,1,,206000 MPDATA,PRXY,1,,0.3</pre>	<pre>!VALORI DA IMPOSTARE Rc=0.28 pi=4*atan(1) duealfa_deg=145 rho=3 alfa=(duealfa_deg/180*pi)/2 q=(2*pi-2*alfa)/pi r0=(q-1)/q*rho !----- LANG,20,25,90 LANG,30,211,90 ASBL,28,2, ASBL,38,4, !----- ESIZE,1, VMESH,ALL ASEL,S,AREA,,3 NSLA,S,1 CP,1,UZ,ALL !COUPLEEQUATION D,ALL,UX,0,,,UY ALLSEL,ALL,ALL ASEL,S,AREA,,1, NSLA,S,1 CP,2,UZ,ALL D,ALL,UX,0,,,UY ALLSEL,ALL,ALL DA,29,SYMM DA,30,SYMM SFA,34,1,PRES,-1</pre>
--	--

<pre> !----- !SOLUZIONE /SOL SOLVE FINISH LSEL,S,LINE,,40 NSLL,S,1 ! POST-PROCESSING /POST1 NSORT,S,1,1,1 *GET,S11max,SORT,0,MAX *GET,NS11max,SORT,0,IMAX *GET,XNS11max,NODE,NS11max,loc,X *GET,YNS11max,NODE,NS11max,loc,Y *CFOPEN,'RESULTS_KT','txt',,APPEND *VWRITE,S11max,XNS11max,YNS11max (F8.3,' ',F6.2,' ',F8.2,' ') *CFCLOS !----- /PREP7 ALLSEL,ALL ! SELECT-> EVERYTHING LSCLEAR,ALL ! ELININA TUTTI I VINCOLI CPDELE,1,2,,ALL !ELIMINA COUPLE CONSTRAINTS LREFINE,82,,,1,4 !REFINE AT LINE 82 ASEL,S,AREA,,3, !COMANDO APDL PER VINCOLARE AREE NSLA,S,1 CP,1,UZ,ALL !COUPLE EQUATION D,ALL,UX,0,,,UY !VINCOLA UX E UY ALLSEL,ALL,ALL !SELECT EVERYTHING ASEL,S,AREA,,1, NSLA,S,1 CP,2,UZ,ALL D,ALL,UX,0,,,UY ALLSEL,ALL,ALL DA,29,SYMM !COMANDO APDL PER IMPORRE SIMMETRIA AREA DA,30,SYMM SFA,34,1,PRES,-1 !COMANDO APDL PER IMPORRE PRESSIONE SU AREA !SOLUZIONE /SOL SOLVE FINISH LSEL,S,LINE,,40 NSLL,S,1 ! POST-PROCESSING /POST1 NSORT,S,1,1,1 *GET,S11max,SORT,0,MAX *GET,NS11max,SORT,0,IMAX *GET,XNS11max,NODE,NS11max,loc,X *GET,YNS11max,NODE,NS11max,loc,Y </pre>	<pre> *VWRITE,S11max,XNS11max,YNS11max (F8.3,' ',F6.2,' ',F8.2,' ') *CFCLOS !----- /PREP7 ALLSEL,ALL ! SELECT-> EVERYTHING LSCLEAR,ALL ! ELININA TUTTI I VINCOLI CPDELE,1,2,,ALL !ELIMINA COUPLE CONSTRAINTS LREFINE,82,,,1,10 !REFINE AT LINE 82 ASEL,S,AREA,,3, NSLA,S,1 CP,1,UZ,ALL !COUPLE EQUATION D,ALL,UX,0,,,UY ALLSEL,ALL,ALL ASEL,S,AREA,,1, NSLA,S,1 CP,2,UZ,ALL D,ALL,UX,0,,,UY ALLSEL,ALL,ALL DA,29,SYMM !COMANDO APDL PER IMPORRE SIMMETRIA AREA DA,30,SYMM SFA,34,1,PRES,-1 !COMANDO APDL PER IMPORRE PRESSIONE SU AREA !SOLUZIONE /SOL SOLVE FINISH LSEL,S,LINE,,40 NSLL,S,1 ! POST-PROCESSING /POST1 NSORT,S,1,1,1 *GET,S11max,SORT,0,MAX *GET,NS11max,SORT,0,IMAX *GET,XNS11max,NODE,NS11max,loc,X *GET,YNS11max,NODE,NS11max,loc,Y *CFOPEN,'RESULTS_KT','txt',,APPEND *VWRITE,S11max,XNS11max,YNS11max (F8.3,' ',F6.2,' ',F8.2,' ') *CFCLOS !----- !CREAZIONE VOLUME DI CONTROLLO HFMI /PREP7 R2=r0+Rc KNODE,900,NS11max VCLEAR,1 KBETW,900,75,901,DIST,r0 kwpave,901 WPROTA,0,0,90 *GET,ENERGY,SSUM,0,ITEM,SENE </pre>
---	--

<pre> *CFOPEN,'RESULTS_KT','txt',,APPEND CYL4,0,0,R2 ADELE,5 LSBL,9,40,, ,KEEP LSBL,11,40,, ,KEEP LSBL,40,15,, ,KEEP LSBL,11,17,, ,KEEP LDELE,9,13,,1 LDELE,5,7,,1 AL,15,17,21 VEXT,5,, , -0.14, ASEL,S,,,6 ASEL,A,,,7 ASEL,A,,,8 ASEL,A,,,9 VSBA,1,ALL VDELE,2,,,1 !PER ANALISI SED ALLSEL,ALL,ALL LSCLEAR,ALL ESIZE,0.05, VMESH,3 ESIZE,1, VMESH,4 ASEL,S,AREA,,3, !COMANDO APDL PER VINCOLARE AREE NSLA,S,1 CP,1,UZ,ALL !COUPLE EQUATION D,ALL,UX,0,,,UY !VINCOLA UX E UY ALLSEL,ALL,ALL ASEL,S,AREA,,1, NSLA,S,1 CP,2,UZ,ALL D,ALL,UX,0,,,UY ALLSEL,ALL,ALL DA,12,SYMM !COMANDO APDL PER IMPORRE SIMMETRIA AREA DA,30,SYMM DA,5,SYMM SFA,34,1,PRES,-1 !COMANDO APDL PER IMPORRE PRESSIONE SU AREA /SOL SOLVE FINISH ! !----- ! POST-PROCESSING /POST1 /DSCALE,1,OFF VSEL,S,VOLU,,3 ESLV,S AVPRIN,0,, , ETABLE, ,SENE, AVPRIN,0,, , ETABLE, ,VOLU, SSUM </pre>	<pre> *GET,VOLU,SSUM,0,ITEM,VOLU SED=ENERGY/VOLU !----- *CFOPEN,'RESULTS_SED_HFMI','txt',,APPEND *VMASK,sel *VWRITE,S11max,ENERGY,VOLU,SED*(10**6) (F8.3,' ',F18.15,' ',F10.5,' ',F10.5) *CFCLOS FINISH </pre>
--	--

Giunto Longitudinale a doppio irrigidimento trattato HFMI – simulazione afferraggio in macchina di prova a fatica

<pre> !APDL PER GIUNTO LONGITUDINALE A DOPPIO IRRIGIDIMENTO HFMI , SIMMETRIA REALIZZATA 1/8 DI GIUNTO ! ! ! /prep7 finish /CLEAR,ALL !----- -- *CFOPEN, 'RESULTS_KT','txt',,APPEND *VWRITE, 'N','S1' (' 'A8,' 'A8) *CFCLOS *CFOPEN, 'RESULTS_SED_HFMI','txt',,APPEND *VWRITE, 'S1','SENE','VOLU','SED'E06' (' 'A8,' 'A10,' 'A8' 'A8) *CFCLOS !----- --- /AUX15 IOPTN,MERG,YES IOPTN,SOLID,YES IOPTN,SMALL,YES IOPTN,GTOLER,DEFA IGESIN,giuntoHFMI10mm.IGS !IMPORTA file cad, attenzione ad inserire nome cartella corretto e nome CAD corretto /PREP7 NUMMRG,ALL,0.01 VA,ALL !----- !TIPO ELEMENTO ET,1,SOLID187 !tipo di MATERIALE MPTEMP,,,,,,,, MPTEMP,1,0 MPDATA,EX,1,,206000 MPDATA,PRXY,1,,0.3 !----- !VALORI DA IMPOSTARE Rc=0.28 pi=4*atan(1) duealfa_deg=135 rho=3 alfa=(duealfa_deg/180*pi)/2 q=(2*pi-2*alfa)/pi r0=(q-1)/q*rho ESIZE,1, </pre>	<pre> VMESH,ALL DA,25,SYMM DA,32,SYMM DA,26,SYMM SFA,30,1,PRES,-1 !SOLUZIONE /SOL SOLVE FINISH LSEL,S,LINE,,36 NSLL,S,1 ! POST-PROCESSING /POST1 NSORT,S,1,1,1 *GET,S11max,SORT,0,MAX *GET,NS11max,SORT,0,IMAX *GET,XNS11max,NODE,NS11max,loc,X *GET,YS11max,NODE,NS11max,loc,Y *CFOPEN,'RESULTS_KT','txt',,APPEND *VWRITE,NS11max,S11max (F18.0,' ',F8.3,' ') *CFCLOS SAVE, KT_1,db ! Salva il modello !----- /PREP7 ALLSEL,ALL ! SELECT-> EVERYTHING LSCLEAR,ALL ! ELININA TUTTI I VINCOLI LREFINE,36,,1,4 !REFINE AT LINE 36 DA,25,SYMM DA,32,SYMM DA,26,SYMM SFA,30,1,PRES,-1 !SOLUZIONE /SOL SOLVE FINISH LSEL,S,LINE,,36 NSLL,S,1 ! POST-PROCESSING /POST1 NSORT,S,1,1,1 *GET,S11max,SORT,0,MAX *GET,NS11max,SORT,0,IMAX *GET,XNS11max,NODE,NS11max,loc,X *GET,YS11max,NODE,NS11max,loc,Y *CFOPEN,'RESULTS_KT','txt',,APPEND *VWRITE,NS11max,S11max (F18.0,' ',F8.3,' ') *CFCLOS </pre>
--	---

SAVE, KT_2,db ! Salva il modello	ADELE,1 ! ELIMINO L'AREA DEL CERCHIO
!-----	LSBL,3,36, , ,KEEP
---	LSBL,4,36, , ,KEEP
	LSBL,36,5, , ,KEEP
/PREP7	LSBL,4,9, , ,KEEP
ALLSEL,ALL ! SELECT-> EVERYTHING	LDELE,3,,,1
LSCLEAR,ALL ! ELININA TUTTI I VINCOLI	LDELE,1,,,1
	LDELE,2,,,1
LREFINE,36,,,1,10 !REFINE AT LINE 36	LDELE,5,,,1
	AL,7,9,13
DA,25,SYMM	VEXT,1, , , -0.14,
DA,32,SYMM !COMANDO APDL PER	ASEL,S,,,3
IMPORRE SIMMETRIA AREA	ASEL,A,,,2
DA,26,SYMM	ASEL,A,,,5
SFA,30,1,PRES,-1!COMANDO APDL PER	ASEL,A,,,4
IMPORRE PRESSIONE SU AREA	VSBA,1,ALL
!SOLUZIONE	VDELE,2,,,1
/SOL	SAVE, GEOM_HFMI,db ! Salva il modello
SOLVE	!-----
FINISH	!PER ANALISI SED
	ALLSEL,ALL,ALL
LSEL,S,LINE,,36	LSCLEAR,ALL
NSLL,S,1	ESIZE,0.05,
! POST-PROCESSING	VMESH,3
/POST1	ESIZE,1,
NSORT,S,1,1,1	VMESH,4
*GET,S11max,SORT,0,MAX	DA,1,SYMM
	DA,8,SYMM
*GET,NS11max,SORT,0,IMAX	DA,32,SYMM !
*GET,XNS11max,NODE,NS11max,loc,X	DA,26,SYMM
*GET,YNS11max,NODE,NS11max,loc,Y	SFA,30,1,PRES,-1
*CFOPEN,'RESULTS_KT','txt',,APPEND	!SOLUZIONE
*VWRITE,NS11max,S11max	/SOL
(F18.0,' ',F8.3,' ')	SOLVE
*CFCLOS	FINISH
SAVE, KT_3,db ! Salva il modello	!-----
!-----	! POST-PROCESSING
!CREAZIONE VOLUME DI CONTROLLO	/POST1
/PREP7	/DSCALE,1,OFF
R2=r0+Rc	VSEL,S,VOLU,,3
KNODE,900,NS11max !CREOO IL KEYPOINT NEL	ESLV,S
NODO DOVE HO MAX S1	AVPRIN,0, ,
VCLEAR,1 !ELIMINO LA MESH SUL VOLUME	ETABLE, ,SENE,
	AVPRIN,0, ,
KBETW,900,66,901,DIST,r0 !Keypoint tra 2	ETABLE, ,VOLU,
keypoint distanza r0 che parte dal primo selezionato	SSUM
e lo chiama 901	SEXP,W,SENE,VOLU,1,-1 !Exponentiate
kwpave,901 ! FISSO IL SISTEMA DI RIFERIMENTO	PLETAB,W,AVG !Plot Table
NEL KEYPOINT 901	/VIEW,1,1
WPROTA,0,0,90 ! RUOTO IL SISTEMA DI	/ANG,1
RIFERIMENTO	/REP, FAST
CYL4,0,0,R2 ! CREO IL SOLID CIRCLE	/ZOOM,1,SCRN,0.058075,-
CENTRATO NEL KYP 901	0.064220,0.388892,0.128440
	/ui, copy,save,bmp,full,color,reverse,portrait, no
	*GET,ENERGY,SSUM,0,ITEM,SENE

```

*GET,VOLU,SSUM,0,ITEM,VOLU

SED=ENERGY/VOLU

SAVE, SED_HFMI,db ! Salva il modello
!-----

*CFOPEN,'RESULTS_SED_HFMI','txt',,APPEND
*VMASK,sel
*VWRITE,S11max,ENERGY,VOLU,SED*(10**6)
(F8.3,'      ',F18.15,'      ',F10.5,'      ',F10.5)

*CFCLOS

FINISH

```

APPENDICE C

Qui di seguito vengono riportate le tabelle contenenti i risultati ottenuti dalle analisi PSM svolte nel capitolo 5 per i giunti Trasversali analizzati.

Giunto Trasversale da articolo: Al Karawi et al. 2021 [23]

R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}[MPa]$	$\Delta\sigma_{eq,peak}[MPa]$	0: Failure 1:Run Out
0.29	10000000	180	308.938	0
	92000	180	308.938	1
	4320000	150	257.449	0
	5820000	150	257.449	0
	2190000	150	257.449	0
	10000000	150	257.449	1
	3880000	180	308.938	0
	4410000	150	257.449	0
	10000000	150	257.449	1
	1380000	180	308.938	0
	10000000	150	257.449	1
	10000000	180	308.938	1
	1030000	210	360.428	0

Giunto Trasversale da articolo: Leitner et al. 2012 [30]

R	$\Delta\sigma_{nom}[MPa]$	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{eq,peak}[MPa]$	0: Failure 1:Run Out
0.1	700	38777	1015.484	0
	700	33922	1015.484	0
	600	68315	870.415	0
	600	78002	870.415	0
	500	93213	725.346	0
	500	121296	725.346	0
	500	135449	725.346	0
	500	116512	725.346	0
	400	368640	580.277	0
	400	264182	580.277	0
	375	481572	544.009	0
	325	50000000	471.475	1

Giunto Trasversale da articolo: Shimanuki, Okawa 2013 [24]

R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}[MPa]$	$\Delta\sigma_{eq,peak}[MPa]$	0: Failure 1:Run Out
0.1	2687824	301	618.041	0
	4164861	249	512.047	0
	5448509	223	457.720	0
	5388684	199	409.157	0
0.3	1727716	300	616.896	
	3135445	249	512.468	0
	3672036	200	410.789	0
	6788172	175	358.995	0
0.5	858860	251	515.766	0
	2032023	202	415.121	0
	5232343	191	393.193	0
	6525221	176	361.798	0

Giunto Trasversale da articolo: Brunnhofer et al. 2022 [25]

R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}[MPa]$	$\Delta\sigma_{eq,peak}[MPa]$	0: Failure 1:Run Out
0.1	105940	299	652.503	0
	126543	297	646.347	0
	196110	258	562.347	0
	205666	280	611.084	0
	215648	280	611.045	0
	239911	278	605.337	0
	239833	240	522.129	0
	354584	239	521.856	0
	549784	260	566.787	0
	562648	201	437.543	0
	680689	299	650.881	0
	765816	222	484.165	0
	822191	216	470.880	0
	1067428	255	555.912	0
	1172629	178	387.628	0
	1289822	220	479.376	0
	1615736	237	516.007	0
	1615112	199	432.907	0
	1614718	178	387.462	0
	4916934	159	346.272	0
	6017063	198	432.146	0
	7445803	179	390.261	0
	10134627	200	435.854	1
	10129479	159	345.937	1

Giunto Trasversale da articolo: Huo et al. 2005 [28]

R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}[MPa]$	$\Delta\sigma_{eq,peak}[MPa]$	0: Failure 1:Run Out
-0.5	303736	344	594.061	0
	574795	321	554.157	0
	932306	310	535.155	0
	1332937	297	513.735	0
	1621981	287	496.461	0
	2318979	275	474.696	0
0.25	393391	273	470.895	0
	655175	263	453.621	0
	620708	251	433.065	0
	1304280	251	433.410	0
	1558383	239	413.545	0
	3355797	229	394.889	0

Giunto Trasversale da articolo: Deguchi et al. 2012 [32]

R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}[MPa]$	$\Delta\sigma_{eq,peak}[MPa]$	0: Failure 1:Run Out
0	636091	303	627.654	0
	1328459	262	542.931	0
0.25	166871	253	524.288	0
	695314	233	482.444	0
	655173	194	401.657	0
0.5	128965	200	415.121	0
	395224	171	354.428	0
	945387	151	312.791	0

Giunto Trasversale da articolo: Gao et al. 2021 [38]

R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}[MPa]$	$\Delta\sigma_{eq,peak}[MPa]$	0: Failure 1:Run Out
0.1	184968	299	494.502	0
	211046	300	495.708	0
	336871	280	462.047	0
	619293	280	462.221	0
	857219	271	447.329	0
	939197	271	447.354	0
	978609	259	427.800	0
	1072167	260	428.833	0
	1410736	250	413.054	0
	3342406	250	413.275	0
	10000000	241	397.327	1

Giunto Trasversale da articolo: Kudryavtsev et al. 2007 [39]

R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}[MPa]$	$\Delta\sigma_{eq,peak}[MPa]$	0: Failure 1:Run Out
0.1	306993	202	453.488	0
	491316	203	455.282	0
	840110	196	439.590	0
	831376	192	429.951	0
	728300	190	425.916	0
	1125676	179	401.706	0
	1202700	184	412.914	0
	1600328	186	417.173	0
	1951822	175	392.291	0

APPENDICE D

Qui di seguito vengono riportate le tabelle contenenti i risultati ottenuti dalle analisi PSM svolte nel capitolo 5 per i giunti Longitudinali analizzati.

Giunto Longitudinale da articolo: Leitner et al. 2017 [22]

R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	0: Failure 1:Run Out
0.1	18567	710	1480.526	0
	33030	608	1269.089	0
	36973	603	1257.432	0
	86648	503	1048.562	0
	137775	498	1038.177	0
	277752	400	835.393	0
	553148	349	728.917	0
	642938	349	728.690	0
	815839	349	728.331	0
	1088155	325	677.361	0
	7784912	298	622.152	0
	51657968	271	566.414	1

Giunto Longitudinale da articolo: Wu,Wang 2012 [37]

R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	0: Failure 1:Run Out
-1	495742	340	735.649	0
	645980	320	692.388	0
	1045107	300	648.911	0
	1429254	300	648.911	0
	2008721	280	605.434	0
	2994176	270	584.452	0
0.1	302534	234	507.016	0
	585471	226	487.765	0
	1107107	216	467.865	0
	1357522	207	448.397	0
	1896375	198	428.498	0
	3460064	189	409.030	0
	10175346	180	389.130	0
0.45	269761	188	420.140	0
	506207	179	400.027	0
	998952	169.9	379.691	0
	1427059	161.1	360.025	0
	3989433	151.9	339.465	0

Giunto Longitudinale da articolo: Yonezawa,Shimanuki e Mori (2020) [26]

SBHS400

R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	0:F 1:R	R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	0:F 1:R
0	4064155	130	325.037	0	0.57	367949	130	325.037	0
0	10000000	100	250.028	0	0.57	490239	130	325.037	0
0	106305	300	750.084	0	0.62	10000000	80	200.022	1
0	2698128	180	450.051	0	0.63	972664	100	250.028	0
0	5849359	140	350.039	0	0.63	1107998	100	250.028	0
0.03	41267	292	730.082	0	0.65	4784848	83	207.523	0
0.03	97519	292	730.082	0	0.67	1164014	100	250.028	0
0.03	75860	260	650.073	0					
0.03	403188	260	650.073	0					
0.04	192259	200	500.056	0					
0.04	922314	200	500.056	0					
0.04	373557	172	430.048	0					
0.16	66137	252	630.071	0					
0.17	331186	172	430.048	0					
0.17	527915	182	455.051	0					
0.18	133545	229	572.564	0					
0.2	448783	190	475.053	0					
0.28	799443	130	325.037	0					
0.33	121418	200	500.056	0					
0.33	10000000	120	300.034	1					
0.36	213111	172	430.048	0					
0.36	235584	172	430.048	0					
0.38	514059	130	325.037	0					
0.38	753621	130	325.037	0					
0.41	10000000	100	250.028	1					
0.43	161781	172	430.048	0					
0.43	224666	172	430.048	0					
0.44	3127165	100	250.028	0					
0.5	2018428	120	300.034	0					
0.5	294918	150	375.042	0					
0.51	417634	130	325.037	0					
0.51	569987	130	325.037	0					
0.52	1251075	100	250.028	0					
0.52	1137936	100	250.028	0					

SBHS500

R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	0:F 1:R	R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	0:F 1:R
0	450817	300	750.084	0	0.51	704526	130	325.037	0
0.03	101815	292	730.082	0	0.51	428680	130	325.037	0
0.03	339946	240	600.067	0	0.52	7650000	100	250.028	1
0.04	985166	220	550.062	0	0.54	480045	143	357.540	0
0.04	907811	200	500.056	0	0.54	1216556	129	322.536	0
0.04	3000000	172	430.048	1	0.57	547285	130	325.037	0
0.1	20815	372	930.105	0	0.57	616170	130	325.037	0
0.16	470884	234	585.066	0	0.63	1103365	100	250.028	0
0.16	1147263	159	397.545	0	0.63	1609268	100	250.028	0
0.17	1644785	172	430.048	0	0.63	596387	130	325.037	0
0.21	106100	264	660.074	0	0.63	474822	130	325.037	0
0.23	60611	272	680.076	0	0.65	10000000	80	200.022	1
0.23	47184	292	730.082	0	0.67	1288664	100	250.028	0
0.25	176553	200	500.056	0	0.67	1140901	100	250.028	0
0.25	184865	200	500.056	0	0.67	4191373	100	250.028	0
0.31	60398	255	637.572	0	0.67	2179217	76	190.021	0
0.32	38244	283	707.580	0	0.72	1291362	100	250.028	0
0.32	856562	166	415.047	0	0.72	1247675	100	250.028	0
0.33	144912	200	500.056	0	0.75	823111	100	250.028	0
0.33	170398	200	500.056	0	0.75	10000000	37	92.510	1
0.36	361872	172	430.048	0					
0.36	401614	172	430.048	0					
0.38	10000000	130	325.037	1					
0.4	511997	146	365.041	0					
0.43	352851	172	430.048	0					
0.43	318502	172	430.048	0					
0.43	5000000	130	325.037	1					
0.43	138357	200	500.056	0					
0.43	144749	200	500.056	0					
0.44	684293	153	382.543	0					
0.5	93217	200	500.056	0					
0.5	97932	200	500.056	0					
0.51	256707	172	430.048	0					
0.51	340264	172	430.048	0					

SBHS700

R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	0:F 1:R	R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	0:F 1:R
0.03	301963	259.4	648.573	0	0.57	1118635	130	325.037	0
0.03	535350	259.4	648.573	0	0.57	1873892	130	325.037	0
0.03	861402	240	600.067	0	0.57	235424	172	430.048	0
0.03	730434	240	600.067	0	0.57	228648	172	430.048	0
0.03	2877736	239.4	598.567	0	0.63	1116896	100	250.028	0
0.03	459877	239.4	598.567	0	0.63	690375	130	325.037	0
0.04	5000000	220	550.062	1	0.63	650435	130	325.037	0
0.04	2212462	200	500.056	0	0.67	3917158	100	250.028	0
0.04	5000000	200	500.056	1	0.67	2653729	100	250.028	0
0.25	869628	200	500.056	0	0.68	774452	130	325.037	0
0.25	619201	200	500.056	0	0.68	824166	130	325.037	0
0.33	456367	200	500.056	0	0.72	2833479	100	250.028	0
0.33	496498	200	500.056	0	0.73	1539296	100	250.028	0
0.33	380438	200	500.056	0	0.73	4879527	80	200.022	0
0.36	1616494	172	430.048	0	0.75	1607127	100	250.028	0
0.36	532716	172	430.048	0	0.77	3295171	80	200.022	0
0.43	460045	172	430.048	0	0.77	2675134	80	200.022	0
0.43	311818	172	430.048	0	0.8	3221741	80	200.022	0
0.43	16136	200	500.056	0	0.8	1648281	80	200.022	0
0.43	246857	200	500.056	0					
0.43	208055	200	500.056	0					
0.5	905980	150	375.042	0					
0.5	419087	150	375.042	0					
0.5	168417	200	500.056	0					
0.5	139322	200	500.056	0					
0.5	174587	200	500.056	0					
0.51	10000000	130	325.037	1					
0.51	509803	172	430.048	0					
0.51	377471	172	430.048	0					
0.51	858824	130	325.037	0					

Giunto Longitudinale da articolo: Haagensen et al. 1998 [27]

R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	0: Failure 1:Run Out
0.1	22279	401.5	1025.197	0
	243182	229.5	586.009	0
	617837	199	508.130	0
	1519004	199	508.130	0
	10401842	179.8	459.104	1

Giunto Longitudinale da articolo: Vanrostenberghe et al. 1998 [33]

t = 5 mm					t = 10 mm				
R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	0:F 1:R	R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	0:F 1:R
0.1	56434	350	808.708	0	0.1	59100	400	1005.26 ₉	0
	110 774	350	808.708	0		115200	350	879.610	0
	54826	350	808.708	0		355400	250	628.293	0
	251361	300	693.178	0		537500	225	565.464	0
	544018	300	693.178	0		6540000	200	502.635	0
	247082	250	577.648	0		10000000	90	226.186	1
	928997	250	577.648	0	0.5	42233	350	879.610	0
	654488	250	577.648	0		28527	350	879.610	0
	170197	250	577.648	0		133605	250	628.293	0
	542295	200	462.119	0		126225	250	628.293	0
	10000000	200	462.119	1		258601	200	502.635	0
	3025780	150	346.589	0		272791	200	502.635	0
	10000000	150	346.589	1		585456	150	376.976	0
	10000000	90	207.953	1		863000	150	376.976	0
						2667460	125	314.147	0
						10000000	90	226.186	1
0.5	19300	350	808.708						0
	29200	300	693.178						0
	27733	300	693.178						0
	71500	250	577.648						0
	167000	200	462.119						0
	1320700	150	346.589						
	1293200	125	288.824						
	1585900	90	207.953						
	10000000	90	207.953						

Giunto Longitudinale da articolo: Vanrostenberghe et al. 1998 [33]

t = 15 mm				
R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	0:F 1:R
0.5	28287	350	902.408	0
	29129	350	902.408	0
	44361	300	773.492	0
	62521	300	773.492	0
	91133	250	644.577	0
	87883	250	644.577	0
	362809	200	515.661	0
	218365	200	515.661	0
	1000000	175	451.204	1
	7399780	175	451.204	0
	1000000	150	386.746	1
	1000000	150	386.746	1

Giunto Longitudinale da articolo: Lihavainen et al. 2004 [34]

R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]	0: Failure 1:Run Out
0.1	505913	210	429.255	0
	310170	186.2	380.606	0
	596082	224	457.872	0
	620074	188	384.286	0
	781200	175	357.713	0
0.27	256226	258	527.371	0
	393186	257	525.327	0
	247240	257	525.327	0
	205424	259	529.415	0
	254817	257	525.327	0
0.46	298108	190	388.374	0
	473704	193	394.506	0
	980692	192	392.462	0
	333199	177	361.801	0
	1163070	177	361.801	0
	545583	184	376.109	0

**Giunto Longitudinale da articolo: Marquis, G. and Björk, T. 2008
[36]**

R	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}$[MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$[MPa]	0: Failure 1:Run Out
-1	34923	600	1396.075	0
	524316	570	1326.271	0
	6002220	466	1084.285	0
	1421986	440	1023.788	0
	593400	400	930.717	0
	785172	400	930.717	0
	1092356	400	930.717	0
	1300000	400	930.717	0
	600000	400	930.717	0
	4712262	367	853.932	0
	5334812	283	658.482	0

Bibliografia

- [1] Hobbacher A. IIW recommendations for fatigue design of welded joints and components, WRC Bulletin 520. New York: The Welding Research Council; 2009
- [2] P. Rajaganesan, Modelling, evaluation and assessment of welded joints subjected to fatigue. Master thesis Linkoping University 2020
- [3] G. Meneghetti, A. Campagnolo Progettazione a fatica di componenti meccanici indeboliti da intagli a V a spigolo vivo – Applicazione ai giunti saldati; Ottobre 2017
- [4] G. Meneghetti, A. Campagnolo Rapid estimation of notch stress intensity factors in 3D large-scale welded structures using the peak stress method
- [5] G. Meneghetti, P. Lazzarin The peak stress method for fatigue strength assessment of welded joints with weld toe or weld root failures
- [6] 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.
- [7] P. Lazzarin, R. Tovo: A notch intensity factor approach to the stress analysis of welds, 1998
- [8] P. Lazzarin, R. Zambardi; A finite-volume-energy based approach to predict the static and fatigue behavior of components with sharp V-shaped notches, 2001
- [9] P. Lazzarin, P. Livieri: Local strain energy density and fatigue strength of welded joints under uniaxial and multiaxial loading, 2006
- [10] F. Berto, P. Lazzarin: A review of the volume-based strain energy density approach applied to V-notches and welded structures, 2009
- [11] P. Lazzarin, F. Berto: Rapid calculations of notch stress intensity factors based on averaged strain energy density from coarse meshes: Theoretical bases and applications, 2010
- [12] G. Meneghetti, P. Lazzarin: Significance of the elastic peak stress evaluated by FE analyses at the point of singularity of sharp V-notched components
- [13] G. Meneghetti, A. Campagnolo: State-of-the-art review of peak stress method for fatigue strength assessment of welded joints
- [14] A. Visentin, A. Campagnolo, G. Meneghetti: Analytical expression to estimate rapidly the notch stress intensity factors at V-notch tips using the Peak Stress Method, 2022
- [15] A. Campagnolo, G. Meneghetti: Rapid estimation of notch stress intensity factors in 3D large-scale welded structures using the peak stress method
- [16] P. Gandhi, S. Berge: Fatigue behavior of T-joints: Square chords and circular braces, 1998
- [17] Gray B. Marquis, Zuheir Barsoum: IIW Recommendations for the HFMI Treatment, For Improving the Fatigue Strength of Welded Joints.
- [18] Mansoor Khurshid, Zuheir Barsoum, Gary Marquis: Behavior of Compressive Residual Stresses in High Strength Steel Welds Induced by High Frequency Mechanical Impact Treatment

- [19] A. Campagnolo, F. Belluzzo, Halid Can Tildirim, G. Meneghetti: Fatigue strength assessment of as-welded and HFMI treated welded joints according to structural and local approaches
- [20] P. Lazzarin, F. Berto: Some expressions for the strain energy in a finite volume surrounding the root of blunt V-notches, *International Journal of Fracture*, 135:161-185, 2005
- [21] Halid Can Yildirim, Gary B. Marquis: A round robin study of high-frequency mechanical impact (HFMI)-treated welded joints subjected to variable amplitude loading. *Weld World* (2013) 57:437–447
- [22] M. Leitner, M. Khurshid, Z. Barsoum: Stability of high frequency mechanical impact (HFMI) post-treatment induced residual stress states under cyclic loading of welded steel joints. *Engineering Structures* 143 (2017) 589–602
- [23] H. Al-Karawi, Rüdiger U. Franz von Bock und Polach, M. Al-Emrani : Fatigue life extension of existing welded structures via high frequency mechanical impact (HFMI) treatment. *Engineering Structures*, 239 (2021) 112234
- [24] H. Shimanuki e T. Okawa: Effect of Stress Ratio on the Enhancement of Fatigue Strength in High Performance Steel Welded Joints by Ultrasonic Impact Treatment. *International Journal of Steel Structures*, March 2013, Vol 13, No 1, 155-161
- [25] P. Brunnhofer; C. Buzzi; T. Pertoll; M. Rieger; M. Leitner : Fatigue design of mild and high-strength steel cruciform joints in as-welded and HFMI-treated condition by nominal and effective notch stress approach. *Procedia Structural Integrity*, 38 (2022) 477-489
- [26] T. Yonezawa; H. Shimanuki; T. Mori: Influence of cyclic loading on the relaxation behavior of compressive residual stress induced by UIT. *Welding in the World* (2020) 64:171–178
- [27] P. J. Haagenzen, E.S. Statnikov and L. Lopez-Martinez: Introductory fatigue tests on welded joints in high strength steel and aluminium improved by various methods including ultrasonic impact treatment (UIT). *IIW Doc. XIII- 1748- 98*
- [28] L. Huo, D. Wang e Y. Zhang: Investigation of the fatigue behaviour of the welded joints treated by TIG dressing and ultrasonic peening under variable-amplitude load. *International Journal of Fatigue* 27 (2005) 95–101
- [29] M. Leitner; S. Gerstbrein; M. Ottersböck; M. Stoschka: Fatigue Strength of HFMI-treated and Stress-relief Annealed High-strength Steel Weld Joints. *Procedia Engineering*, 133 (2015) 477-484.
- [30] M. Leitner, M. Stoschka, R. Schanner e W. Eichlseder: Influence of High Frequency Peening on Fatigue of High-Strength Steels. *FME Transactions* (2012) 40, 99-104
- [31] Yin, D., Wang, D., Jing, H. and Huo, L. (2010) The effects of ultrasonic peening treatment on the ultra-long life fatigue behavior of welded joints. vol. 31, no. 7, pp. 3299–3307, Aug. 2010.
- [32] T. Deguchi, M. Mouri, J. Hara, D. Kano, T. Shimoda, F. Inamura, T. Fukuoka e K. Koshio : Fatigue strength improvement for ship structures by Ultrasonic Peening. *J Mar Sci Technol* (2012) 17:360–369
- [33] Vanrostenberghe, S., Clarin, M., Shin, Y., Driesbeke, B., Van der Mee, V., Doré, M., Marquis, G., Parantainen, J., Kannengiesser, T. and Barsoum, Z. (2015) Improving the fatigue life of high strength steel welded structures by post weld treatments and specific filler material (FATWELDHSS); 2015.

- [34] Lihavainen, V.M., Marquis, G. and Statnikov, E.S. (2004) Fatigue Strength of a Longitudinal Attachment Improved by Ultrasonic Impact Treatment. *Welding in the World*, vol. 48, no. 5–6, pp. 67–73, 2004.
- [36] Marquis, G. and Björk, T. (2008) Variable amplitude fatigue strength of improved HSS welds. *International Institute of Welding. IIW Document XIII-2224-08*, 2008.
- [37] L. Wu e D. Wang: Effect of welding residual stress on fatigue performance of the welded joints treated by ultrasonic peening. *Advanced Materials Research Vols 418-420* (2012) pp 337-341.
- [38] Zhiwei Gao; Baoming Gong; Yong Liu; Dongpo Wang; Caiyan Deng; Dianjun Hu: Fatigue-performance of PWHT welded joints: As-welded vs. high-frequency mechanical impact treatment. *Journal of Constructional Steel Research*, 187 (2021) 106933
- [39] Y. Kudryavtsev, J. Kleiman, A. Lugovskoy, L. Lobanov, V. Knysh, O. Voitenko, G. Prokopenko: Rehabilitation and Repair of Welded Elements and Structures by Ultrasonic Peening. *IIW Document XIII-2076-05*
- [40] H.C. Yildirim, G.B. Marquis: Overview of fatigue data for high frequency mechanical impact treated welded joints, 07-08 (2012) Vol. 56 *Welding in the World* IIW-2314
- [41] H.C. Yildirim, G.B. Marquis: Fatigue strength improvement factors for high strength steel welded joints treated by high frequency mechanical impact, *International Journal of Fatigue*, 44 (2012) 168-176.
- [42] H.C. Yildirim: Recent results on fatigue strength improvement of high-strength steel welded joints, *International Journal of Fatigue*, 101 (2017) 408-420.
- [43] A. G. Jennatabadi, A. Kakavand: Evaluation of experimental test results of High Frequency Mechanical Impact improved welded details, *Chalmers University of Technology, Master Thesis* 2016:10
- [44] Marquis G., Failure modes and fatigue strength of improved HSS welds. *Eng Fract Mech* 2010;77(11):2051-62.
- [45] Yildirim H.C., Remes H, Nussbaumer A. Fatigue properties of as-welded and post weld-treated high-steel joints: the influence of constant and variable amplitude loads. *Int J Fatigue* 2020;138:105687
- [46] Kuhlmann U, Durr A, Bergmann J, Thumser R. Fatigue strength improvement for welded high strength steel connections due to the application of post-weld treatment methods. *Dusseldorf*; 2006
- [47] Kuhlmann U, Gunther H. Experimental investigations of the fatigue-enhancing effect of the PIT process; 2009
- [48] Okawa T, Shimanuki H, Funatsu Y, Nose T, Sumi Y. Effect of preload and stress ratio on fatigue strength of welded joints improved by ultrasonic impact treatment. *Weld World* 2013;57(2):235-41.
- [50] EN 1993-1-9, Eurocode 3: design of steel structures – part 1-9 :fatigue, *European Committee for Standardization* 2005.
- [51] Yildirim H.C., Marquis G.B., Notch stress analyses of high-frequency mechanical impact-improved welds by using $p_f = 1 \text{ mm}$ and $p_f = \rho + 1 \text{ mm}$ approaches. *Fatigue Fract Eng Mat Struct* 2014;37:561-569