

UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI PADOVA

DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA INDUSTRIALE DII

LAUREA MAGISTRALE IN INGEGNERIA MECCANICA



APPLICAZIONE DEL PEAK STRESS METHOD PER LA STIMA DELLA VITA A FATICA
DI GIUNTI SALDATI IN ACCIAIO TUBO SU FLANGIA
RINFORZATI MEDIANTE NERVATURE SOLLECITATI A FLESSO-TORSIONE

Tesi Magistrale

Relatore

Prof. Giovanni Meneghetti

Correlatori

Prof. Alberto Campagnolo

Ing. Alberto Visentin

Ing. Vittorio Babini (Antonio Zamperla S.p.A.)

Laureando

Nicolò Temporin

2021039

Anno Accademico 2022/2023

Ai miei genitori

INDICE

SOMMARIO	1
CAPITOLO 1 Gli approcci locali.....	3
1.1 MFLE e intagli acuti	3
1.2 Notch Stress Intensity Factor (NSIF).....	4
1.2.1 Teoria.....	4
1.2.2 Applicazione FEM.....	6
1.2.3 Considerazioni.....	7
1.3 Averaged Strain Energy Density (SED)	7
1.3.1 Teoria.....	7
1.3.2 Applicazione FEM.....	9
1.3.3 Considerazioni.....	10
1.4 Peak Stress Method (PSM).....	10
1.4.1 Teoria.....	10
1.4.2 Applicazione FEM.....	19
1.4.3 Considerazioni.....	23
CAPITOLO 2 Addestramento agli approcci locali.....	25
2.1 Addestramento 2D.....	25
2.1.1 Giunti	25
2.1.2 Element type e materiale.....	26
2.1.3 Mesh.....	28
2.1.3.1 Metodo NSIF	28
2.1.3.2 Metodo Averaged SED.....	30
2.1.3.3 PSM.....	31
2.1.4 Carichi e vincoli	32
2.1.4.1 Giunti 1 e 12	33
2.1.4.2 Giunto 16	33
2.1.4.3 Giunto 23	35
2.1.5 Estrapolazione ed elaborazione dei risultati.....	35
2.1.5.1 Metodo NSIF	35
2.1.5.2 Metodo Averaged SED.....	39
2.1.5.3 PSM.....	41
2.1.5.4 Analisi statistica	42
2.1.6 Risultati.....	43
2.1.6.1 Bande di dispersione	43
2.1.6.2 Confronto con la letteratura	45
2.1.7 Commenti	47

2.2	Addestramento 3D.....	48
2.2.1	Giunto	48
2.2.2	Element type e materiale.....	48
2.2.3	Carichi e vincoli	49
2.2.4	Mesh.....	50
2.2.4.1	Elementi Brick 8.....	51
2.2.4.2	Elementi Tetra	56
2.2.5	Estrapolazione ed elaborazione dei dati	57
2.2.5.1	Estrapolazione dati.....	57
2.2.5.2	Elementi Brick.....	58
2.2.5.3	Elementi Tetra	59
2.2.6	Risultati.....	59
2.2.6.1	Andamenti della tensione equivalente di picco	59
2.2.6.2	Confronto con la banda PSM	61
2.2.7	Commenti	62
CAPITOLO 3	Giunti saldati tubo su piastra con irrigiditori e banco prova multiassiale.....	65
3.1	Giunti saldati tubo su piastra con irrigiditori	65
3.1.1	Geometria.....	66
3.1.2	Conservazione dei giunti	67
3.2	Banco prova multiassiale	68
3.2.1	Struttura di vincolo.....	68
3.2.2	Software di controllo del banco	70
3.2.3	Sistema di acquisizione pneumatico	73
CAPITOLO 4	Analisi a flessione e a torsione	77
4.1	Simulazione agli elementi finiti	77
4.1.1	Azioni preliminari	77
4.1.2	Mesh.....	78
4.1.3	Carichi e vincoli	83
4.1.3.1	Analisi a flessione.....	84
4.1.3.2	Analisi a torsione	86
4.1.4	Risoluzione del modello.....	87
4.1.5	Numerazione dei path	88
4.2	Analisi PSM “a mano”.....	89
4.2.1	Generazione dei path	89
4.2.2	Angoli di apertura	90
4.2.3	Generazione dei sistemi di riferimento	91
4.2.4	Estrapolazione delle tensioni.....	92
4.2.5	Elaborazione dei dati	93
4.2.6	Risultati.....	94
4.2.6.1	Risultati analisi a flessione	94

4.2.6.2	Risultati analisi a torsione.....	96
4.2.6.3	Approfondimento sui valori dei coefficienti di biassialità λ	102
4.3	Analisi PSM “automatica”	103
4.3.1	Introduzione all’applicativo PSM	103
4.3.2	Analisi automatica	103
4.3.3	Visualizzazione ed estrapolazione dei risultati	106
4.3.4	Risultati	107
4.3.4.1	Confronto risultati con settaggi avanzati e non	107
4.3.4.2	Risultati analisi a flessione	108
4.3.4.3	Risultati analisi a torsione.....	110
4.3.4.4	Approfondimento sui valori dei coefficienti di biassialità λ	113
4.4	Confronto risultati	113
4.4.1	Analisi a flessione.....	113
4.4.1.1	Analisi dei piedi cordone.....	113
4.4.1.2	Analisi delle radici.....	115
4.4.2	Analisi a torsione	115
4.4.2.1	Analisi dei piedi cordone.....	115
4.4.2.2	Analisi delle radici.....	117
4.5	Commenti	117
4.5.1	Applicativo “PSM App”.....	117
4.5.2	Risultati delle analisi	118
CAPITOLO 5	Analisi a flesso-torsione.....	119
5.1	Modello in esame	119
5.1.1	Modello	119
5.1.2	Numerazione dei path	119
5.2	Analisi PSM “a mano”.....	120
5.2.1	Calcoli implementati nel foglio Excel®	120
5.2.2	Risultati	122
5.2.2.1	Risultati per $\tau_a/\sigma_a=1$	122
5.2.2.2	Risultati per $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$	124
5.2.2.3	Approfondimento sui valori dei coefficienti di biassialità λ	126
5.3	Analisi PSM “automatica”	127
5.3.1	Simulazione agli elementi finiti	127
5.3.1.1	Mesh	127
5.3.1.2	Vincoli	129
5.3.1.3	Carichi.....	130
5.3.2	Risultati	131
5.3.2.1	Risultati per $\tau_a/\sigma_a=1$	131
5.3.2.2	Risultati per $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$	134
5.4	Confronto risultati	138

5.4.1	$\tau_a/\sigma_a=1$	138
5.4.1.1	Analisi dei piedi cordone.....	138
5.4.1.2	Analisi delle radici.....	139
5.4.2	$\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$	140
5.4.2.1	Analisi dei piedi cordone.....	140
5.4.2.2	Analisi delle radici.....	141
5.5	Commenti	142
CAPITOLO 6 Prove estensimetriche		143
6.1	Estensimetri utilizzati.....	143
6.2	Preparazione delle prove	143
6.2.1	Stima del punto di incollaggio.....	143
6.2.2	Procedura di incollaggio	146
6.2.2.1	Preparazione della zona di incollaggio.....	146
6.2.2.2	Incollaggio	147
6.2.3	Collegamento degli estensimetri alla centralina.....	148
6.2.4	Set-up del programma per la rilevazione delle deformazioni.....	150
6.2.5	Acquisizione delle deformazioni durante le prove.....	154
6.2.6	Azzeramento degli estensimetri	154
6.2.7	Azzeramento delle forze.....	155
6.3	Prove statiche.....	156
6.3.1	Prova a flessione	156
6.3.1.1	Svolgimento della prova	156
6.3.1.2	Risultati.....	158
6.3.2	Prova a torsione	164
6.3.2.1	Svolgimento della prova	164
6.3.2.2	Risultati.....	166
6.3.3	Commenti	171
6.4	Prove dinamiche.....	172
6.4.1	Prova a flessione	172
6.4.1.1	Svolgimento della prova	172
6.4.1.2	Risultati.....	173
6.4.2	Prova a torsione	177
6.4.2.1	Svolgimento della prova	177
6.4.2.2	Risultati.....	177
6.4.3	Commenti	182
6.5	Definizione di un modello per compensare l'effetto inerziale.....	182
6.5.1	Modello dell'oscillatore armonico	182
6.5.2	Determinazione delle rigidzze del giunto.....	183
6.5.3	Verifica del modello	185
6.5.4	Risultati.....	186

6.5.4.1	Prove a flessione	186
6.5.4.2	Prove a torsione	190
6.5.5	Commenti	192
CAPITOLO 7	Prove sperimentali	193
7.1	Determinazione dei carichi	193
7.1.1	Prove a flessione pura	193
7.1.1.1	Calcolo delle forze da applicare al giunto.....	193
7.1.1.2	Calcolo delle forze da applicare con ciascun attuatore considerando l'effetto inerziale	194
7.1.1.3	Calcolo delle forze da applicare con ciascun attuatore considerando la realtà sperimentale	195
7.1.2	Prove a torsione pura	195
7.1.2.1	Calcolo del momento da applicare al giunto	195
7.1.2.2	Calcolo delle forze da applicare con ciascun attuatore considerando l'effetto inerziale	195
7.1.2.3	Calcolo delle forze da applicare con ciascun attuatore considerando la realtà sperimentale	196
7.1.3	Prove a flesso-torsione.....	196
7.1.3.1	Calcolo delle forze da applicare con ciascun attuatore al netto della compensazione dell'inerzia.....	197
7.2	Procedura di esecuzione delle prove	198
7.3	Prove condotte e risultati	201
7.3.1	Risultati sperimentali	201
7.3.2	Grafico ampiezza di tensione nominale – numero di cicli	201
7.3.3	Confronto con curve di progettazione PSM.....	203
7.4	Commenti	205
APPENDICE A	Disegno tecnico del giunto	209
APPENDICE B	Codice sensore di pressione	211
APPENDICE C	Data sheet estensimetro e rosetta.....	213
C.1	Data sheet estensimetro Kyowa KFGS-3-120-C1-11	213
C.2	Data sheet rosetta estensimetrica Kyowa SKF-24233.....	214
APPENDICE D	Raccolta dati giunti utilizzati nelle prove sperimentali	215
D.1	Giunto B_AW_0.05_8385_8385.....	216
D.2	Giunto B_AW_0.05_11200_11200.....	218
D.3	Giunto B_AW_0.05_5610_5610.....	220
D.4	Giunto B_AW_0.1_6550_6550.....	222
D.5	Giunto T_AW_0.05_-7505_7505.....	224
BIBLIOGRAFIA		227
RINGRAZIAMENTI		229

SOMMARIO

Il presente lavoro di Tesi, nato dalla collaborazione tra il Dipartimento di Ingegneria Industriale dell'Università di Padova e l'azienda vicentina Antonio Zamperla S.p.A., vede l'applicazione del Peak Stress Method, metodo basato sugli approcci locali, per lo studio della resistenza a fatica di un giunto saldato in acciaio tubo su flangia rinforzato mediante nervature, ispirato al braccio di sostegno della giostra "Mini Ferris Wheel 6", e sollecitato a flessione, torsione e flessio-torsione. Il comportamento del giunto in esame è stato simulato mediante analisi agli elementi finiti utilizzando il software Ansys® Mechanical e i risultati ottenuti sono stati analizzati applicando l'approccio PSM in due modalità differenti, ossia: (i) mediante applicazione manuale e (ii) tramite l'applicativo "PSM App" sviluppato dal gruppo di ricerca di Costruzione di Macchine presso il Dipartimento di Ingegneria Industriale dell'Università di Padova. Infine, le stime della vita a fatica così ricavate sono state confrontate con i risultati sperimentali ottenuti da prove a fatica mediante un banco prova multiassiale appositamente progettato per sollecitare i provini a flessione pura, torsione pura e flessio-torsione.

Gli obiettivi perseguiti sono:

- Verifica dell'accuratezza del PSM nello stimare la vita a fatica e i siti d'innescio delle cricche in geometrie saldate complesse per le quali la normativa attuale, basata su approcci in tensione nominale, non presenta classi di progettazione di riferimento;
- Confronto tra i risultati ottenuti applicando il PSM "a mano" e con l'applicativo "PSM App" per verificare l'affidabilità di quest'ultimo nell'ottica di una sua futura integrazione in ambito industriale, semplificando e velocizzando la progettazione a fatica di componenti saldati.

Il primo capitolo costituisce una introduzione agli approcci locali, presentando lo stato dell'arte di alcuni dei principali metodi basati su di essi ed esponendone vantaggi e svantaggi.

Il secondo capitolo tratta i risultati di un addestramento preliminare svolto al fine di acquisire le competenze necessarie per applicare gli approcci locali, e in particolare il PSM, per la verifica di strutture 2D e 3D tramite l'utilizzo di software agli elementi finiti (FEM).

Il terzo capitolo descrive il giunto oggetto del presente lavoro di Tesi, il banco realizzato per condurre le prove sperimentali, il software per il suo controllo e il sistema progettato per rilevare l'innescio della cricca.

I capitoli quarto e quinto si concentrano sulle analisi agli elementi finiti eseguite sul giunto, partendo dal setup delle simulazioni fino ai risultati ottenuti applicando manualmente il PSM, tramite l'applicativo "PSM App" e il loro confronto. Inoltre, viene fornita una breve introduzione all'applicativo per comprenderne le funzioni e i comandi.

Il sesto capitolo espone preparazione, esecuzione e risultati delle prove estensimetriche condotte al banco per verificarne il corretto funzionamento.

Il settimo capitolo espone preparazione, esecuzione e risultati delle prove sperimentali condotte al banco. I risultati ottenuti sono stati poi confrontati con le curve di progettazione proposte dall'approccio PSM.

Infine, in calce al presente lavoro di Tesi sono riportate le appendici A, B, C e D contenenti il disegno tecnico del giunto analizzato, il codice per la lettura del sensore di pressione utilizzato per rilevare l'innescio della cricca, i data sheet degli estensimetri utilizzati per le prove discusse nel capitolo sesto e la raccolta dati delle prove sperimentali inerenti al capitolo settimo.

CAPITOLO 1

Gli approcci locali

Nel campo della progettazione di strutture saldate realizzate in acciaio o alluminio solitamente si utilizzano metodi basati sulla tensione nominale [1]. Questi metodi, illustrati nelle norme europee EN 1993 Eurocodice 3 [2] per le prime ed EN 1999 Eurocodice 9 [3] per le seconde, prevedono il confronto del caso in esame con delle curve di progettazione a fatica S-N. La curva con cui fare tale confronto viene scelta in base alla geometria (sia forma che dimensioni) e allo schema di carico. Risulta dunque evidente come l'applicazione di questo metodo sia fortemente limitata dalla presenza in normativa di geometrie quantomeno simili a quella che si vuole analizzare; in caso contrario la realizzazione di nuove curve richiede numerose prove con un conseguente dispendio in termini di tempo e denaro.

Per ovviare a questo problema, essendo la fatica un fenomeno locale, sono stati proposti diversi metodi basati su quantità locali quali tensione locale, deformazione locale e densità di energia di deformazione che, secondo la letteratura [4-10], sono affidabili per la stima della vita a fatica e per l'individuazione della zona d'innescio di cricche. L'utilizzo di questi metodi prevede l'impiego di curve analoghe a quelle utilizzate dall'Eurocodice ma, a differenza di quest'ultimo, l'unica variabile che influenza la scelta della curva è il materiale; tali curve, infatti, sono universali e indipendenti da geometria e schema di carico.

A favorire la diffusione di questi metodi vi è poi la possibilità di utilizzarli con software agli elementi finiti (FEM) [9,11-14] in modo da velocizzarne e semplificarne l'applicazione, rendendo questi metodi sempre più appetibili per l'impiego in ambito industriale per l'individuazione della zona d'innescio della cricca e per la stima della vita a fatica delle strutture saldate.

1.1 MFLE e intagli acuti

Quando in un componente sono presenti intagli, il campo di tensione lineare elastico all'apice di questi tende a infinito. In queste condizioni non è possibile applicare la meccanica classica, in quanto, essendo la tensione massima illimitata, i criteri di punto non sono più validi. Per permettere l'analisi di componenti all'interno dei quali siano presenti cricche è dunque necessario ricorrere alla meccanica della frattura lineare elastica (MFLE). Introdotta da Griffith [15], e inizialmente utilizzata per l'analisi di cricche da Irwin [16], è stata poi estesa da Gross e Mendelson ai casi di intagli a V a spigolo vivo [17] e, infine, da Smith e Miller a intagli acuti [18].

Si definiscono a V gli intagli nei quali i fianchi non sono paralleli (come in una cricca) ma aperti con un certo angolo di apertura 2α . In base al raggio di raccordo all'apice ρ si distinguono in: intagli a V a spigolo vivo se $\rho=0$ e intagli acuti se $\rho \leq a_0$ [18], dove a_0 è detta dimensione di cricca caratteristica ed è una proprietà del materiale (per l'acciaio $a_0 \approx 0.1$ mm).

L'estensione della MFLE ad intagli acuti ha permesso lo studio di diverse geometrie critiche per quanto riguarda la resistenza a fatica come, ad esempio, cave (figure 1.1a e 1.1b), calettamenti (figura 1.1c) e giunti saldati (figura 1.1d).

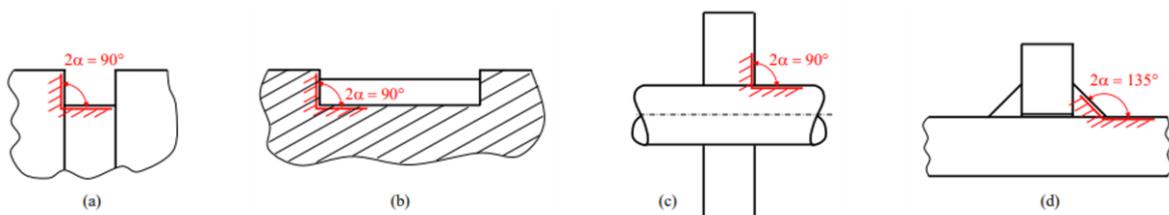


Figura 1.1 Esempi di intagli acuti e rispettivi angoli di apertura: (a) cava per anelli di arresto, (b) cava per linguette, (c) calettamento albero-mozzo, (d) giunto saldato [19].

I metodi locali di seguito riportati rispettano tutti le medesime ipotesi operative, ossia comportamento lineare elastico del materiale e approssimazione degli intagli acuti con intagli a V a spigolo vivo.

1.2 Notch Stress Intensity Factor (NSIF)

1.2.1 Teoria

Analogamente a quanto ricavato da Irwin per la Meccanica della Frattura Lineare Elastica (MFLE), quando un componente in cui è presente un intaglio a V viene sollecitato si genera, nella regione di materiale che circonda l'apice dell'intaglio, un campo tensionale singolare. Preso a riferimento un sistema di riferimento cilindrico centrato sull'apice dell'intaglio e avente asse z tangente all'apice dell'intaglio, asse θ originante dalla bisettrice dell'intaglio e r direzione radiale (figura 1.2a), è possibile definire tale campo con la seguente equazione [4,7].

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{\vartheta\vartheta} \\ \sigma_{rrr} \\ \tau_{r\theta} \end{Bmatrix} = \frac{K_1}{r^{1-\lambda_1}} \cdot \begin{Bmatrix} \tilde{\sigma}_{\vartheta\vartheta}(\vartheta) \\ \tilde{\sigma}_{rrr}(\vartheta) \\ \tilde{\tau}_{r\theta}(\vartheta) \end{Bmatrix}_I + \frac{K_2}{r^{1-\lambda_2}} \cdot \begin{Bmatrix} \tilde{\sigma}_{\vartheta\vartheta}(\vartheta) \\ \tilde{\sigma}_{rrr}(\vartheta) \\ \tilde{\tau}_{r\theta}(\vartheta) \end{Bmatrix}_{II} + \frac{K_3}{r^{1-\lambda_3}} \cdot \begin{Bmatrix} \tilde{\sigma}_{\vartheta\vartheta}(\vartheta) \\ \tilde{\sigma}_{rrr}(\vartheta) \\ \tilde{\tau}_{r\theta}(\vartheta) \end{Bmatrix}_{III} \quad (1.1)$$

Dove i pedici 1, 2 e 3 fanno riferimento ai modi di sollecitazione che sono, rispettivamente, apertura, scorrimento e strappo (figura 1.2b).

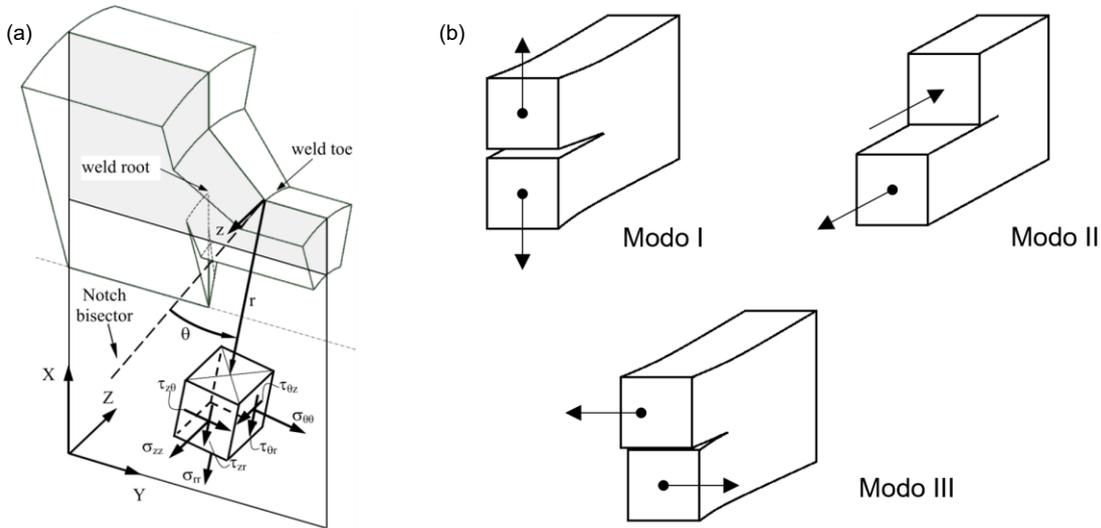


Figura 1.2 (a) Sistema di riferimento cilindrico centrato sull'apice dell'intaglio acuto generato dal piede cordone di una saldatura e componenti di tensione locali [9], (b) modi di sollecitazione.

Questi campi sono singolari per $r \rightarrow 0$ e $\sigma_i \rightarrow \infty$ e i parametri $1-\lambda_i$ ne rappresentano i gradi di singolarità. I gradi di singolarità sono funzione dell'angolo di apertura 2α e possono essere calcolati sfruttando le equazioni (1.2) recentemente pubblicate in [20], come mostrato nella figura 1.3.

$$1 - \lambda_i = a_i \cdot (2\alpha)^4 + b_i \cdot (2\alpha)^3 + c_i \cdot (2\alpha)^2 + d_i \cdot (2\alpha) + e_i \quad i=1,2,3 \text{ e } 2\alpha \text{ è espresso in } [^\circ] \quad (1.2)$$

I valori dei coefficienti presenti nell'equazione (1.2) sono riportati nella tabella 1.1.

Tabella 1.1 Coefficienti da utilizzare nell'equazione (1.2) per il calcolo dei gradi di singolarità. [20]

Coefficient	$1 - \lambda_1$	$1 - \lambda_2$	$1 - \lambda_3$
a	$-5.643 \cdot 10^{-10}$	0	0
b	$5.379 \cdot 10^{-8}$	$-9.491 \cdot 10^{-8}$	$-3.768 \cdot 10^{-8}$
c	$-7.777 \cdot 10^{-6}$	$-9.802 \cdot 10^{-6}$	$-1.167 \cdot 10^{-7}$
d	$1.785 \cdot 10^{-4}$	$-2.906 \cdot 10^{-3}$	$-1.525 \cdot 10^{-3}$
e	0.500	0.500	0.500
R²	1.000	1.000	1.000
ε*	< 1%	< 1%	< 1%

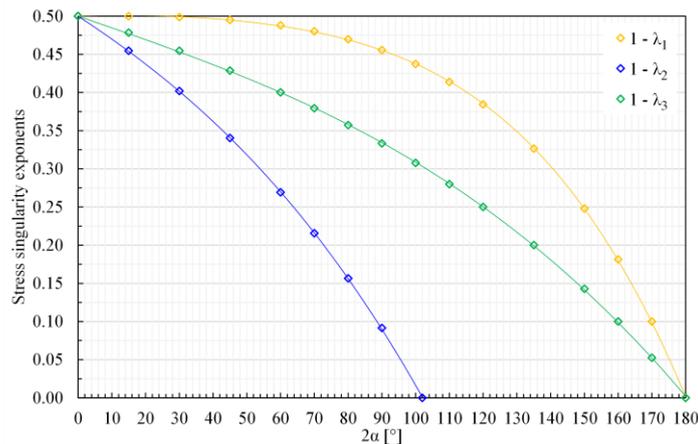


Figura 1.3 Andamento dei gradi di singolarità $1-\lambda_i$ in funzione dell'angolo di apertura 2α [20].

Si nota subito come il modo II, a differenza dei modi I e III, non è più singolare per valori di $2\alpha > 102^\circ$.

I termini K_i presenti nell'equazione (1.1) sono i fattori di intensificazione delle tensioni (Notch Stress Intensity Factors, NSIFs) ed esprimono l'intensità del campo asintotico locale in prossimità dell'apice dell'intaglio. Le definizioni degli NSIFs, riportate di seguito, furono date da Gross e Mendelson per i modi I e II [3] mentre per il modo III se ne sfrutta una loro estensione [7].

$$K_1 = \sqrt{2\pi} \cdot \lim_{r \rightarrow 0} [\sigma_{\vartheta\vartheta, \vartheta=0} \cdot r^{1-\lambda_1}] \quad (1.3a)$$

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

$$K_3 = \sqrt{2\pi} \cdot \lim_{r \rightarrow 0} [\tau_{\vartheta z, \vartheta=0} \cdot r^{1-\lambda_3}] \quad (1.3c)$$

Osservando le equazioni (1.3) si può notare come l'unità di misura degli NSIFs sia dipendente dall'angolo di apertura 2α , rendendo così impossibile il confronto tra intagli aventi valori di 2α diversi.

Il metodo NSIF può dunque essere impiegato per il confronto di intagli caratterizzati dallo stesso angolo di apertura 2α col fine di individuare quello più critico dal quale innescherà la cricca e stimarne la vita a fatica mediante curve ΔK_i-N_f , dove il range ΔK_i è da intendersi come valore massimo - valore minimo. Si riportano di seguito due curve per la stima della vita a fatica in termini di range di tensione nominale $\Delta\sigma$ e di range di K_1 (figura 1.4). Da queste si può notare immediatamente come la curva del metodo NSIF sia caratterizzata da un'ampiezza di banda più limitata consentendo, quindi, una stima più accurata della vita a fatica.

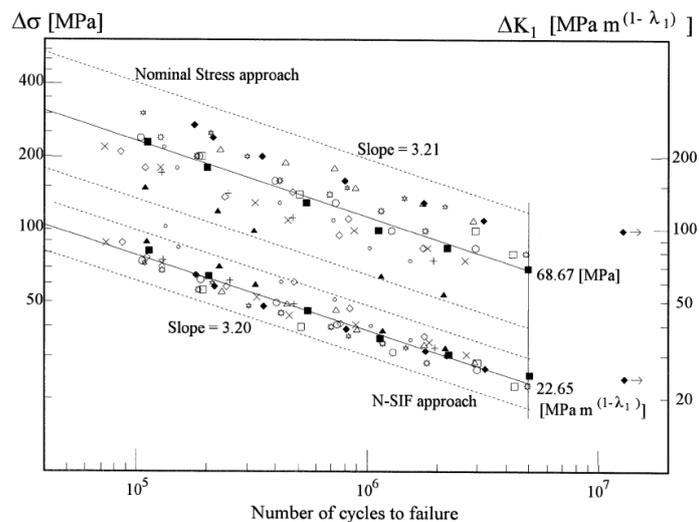


Figura 1.4 Curve di fatica in termini di range di tensione nominale e K_1 in corrispondenza del piede cordone ($2\alpha=135^\circ$, $1-\lambda_1=0.326$) per giunti realizzati in acciaio [4].

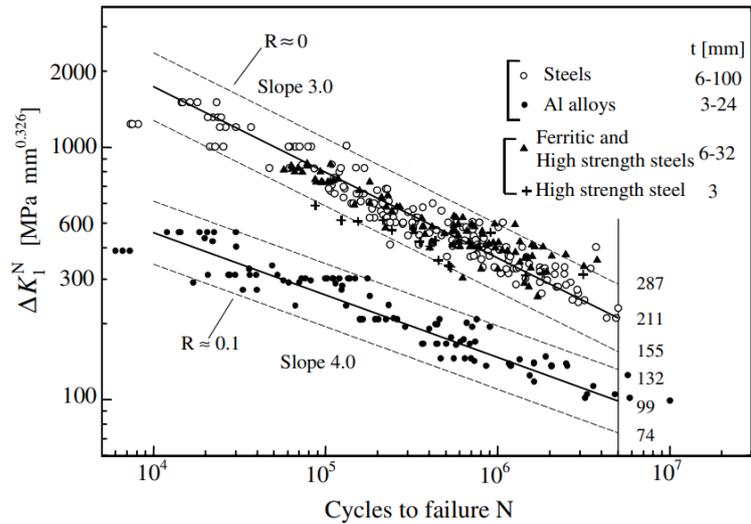


Figura 1.5 Curve di fatica in termini di range di K_I in corrispondenza del piede cordone ($2\alpha=135^\circ$, $1-\lambda_1=0.326$) per giunti realizzati in acciaio ($k=3$) e alluminio ($k=4$) [6].

1.2.2 Applicazione FEM

Con il fine di applicare le equazioni (1.3) in un ambiente virtuale è necessario eseguire una discretizzazione in quanto, all'interno del software FEM, si utilizzano domini discreti per i quali non è applicabile la definizione di limite che, invece, richiede domini continui. Per fare ciò, nei pressi dell'intaglio, bisogna utilizzare una dimensione di mesh dell'ordine di 10^{-5} mm [4]. Allontanandosi dall'apice dell'intaglio gli effetti del campo singolare diventano meno influenti e, quindi, la dimensione media di elemento può aumentare. È importante mantenere l'infiltramento graduale ed evitare mesh distorte in modo da ottenere risultati accurati.

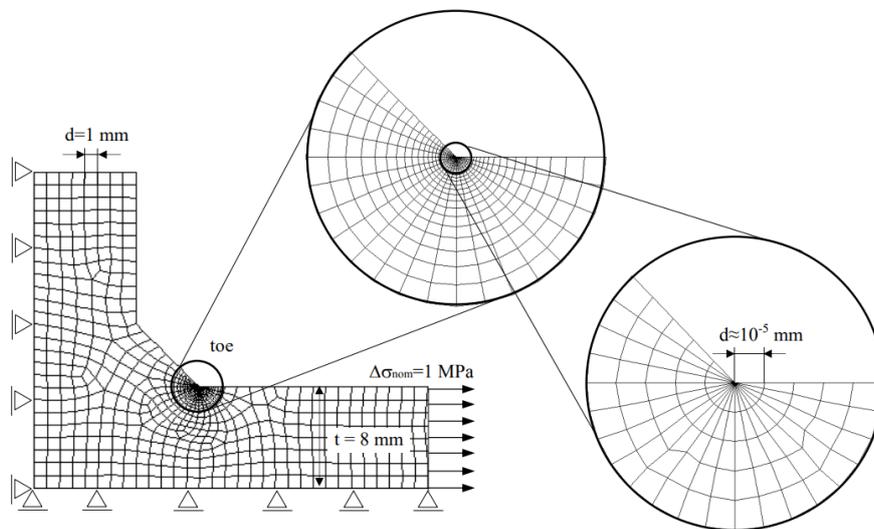


Figura 1.6 Mesh ideale per l'applicazione FEM del metodo NSIF [19].

Per ricavare le tensioni richieste per la stima degli NSIFs è necessario posizionare, sull'apice dell'intaglio, un sistema di riferimento locale avente asse x lungo la bisettrice dell'intaglio e asse z tangente all'apice dello stesso.

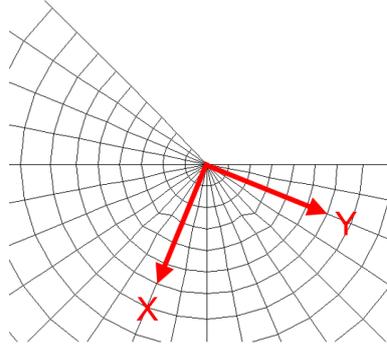


Figura 1.7 Sistema di riferimento locale creato per applicare il metodo NSIF.

Utilizzando un path disposto lungo l'asse x del sistema locale si ricavano le tensioni σ_{yy} , τ_{xy} e τ_{yz} che corrispondono a $\sigma_{\theta\theta}$, $\tau_{r\theta}$ e $\tau_{\theta z}$. Con questi valori è possibile applicare numericamente le equazioni (1.3) utilizzando un foglio di calcolo come Excel®.

Col fine di non introdurre errori di sottostima e sovrastima delle tensioni bisogna escludere i nodi più vicini e lontani dall'apice dell'intaglio. Infatti, avvicinandosi all'apice dell'intaglio, subentrano approssimazioni legate alla fittezza della mesh dovute al fatto che l'analisi agli elementi finiti non è in grado di cogliere tensioni che tendono all'infinito. Viceversa, allontanandosi dall'apice dell'intaglio, subentrano gli effetti dei termini di ordine superiore che portano la tensione al suo valore nominale. Un metodo utile per individuare quali nodi considerare nella stima degli NSIFs è quello di plottare in scala doppio logaritmica l'andamento delle tensioni lungo la bisettrice e mantenere solamente i valori che si dispongono lungo una retta avente pendenza pari a $1-\lambda_i$.

1.2.3 Considerazioni

Rispetto agli approcci in tensione nominale, questo metodo presenta alcuni vantaggi:

- Confrontando intagli aventi lo stesso valore di 2α si utilizza una sola curva di progettazione;
- È possibile utilizzare il calcolo FEM anche nel caso di strutture complesse.

Di contro, però, vi sono alcuni svantaggi che ne rendono difficile l'applicazione, in particolare in ambito industriale dove si studiano strutture complesse e/o di grandi dimensioni:

- L'unità di misura di K_i è funzione dell'angolo di apertura 2α ($\text{MPa} \cdot \text{mm}^{1-\lambda_i}$), in questo modo quindi non è possibile confrontare due intagli che non condividono lo stesso angolo di apertura e dunque non è possibile definire una curva di progettazione universale;
- L'impiego di mesh estremamente fitte richiede la disponibilità di un'elevata potenza di calcolo;
- La generazione di una mesh adeguata, l'esecuzione della simulazione, l'estrapolazione delle tensioni e la fase di post-processing dei risultati richiedono molto tempo.

1.3 Averaged Strain Energy Density (SED)

1.3.1 Teoria

Un metodo che, almeno in parte, risolve le problematiche dell'NSIF è quello proposto da Lazzarin e Zambardi inizialmente per i soli modi I e II [5] e poi esteso anche al modo III [7] che utilizza come parametro la densità di energia di deformazione media all'interno di un settore circolare di dimensione R_c proprietà del materiale.

Tale grandezza è esprimibile in funzione dei termini K_i definiti con le equazioni (1.3) [7]

$$\overline{\Delta W} = c_{w1} \cdot \frac{e_1}{E} \cdot \left[\frac{\Delta K_1}{R_c^{1-\lambda_1}} \right]^2 + c_{w2} \cdot \frac{e_2}{E} \cdot \left[\frac{\Delta K_2}{R_c^{1-\lambda_2}} \right]^2 + c_{w3} \cdot \frac{e_3}{E} \cdot \left[\frac{\Delta K_3}{R_c^{1-\lambda_3}} \right]^2 \quad (1.4)$$

Dove E è il modulo elastico del materiale, e_i sono parametri funzione di 2α e ν (coefficiente di Poisson) ottenibili con la seguente equazione recentemente pubblicata in [20]:

$$e_i = p_{00,i} + p_{10,i} \cdot 2\alpha + p_{01,i} \cdot \nu + p_{20,i} \cdot (2\alpha)^2 + p_{11,i} \cdot 2\alpha \cdot \nu + p_{30,i} \cdot (2\alpha)^3 + p_{21,i} \cdot \nu \cdot (2\alpha) \quad (1.5)$$

Nella quale $i=1,2,3$, 2α è espresso in gradi [°] e i coefficienti p_{ij} sono riportati nella tabella 1.2.

Tabella 1.2 Coefficienti da utilizzare nell'equazione (1.5) per il calcolo dei parametri e_i . [20]

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

I parametri c_{wi} presenti nell'equazione (1.4) sono impiegati per considerare la presenza e l'effetto delle tensioni alternate e sono espressi in funzione del rapporto di carico R_i e dello stato del materiale [7].

$$c_{wi} = \begin{cases} \frac{1 + R_i^2}{(1 - R_i)^2} & \rightarrow \text{stress-relieved con } -1 \leq R_i \leq 0 \\ \frac{1 - R_i^2}{(1 - R_i)^2} & \rightarrow \text{stress-relieved con } 0 \leq R_i < 1 \\ 1 & \rightarrow \text{as-welded per ogni } R_i \end{cases} \quad (1.6)$$

Infine, R_c rappresenta il raggio del volume strutturale di controllo e il suo valore dipende solamente dal materiale [5]:

- Per giunti realizzati in acciaio, $R_c=0.28$ mm se si analizza il piede cordone mentre $R_c=0.36$ mm se si analizza la radice. Per sicurezza Lazzarin et al. suggeriscono di adottare $R_c=0.28$ mm indipendentemente da angolo e modalità di carico [6];
- Per giunti realizzati in alluminio, $R_c=0.12$ mm indipendentemente dalla sua posizione [6].

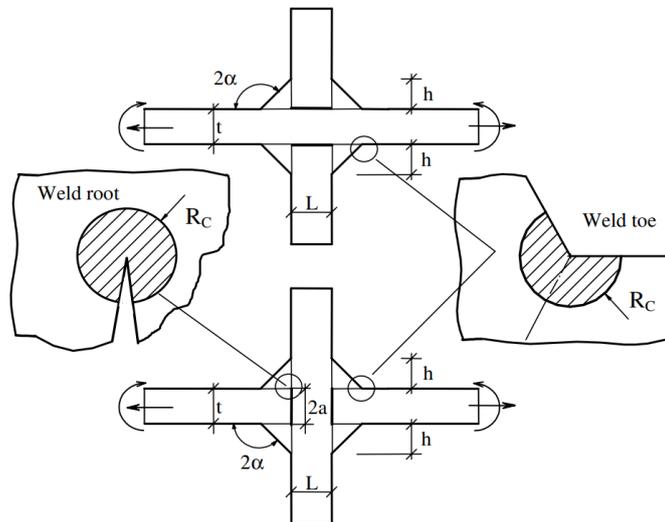


Figura 1.8 Volume strutturale in corrispondenza del piede e della radice di un cordone di saldatura [6].

A differenza del metodo NSIF il parametro $\overline{\Delta W}$ ha un'unità di misura (MJ/m^3) indipendente dall'angolo di apertura 2α . In questo modo, ricavato il valore del SED mediato di ogni potenziale punto d'innesco della cricca, è possibile individuare quello critico e stimare la vita a fatica mediante l'utilizzo di un'unica curva funzione del materiale.

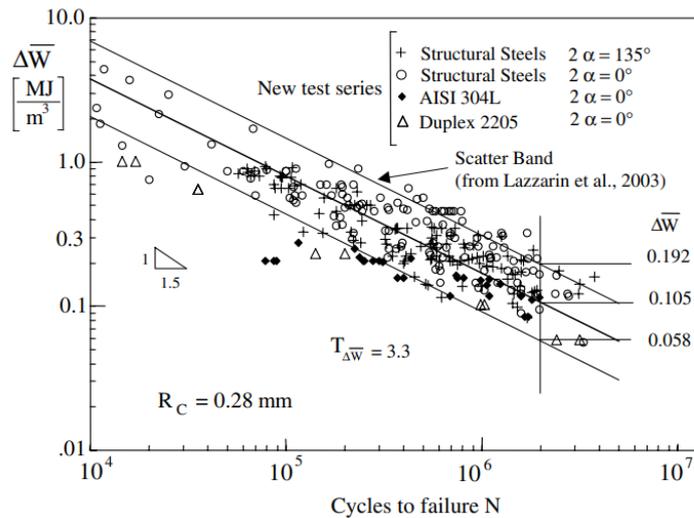


Figura 1.9 Curva di fatica del metodo SED per strutture realizzate in acciaio [6].

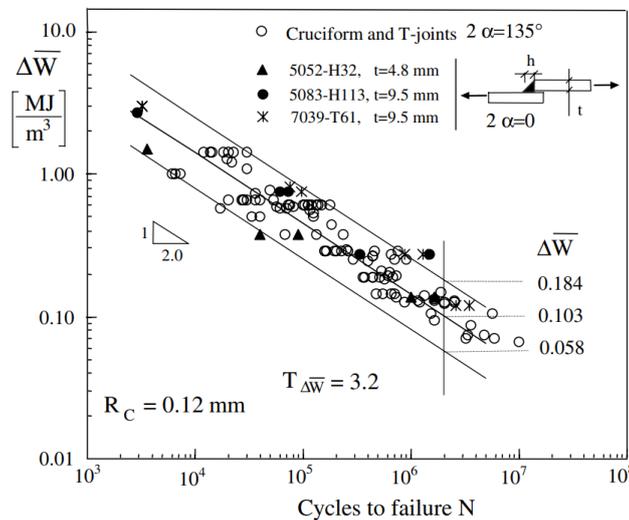


Figura 1.10 Curva di fatica del metodo SED per strutture realizzate in alluminio [6].

1.3.2 Applicazione FEM

Esistono diversi metodi per calcolare il SED mediato con una simulazione FEM:

- Applicando l'equazione (1.4) ricavando i valori degli NSIF con il metodo illustrato nel paragrafo 1.2.2. Presenta gli stessi svantaggi del metodo NSIF e per questo motivo non viene impiegato;
- Modellando il volume di controllo e ricavando, attraverso il software, i valori di energia di deformazione e del volume. Il rapporto di questi due valori corrisponde a $\Delta\bar{W}$. In questo caso, poiché si è dimostrato che il metodo SED è sostanzialmente insensibile alla mesh [21], è possibile utilizzare una dimensione di elemento al massimo pari al raggio del volume di controllo;

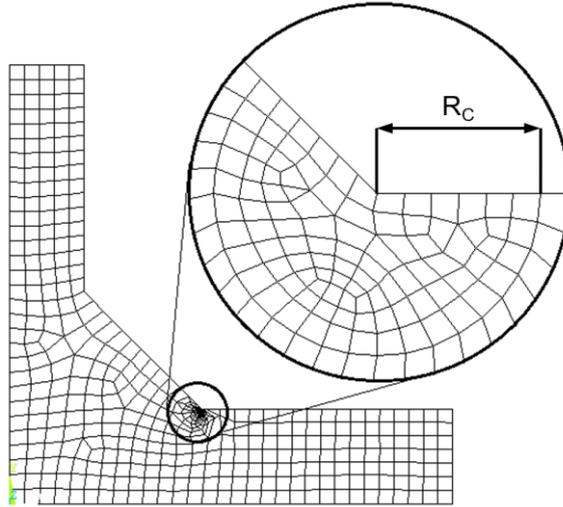


Figura 1.11 Mesh per l'applicazione FEM del metodo SED mediato.

- Utilizzando la seguente equazione [22] dove $\Delta\sigma_{eq, peak}$ è ottenuto applicando il metodo PSM

$$\overline{\Delta W} = \frac{1 - \nu^2}{2E} \cdot \Delta\sigma_{eq, peak}^2 \quad (1.7)$$

I vantaggi dell'impiego di questo metodo saranno illustrati nel paragrafo 1.4.

1.3.3 Considerazioni

Come anticipato, il SED mediato presenta diversi vantaggi rispetto al metodo NSIF:

- L'unità di misura di $\overline{\Delta W}$ (MJ/m³) è indipendente da 2α e per questo è possibile confrontare intagli caratterizzati da angoli di apertura differenti;
- Noto il materiale, è possibile utilizzare una curva di progettazione unica;
- La dimensione di elemento richiesta è più grossolana (circa quattro ordini di grandezza maggiore rispetto a quella richiesta dal metodo NSIF);
- Il tempo richiesto per la creazione della mesh, l'esecuzione della simulazione e la fase di post-processing è di molto inferiore a quello del metodo basato sugli NSIFs.

Nonostante ciò, la dimensione di elemento risulta ancora un impedimento alla diffusione in ambito industriale, soprattutto nelle analisi di strutture di grandi dimensioni.

1.4 Peak Stress Method (PSM)

1.4.1 Teoria

Partendo dai due metodi precedentemente illustrati, Meneghetti e Lazzarin hanno proposto [8] il Peak Stress Method (PSM). Inizialmente valido per sole sollecitazioni di modo I, è stato poi esteso da Meneghetti ai modi II [23] e III [24].

Questo metodo, utilizzando i risultati di analisi FEM eseguite con mesh grossolane, permette la stima degli NSIFs mediante le seguenti equazioni [9].

$$K_{FE}^* = \frac{K_1}{\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak} \cdot d^{1-\lambda_1}} \quad (1.8a)$$

$$K_{FE}^{**} = \frac{K_2}{\tau_{r\theta, \theta=0, peak} \cdot d^{1-\lambda_2}} \quad (1.8b)$$

$$K_{FE}^{***} = \frac{K_3}{\tau_{\theta z, \theta=0, peak} \cdot d^{1-\lambda_3}} \quad (1.8c)$$

Dove $\sigma_{\theta\theta,\theta=0,\text{peak}}$, $\text{Tr}_{\theta,\theta=0,\text{peak}}$ e $\text{T}_{\theta z,\theta=0,\text{peak}}$ sono le tensioni di picco definite in un sistema cilindrico locale analogo a quello introdotto nel paragrafo 1.2.1 e rappresentato nella figura 1.2a, d la dimensione media di elemento della mesh, K_i e λ_i gli NSIF e i gradi di singolarità definiti nel paragrafo 1.2.1 e K_{FE}^i le costanti di calibrazione proprie del PSM. Tali costanti sono funzione del tipo di elemento, angolo di apertura 2α e software impiegato [20].

Lavorando con Ansys® è possibile ricavare i valori di K_{FE}^i in funzione dell'angolo di apertura 2α mediante la seguente equazione, recentemente pubblicata in [20].

$$K_{FE}^i = a_i \cdot (2\alpha)^5 + b_i \cdot (2\alpha)^4 + c_i \cdot (2\alpha)^3 + d_i \cdot (2\alpha)^2 + e_i \cdot 2\alpha + f_i \quad (1.9)$$

Dove $i=*, **, ***$, 2α è espresso in gradi [°] e i coefficienti sono riportati nella tabella 1.3 in funzione del tipo di elemento e dell'angolo di apertura 2α .

Tabella 1.3 Coefficienti da utilizzare nell'equazione (1.9) per il calcolo delle costanti K_{FE}^i in funzione del tipo di elemento e dell'angolo di apertura 2α . [20]

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
R²	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
R²	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
R²	0.9995	0.9984	0.9993

Gli andamenti dei K_{FE}^i ottenuti con l'equazione (1.9) con le relative bande d'errore sono riportati nelle figure 1.12-14 in funzione del tipo di elemento e degli angoli di apertura 2α .

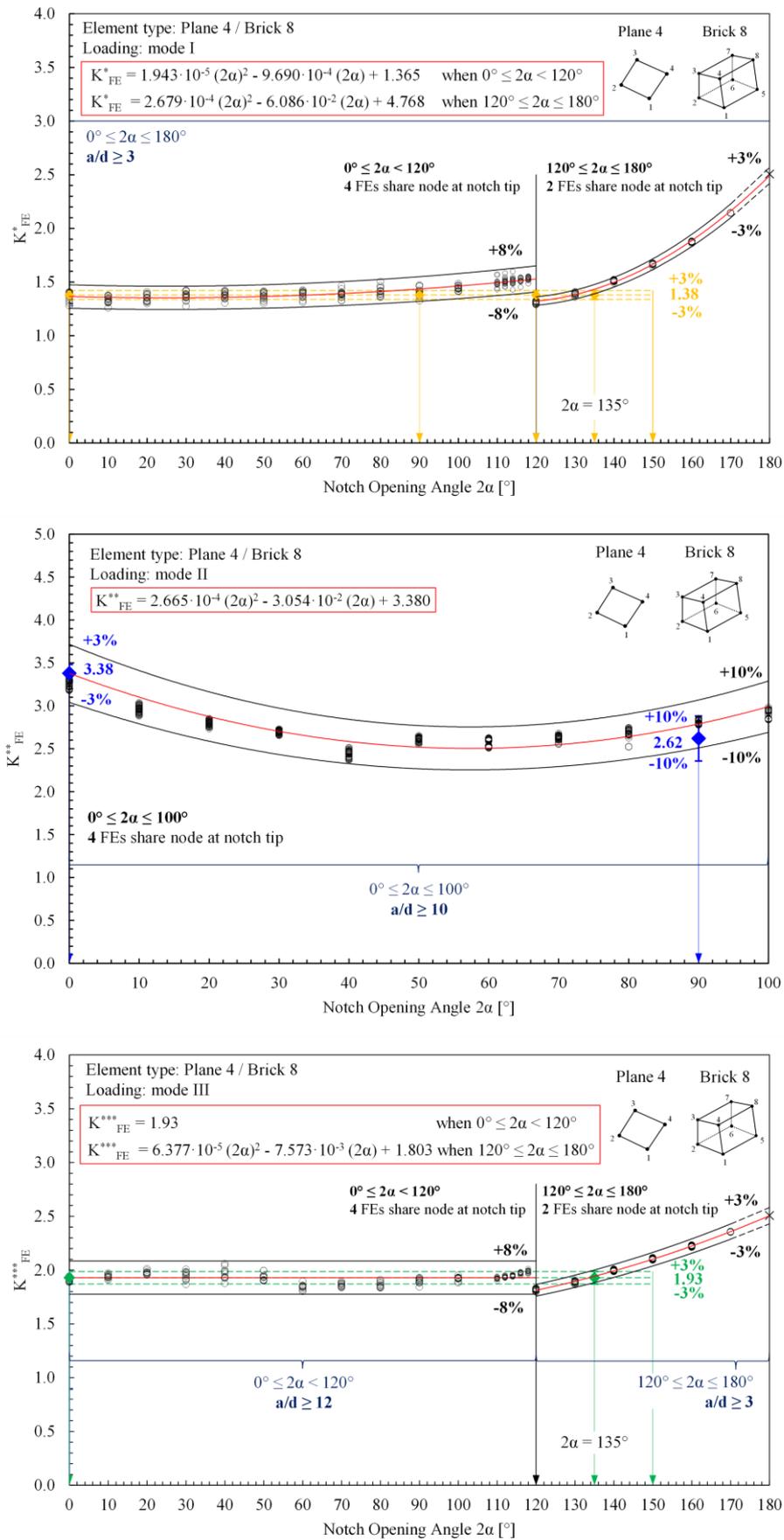


Figura 1.12 Andamenti dei K_{FE}^i in funzione dell'angolo di apertura 2α per elementi Plane 4 e Brick 8 [20].

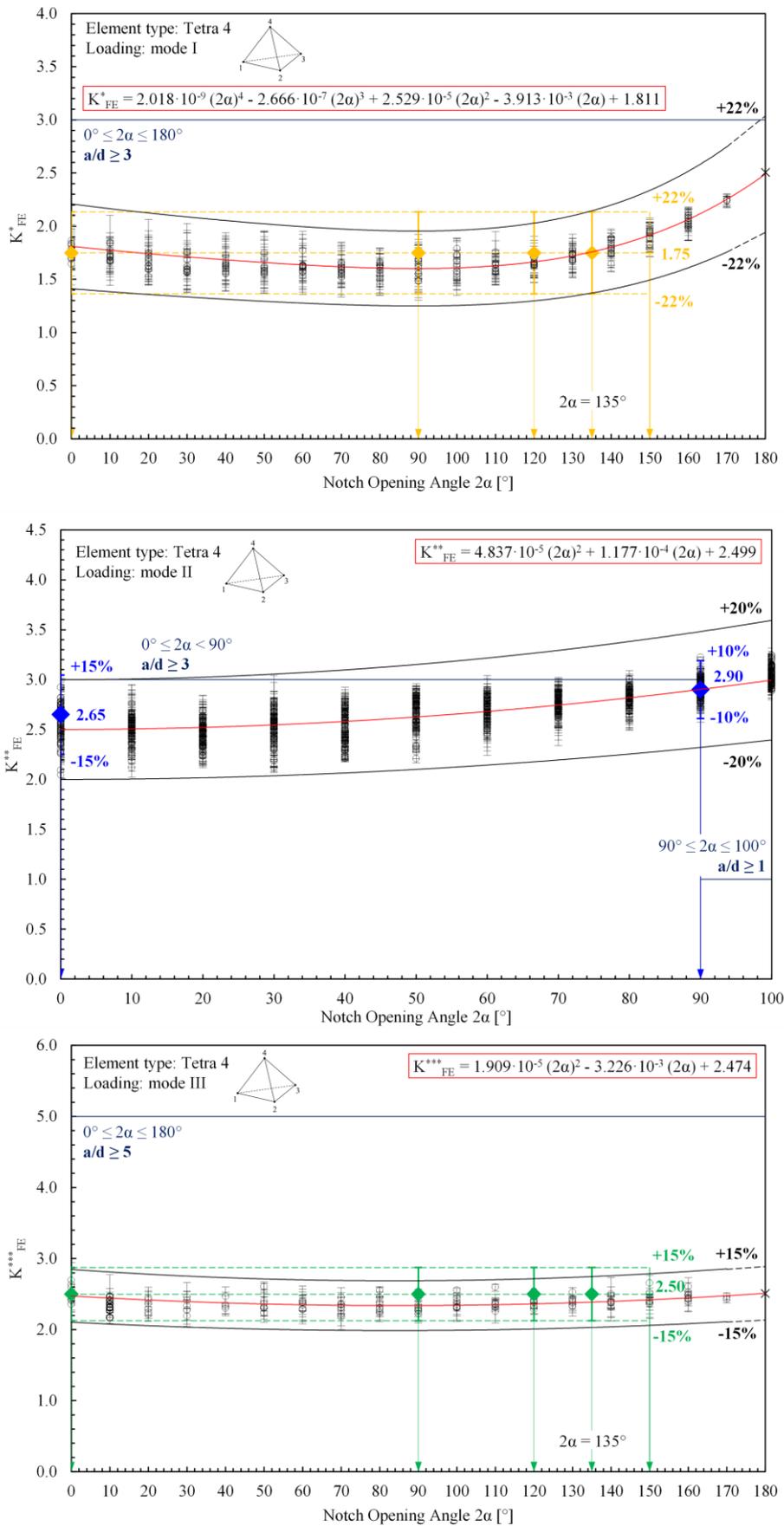


Figura 1.13 Andamenti dei K_{FE}^i in funzione dell'angolo di apertura 2α per elementi Tetra 4 [20].

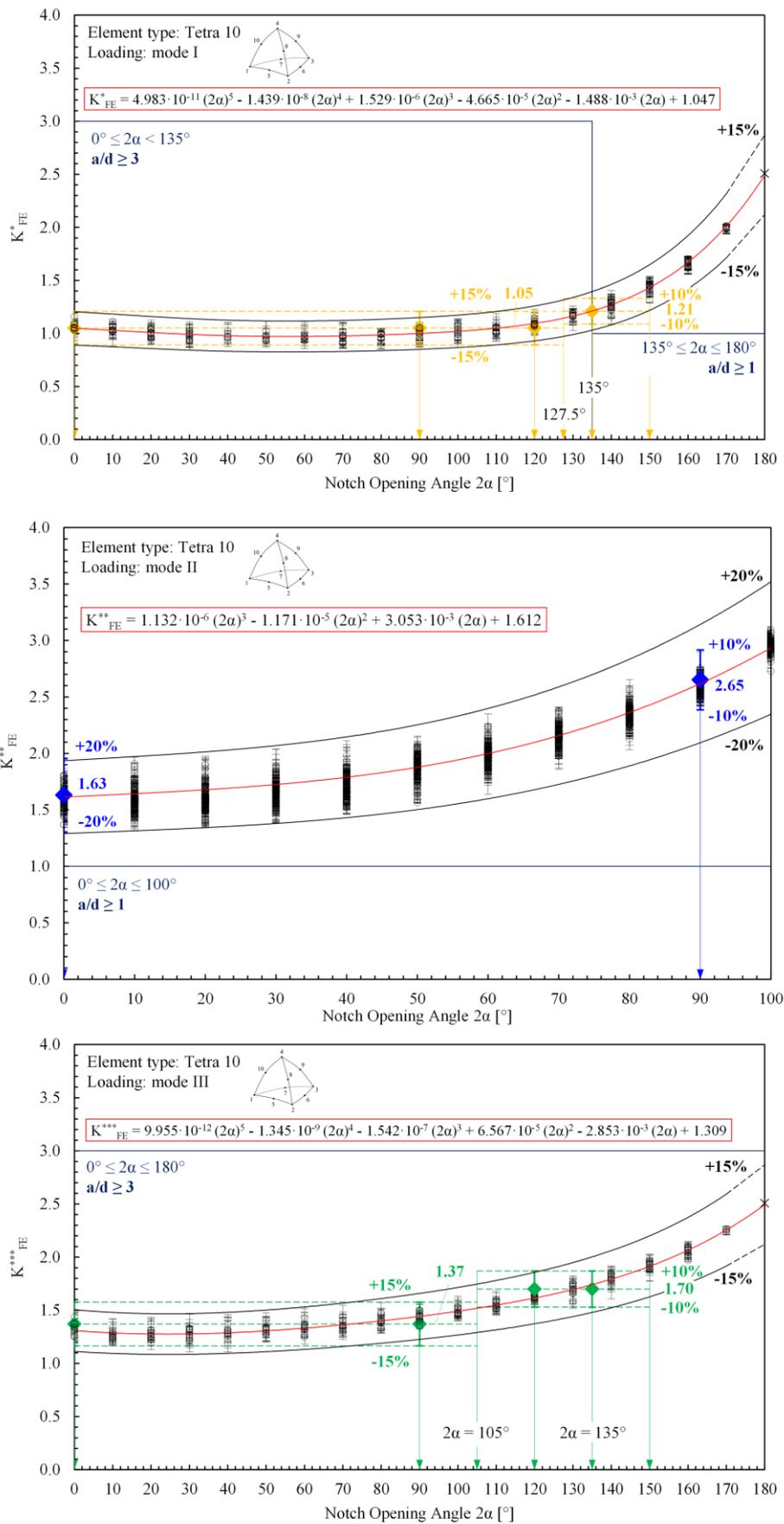


Figura 1.14 Andamenti dei K_{FE}^i in funzione dell'angolo di apertura 2α per elementi Tetra 10 [20].

Il metodo, inoltre, partendo dall'equazione (1.4) del SED mediato e tramite una serie di passaggi riportati in [25] (e qui omessi per sinteticità) introduce la tensione equivalente di picco $\sigma_{eq, peak}$, il cui range è così definito [9]

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = \sqrt{c_{w1} \cdot f_{w1}^2 \cdot \Delta\sigma_{\vartheta\vartheta,\vartheta=0,peak}^2 + c_{w2} \cdot f_{w2}^2 \cdot \Delta\tau_{r\vartheta,\vartheta=0,peak}^2 + c_{w3} \cdot f_{w3}^2 \cdot \Delta\tau_{\vartheta z,\vartheta=0,peak}^2} \quad (1.10)$$

Dove i parametri c_{wi} sono quelli introdotti dal SED (equazione (1.6)) e f_{wi} sono fattori correttivi definiti con la seguente equazione [9]

$$f_{wi} = K_{FE}^i \sqrt{\frac{2e_i}{1-\nu^2}} \cdot \left(\frac{d}{R_0}\right)^{1-\lambda_i} \quad (1.11)$$

Nella quale $i=1,2,3$ (*,**,*** quando i è l'apice di K_{FE}^i), e_i i parametri del SED mediato definiti con l'equazione (1.5), ν il coefficiente di Poisson e R_0 il raggio del volume di controllo precedentemente definito come R_c nel paragrafo 1.3.1.

L'equazione (1.10) può essere utilizzata così com'è scritta solamente se utilizzata con elementi plane e brick. Se invece si utilizzano elementi tetra è necessario modificare i termini $\Delta\sigma_{ij}$ in quanto i nodi all'apice dell'intaglio possono essere condivisi da un numero casuale di elementi (figura 1.15), generando così una mesh distorta e, di conseguenza, una maggiore fluttuazione dei valori delle tensioni di picco. Per questo motivo Campagnolo e Meneghetti [26] hanno proposto di usare, al posto delle tensioni di picco, delle tensioni medie ottenute con una media mobile sui tre nodi adiacenti:

$$\bar{\sigma}_{ij,peak,n=k} = \frac{\sigma_{ij,peak,n=k-1} + \sigma_{ij,peak,n=k} + \sigma_{ij,peak,n=k+1}}{3} \Big|_{n=node} \quad (1.12)$$

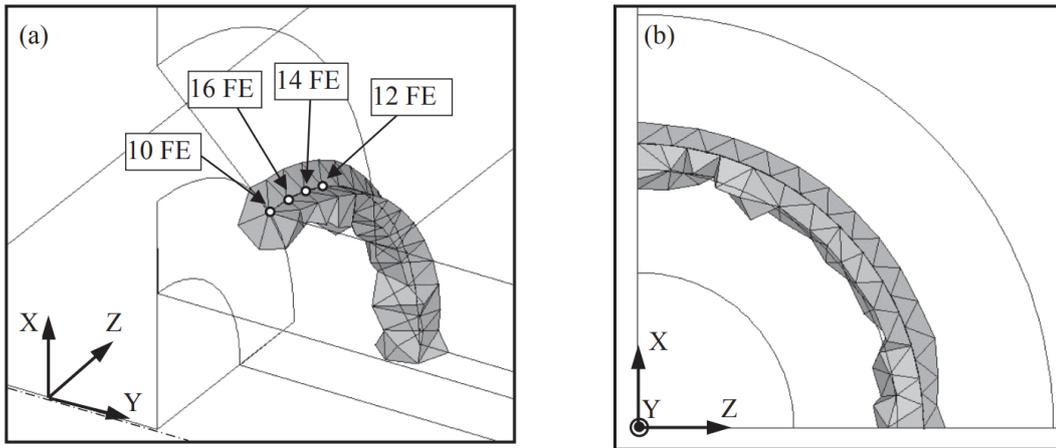


Figura 1.15 Elementi tetra sul piede cordone di una saldatura. In (a) sono riportati il numero di elementi che condividono lo stesso nodo all'apice. In (a) e (b) è possibile notare la distorsione della mesh [9].

Inoltre, utilizzando l'equazione (1.12), è importante non considerare i nodi posizionati sulle superfici libere in quanto introdurrebbero effetti di bordo. Utilizzando elementi tetra a 10 nodi bisogna escludere anche i mid-side nodes poiché non hanno valori di tensione associati.

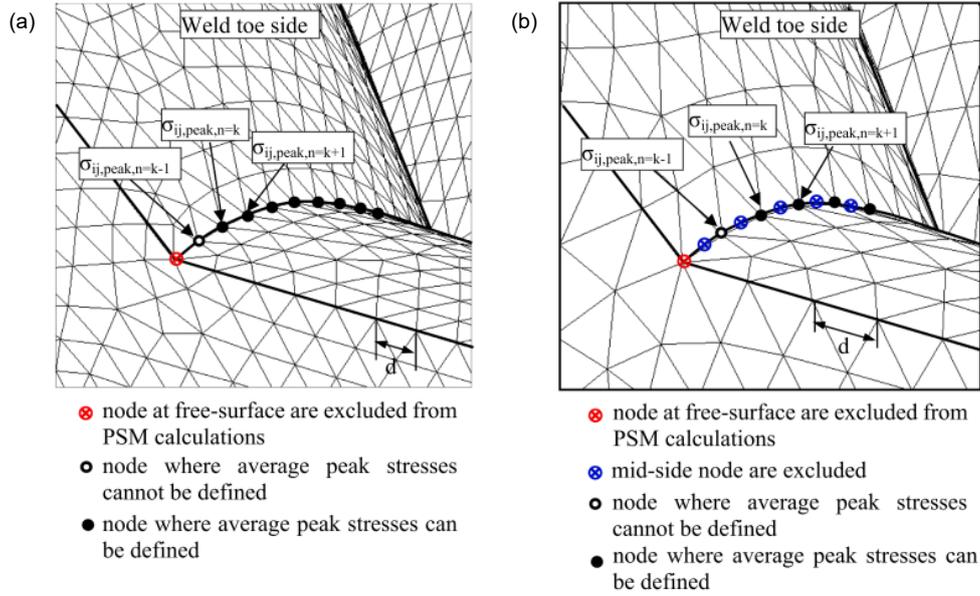


Figura 1.16 Nodi da considerare nell'equazione (1.12) quando si utilizzano elementi tetra a 4 nodi (a) e tetra a 10 nodi (b) [9].

Tenendo conto di tutto ciò, se si utilizzano elementi tetragonali, l'equazione (1.10) diventa

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

Analogamente al SED mediato, anche il range di tensione equivalente di picco ha un'unità di misura (MPa) indipendente dall'angolo di apertura 2α . In questo modo è possibile confrontare tutti i potenziali punti d'innescio presenti in una struttura, individuare quello più critico e stimare la vita a fatica mediante una curva $\Delta\sigma_{eq,peak}-N_f$ scelta in funzione del materiale e del coefficiente di biassialità locale λ . Questo coefficiente, definito da Meneghetti e Campagnolo [9] con le equazioni (1.14) in base al tipo di elemento impiegato ((1.14a) per elementi plane e brick, (1.14b) per elementi tetragonali), permette di conoscere il modo di carico prevalente nei pressi del nodo, e quindi dell'apice dell'intaglio, in esame.

$$\lambda = \frac{c_{w2} \cdot f_{w2}^2 \cdot \overline{\Delta\tau_{r\vartheta,\vartheta=0,peak}^2} + c_{w3} \cdot f_{w3}^2 \cdot \overline{\Delta\tau_{\vartheta z,\vartheta=0,peak}^2}}{c_{w1} \cdot f_{w1}^2 \cdot \overline{\Delta\sigma_{\vartheta\vartheta,\vartheta=0,peak}^2}} \quad (1.14a)$$

$$\lambda = \frac{c_{w2} \cdot f_{w2}^2 \cdot \overline{\Delta\tau_{r\vartheta,\vartheta=0,peak}^2} + c_{w3} \cdot f_{w3}^2 \cdot \overline{\Delta\tau_{\vartheta z,\vartheta=0,peak}^2}}{c_{w1} \cdot f_{w1}^2 \cdot \overline{\Delta\sigma_{\vartheta\vartheta,\vartheta=0,peak}^2}} \quad (1.14b)$$

In particolare, se $\lambda=0$ (nel presente lavoro di tesi si considera pari a 0 ogni valore di λ minore di 0.02) il modo prevalente sull'apice dell'intaglio sarà I e si utilizzeranno le curve con pendenza inversa $k=3$ (figura 1.17a) per strutture realizzate in acciaio e con $k=3.8$ (figura 1.18a) per strutture realizzate in alluminio. Se invece $\lambda>0$ ($\lambda\geq 0.02$ nel presente lavoro di tesi), si avrà prevalenza della combinazione dei modi II e III e si utilizzeranno le curve con pendenza inversa $k=5$ (figura 1.17b) per strutture realizzate in acciaio e con $k=6.5$ (figura 1.18b) per strutture realizzate in alluminio.

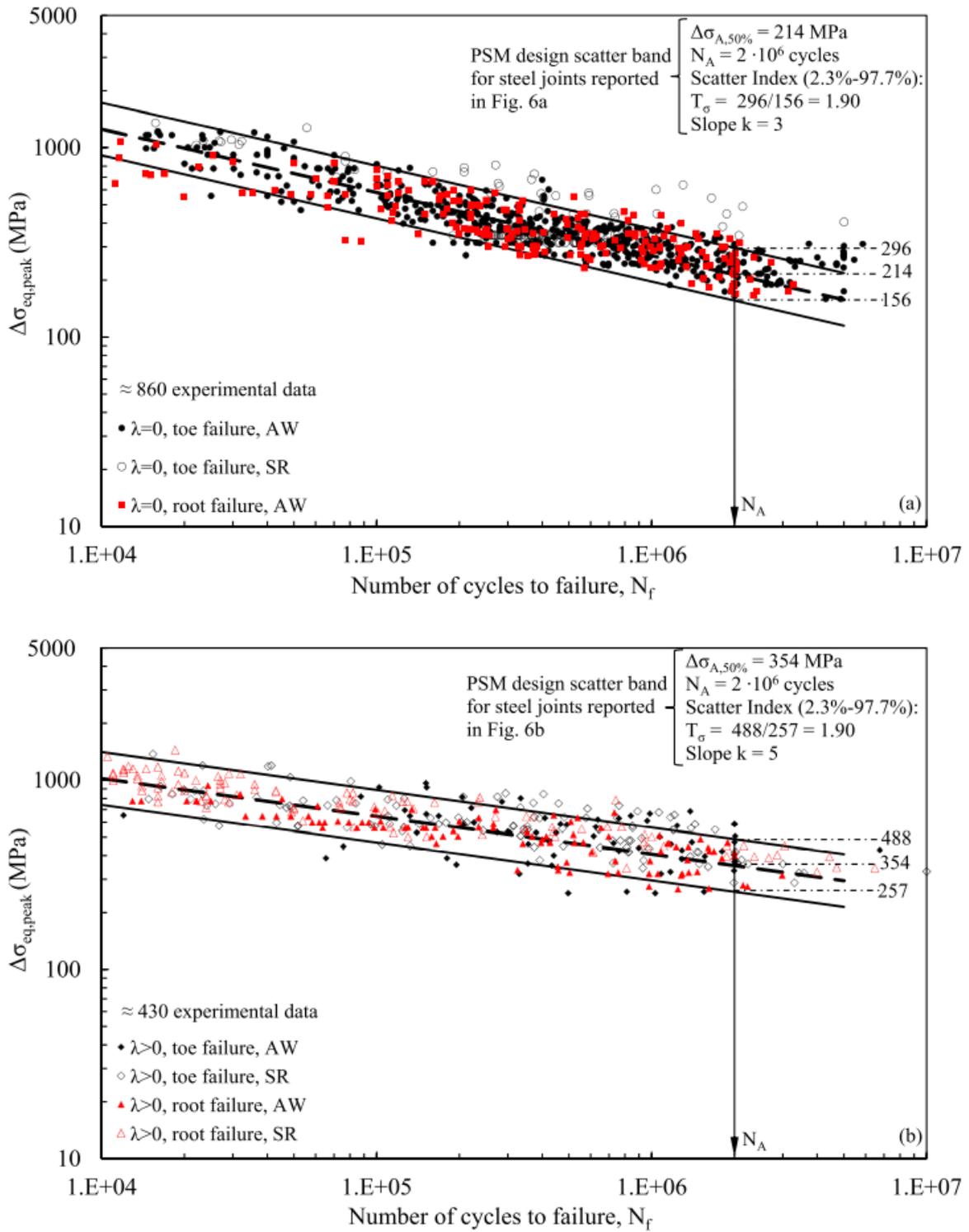


Figura 1.17 Curva di fatica del metodo PSM per strutture realizzate in acciaio caratterizzate da $\lambda=0$ (a) e $\lambda>0$ (b) [9].

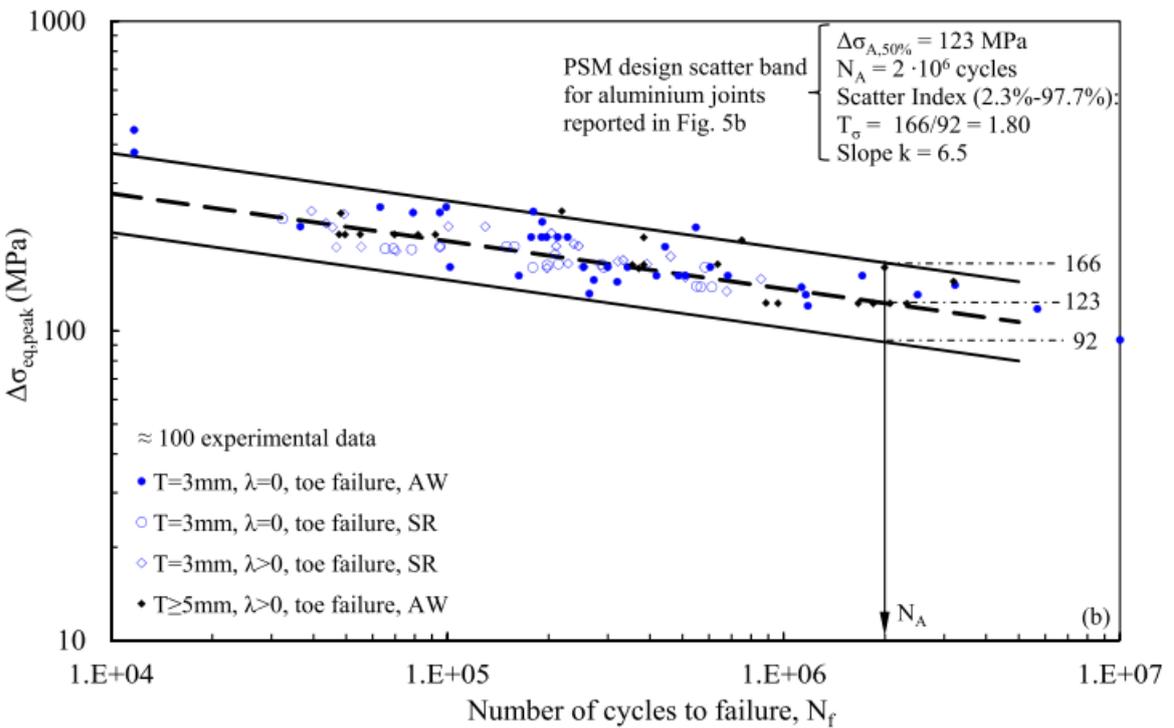
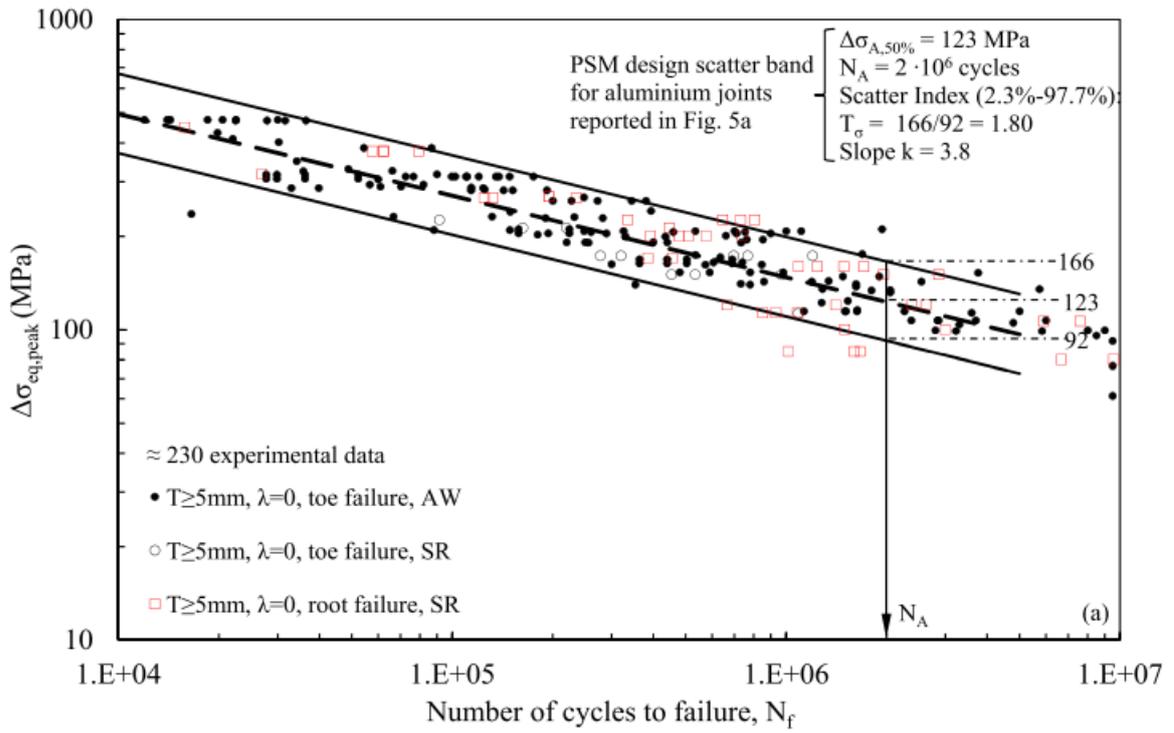


Figura 1.18 Curva di fatica del metodo PSM per strutture realizzate in alluminio caratterizzate da $\lambda=0$ (a) e $\lambda>0$ (b) [9].

1.4.2 Applicazione FEM

Inizialmente calibrato solamente su Ansys® per elementi bidimensionali [8], il PSM è stato poi esteso ad elementi tridimensionali [26,27] e ad altri software agli elementi finiti [11,12]. In questo lavoro di tesi si utilizzerà solamente Ansys® e quindi, di seguito, ci si riferirà solamente a questo software. Per maggiori informazioni riguardo gli altri metodi si rimanda agli articoli [11] per elementi bidimensionali e [12] per elementi tridimensionali.

Affinché i valori di K_{FE}^I ricavati con l'equazione (1.9) siano validi, bisogna rispettare i valori minimi della densità di mesh a/d presenti nelle figure 1.12-14 e riportati nella seguente tabella per comodità.

Tabella 1.4 Valori di densità minimi richiesti per l'utilizzo dell'equazione (1.9).

Tipo di elemento	Modo di sollecitazione	$(a/d)_{min}$	
Plane 4 / Brick 8	Modo I	$0^\circ \leq 2\alpha \leq 180^\circ$	3
	Modo II	$0^\circ \leq 2\alpha \leq 100^\circ$	10
		$0^\circ \leq 2\alpha < 120^\circ$	12
	Modo III	$120^\circ \leq 2\alpha \leq 180^\circ$	3
Tetra 4	Modo I	$0^\circ \leq 2\alpha \leq 180^\circ$	3
	Modo II	$0^\circ \leq 2\alpha < 90^\circ$	3
		$90^\circ \leq 2\alpha \leq 100^\circ$	1
Modo III	$0^\circ \leq 2\alpha \leq 180^\circ$	5	
Tetra 10	Modo I	$0^\circ \leq 2\alpha < 135^\circ$	3
		$135^\circ \leq 2\alpha \leq 180^\circ$	1
	Modo II	$0^\circ \leq 2\alpha \leq 100^\circ$	1
	Modo III	$0^\circ \leq 2\alpha \leq 180^\circ$	3

Dove a è una grandezza caratteristica del modello in esame [9]. Nella figura 1.19 sono riportati alcuni giunti saldati con indicate le grandezze l , z e t utilizzate per la definizione di a . Quando si analizzano i piedi cordone il valore di a è pari a t mentre, quando se ne studiano le radici, il valore di a è pari al più piccolo tra l e z .

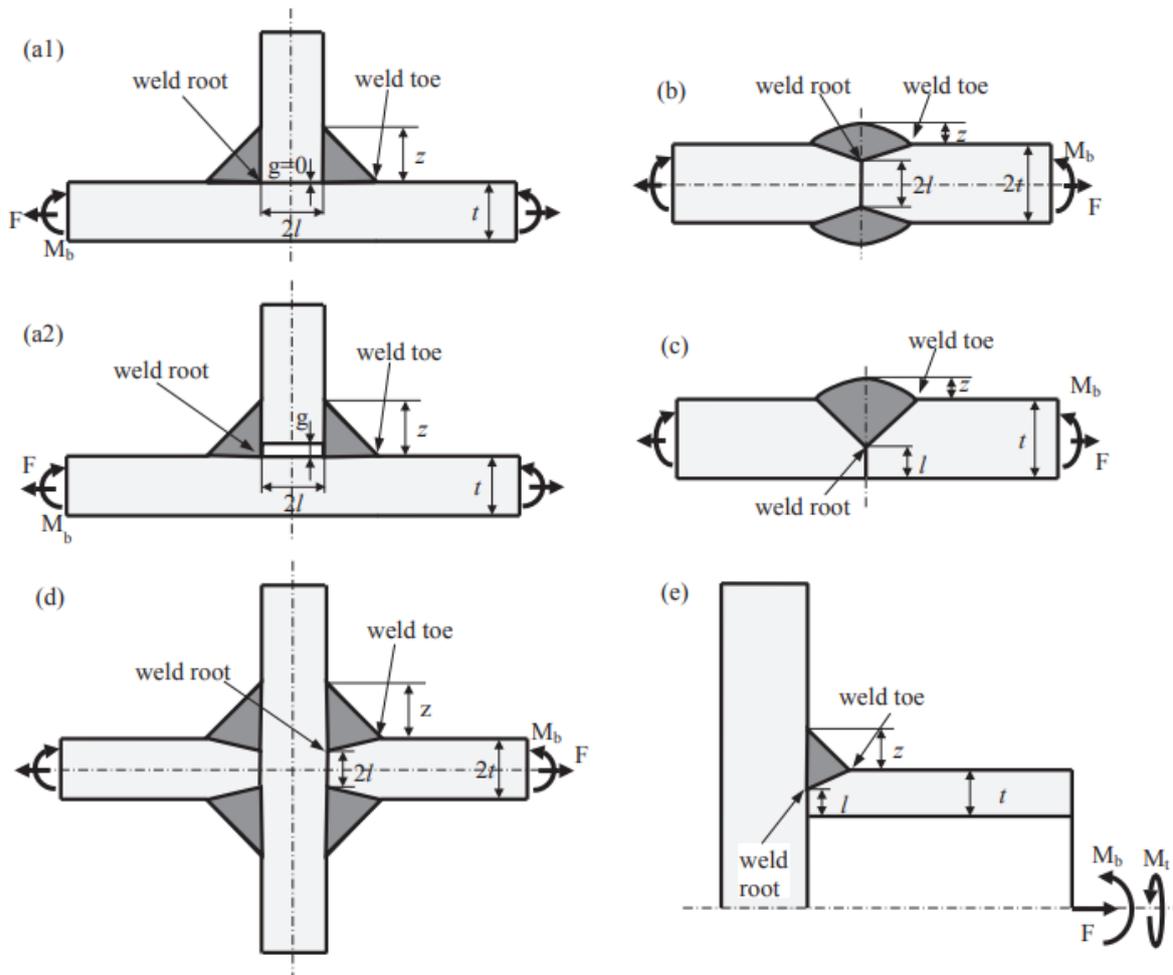


Figura 1.19 Giunti saldati e grandezze necessarie per la definizione di a nella tabella 1.4 [9].

Definito il valore della dimensione di mesh è possibile procedere alla sua creazione. In base al tipo di elemento impiegato, però, saranno necessarie alcune accortezze per evitare mesh distorte e, quindi, valori di tensione errati:

- Plane 4 (PLANE 182 o PLANE 25 in Ansys®): il numero di elementi che condividono il nodo all'apice dell'intaglio deve essere 4 se $2\alpha < 120^\circ$ e 2 se $2\alpha \geq 120^\circ$ [20], come riportato nella figura 1.20.

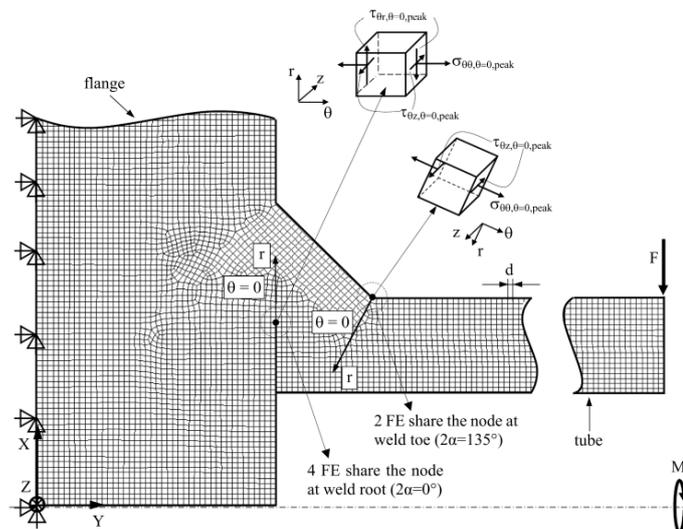


Figura 1.20 Mesh per analisi con elementi plane 4 [9].

- Brick 8 (SOLID 185 in Ansys®): l'utilizzo di questi elementi, soprattutto quando si analizzano geometrie complesse, può essere difficoltoso in quanto, col fine di ottenere buoni risultati, sono richiesti elementi cubici o che poco si discostano da questa forma. Per questo motivo è stato consigliato [9] di ricorrere alla tecnica del submodeling analizzando prima il modello completo, detto main model, con una mesh rada e, successivamente, la zona d'interesse, detta submodel, con una mesh rifinita.

Per la simulazione del main model non è richiesto l'impiego degli elementi brick ma, per ottenere una buona meshatura, si suggerisce l'uso di elementi tetra (in particolare elementi tetra 10 in quanto, data la presenza del mid-side nodes, sono più stabili). Per quanto riguarda la dimensione, non sono richiesti valori particolari, l'unico requisito è quello di avere la convergenza degli spostamenti in corrispondenza della frontiera tra main model e submodel, detta cut boundary.

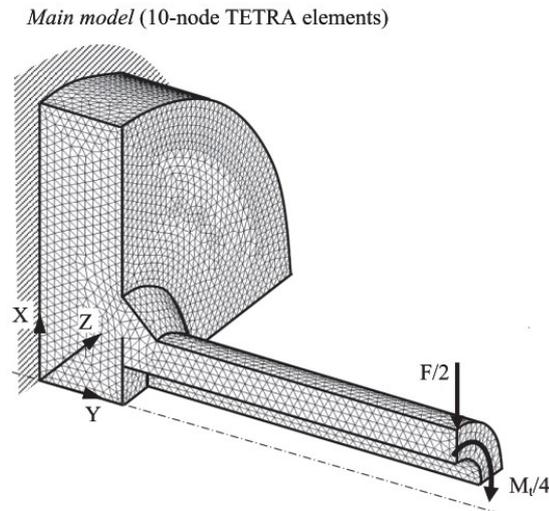


Figura 1.21 Main model [9].

Il submodel, invece, deve essere meshato con elementi brick 8 aventi la dimensione prevista dal metodo, ricavata utilizzando la tabella 1.4. Come per gli elementi plane 4 il numero di elementi che condividono il nodo all'apice dell'intaglio deve essere 4 se $2\alpha \leq 90^\circ$ e 2 se $2\alpha > 90^\circ$ [9], come riportato nella figura 1.22.

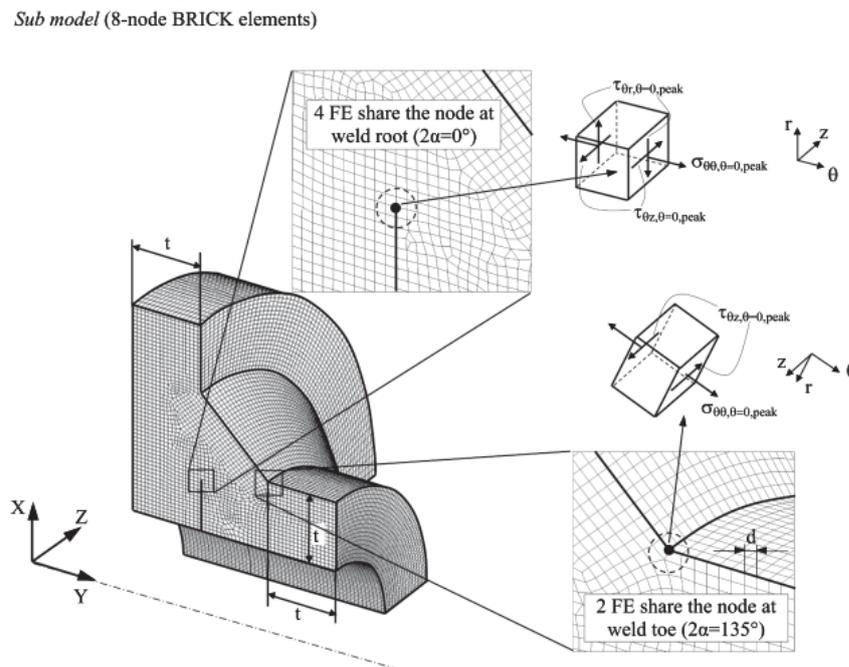
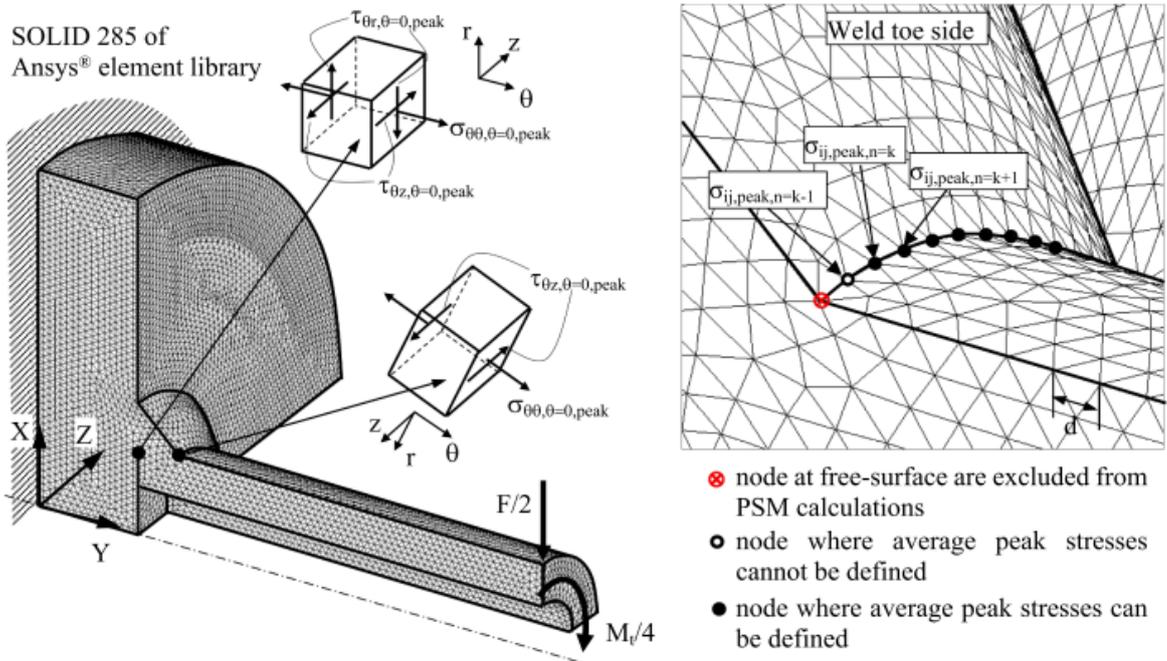


Figura 1.22 Submodel [9].

- Tetra 4 e 10 (SOLID 187 e SOLID 285 in Ansys®): l'utilizzo di questi elementi non richiede particolari attenzioni in fase di meshatura ma solamente l'utilizzo di una dimensione consona a quelle previste dal metodo ricavate con la tabella 1.4. Di contro, però, questi elementi sono caratterizzati da una maggiore irregolarità che, oltre a richiedere particolari accortezze in fase di calcolo, causa una maggiore incertezza nelle costanti K_{FE}^i .

PSM based on 4-node TETRA elements



PSM based on 10-node TETRA elements

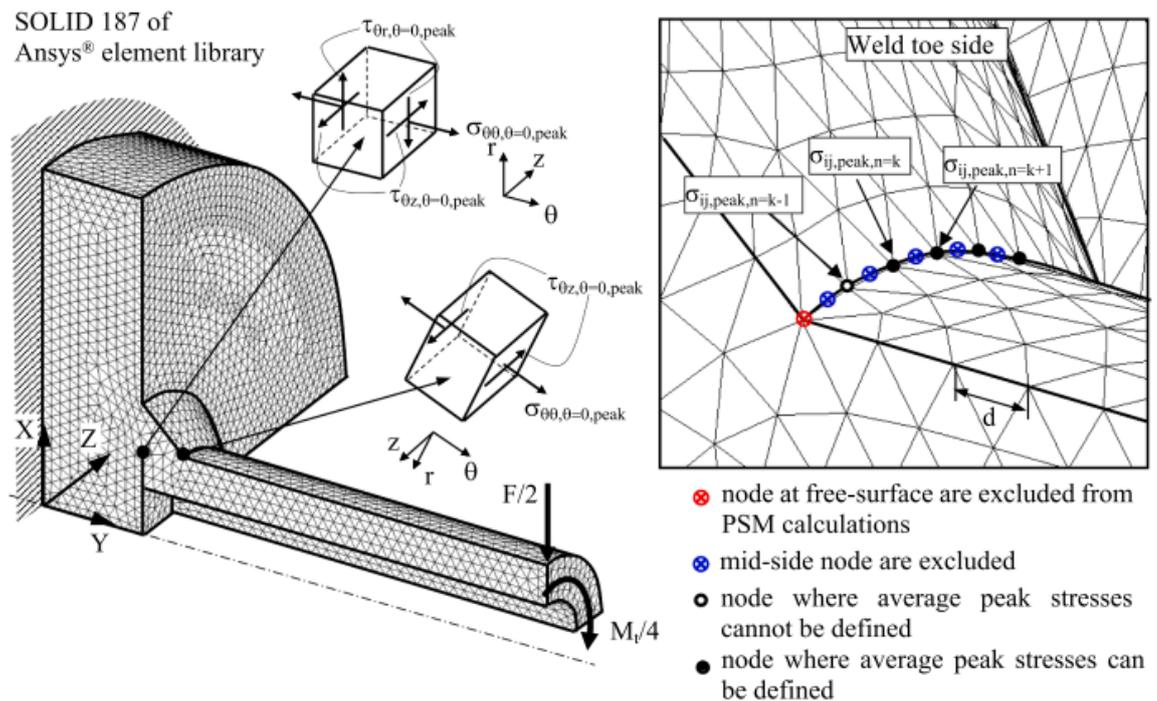


Figura 1.23 Mesh per analisi con elementi tetra 4 e 10 e indicazione dei nodi da considerare in fase di calcolo [9].

Se in Ansys® si eseguono delle analisi tridimensionali sarà attiva l'opzione power graphic. Questa opzione consente di visualizzare in modo più rapido le tensioni calcolando le medie nodali utilizzando solamente gli elementi sulla superficie esterna. Col fine di ottenere dei risultati corretti, che considerino le tensioni presenti su tutto il volume di materiale, è pertanto necessario disattivare tale opzione.

Per ricavare le tensioni richieste per il calcolo degli NSIFs e delle tensioni equivalenti di picco è necessario posizionare, su ogni nodo, un sistema di riferimento locale avente asse x lungo la bisettrice dell'intaglio e asse z tangente all'apice dello stesso, come riportato nella figura 1.7.

Se l'obiettivo dell'analisi è il calcolo degli NSIFs è necessario l'impiego delle formule (1.8), ricavando i valori dei K_{FE}^i tramite la formula (1.9).

Se invece l'obiettivo dell'analisi è il calcolo della tensione equivalente di picco, bisogna ricavare i valori delle costanti impiegando le formule (1.6) e (1.11). Successivamente, se si sono usati elementi plane 4 o brick 8, sarà necessario utilizzare la formula (1.10), mentre, se si sono utilizzati elementi tetra, bisognerà utilizzare la formula (1.13).

Infine, come anticipato nel paragrafo 1.3.2, nota la tensione equivalente di picco è possibile ottenere il valore della densità di energia di deformazione media utilizzando la formula (1.7).

1.4.3 Considerazioni

Dei metodi presentati in questo capitolo il PSM è quello che risulta essere più adatto per l'impiego in ambito industriale grazie ai suoi vantaggi:

- Dimensione massima di mesh richiesta grossolana e ridotte operazioni di post-processing consentono di applicare il metodo con ridotte potenze di calcolo e in maniera rapida;
- Fatta eccezione per l'impiego di elementi brick, non sono richieste particolari attenzioni durante la creazione della mesh oltre alla dimensione di elemento da prescrivere;
- Curve di progettazioni uniche utilizzabili con dettagli aventi geometrie, angoli di apertura e condizioni di carico differenti.

CAPITOLO 2

Addestramento agli approcci locali

Con il fine di prendere dimestichezza con i metodi illustrati nel capitolo precedente, sono stati proposti al tesista i seguenti addestramenti da svolgere utilizzando Ansys® Mechanical APDL:

- Addestramento 2D: l'obiettivo del primo addestramento è stato quello di analizzare quattro giunti bidimensionali presenti in letteratura [28-30] utilizzando i metodi NSIF, Averaged SED e PSM, e plottarne i risultati in grafici doppio logaritmici aventi in ascissa la vita a fatica e in ordinata la grandezza caratteristica del metodo. In aggiunta a questi è stata richiesta la creazione di un ulteriore grafico avente in ordinata il range di tensione nominale. I quattro grafici così ottenuti sono quindi stati confrontati in termini di dispersione statistica ricavandone le rispettive bande di dispersione;
- Addestramento 3D: l'obiettivo del secondo addestramento, invece, è stato quello di applicare il PSM utilizzando i tre tipi di elemento tridimensionale, per i quali il metodo è calibrato, per analizzare un giunto presente in letteratura [31]. In particolare, si è richiesto di confrontare gli andamenti della tensione equivalente di picco agente sui due piedi cordone della saldatura e, nel punto in cui sperimentalmente si è innescata la cricca, tra i valori ricavati e la banda di dispersione proposta in letteratura [9].

2.1 Addestramento 2D

2.1.1 Giunti

Nel primo addestramento si sono analizzati tre giunti a croce (figura 2.1a) ed uno a T (figura 2.1b), tutti realizzati in acciaio. Dimensioni e modalità di sollecitazione sono riportati nella tabella 2.1 [8].

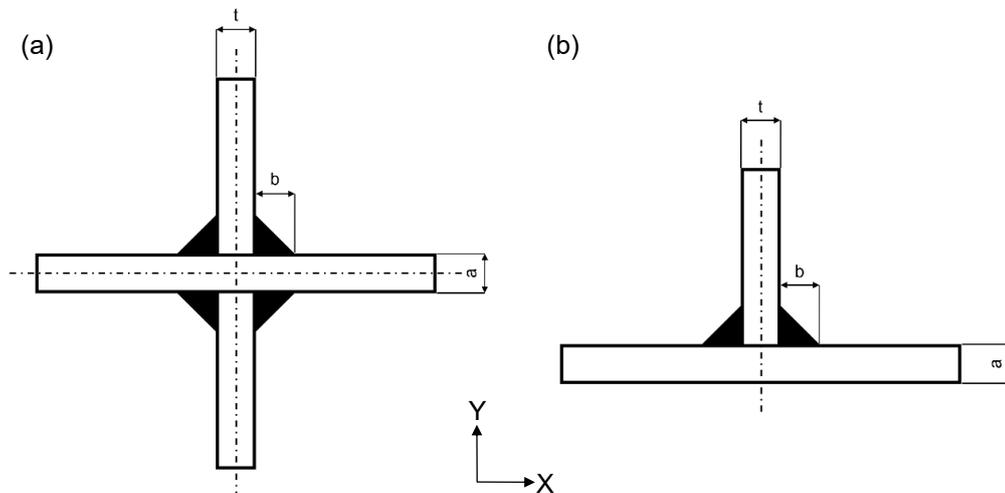


Figura 2.1 Rappresentazione schematica di un giunto a croce (a) e a T (b) con relative dimensioni.

Tabella 2.1 Dimensioni dei giunti e modalità di sollecitazione [8].

Serie	Geometria del giunto	a [mm]	t [mm]	b [mm]	Carico	Riferimento
1	Croce	13	10	8	Trazione	[28]
12	Croce	100	220	15	Trazione	[29]
16	Croce	100	13	8	Flessione	[29]
23	T	6	6	6	Flessione	[30]

Nella tabella 2.1 non sono riportate le lunghezze dei piatti in quanto, per condurre correttamente le analisi, questi devono essere sufficientemente lunghi da poter considerare il flusso di tensione proveniente dall'infinito. Per fare ciò è consigliato porre tale lunghezza pari a 3÷4 volte lo spessore (in questo addestramento si sono utilizzate lunghezze pari a 3a).

Inoltre, per semplificare e velocizzare le analisi, si sono sfruttate le simmetrie dei giunti per ridurre ad un quarto quelli a croce (figura 2.2a) e ad un mezzo quello a T (figura 2.2b).

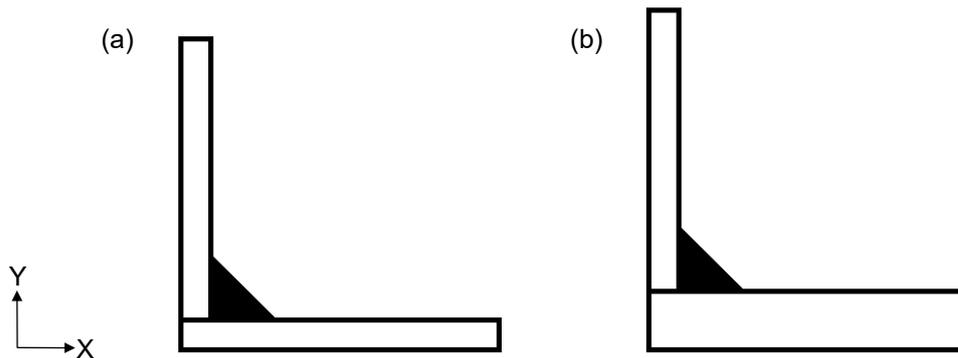


Figura 2.2 Geometrie dei giunti ridotti sfruttando le simmetrie presenti.

2.1.2 Element type e materiale

Il primo passaggio richiesto per condurre le analisi è stato la definizione del tipo di elemento utilizzato per discretizzare il modello e il materiale con cui è stato realizzato il giunto.

Per definire il tipo di elemento si è seguito il percorso

Preprocessor > Element Type > Add

ottenendo così l'apertura della seguente finestra.

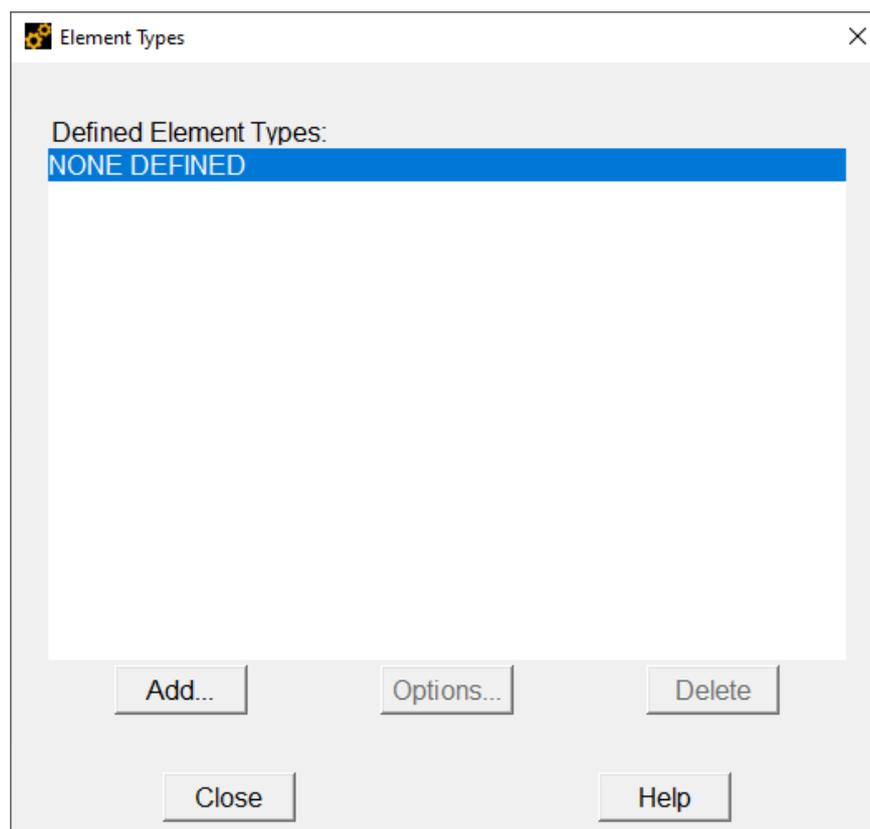


Figura 2.3 Finestra per la gestione dei tipi di elemento.

Cliccando il pulsante "Add..." è stato possibile selezionare il tipo di elemento da utilizzare nell'analisi. In particolare, per questo addestramento sono stati utilizzati elementi plane a quattro nodi che, nella libreria di Ansys®, corrispondono agli elementi *Solid > Quad 4 node 182*.

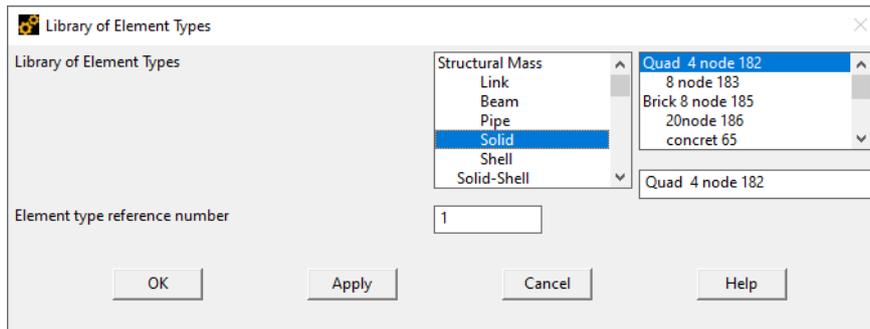


Figura 2.4 Finestra per la selezione degli elementi ed elemento selezionato per l'addestramento.

Selezionato il tipo di elemento, è stato necessario modificarne le key-option K1 e K3 rispettivamente in "Simple Enhanced Strn" e "Plane strain". Per fare ciò si è cliccato il pulsante "Options..." presente nella finestra della figura 2.3 e modificate le opzioni interessate.

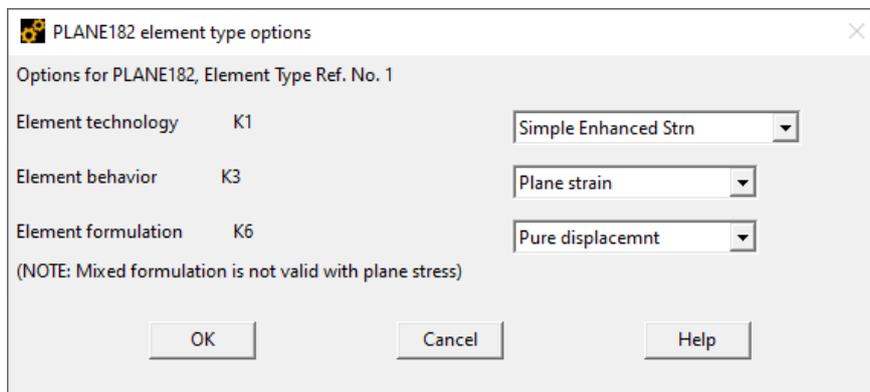


Figura 2.5 Finestra per la modifica delle key-options e key-options impostate per l'addestramento.

Per impostare il materiale, invece, si è seguito il percorso

Preprocessor > Material Props > Material Models > Structural > Linear > Elastic > Isotropic

ottenendo l'apertura della seguente finestra dove "EX" è il modulo elastico e "PRXY" il coefficiente di Poisson.

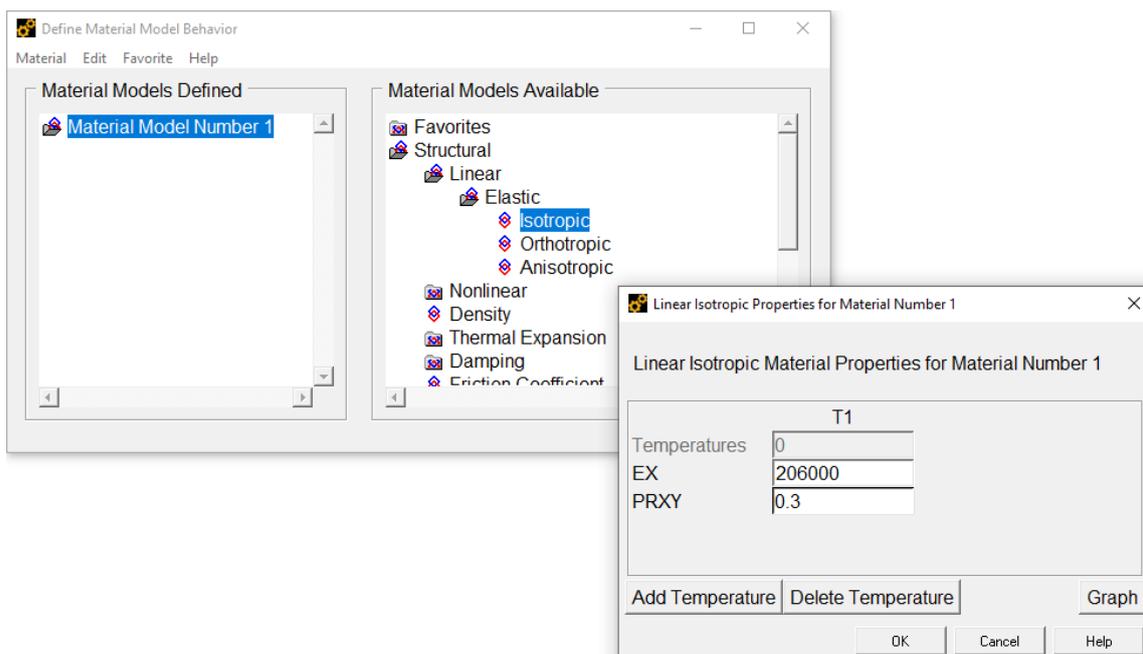


Figura 2.6 Percorso seguito e finestra per l'impostazione del materiale.

2.1.3 Mesh

L'applicazione dei tre metodi ha richiesto mesh e accortezze differenti che verranno illustrate nei prossimi paragrafi prendendo a riferimento il primo giunto; analoghe procedure sono state impiegate per gli altri tre giunti.

2.1.3.1 Metodo NSIF

Per stimare ΔK_I è stato necessario creare una mesh infittita gradualmente fino ad una dimensione di elemento dell'ordine di 10^{-5} mm in corrispondenza dell'apice dell'intaglio. Inoltre, per evitare di ricavare valori errati, tale mesh non doveva presentare distorsioni.

Per prima cosa, posizionando il workplane sull'apice dell'intaglio, si sono creati due cerchi, rispettivamente di raggio 0.28 mm (dimensione pari a quella del raggio del volume strutturale di controllo richiesto per l'applicazione del SED mediato) e 10^{-4} mm. Questi cerchi sono stati poi suddivisi in tre settori circolari, due con angolo al centro pari a 90° e uno con angolo al centro pari a 45° , ottenendo così le aree guida riportate nella figura 2.7.

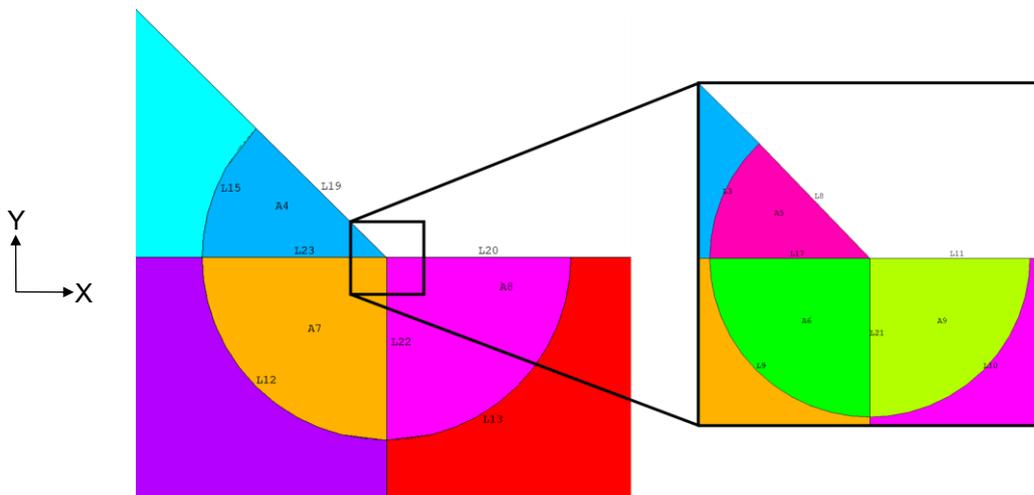


Figura 2.7 Aree guida utilizzate per la creazione della mesh.

Per ottenere l'infittimento graduale richiesto, le linee dei settori circolari sono state divise utilizzando il comando "Spacing ratio" raggiungibile con il percorso

Preprocessor > Meshing > Size Cntrls > Manual Size > Lines > Picked Lines

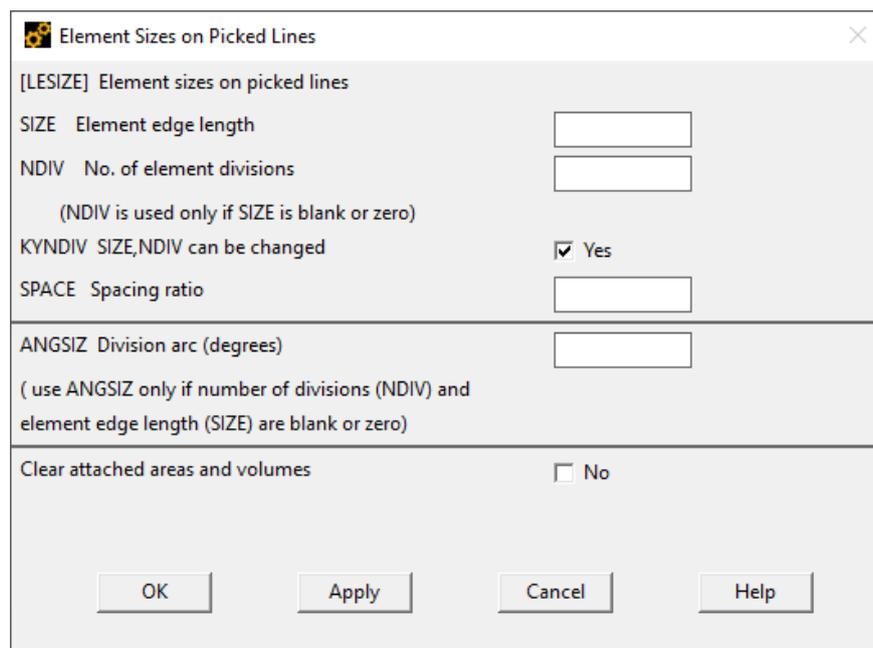


Figura 2.8 Finestra per l'impostazione delle suddivisioni delle linee.

I numeri delle suddivisioni ("NDIV" in figura 2.8) e lo spacing ratio ("SPACE" in figura 2.8) utilizzati sono riportati nella tabella 2.2.

Tabella 2.2 Valori utilizzati per guidare l'infittimento della mesh.

N. linea	N. suddivisioni	Spacing ratio
3	4	1
9	8	1
10	8	1
8	5	1
11	5	1
17	5	1
21	5	1
15	4	1
12	8	1
13	8	1
19	50	2000
20	50	2000
22	50	2000
23	50	2000

Gli infittimenti delle suddivisioni delle linee dovevano trovarsi vicino all'apice dell'intaglio. In alcuni casi tali infittimenti erano nel verso scorretto e, per invertirli, è stato necessario utilizzare il comando "Flip Bias" con il percorso

Preprocessor > Meshing > Size Cntrls > Manual Size > Lines > Flip Bias

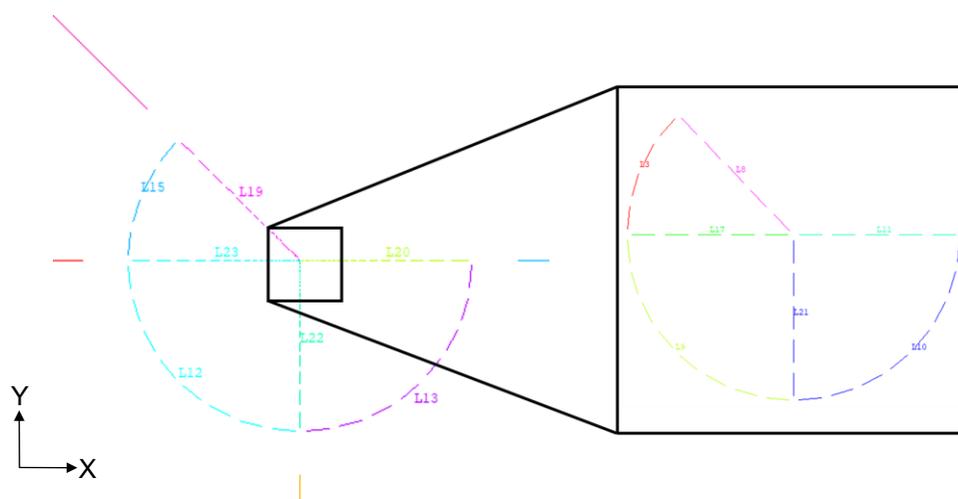


Figura 2.9 Linee con applicate le divisioni corrette.

Nei settori circolari del cerchio di raggio 10^{-4} mm (A5, A6 e A9 nella figura 2.7) si è creata una mesh di tipo free utilizzando il comando

Preprocessor > Meshing > Mesh > Areas > Free

E, per guidare tale mesh verso il punto di singolarità (l'apice dell'intaglio), è stato definito, prima della discretizzazione, un concentration keypoint seguendo il percorso

Preprocessor > Meshing > Size Cntrls > Concentrat KPs

e impostando le seguenti opzioni:

- DELR = 0.00002
- RRAT = 1
- NTHET = 4 quando si è discretizzata l'area avente angolo al centro pari a 45° (A5 nella figura 2.7) e 8 quando si sono discretizzate le aree aventi angolo al centro pari a 90° (A6 e A9 nella figura 2.7)

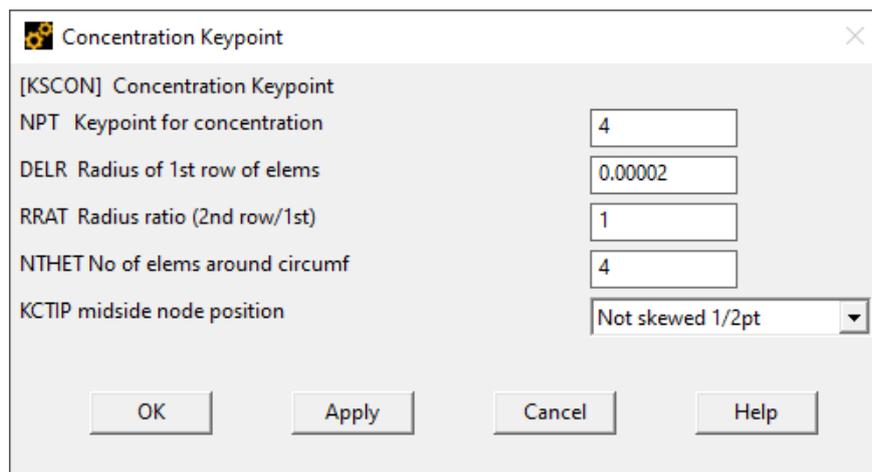


Figura 2.10 Finestra per la definizione del concentration keypoint.

Nei settori circolari del cerchio di raggio 0.28 mm (A4, A7 e A8 nella figura 2.7) si è invece creata una mesh di tipo mapped utilizzando il comando

Preprocessor > Meshing > Mesh > Areas > Mapped > 3 or 4 sided

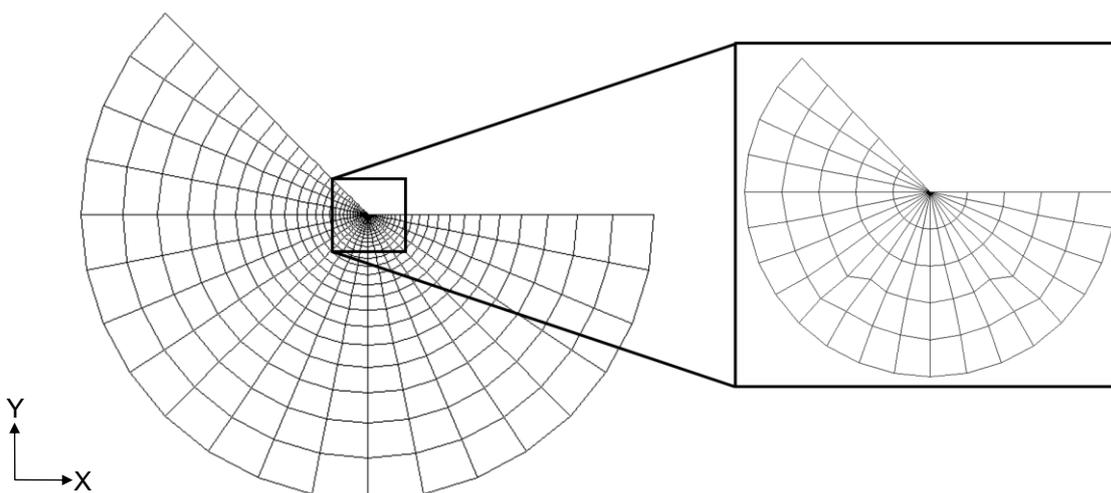


Figura 2.11 Mesh utilizzata nell'intorno dell'apice dell'intaglio per applicare il metodo NSIF.

Infine, nel resto del modello si è creata una mesh di tipo free grossolana utilizzando lo stesso comando usato per la generazione della mesh all'interno del cerchio avente raggio 10^{-4} mm. In questo caso, però, non si è guidata la mesh dividendo le linee ma si è impostata la dimensione globale di elemento seguendo il percorso

Preprocessor > Meshing > Size Cntrls > Manual Size > Global > Size

2.1.3.2 Metodo Averaged SED

L'applicazione dell'averaged SED ha richiesto la creazione del volume strutturale di controllo introdotto nel paragrafo 1.3.1. Per fare ciò è stato sufficiente dividere l'area di partenza in ulteriori due aree utilizzando una circonferenza di raggio 0.28 mm centrata sull'apice dell'intaglio.

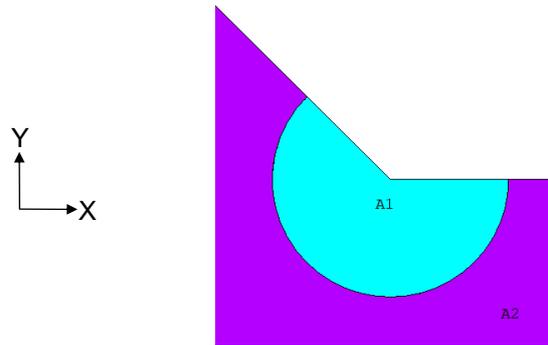


Figura 2.12 Aree ottenute dopo la divisione. A1 corrisponde al volume strutturale di controllo.

A differenza del metodo NSIF, il metodo SED non richiede particolari attenzioni nella creazione della mesh e, per questo motivo, dopo aver creato il volume di controllo, è stato possibile passare direttamente alla sua discretizzazione. All'esterno del volume di controllo è stata impostata una dimensione globale di elemento grossolana, mentre, per essere sicuri di ottenere risultati affidabili, all'interno del volume di controllo tale dimensione è stata impostata pari a 0.05 mm. Per impostare il valore della dimensione globale di elemento si è utilizzato il comando

Preprocessor > Meshing > Size Cntrls > Manual Size > Global > Size

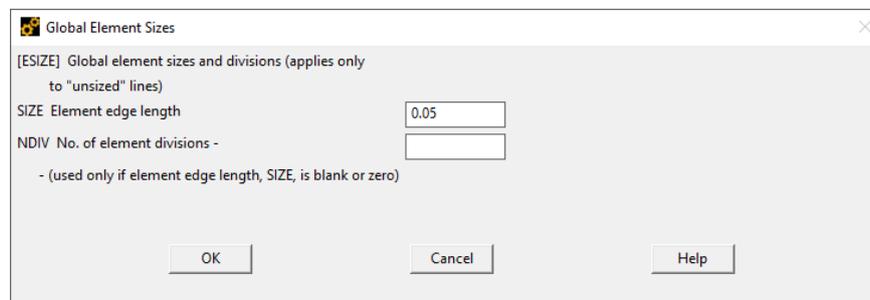


Figura 2.13 Finestra per l'impostazione della dimensione globale di elemento.

Sia all'interno del volume strutturale di controllo (A1 nella figura 2.12) che nel resto del volume (A2 nella figura 2.12) è stata generata una mesh di tipo free.

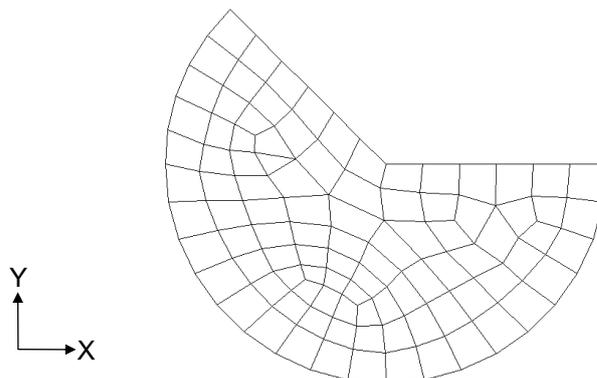


Figura 2.14 Mesh generata all'interno del volume strutturale di controllo.

2.1.3.3 PSM

Come anticipato nel paragrafo 1.4.2, per applicare correttamente il PSM ad una simulazione agli elementi finiti, è necessario rispettare alcune indicazioni. In particolare, le analisi richieste da questo addestramento, hanno coinvolto solamente il modo I e sono state di tipo bidimensionale, quindi, per scegliere la dimensione di elemento, si è fatto riferimento alla prima riga della tabella 1.4. Nella tabella 2.3 sono riportati i valori della dimensione massima di elemento d_{max} richiesti dal metodo e le dimensioni di elemento d scelte per condurre le varie analisi.

Tabella 2.3 Dimensioni degli elementi utilizzate per le analisi.

Geometria del giunto	$(a/d)_{min}$	a [mm]	d_{max} [mm]	d [mm]
1 - Croce	3	6.5	2.167	2
12 - Croce		50	16.667	15
16 - Croce		50	16.667	3
23 - T		6	2	1

Dopo aver impostato il valore della dimensione globale di elemento si è generata la mesh di tipo free e, per assicurarsi che il PSM fosse applicabile, si è controllato che, essendo $2\alpha > 120^\circ$, il nodo all'apice dell'intaglio fosse condiviso da due elementi.

Se il terzo giunto fosse stato discretizzato con una dimensione di elemento prossima a quella massima consentita dal metodo, però, si sarebbe generata una mesh avente il nodo all'apice dell'intaglio condiviso da tre elementi (figura 2.15a). Per questo motivo, dunque, si è deciso di utilizzare una dimensione di elemento pari a 3 mm, garantendo, così, la condivisione del nodo all'apice dell'intaglio ai soli due elementi previsti dal PSM (figura 2.15b).

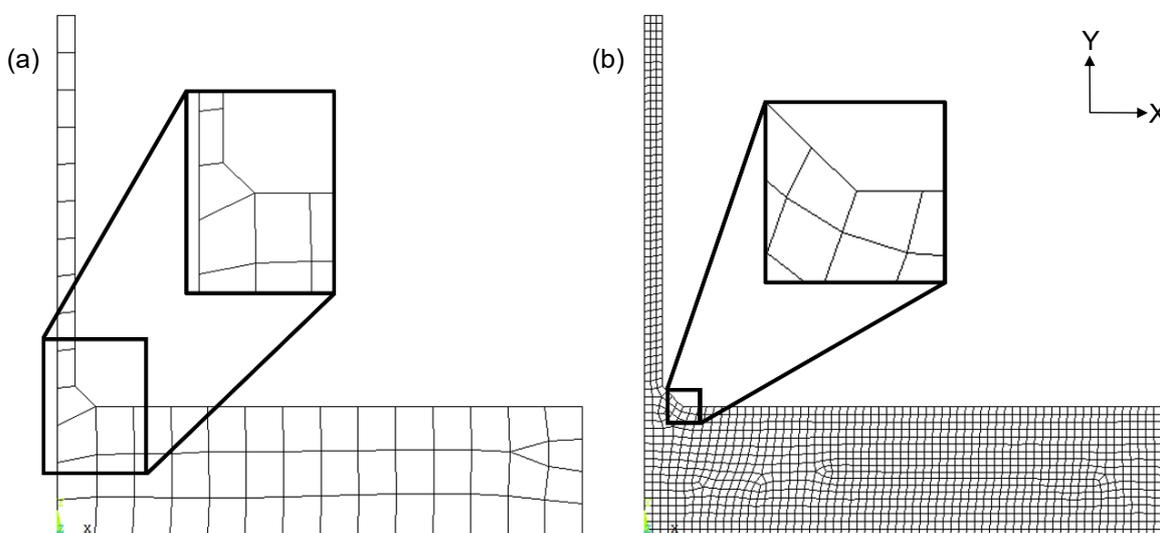


Figura 2.15 Mesh del terzo giunto con $d=15$ mm (a) e $d=3$ mm (b).

Gli altri giunti, invece, sono stati discretizzati con una dimensione di elemento prossima a quella massima consentita dal metodo in quanto, il suo impiego, non presentava impedimenti. Così facendo è stato possibile ridurre potenze di calcolo e tempi richiesti per le risoluzioni dei modelli.

2.1.4 Carichi e vincoli

Sfruttando l'ipotesi di lineare elasticità è stata eseguita una sola simulazione per ogni giunto utilizzando, per i giunti 1 e 12, una tensione unitaria e, per i giunti 16 e 23, una tensione avente andamento lineare da $\sigma_{max}=1$ MPa a $\sigma_{min}=-1$ MPa.

Per ottenere poi i valori delle grandezze caratteristiche dei tre metodi corrispondenti alle varie prove riportate in letteratura [28-30], è stato sufficiente utilizzare una proporzione lineare (equazioni 2.1a e 2.1b) per i metodi NSIF e PSM ed una proporzione quadratica (equazione 2.1c) per l'averaged SED.

$$\Delta K_I = \Delta K_{I,fem} \cdot \Delta \sigma_{nom} \quad (2.1a)$$

$$\Delta \sigma_{eq,peak} = \Delta \sigma_{eq,peak,fem} \cdot \Delta \sigma_{nom} \quad (2.1b)$$

$$\overline{\Delta W} = \overline{\Delta W}_{fem} \cdot \Delta \sigma_{nom}^2 \quad (2.1c)$$

2.1.4.1 Giunti 1 e 12

Per i giunti 1 e 12 sono stati applicati due vincoli di simmetria in corrispondenza degli assi di simmetria (rappresentati dalle lettere S nell'immagine 2.16) ed una pressione unitaria uniforme (rappresentata dalla freccia nell'immagine 2.16) sul piatto orizzontale.

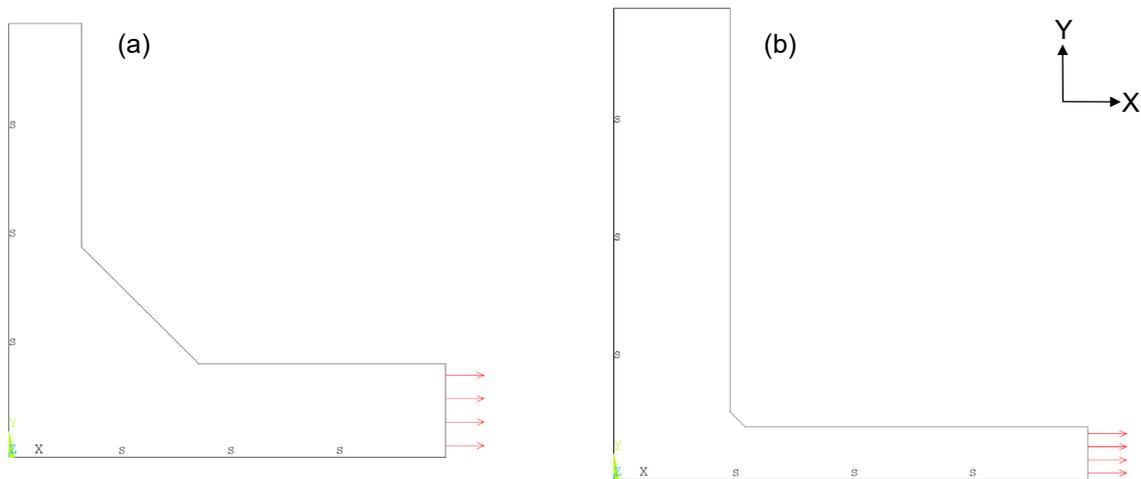


Figura 2.16 Carichi e vincoli applicati ai giunti 1 (a) e 12 (b).

Per applicare i vincoli di simmetria si è utilizzato il comando

Preprocessor > Loads > Define Loads > Apply > Structural > Displacement > Symmetry B.C. > On Lines

Mentre, per applicare la pressione, si è seguito il percorso

Preprocessor > Loads > Define Loads > Apply > Structural > Pressure > On Lines

aprendo così la finestra riportata nella figura 2.17. Essendo la pressione applicata di trazione ed uniforme, si è riportato il valore -1 su "VALUE" e lasciando l'altro spazio vuoto.

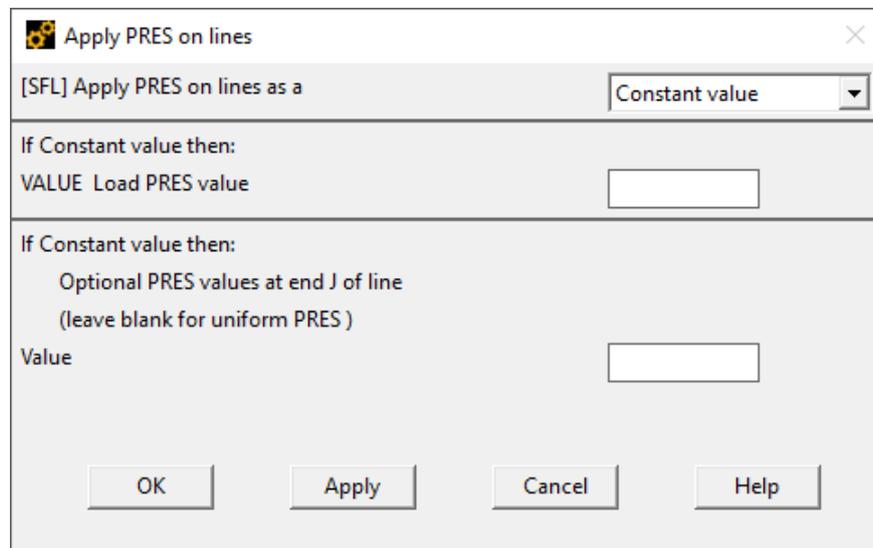


Figura 2.17 Finestra per la definizione del valore della pressione.

2.1.4.2 Giunto 16

Il giunto 16, a differenza dei precedenti, è stato sollecitato a flessione e, per simulare ciò, sono stati applicati un vincolo di simmetria in corrispondenza dell'asse di simmetria verticale (rappresentato dalle lettere S nell'immagine 2.18), un vincolo di antimetria in corrispondenza dell'asse di simmetria orizzontale (rappresentato dalle lettere A nell'immagine 2.18), un vincolo allo spostamento verticale in corrispondenza dell'origine (rappresentato dal triangolino nell'immagine 2.18) in quanto questo

grado di libertà non veniva bloccato dai due vincoli precedenti, ed una pressione avente andamento lineare dal valore di -1 MPa in corrispondenza della faccia superiore del piatto orizzontale al valore di 0 MPa in corrispondenza dell'asse di simmetria orizzontale (rappresentata dalle frecce nell'immagine 2.18) in modo da sollecitare ad apertura il piede cordone analizzato. Nella simulazione l'andamento della pressione è stato impostato da -1 MPa a 0 MPa in quanto, il restante tratto da 0 MPa a 1 MPa, viene generato dal vincolo di antimetria.

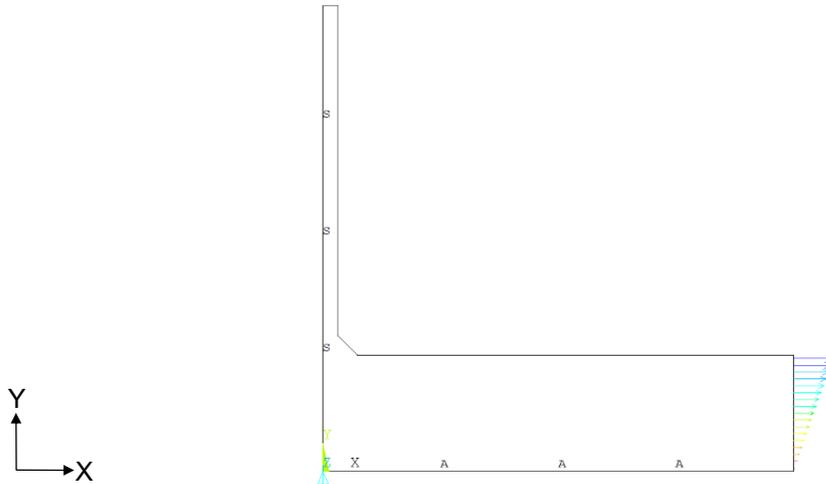


Figura 2.18 Carichi e vincoli applicati al giunto 16.

Similarmente al vincolo di simmetria, il comando utilizzato per applicare il vincolo di antimetria è stato

Preprocessor > Loads > Define Loads > Apply > Structural > Displacement > Antisymm B.C. > > On Lines

Per applicare il vincolo alla traslazione si è seguito il percorso

Preprocessor > Loads > Define Loads > Apply > Structural > Displacement > On Keypoints

e selezionato UY nella finestra apertasi (figura 2.19). Lasciando vuoto il valore "VALUE" si è indicato che lo spostamento da applicare al nodo selezionato fosse nullo.

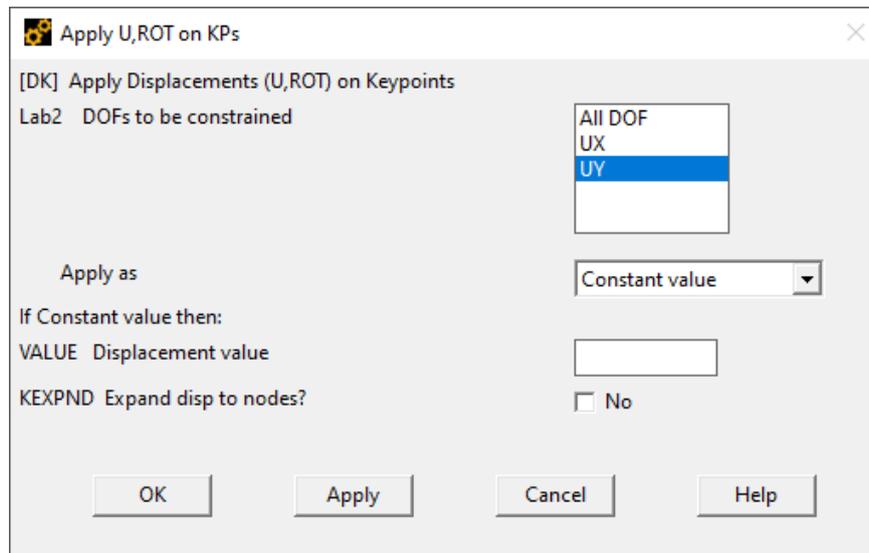


Figura 2.19 Finestra per l'impostazione del vincolo allo spostamento compilata per l'addestramento.

Infine, per applicare la pressione con andamento lineare, si è seguito lo stesso percorso utilizzato per i precedenti giunti impostando, però, i valori 0 MPa su "VALUE" e -1 MPa su "Value".

2.1.4.3 Giunto 23

Il quarto giunto analizzato è stato un giunto a T. Questa geometria, a differenza di quelle a croce, possedeva solamente un asse di simmetria e, per questo, è stato possibile ridurre l'analisi solamente ad un mezzo. I vincoli applicati sono stati di simmetria sull'unico asse di simmetria presente (rappresentato dalle lettere S nell'immagine 2.20) e allo spostamento verticale in corrispondenza dell'origine (rappresentato dal triangolino nell'immagine 2.20). Come il precedente, questo giunto è stato sollecitato a flessione ma, in questo caso, non essendoci assi di simmetria sul piatto orizzontale, è stato necessario applicare una pressione avente andamento lineare dal valore di -1 MPa in corrispondenza della faccia superiore del piatto al valore di 1 MPa in corrispondenza della faccia inferiore.



Figura 2.20 Carichi e vincoli applicati al giunto 23.

Facendo riferimento all'immagine 2.17 i valori di pressione impostati sono stati 1 MPa su "VALUE" e -1 MPa su "Value".

2.1.5 Estrapolazione ed elaborazione dei risultati

Dopo aver completato le procedure preliminari è stato possibile avviare la simulazione con il comando

Solution > Solve > Current LS

e procedere alla fase di post-processing.

Nei prossimi paragrafi sono illustrate le procedure seguite per l'estrapolazione ed elaborazione dei dati che erano state introdotte in maniera sintetica nel primo capitolo.

2.1.5.1 Metodo NSIF

Per ricavare correttamente il valore di $\Delta\sigma_{\theta\theta}$ (i giunti del presente addestramento sono stati sollecitati al solo modo I e, per questo motivo, le altre componenti di tensioni sono trascurabili) si è posizionato sull'apice dell'intaglio un sistema di riferimento locale avente l'asse x allineato alla bisettrice dello stesso. La procedura seguita è stata la seguente e ha richiesto l'utilizzo del work plane

Utility Menu > WorkPlane > Offset WP to > Keypoints +

Utility Menu > WorkPlane > Offset WP by Increments > Degrees = -112.5°

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

I piedi cordone dei giunti analizzati sono degli intagli aventi un angolo di apertura 2α pari a 135° e, perciò, i sistemi di riferimento locali sono stati ruotati in verso antiorario di una quantità pari alla semiampiezza dell'esplementare di tale angolo ($360^\circ - 135^\circ / 2 = 112.5^\circ$).

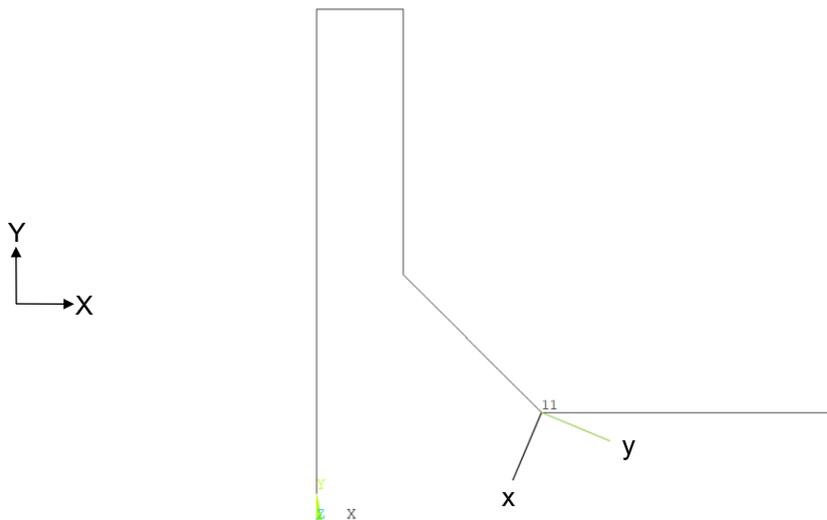


Figura 2.21 Sistema di riferimento locale usato per ricavare $\Delta\sigma_{\theta\theta}$.

Per fare in modo che i risultati dell'analisi fossero espressi nel sistema di riferimento appena definito è stato necessario seguire il percorso

General Postproc > Options for Outp

e impostare "RSYS" su "Local system" indicando come sistema di riferimento il numero 11.

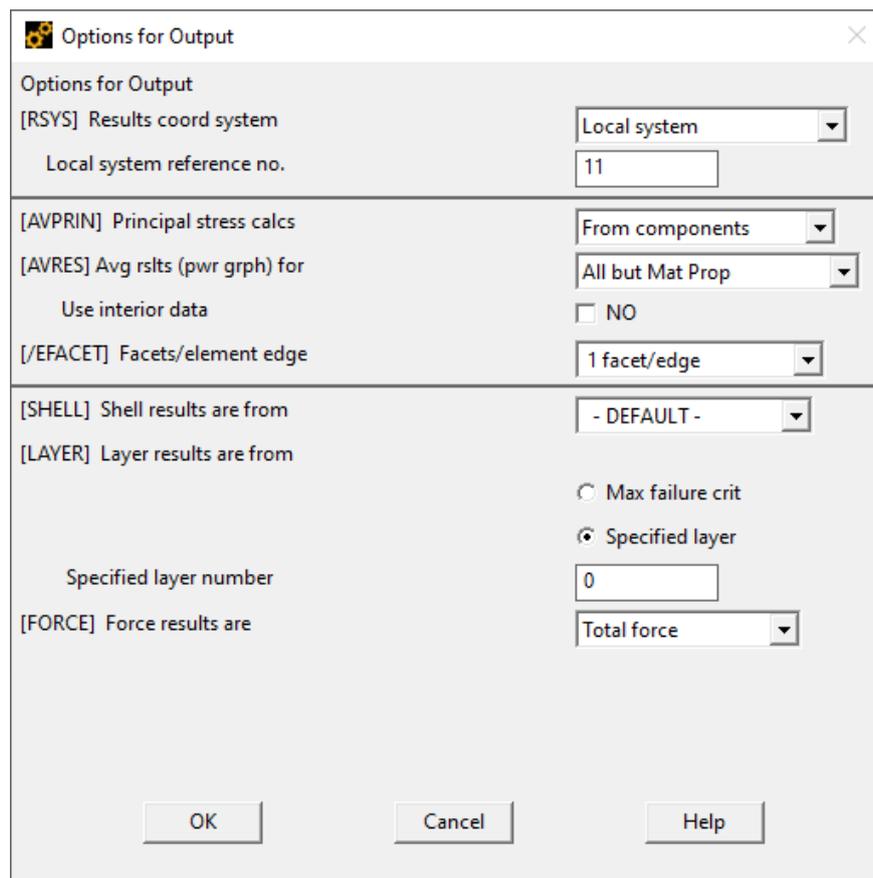


Figura 2.22 Finestra delle impostazioni dei risultati e impostazioni da utilizzare per avere i risultati espressi nel sistema di riferimento locale.

Per estrarre le tensioni è stato creato un path selezionando tutti i nodi lungo la bisettrice dell'incisore, dall'apice fino al termine dell'area di controllo. Il comando utilizzato è stato

General Postproc > Path Operations > Define Path > By Nodes

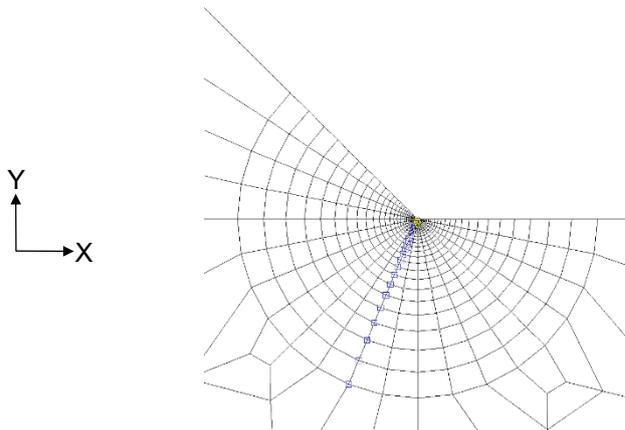


Figura 2.23 Nodi selezionati per la creazione del path.

Gli unici valori di tensione validi per il calcolo dell'NSIF sono quelli sui nodi del path e quindi, nella finestra di definizione delle caratteristiche del path (figura 2.24), si è impostato un numero di divisioni "nDiv" unitario. Infatti, se si fosse impostato un valore di divisioni maggiore, Ansys® avrebbe ricavato dei valori non reali in quanto li avrebbe generati interpolando quelli presenti sui nodi.

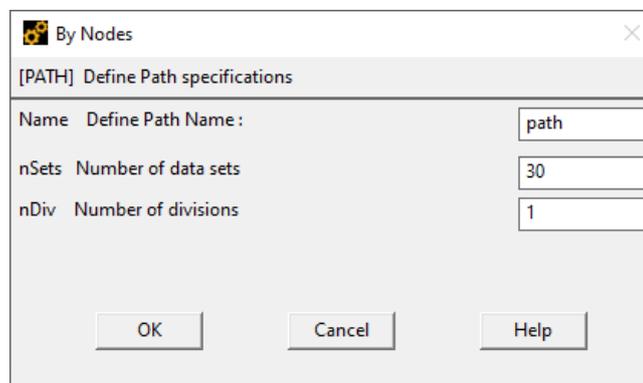


Figura 2.24 Finestra per la definizione delle caratteristiche del path e impostazione fatta per l'addestramento.

Ai nodi del path sono poi stati associati i valori della tensione $\Delta\sigma_{yy}$ (che, nel sistema di riferimento locale, corrispondono a $\Delta\sigma_{\theta\theta}$) utilizzando il comando

General Postproc > Path Operations > Map onto Path

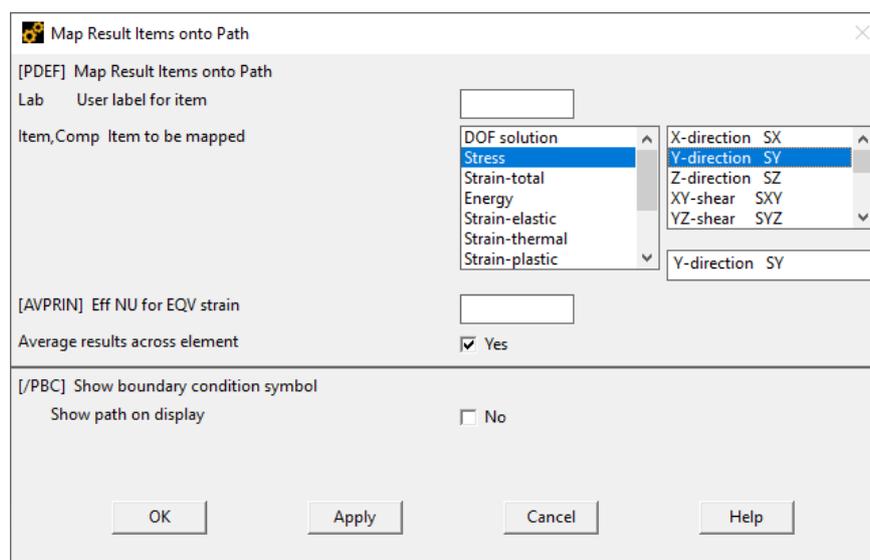


Figura 2.25 Finestra per associare i valori delle tensioni ai nodi e selezione fatta per l'addestramento.

Con il comando

General Postproc > Path Operations > Plot Path Item > List Path Items

si sono ricavati S (coordinata del nodo lungo il path) e SY (valore della tensione σ_{yy} nel sistema di riferimento locale). Questi valori sono poi stati importati in Excel® e, per coerenza con la teoria esposta nel capitolo 1, rinominati in r e $\Delta\sigma_{\theta\theta}$.

Per individuare i valori utili alla stima degli NSIFs si è plottato, in un grafico doppio logaritmico, l'andamento della tensione lungo la bisettrice dell'intaglio. Di questi si sono utilizzati solamente quelli che si sono disposti lungo la retta avente pendenza pari a $1-\lambda_1=0.326$, valore del grado di singolarità a modo I per intagli aventi apertura $2\alpha=135^\circ$.

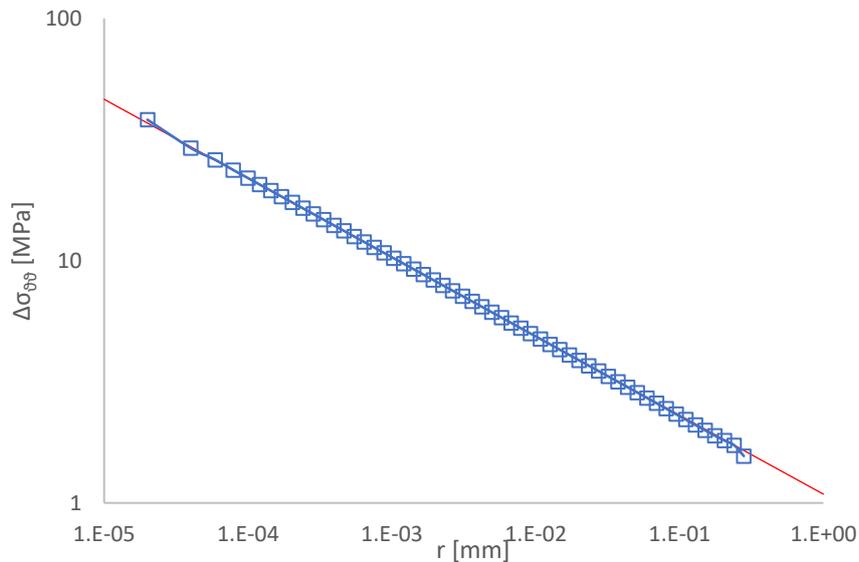


Figura 2.26 Andamento del range di tensione $\Delta\sigma_{\theta\theta}$ lungo la bisettrice dell'intaglio del primo giunto e, in rosso, la linea con pendenza $1-\lambda_1=0.326$ utilizzata per la scelta dei valori utilizzati nella stima dell'NSIF.

Dopo aver individuato i nodi da utilizzare è stata applicata numericamente l'equazione (1.3a) calcolando, per ogni nodo, il valore $\Delta K_{1\text{ fem},i}$ con la seguente formula

$$\Delta K_{1\text{ fem},i} = \sqrt{2\pi} \cdot \Delta\sigma_{\theta\theta,i} \cdot r_i^{0.326} \quad (2.2)$$

Per verificare che i nodi fossero stati scelti correttamente si è plottato, in scala doppio logaritmica, l'andamento di $\Delta K_{1\text{ fem},i}$ in funzione di r. L'ottenimento di un grafico simile a quello riportato nella figura 2.27, dove i valori di $\Delta K_{1\text{ fem},i}$ sono disposti lungo una retta orizzontale, è indice dell'utilizzo dei valori corretti di tensione.

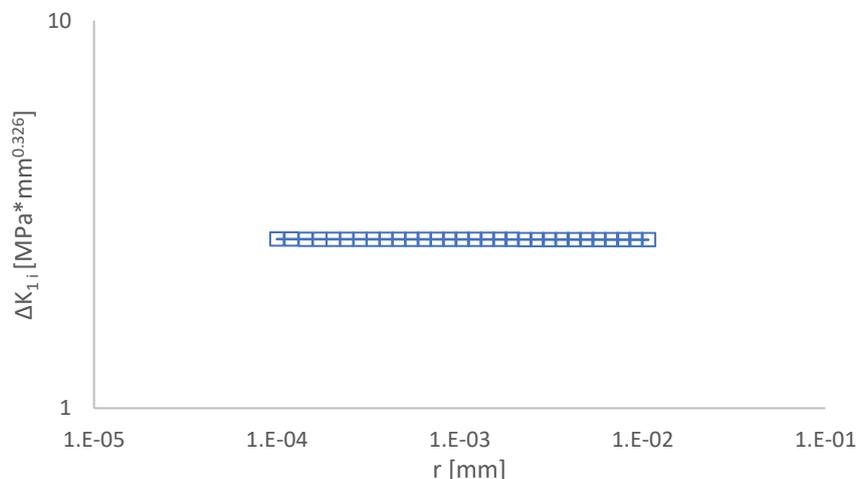


Figura 2.27 Andamento dei valori di $\Delta K_{1\text{ fem},i}$ dei nodi scelti per la stima dell'NSIF del primo giunto.

Infine, i valori di $\Delta K_{1\text{ fem}, i}$ così ottenuti sono stati mediati in modo da ottenere un valore unico di $\Delta K_{1\text{ fem}}$. I risultati delle varie analisi sono riportati nella tabella 2.4.

Tabella 2.4 Risultati delle analisi con il metodo NSIF.

Geometria del giunto	$\Delta K_{1\text{ fem}}$ [MPa*mm ^{0.326}]
1 - Croce	2.725
12 - Croce	5.413
16 - Croce	3.117
23 - T	1.962

2.1.5.2 Metodo Averaged SED

Per calcolare l'averaged SED è stato sufficiente ricavare l'energia di deformazione all'interno del volume di controllo e il volume dello stesso.

In primis si sono isolati gli elementi all'interno del volume di controllo ripetendo due volte il comando

Utility Menu > Select > Entities

e selezionando prima l'area del volume di controllo e poi gli elementi contenuti in essa.

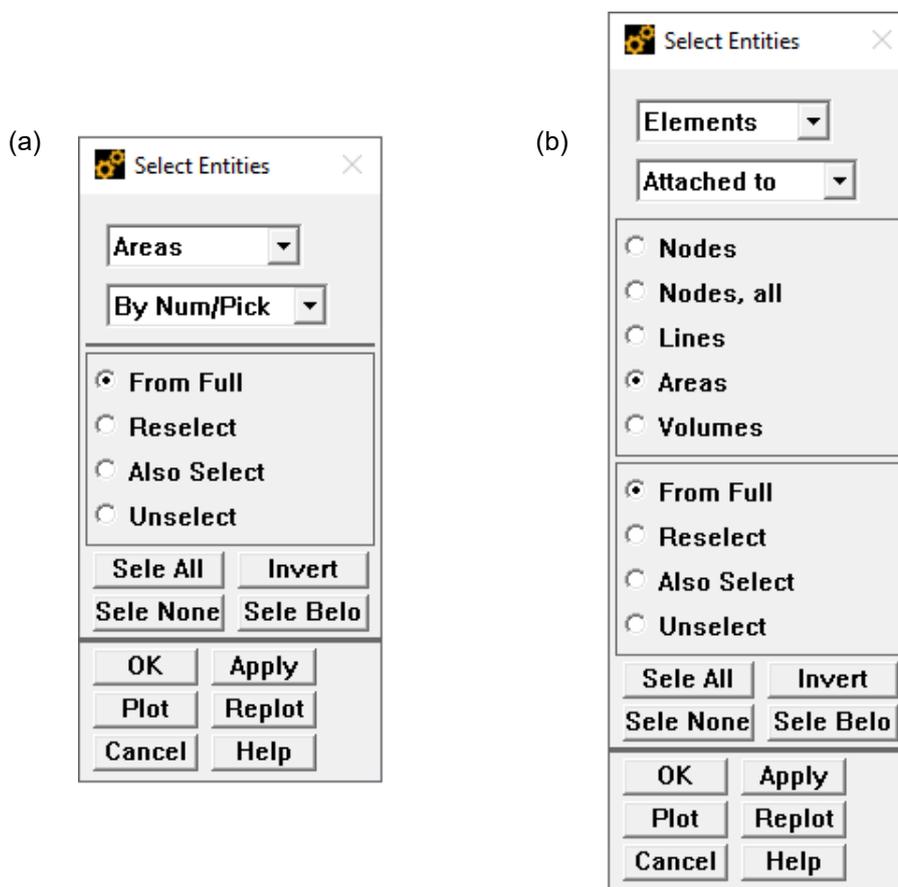


Figura 2.28 Finestra per la selezione dell'area (a) e degli elementi all'interno di essa (b).

Dopodiché, seguendo il percorso

General Postproc > Element Table > Define Table > Add...

sono stati definiti l'energia di deformazione (*Energy > Strain enrg SENE*) e il volume (*Geometry > Elem volume VOLU*) dei singoli elementi selezionati.

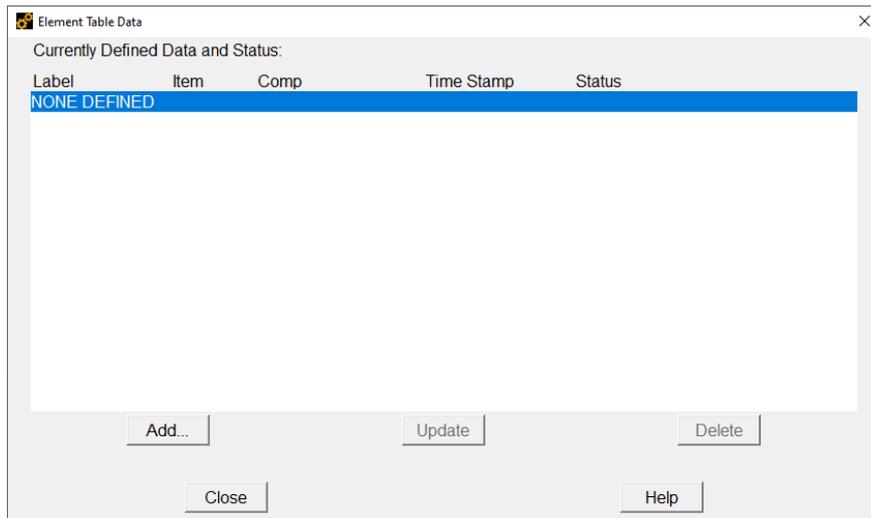


Figura 2.29 Finestra per la gestione delle element table.

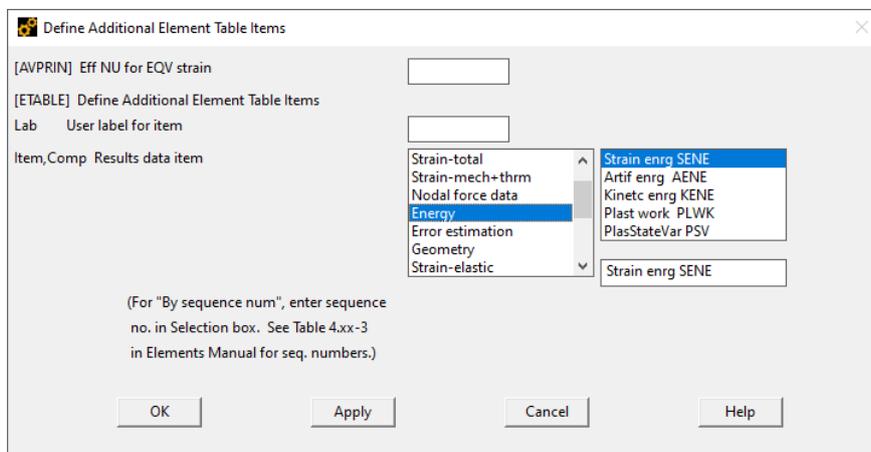


Figura 2.30 Finestra per l'aggiunta dell'element table SENE.

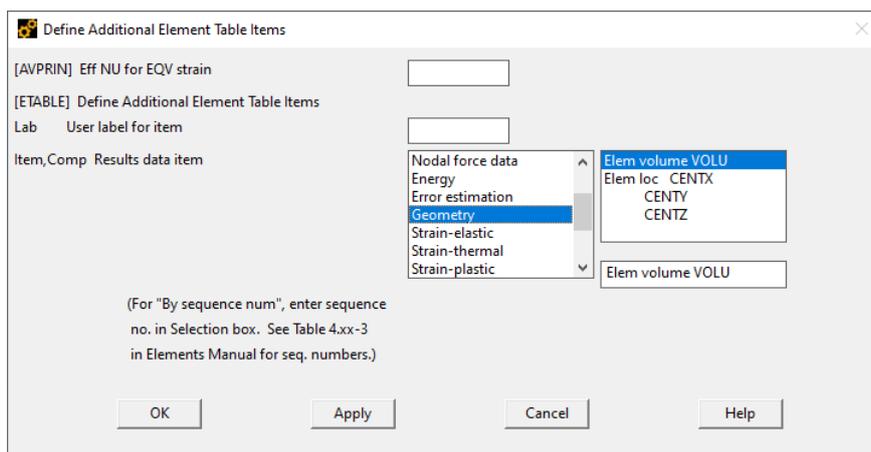


Figura 2.31 Finestra per l'aggiunta dell'element table VOLU.

Infine, per ricavare i valori totali delle due grandezze all'interno del volume di controllo, si è utilizzato il comando

General Postproc > Element Table > Sum of Each Item

I valori così ottenuti sono stati poi importati in Excel® dove, facendone il rapporto, si sono ottenuti i valori delle densità di energia di deformazione mediate che sono riportate nella tabella 2.5.

Tabella 2.5 Risultati delle analisi con il metodo Averaged SED.

Geometria del giunto	SENE [mJ]	VOLU [mm ³]	$\overline{\Delta W}_{fem}$ [MJ/m ³]
1 - Croce	1.468*10 ⁻⁶	0.153	9.584*10 ⁻⁶
12 - Croce	5.998*10 ⁻⁶		3.916*10 ⁻⁵
16 - Croce	1.894*10 ⁻⁶		1.236*10 ⁻⁵
23 - T	7.460*10 ⁻⁷		4.870*10 ⁻⁶

2.1.5.3 PSM

Per estrarre i valori di $\Delta\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$, similmente all'applicazione del metodo NSIF, è stato necessario creare un sistema di riferimento locale avente l'asse x allineato alla bisettrice e utilizzarlo per esprimervi i risultati. Il percorso seguito per ricavare poi le tensioni di picco è stato

General Postproc > Query Results > Subgrid Solu

selezionando la grandezza SY (figura 2.32) e cliccando sul nodo all'apice dell'intaglio.

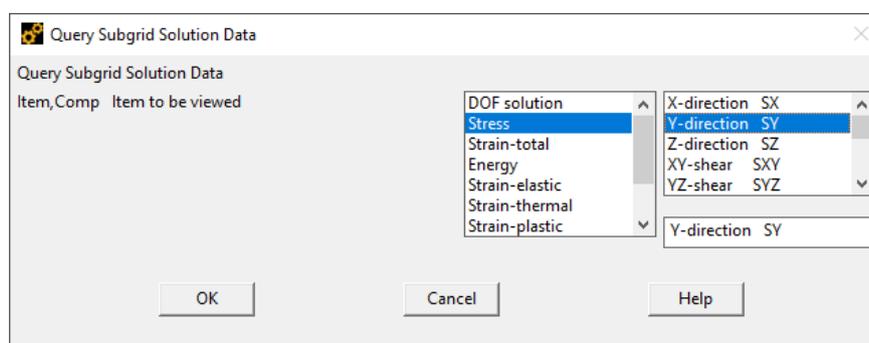


Figura 2.32 Finestra per la selezione della grandezza da ottenere con il query results e grandezza selezionata per applicare il PSM

Utilizzando il sistema di riferimento locale, la tensione $\Delta\sigma_{yy}$ (SY in Ansys®) corrisponde a $\Delta\sigma_{\theta\theta}$ e, per questo, la tensione ricavata con questa procedura è esattamente $\Delta\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$.

Il valore così ottenuto è stato importato in Excel® dove, applicando l'equazione (1.10), si è ricavata la tensione equivalente di picco $\Delta\sigma_{eq, peak, fem}$.

Per calcolare il valore della tensione equivalente di picco è stato necessario ricavare i valori di f_{w1} e c_{w1} . Per il primo si è applicata l'equazione (1.11) dove i valori di K^*_{FE} erano noti da [8], $e_1=0.117$ essendo $2\alpha=135^\circ$ (eq. (1.5)) e, poiché i giunti erano in acciaio, $\nu=0.3$ e $R_0=0.28$ mm [6]. Per il secondo, invece, essendo il materiale dei giunti in condizioni as-welded, è stato utilizzato il valore unitario in accordo a quanto previsto dall'equazione (1.6).

I valori di tensione equivalente così ricavati sono riportati nella tabella 2.6.

Tabella 2.6 Valori di K^*_{FE} da [8] e valori calcolati di f_{w1} , $\Delta\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$ e $\Delta\sigma_{eq, peak, fem}$.

Geometria del giunto	K^*_{FE}	f_{w1}	$\Delta\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq, peak, fem}$ [MPa]
1 - Croce	1.408	1.355	1.524	2.065
12 - Croce	1.351	2.508	1.650	4.139
16 - Croce	1.432	1.573	1.527	2.402
23 - T	1.410	1.083	1.538	1.470

Inoltre, poiché il PSM permette di ricavare anche i valori di ΔK_1 e $\overline{\Delta W}$, si sono usate le equazioni (1.8a) e (1.7) per ottenere la stima di tali parametri. Come si può notare dalla tabella 2.7, il PSM ha permesso di stimare in maniera accurata le grandezze caratteristiche degli altri due metodi pur utilizzando una dimensione di mesh maggiore.

Tabella 2.7 Confronto dei ΔK_1 e dei $\overline{\Delta W}$ ottenuti con i metodi NSIF e Averaged SED e con il PSM.

Geometria del giunto	ΔK_1 [MPa*mm ^{0.326}]			$\overline{\Delta W}$ [MJ/m ³]		
	NSIF	PSM	Δ [%]	Aver. SED	PSM	Δ [%]
1 - Croce	2.725	2.690	-1.301	9.584*10 ⁻⁶	9.422*10 ⁻⁶	-1.689
12 - Croce	5.413	5.390	-0.436	3.915*10 ⁻⁵	3.783*10 ⁻⁵	-3.375
16 - Croce	3.117	3.128	0.353	1.236*10 ⁻⁵	1.274*10 ⁻⁵	3.063
23 - T	1.962	1.915	-2.429	4.870*10 ⁻⁶	4.775*10 ⁻⁶	-1.937

2.1.5.4 Analisi statistica

Per ottenere i valori delle grandezze caratteristiche dei tre metodi corrispondenti ai dati sperimentali presenti in letteratura [28-30], si è sfruttata l'ipotesi di lineare elasticità utilizzando le equazioni (2.1). I valori così ottenuti sono riportati nella tabella 2.8.

Tabella 2.8 Dati sperimentali disponibili in letteratura [28-30] e corrispondenti valori calcolati di NSIF, densità di energia di deformazione mediata e tensione equivalente di picco.

Geometria del giunto	N _f [cicli]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	ΔK_1 [MPa*mm ^{0.326}]	$\overline{\Delta W}$ [MJ/m ³]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
1 - Croce	192000	200	545.011	0.383	413.079
	507000	140	381.508	0.188	289.155
	2937000	100	272.505	0.096	206.539
	4297000	80	218.004	0.061	165.232
12 - Croce	109000	150	811.972	0.881	620.805
	224000	120	649.578	0.564	496.644
	322000	100	541.315	0.392	413.870
	1153000	65	351.855	0.165	269.016
	2147000	55	297.723	0.118	227.629
16 - Croce	120000	260	810.385	0.836	624.502
	200000	220	685.710	0.598	528.425
	302000	180	561.035	0.401	432.348
	744000	140	436.361	0.242	336.270
	1180000	120	374.024	0.178	288.232
	2158000	110	342.855	0.150	264.212
23 - T	135000	300	588.721	0.438	441.107
	237000	260	510.225	0.329	382.293
	407000	200	392.481	0.195	294.072
	573000	190	372.857	0.176	279.368
	665000	180	353.233	0.158	264.664
	1525000	160	313.985	0.125	235.257
	1534000	150	294.361	0.110	220.554
	2601000	140	274.737	0.095	205.850

Partendo da questi valori e utilizzando una macro di Excel® fornita dal Relatore di questa tesi si sono ricavate le bande di dispersione dei vari metodi. Si riportano di seguito i passaggi seguiti durante lo svolgimento dell'addestramento facendo riferimento all'immagine 2.33 dove, come esempio, sono riportati i valori della tensione nominale e i corrispondenti risultati.

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O	P	Q	R	S		
1	S	N	rotto(0)																		
2	[Mpa]	[cicli]	non rotto(1)		confidenza	PS															
3	200	192000	0		95	97.7			PRIMO SET DI DATI										PENDENZA IMPOSTA		
4	140	507000	0																	SI	
5	100	2937000	0		Nmin	1.00E+05														k =	
6	80	4297000	0		Nmax	5.00E+06															3
7	150	109000	0		Nlim	2.00E+06			Calcola	Cancela tutto	Annula analisi										
8	120	224000	0																		
9	100	322000	0																		
10	65	1153000	0																		
11	55	2147000	0																		
12	260	120000	0																		
13	220	200000	0																		
14	180	302000	0																		
15	140	744000	0																		
16	120	1180000	0																		
17	110	2158000	0																		
18	300	135000	0																		
19	260	237000	0																		
20	200	407000	0																		
21	190	573000	0																		
22	180	665000	0																		
23	160	1525000	0																		
24	150	1534000	0																		
25	140	2601000	0																		

	N [cicli]	$\sigma_{97.7}$ [MPa]	σ_{90} [MPa]	$\sigma_{2.3}$ [MPa]
Risultati	100000	102.80	263.83	677.08
ISO 12107	5000000	27.90	71.61	183.79
	2000000	37.87	97.20	249.44
Dispersione	100000	134.47		517.61
senza	5000000	36.50		140.50
confidenza	2000000	49.54		190.69

Figura 2.33 Foglio di calcolo semplificato ai soli comandi usati per l'addestramento.

Nelle prime tre colonne sono stati inseriti, partendo dalla riga 3, i valori delle varie grandezze (colonna A), la vita a fatica corrispondente (colonna B) e l'indicazione del fatto che tale dato si riferisse ad un provino rotto (=0) o ad un provino che è andato in run out (=1) (colonna C). Tutti i dati forniti corrispondevano a provini rotti e quindi, nella colonna C, sono stati inseriti solamente zeri.

Nella casella E3 è indicato il livello di confidenza. Questo valore è impostato al 95% e non è modificabile.

Nella casella F3 si è selezionata la probabilità di sopravvivenza con la quale si sono generate le bande di dispersione. Volendo fare un confronto con le curve presenti in letteratura [6,9], si è impostata, per tutte le bande, una probabilità di sopravvivenza del 97.7%.

Nelle caselle F5 e F6 sono stati inseriti i valori minimo e massimo di cicli all'interno dei quali sono stati considerati i dati utili alla creazione delle bande. Poiché i numeri di cicli minimo e massimo disponibili sono 109000 e 4297000, sono stati impostati $N_{min}=10^5$ cicli e $N_{max}=5 \cdot 10^6$ cicli.

Nella casella F7 è stato inserito il valore del limite a fatica. Essendo i giunti realizzati in acciaio, è stato impostato $N_{lim}=2 \cdot 10^6$ cicli.

Nella casella Q4 è stata impostata la pendenza inversa k delle curve. Nelle analisi statistiche della tensione nominale, dell'NSIF e della tensione equivalente di picco si è impostata $k=3$ [6,9], mentre, nell'analisi della densità di energia di deformazione mediata, si è impostata $k=1.5$ [6].

A questo punto, inseriti tutti i valori richiesti, è stato possibile avviare l'analisi cliccando il pulsante "Calcola".

I risultati del foglio di calcolo sono quindi stati riportati nella tabella H10:L16 sottoforma di tensioni appartenenti alle tre curve della banda in corrispondenza dei numeri di cicli indicati nelle celle F5:F7. Poiché le bande presenti in letteratura sono caratterizzate da una confidenza del 95%, si sono considerati solamente i valori calcolati con tale confidenza (J11:L13).

Le bande così ottenute sono state confrontate con quelle presenti in letteratura [6,9] e i risultati sono riportati nel prossimo paragrafo.

2.1.6 Risultati

2.1.6.1 Bande di dispersione

Si riportando di seguito le bande di dispersione dei valori contenuti nella tabella 2.8, ottenute con l'utilizzo del foglio di calcolo per l'analisi statistica.

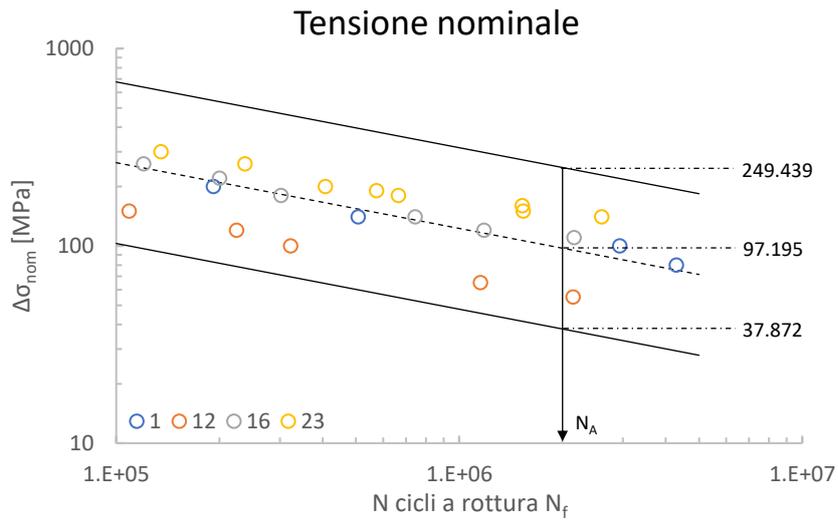


Figura 2.34 Banda di dispersione dei valori in termini di tensione nominale.

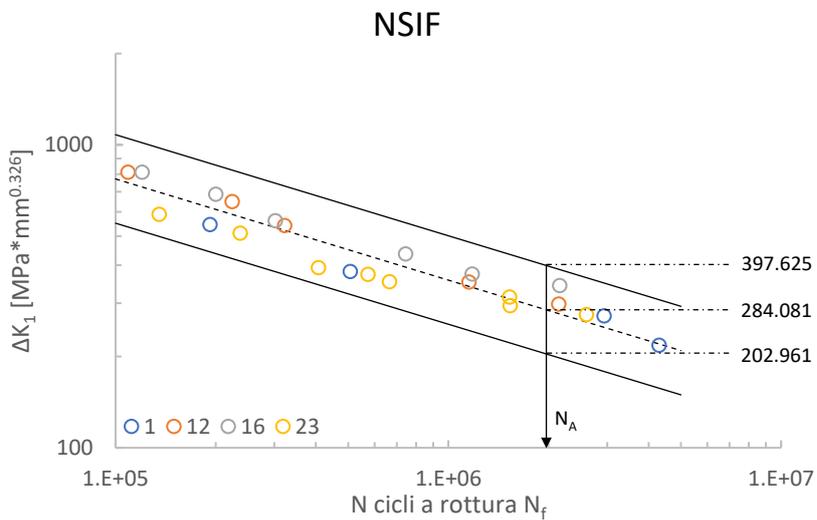


Figura 2.35 Banda di dispersione dei valori in termini di NSIF.

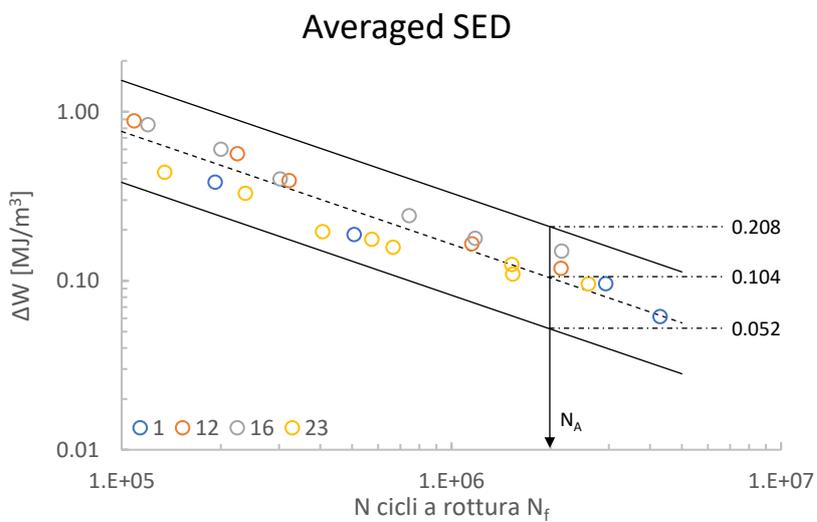


Figura 2.36 Banda di dispersione dei valori in termini di densità di energia di deformazione mediata.

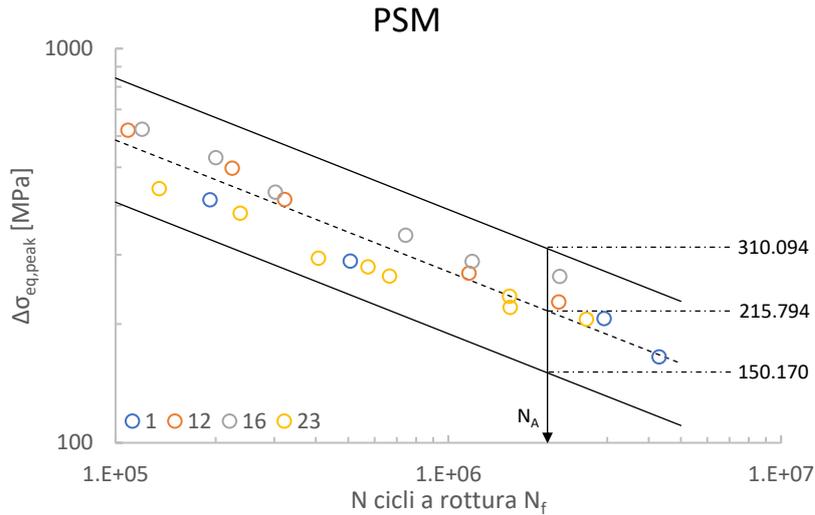


Figura 2.37 Banda di dispersione dei valori in termini di tensione equivalente di picco.

Per confrontare tra di loro i vari metodi si sono calcolati, con l'equazione (2.3), i valori degli scarti T_i . I risultati ottenuti sono riportati nella tabella 2.9

$$T_i = \frac{\Delta i_{PS=2.3\%, N_f=2\,000\,000}}{\Delta i_{PS=97.7\%, N_f=2\,000\,000}} \quad (2.3)$$

dove i rappresenta la grandezza caratteristica di ciascun metodo.

Tabella 2.9 Valori degli scarti dei grafici 2.32-2.35.

Metodo	Grafico	T_i
Tensione nominale	2.32	6.586
NSIF	2.33	1.959
Averaged SED	2.34	4.009
PSM	2.35	2.065

2.1.6.2 Confronto con la letteratura

Si riportando di seguito i confronti tra le bande di dispersione ottenute con l'addestramento (linee verdi) e quelle presenti in letteratura [6,9] (linee nere).

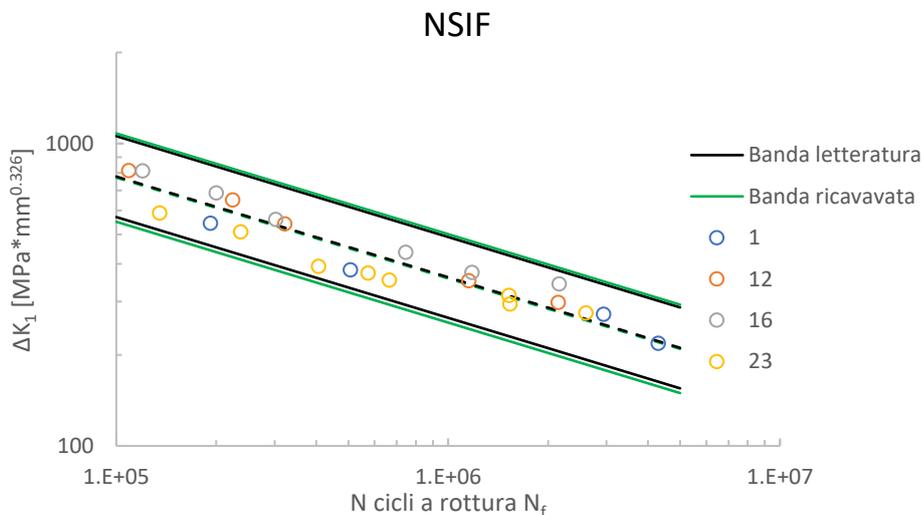


Figura 2.38 Confronto tra la banda del metodo NSIF ottenuta con l'addestramento (linea verde) e quella presente in letteratura (linea nera) [6].

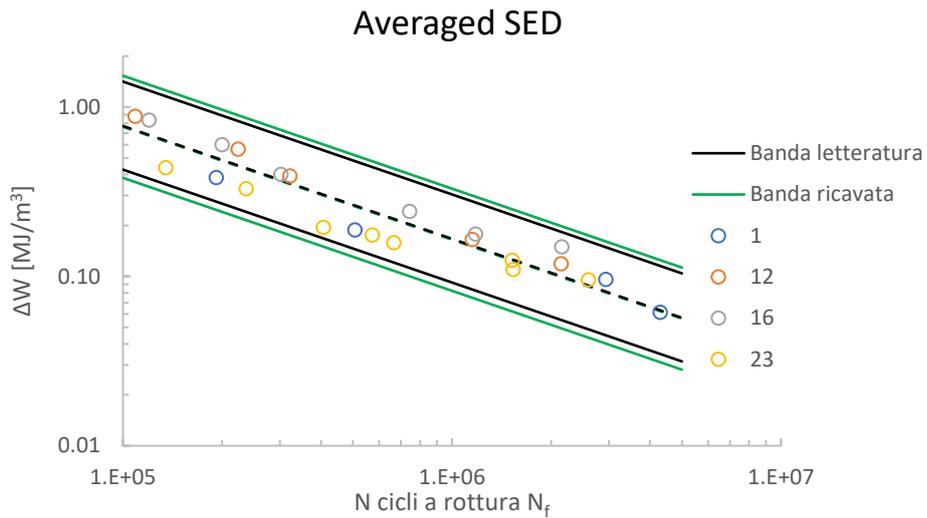


Figura 2.39 Confronto tra la banda del metodo averaged SED ottenuta con l'addestramento (linea verde) e quella presente in letteratura (linea nera) [6].

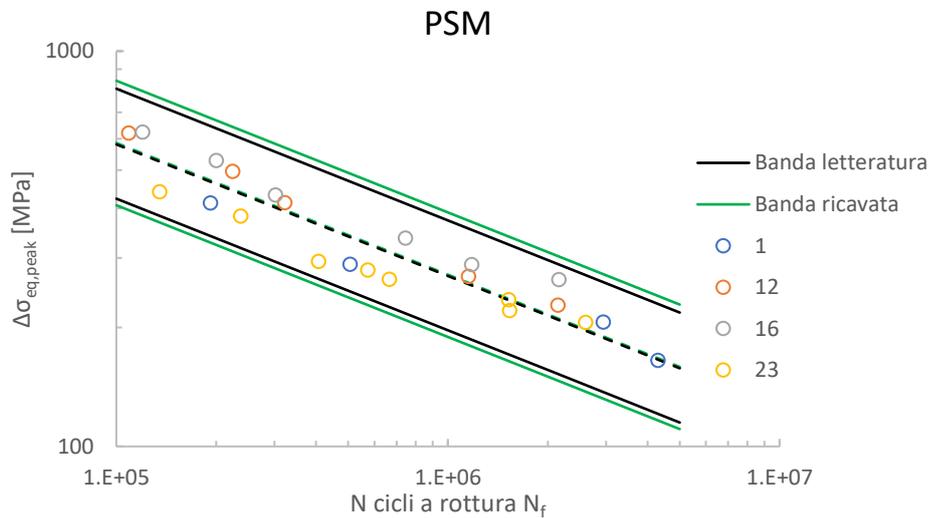


Figura 2.40 Confronto tra la banda del PSM ottenuta con l'addestramento (linea verde) e quella presente in letteratura (linea nera) [9].

Infine, per completare il confronto, sono state realizzate le tabelle 2.10 e 2.11. Nella prima sono riportati gli scarti T_i delle bande ottenute con l'addestramento, delle bande presenti in letteratura [6,9] e la deviazione degli scarti ottenuti rispetto a quelli di riferimento. Nella seconda, invece, sono riportati i valori delle varie grandezze caratteristiche dei metodi per una probabilità di sopravvivenza del 50% a 2 milioni di cicli ottenuti con l'addestramento, presenti in letteratura [6,9] e la deviazione dei primi rispetto ai secondi.

Tabella 2.10 Confronto tra gli scarti delle bande ottenute con l'addestramento e quelle presenti in letteratura [6,9].

Metodo	T_i		Δ [%]
	Addestramento	Letteratura	
NSIF	1.959	1.852	5.806
Averaged SED	4.009	3.310	21.108
PSM	2.065	1.897	8.829

Tabella 2.11 Confronto tra i valori delle grandezze caratteristiche per una probabilità di sopravvivenza del 50% a 2 milioni di cicli ottenuti con l'addestramento e presenti in letteratura [6,9].

Metodo	Grandezze caratteristiche per PS=50% e $N_f=2*10^6$ cicli		Δ [%]
	Addestramento	Letteratura	
NSIF	284.081	286.371	-0.800
Averaged SED	0.104	0.105	-1.122
PSM	215.794	214	0.838

2.1.7 Commenti

Dai grafici delle figure 2.36-2.38 e dalla tabella 2.11 è possibile notare che le curve con probabilità di sopravvivenza del 50%, che rappresentano il centro delle bande di dispersione, si discostano di poco da quelle presenti in letteratura [6,9]. Gli scarti, invece, che rappresentano l'ampiezza delle bande, sono maggiori di quelli di riferimento. Questa differenza è da ricondurre al fatto che, nella creazione delle bande dell'addestramento, è stato utilizzato un numero inferiore di dati e quindi, la rappresentazione statistica, è meno accurata. Tenendo conto di ciò, le bande ottenute con l'addestramento possono considerarsi valide.

Inoltre, dalla tabella 2.9, è possibile osservare che le bande ottenute dalle analisi con gli approcci locali presentano uno scarto inferiore rispetto a quella ottenuta con l'approccio in tensione nominale, giustificando così la diffusione di metodi per la stima della vita a fatica basati su grandezze locali.

Vista la semplicità delle geometrie, tutte le analisi sono state risolte in pochi secondi. Non potendo confrontare i metodi in termini di tempi di risoluzione risulta utile confrontare le dimensioni dei files. Dalla tabella 2.12 è possibile notare come il PSM, richiedendo mesh molto più grossolane, permetta di stimare la vita a fatica con files più leggeri e, quindi, con analisi più semplici e meno pesanti per il computer utilizzato.

Tabella 2.12 Confronto tra le dimensioni dei files delle varie analisi.

Metodo	Dimensione file [KB]			
	Giunto 1	Giunto 12	Giunto 16	Giunto 23
NSIF	5 148	10 752	21 376	3 136
Averaged SED	1 088	100 288	20 288	1 024
PSM	320	704	2 496	576

2.2 Addestramento 3D

2.2.1 Giunto

Il secondo addestramento ha previsto l'analisi di un giunto proposto da Gandhi e Berge [31] costituito da due tubi saldati a T, come si può osservare nella figura 2.41. Il tubo verticale, chiamato brace, aveva sezione circolare ed era sollecitato a trazione, mentre, quello orizzontale, chiamato chord, aveva sezione quadrata ed era vincolato ad incastro in entrambe le sue estremità.

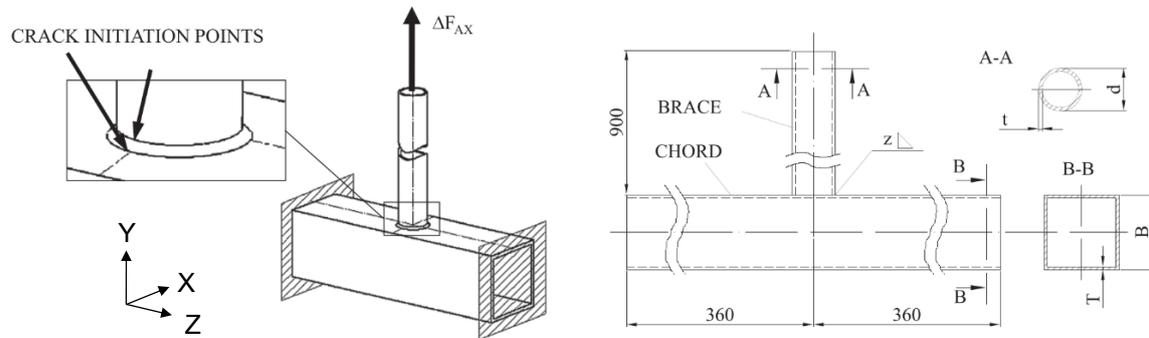


Figura 2.41 Geometria del giunto in esame [32].

Nel loro articolo, Gandhi e Berge hanno analizzato sette giunti aventi dimensioni differenti e, per questo addestramento, si è scelto di analizzare il secondo. Le dimensioni di tale giunto sono riportate nella tabella 2.13.

Tabella 2.13 Dimensioni del giunto analizzato. [31]

B [mm]	T [mm]	d [mm]	t [mm]	z [mm]
200	10	82.5	6.3	6.3

2.2.2 Element type e materiale

Le procedure seguite per le definizioni degli element type e del materiale sono le stesse espone nel paragrafo 2.1.2.

In questo addestramento, però, si sono utilizzati tre tipi di elemento, uno per ogni analisi. Questi sono stati, rispettivamente, "Brick 8 node 185", "Tet 4 node 285" e "Tet 10 node 187".

Per gli elementi brick, a differenza degli elementi tetra, è stato necessario modificare la key-option "K2" in "Simple Enhanced Strn".

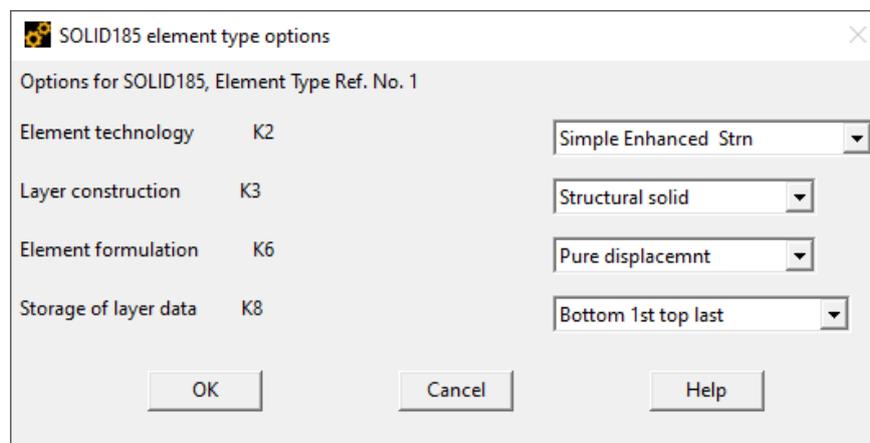


Figura 2.42 Finestra per la modifica delle key-options e key-options da impostare per l'addestramento.

2.2.3 Carichi e vincoli

Come per l'addestramento bidimensionale, anche in questo caso le simulazioni sono state eseguite applicando una tensione unitaria. I risultati sono stati poi scalati in relazione ai dati presenti in letteratura [31] utilizzando l'equazione (2.1b).

Il giunto in esame presentava due piani di simmetria. Nelle analisi con elementi brick 8 si è ridotto il giunto ad un quarto sfruttandoli entrambi, mentre, nelle analisi con elementi tetra, il giunto è stato solamente dimezzato utilizzando il piano longitudinale. Questa scelta è stata fatta in quanto, una delle richieste dell'addestramento, era quella di ricavare il valore della tensione equivalente di picco in corrispondenza del punto in cui, sperimentalmente, innescava la cricca (figura 2.41). Nel caso in cui il giunto fosse stato ridotto ad un quarto, questo nodo si sarebbe trovato su una superficie libera e, pertanto, non sarebbe stato valido per l'applicazione del PSM con elementi tetra (figura 1.16).

Per applicare le simmetrie (figura 2.43) si è utilizzato il comando

Preprocessor > Loads > Define Loads > Apply > Structural > Displacement > Symmetry B.C. > > On Areas

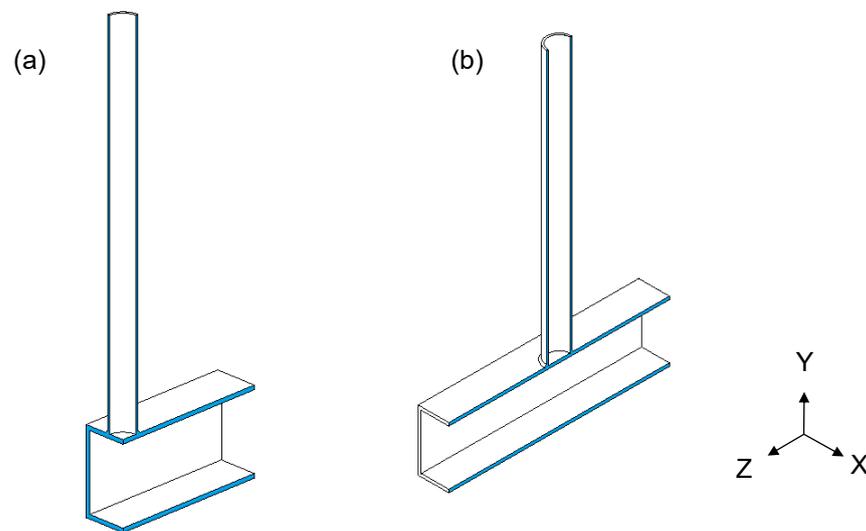


Figura 2.43 Simmetrie applicate al main model per l'analisi con elementi Brick 8 (a) e al modello per l'analisi con elementi Tetra (b).

Analogamente, per applicare le pressioni (figura 2.46), il percorso seguito è stato

Preprocessor > Loads > Define Loads > Apply > Structural > Pressure > On Areas
e, nella finestra che si è aperta (figura 2.44), è stato impostato il valore -1 su "VALUE".

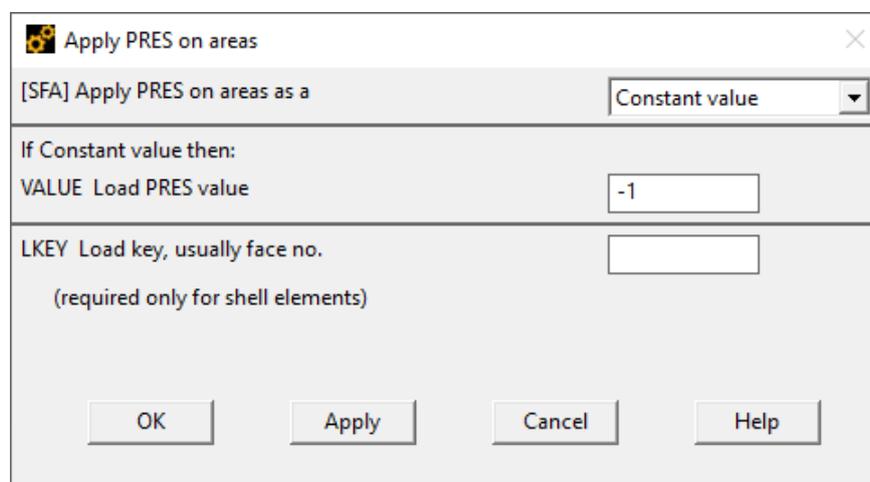


Figura 2.44 Finestra per la definizione del valore della pressione compilata per l'addestramento.

Mentre, per applicare i vincoli (figura 2.46), il percorso seguito è stato

Preprocessor > Loads > Define Loads > Apply > Structural > Displacement > On Areas

selezionando poi “All DOF” nella finestra apertasi (Figura 2.45) e lasciando vuoto il campo VALUE (lasciare vuoto tale campo corrisponde a imporre spostamento nullo).

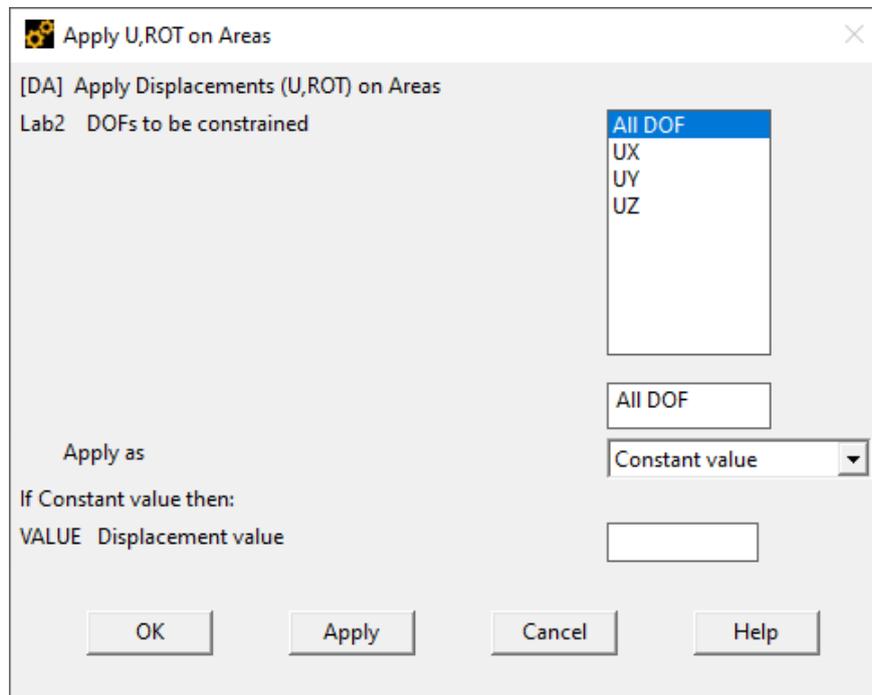


Figura 2.45 Finestra per l'impostazione del vincolo d'incastro compilata per l'addestramento.

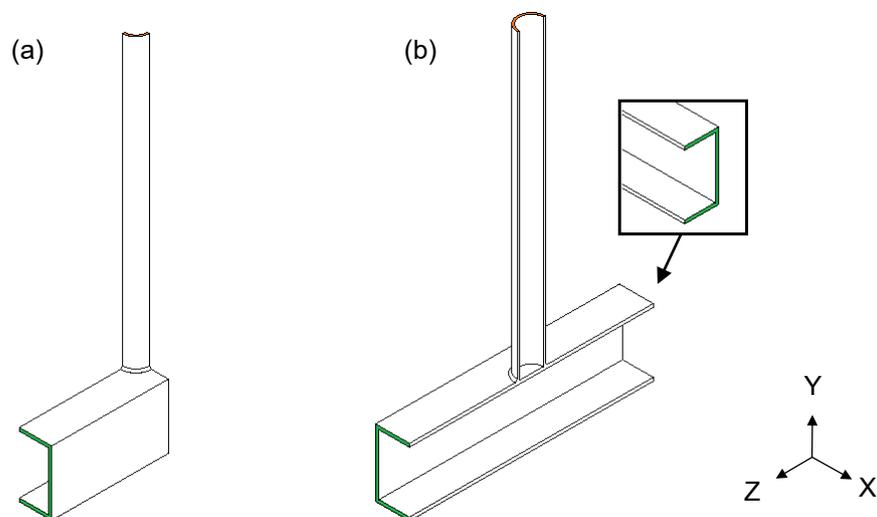


Figura 2.46 Aree su cui sono stati applicati carichi (in arancione) e vincoli (in verde) nel main model per l'analisi con elementi Brick 8 (a) e nel modello per le analisi con elementi Tetra (b).

2.2.4 Mesh

Per determinare le dimensioni di elemento con cui realizzare le varie mesh si è fatto riferimento alla tabella 1.4. In particolare, essendo il cordone di saldatura sollecitato a modo I, per ogni tipologia di elemento si è utilizzata la prima riga.

Il valore di a , in accordo con l'immagine 1.19, è stato posto pari allo spessore del bracc, ossia $a=t=6.3$ mm.

Nella tabella 2.14 sono riportati i valori della dimensione massima di elemento d_{max} richiesti dal metodo e della dimensione di elemento d scelta per condurre le varie analisi.

Tabella 2.14 Dimensioni degli elementi utilizzate per le analisi.

Elemento	$(a/d)_{\min}$	a [mm]	d_{\max} [mm]	d [mm]
Brick 8	3		2.1	2
Tetra 4	3	6.3	2.1	2
Tetra 10	1		6.3	6

Le discretizzazioni con elementi brick e con elementi tetra hanno richiesto procedure differenti e, pertanto, verranno trattate in due paragrafi distinti.

2.2.4.1 Elementi Brick 8

Per eseguire analisi con elementi Brick 8 è richiesta la generazione di elementi cubici o che poco si discostano da tale forma. Con il fine di garantire il soddisfacimento di tale requisito, vista la complessità del giunto in esame, è stato necessario ricorrere alla tecnica del submodeling.

Per prima cosa si è individuata la distanza a cui posizionare il cut boundary e, per fare ciò, si sono eseguite due simulazioni utilizzando il quarto di giunto discretizzato con elementi Tetra 10 aventi dimensione 6 mm (figura 2.47a) e 4 mm (2.47b). Dopodiché, lungo i tre path riportati nella figura 2.48, è stata eseguita un'analisi di convergenza prendendo come parametri di confronto gli spostamenti verticali dei nodi.

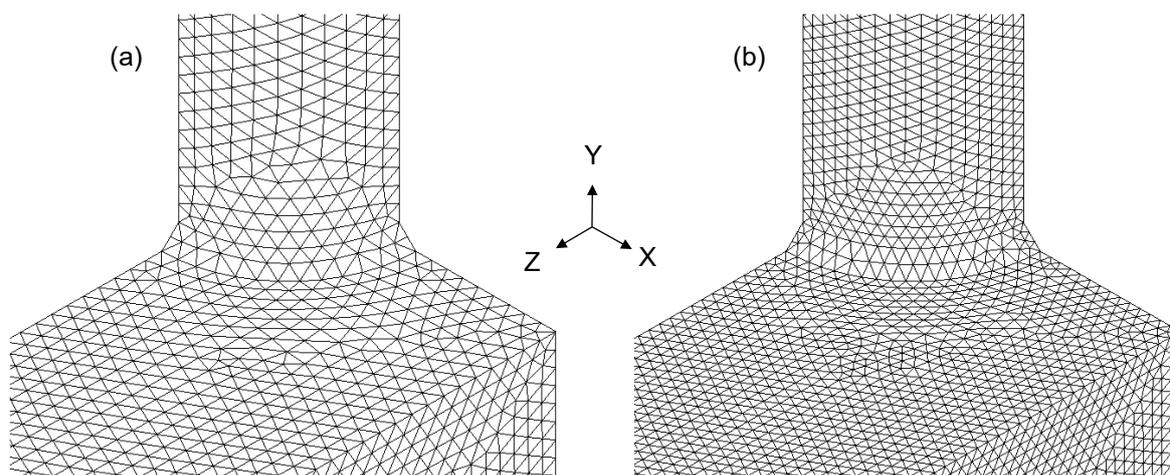


Figura 2.47 Mesh Tetra 10 con $d=6$ mm (a) e $d=4$ mm (b) utilizzate per condurre l'analisi di convergenza.

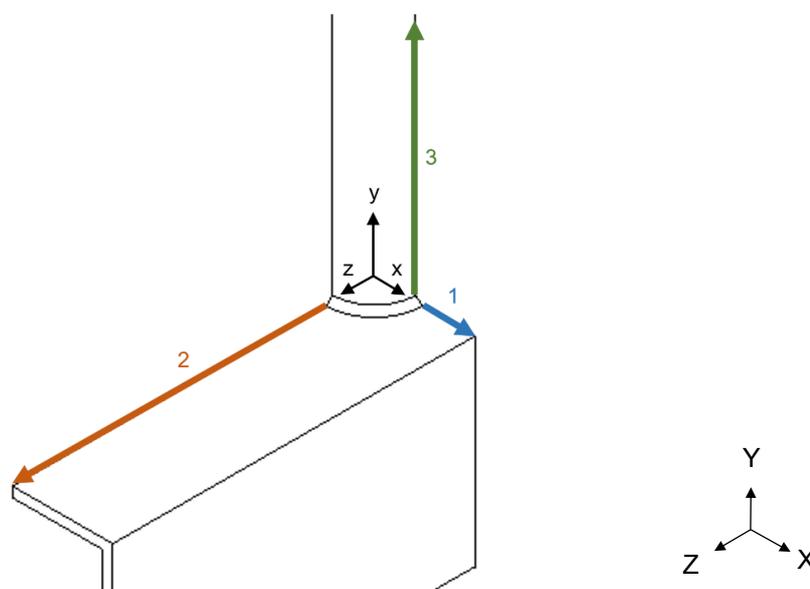


Figura 2.48 Path e sistema di riferimento locale utilizzati per condurre l'analisi di convergenza.

Nei grafici 2.49-2.51 sono riportati gli andamenti degli spostamenti verticali lungo i tre path analizzati.

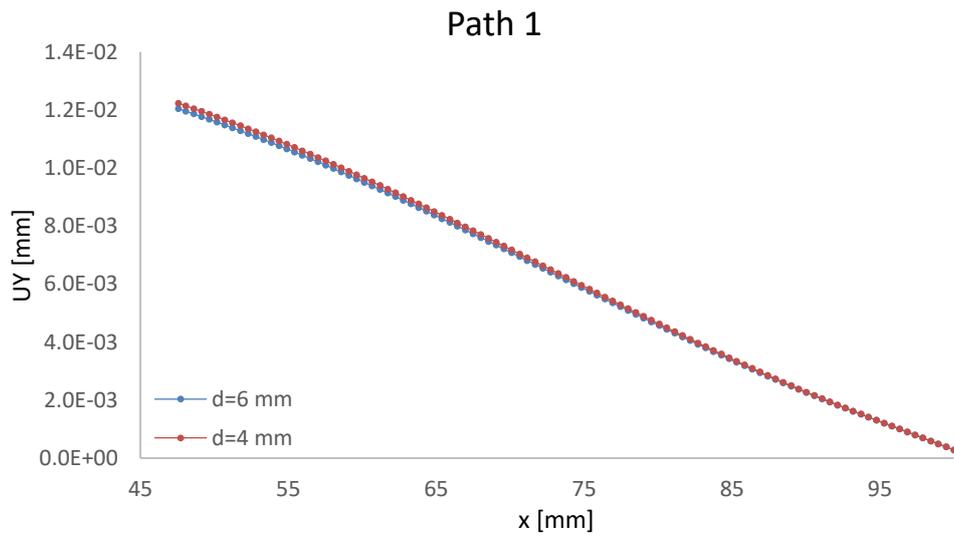


Figura 2.49 Analisi di convergenza lungo il path 1.

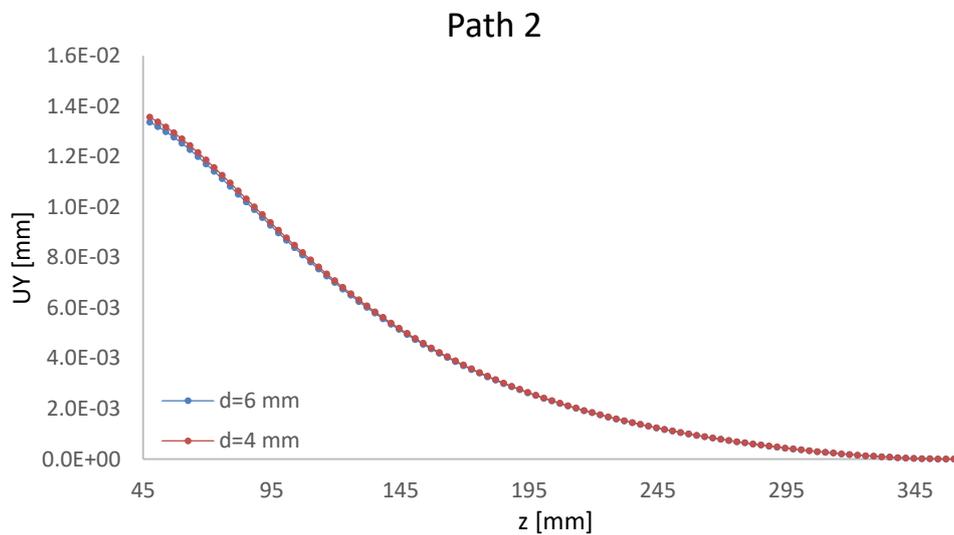


Figura 2.50 Analisi di convergenza lungo il path 2.

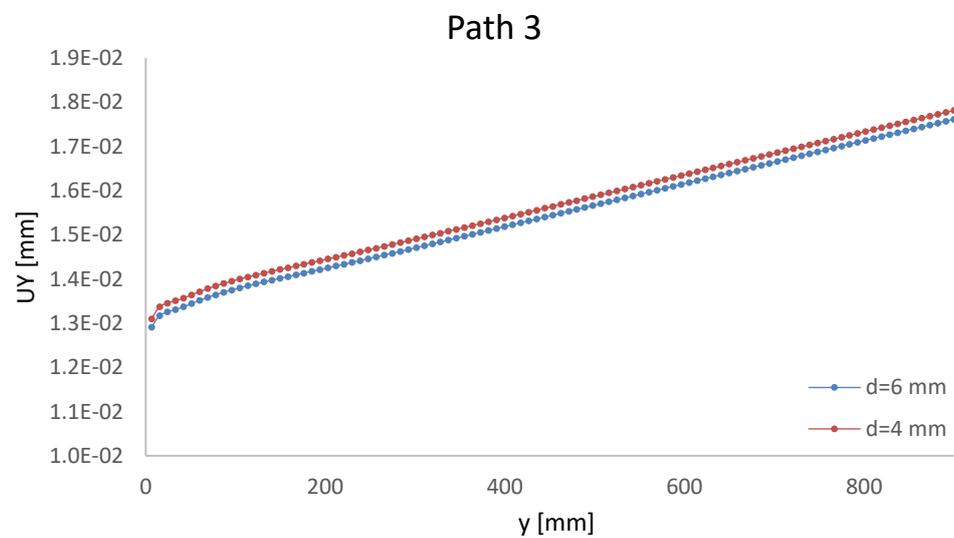


Figura 2.51 Analisi di convergenza lungo il path 3.

Si è dunque deciso di posizionare il cut boundary ad una distanza di 86 mm dal centro del braccetto lungo i path 1 e 2 in quanto, a tale distanza, lo scarto tra gli spostamenti era inferiore all'1% lungo x e all'1.5% lungo z. Analogamente, lungo il path 3, il cut boundary è stato posizionato ad una distanza di 82 mm dalla superficie superiore del chord poiché, a tale distanza, lo scarto era inferiore all'1.5%.

Determinata la posizione del cut boundary è stato possibile procedere con la creazione del submodel. Per prima cosa se ne è creata la sezione, assicurandosi che il sistema di riferimento fosse lo stesso del main model. Utilizzando le stesse impostazioni e la stessa procedura illustrate nell'addestramento bidimensionale quest'area è stata discretizzata con una mesh di tipo free di elementi Plane 4 aventi dimensione pari a 2 mm. Infine, per ottenere il modello tridimensionale del submodel si è eseguita un'estrusione di rivoluzione. Per fare in modo che gli elementi tridimensionali così ottenuti avessero una forma quanto più cubica possibile, prima di procedere con l'estrusione, si è seguito il percorso

Preprocessor > Modeling > Operate > Extrude > Elem Ext Opts

e, nella finestra apertasi (figura 2.52), si sono modificate le impostazioni "TYPE" in "SOLID 185" (elemento con cui è stato discretizzato il volume ottenuto), "VAL1" in 35 (numero di elementi che si sono appoggiati sulle linee generate con l'estrusione) e si è spuntata la casella "ACLEAR" per eliminare automaticamente la mesh bidimensionale di partenza. Per determinare il valore da impostare in "VAL1" è stata fatta la media dei numeri di elementi che si sarebbero dovuti appoggiare sui due piedi cordone della saldatura per avere elementi perfettamente cubici calcolati con la formula

$$n \text{ elementi} = \frac{2 \cdot \pi \cdot r}{4 \cdot d} \quad (2.4)$$

dove r è il raggio della circonferenza del piede cordone (pari a 41.25 mm dal lato del braccetto e a 47.55 mm dal lato del chord) e d la dimensione di elemento.

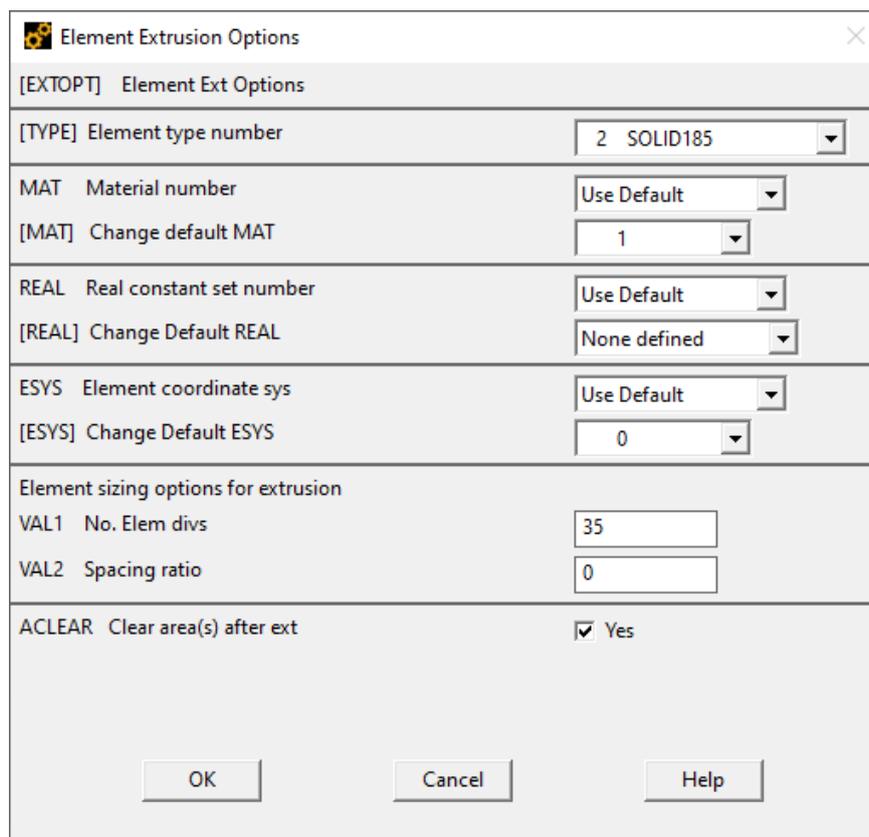


Figura 2.52 Finestra per la modifica delle opzioni per l'estrusione degli elementi e opzioni da impostare per l'addestramento.

Impostate correttamente tutte le opzioni è stato dunque possibile estrarre la mesh con il comando

Preprocessor > Modeling > Operate > Extrude > Areas > About Axis

selezionando come asse di rotazione l'asse y e come angolo di estrusione "ARC" il valore -90°. Tale valore è stato impostato negativo in quanto, la mesh di partenza, è stata estrusa in senso orario.

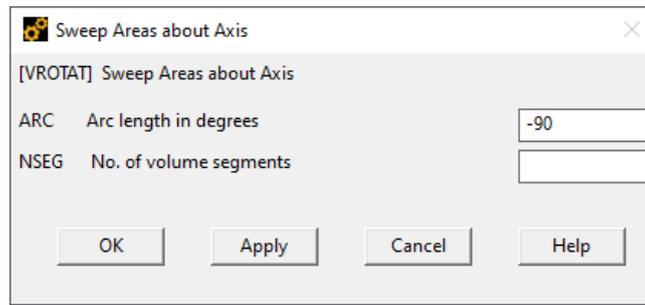


Figura 2.53 Finestra per l'impostazione dell'angolo di estrusione.

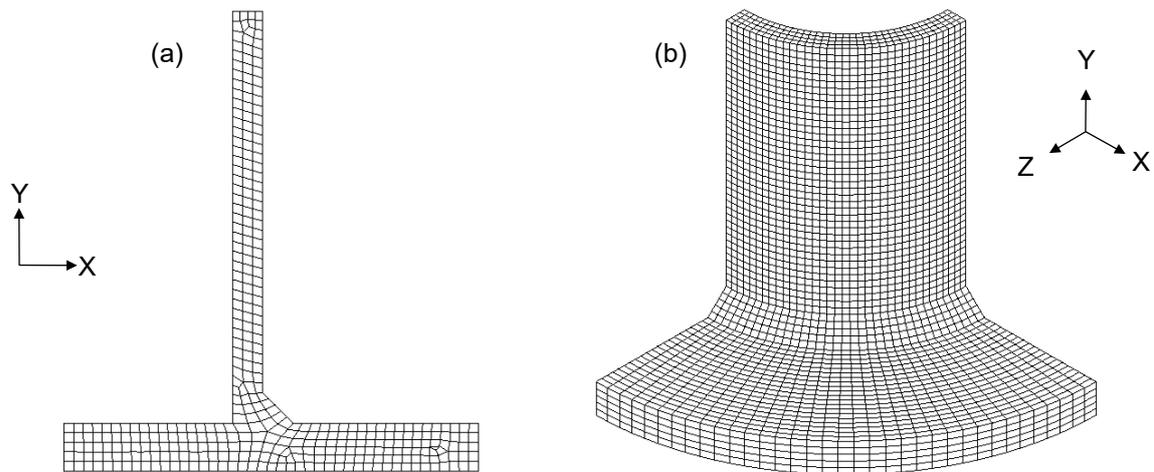


Figura 2.54 Mesh bidimensionale di partenza (a) e mesh tridimensionale ottenuta con l'estrusione (b).

Prima di procedere con la risoluzione del modello è stato necessario applicare i vincoli di simmetria sulle due facce libere e trasferire i carichi dal main model. Per applicare le simmetrie è stato sufficiente utilizzare lo stesso comando utilizzato per il main model, mentre, per i carichi, è stata seguita la procedura riportata di seguito.

Per prima cosa si sono selezionati i nodi presenti sul cut boundary ripetendo due volte il percorso

Utility Menu > Select > Entities

e selezionando prima le aree del cut boundary e poi i nodi presenti in esse.

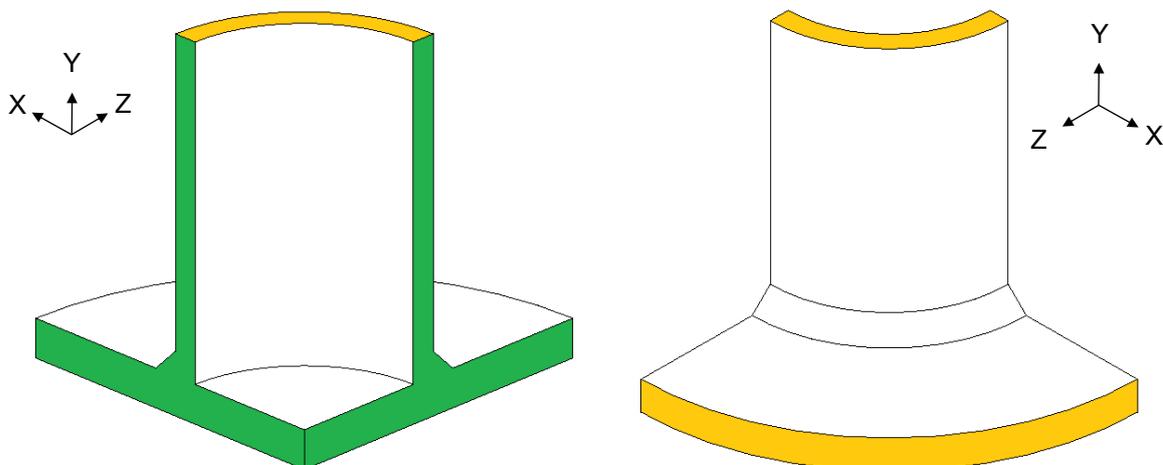


Figura 2.55 Aree su cui sono stati applicati i vincoli di simmetria (in verde) e cut boundary (in arancione).

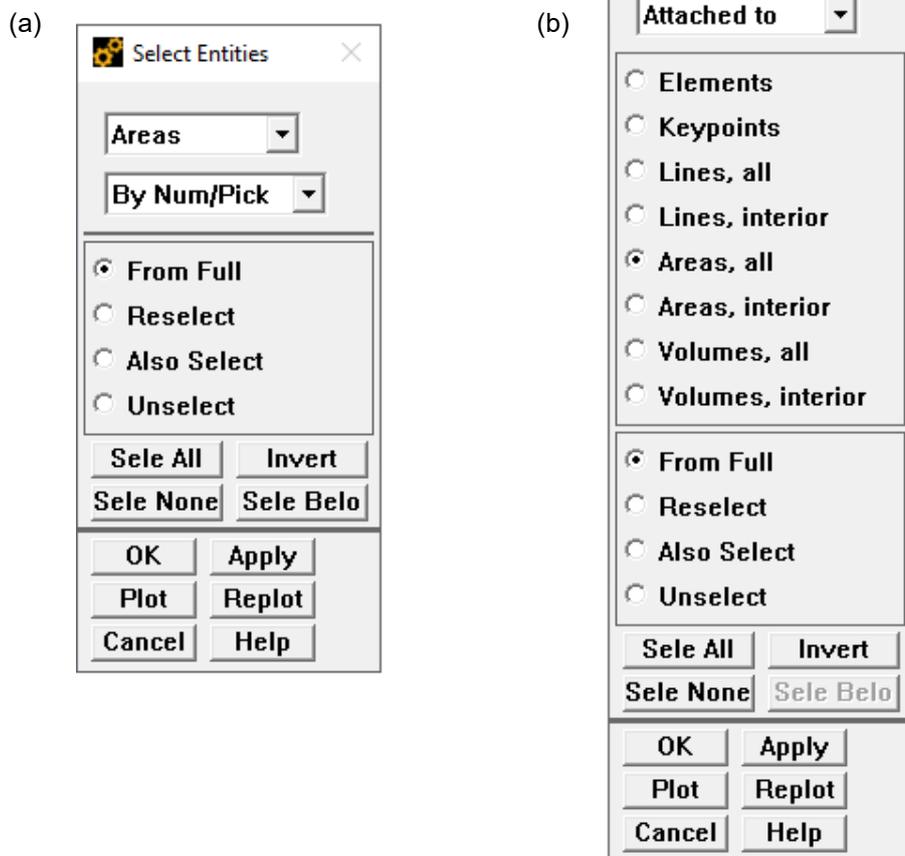


Figura 2.56 Finestra per la selezione delle aree (a) e dei nodi al loro interno (b).

Dopodiché, per ricavare le coordinate di questi nodi, si è seguito il percorso

Preprocessor > Modeling > Create > Nodes > Write Node File

e impostato, nella finestra apertasi, il nome del file contenente tali coordinate da generare.

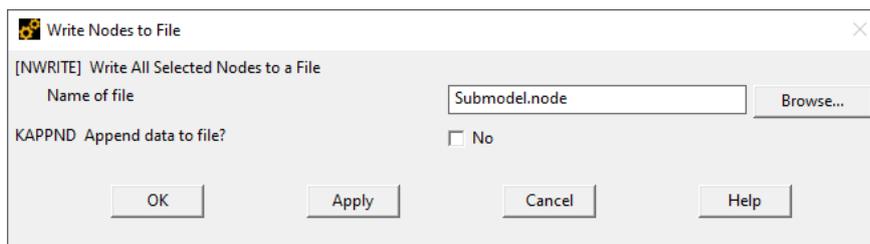


Figura 2.57 Finestra per la creazione del file contenente le coordinate dei nodi del cut boundary.

A questo punto è stato necessario passare al modello del main model. In particolare, si è utilizzato il modello risolto con la densità di mesh maggiore sebbene, in linea teorica, il modello utilizzato fosse indifferente in quanto il cut boundary è stato posizionato in una posizione di convergenza.

Per ottenere i valori degli spostamenti dei nodi presenti sul cut boundary è stato utilizzato il comando

General Postproc > Submodeling > Interpolate DOF

e impostato in "Fname1" il nome del file contenente le coordinate dei nodi precedentemente creato e in "Fname2" il nome del file da generare contenente gli spostamenti di tali nodi.

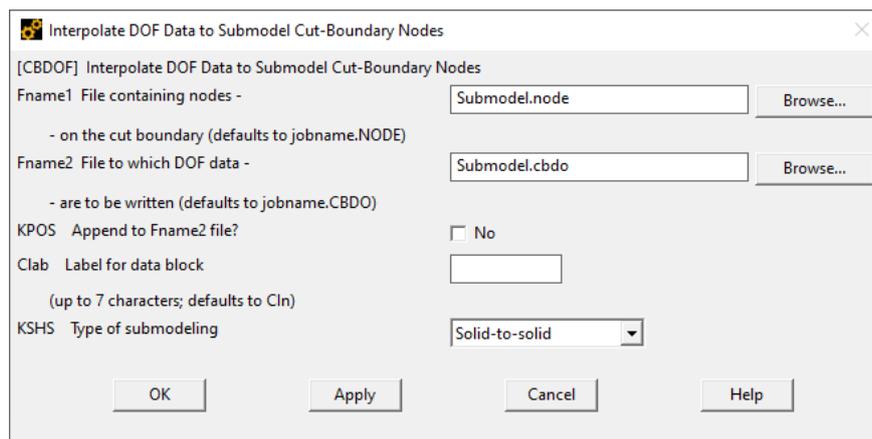


Figura 2.58 Finestra per la creazione del file contenente gli spostamenti dei nodi del cut boundary.

Infine, gli spostamenti dei nodi sul cut boundary sono stati importati nel submodel tornando nel modello del submodel, aprendo il preprocessor e seguendo il percorso

Utility Menu > File > Read Input from...

selezionando il file .cbdo appena creato.

2.2.4.2 Elementi Tetra

A differenza degli elementi Brick 8, gli elementi Tetra non hanno richiesto l'utilizzo del submodeling. La mesh, dopo aver impostato la dimensione di elemento globale, è stata ottenuta direttamente utilizzando il comando

Preprocessor > Meshing > Mesh > Volumes > Free

Durante la creazione della mesh con elementi tetra 4, a causa della ridotta potenza di calcolo disponibile nel PC utilizzato, non è stato possibile discretizzare tutto il modello con una mesh avente dimensione pari a quella riportata nella tabella 2.14. Per ovviare a questo problema si è utilizzato, prendendo ispirazione dalla "Sphere of influence" di Ansys® Mechanical, un volume prismatico per dividere il modello in tre volumi distinti. Di questi, solamente quello contenente il piede cordone è stato meshato con elementi aventi dimensione pari a 2 mm, mentre, per i restanti, è stata utilizzata una dimensione pari a 5 mm. Si è deciso di procedere in questo modo invece di usare il comando "Refine at" disponibile nel programma per garantire, nella zona di interesse, la dimensione di elemento desiderata. Infatti, per applicare il PSM, è importante controllare la dimensione di elemento in corrispondenza dell'intaglio che, oltre ad essere inferiore al valore massimo previsto, deve essere nota in quanto è un parametro necessario al calcolo dell' f_{wi} utilizzato per determinare il valore della tensione equivalente di picco $\Delta\sigma_{eq,peak}$.

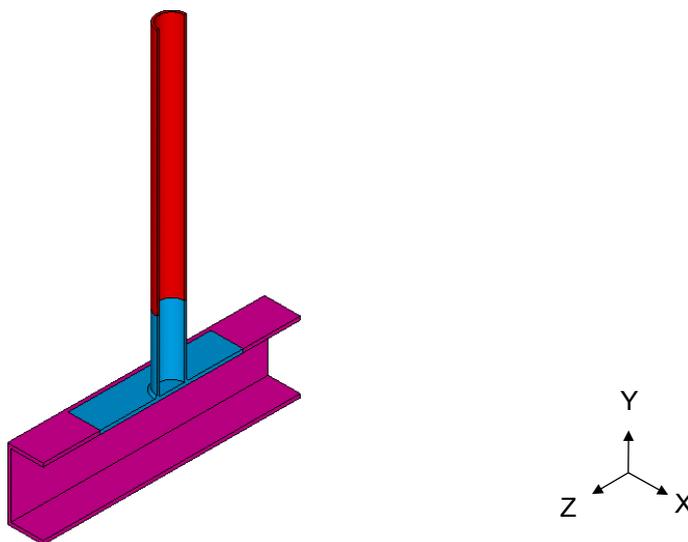


Figura 2.59 Divisione in volumi utilizzata per guidare l'infittimento della mesh.

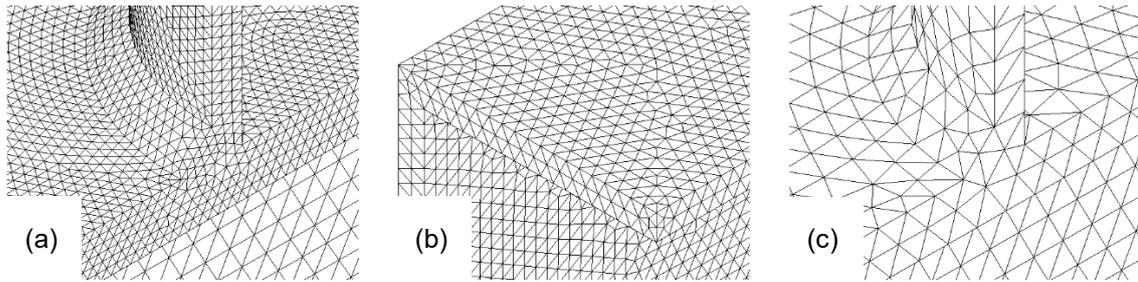


Figura 2.60 Mesh utilizzate per l'analisi con elementi tetra 4 in corrispondenza del cordone di saldatura (a) e lontano da esso (b) e per l'analisi con elementi tetra 10 (c).

2.2.5 Estrapolazione ed elaborazione dei dati

Completate le procedure preliminari, è stato possibile avviare la risoluzione dei modelli e procedere con la fase di post-processing.

Tutti i modelli sono stati analizzati applicando il PSM e, per questo, le grandezze da ricavare e la procedura seguita sono state le stesse. L'unica differenza tra l'utilizzo degli elementi brick e tetra è risieduta nella fase di calcolo.

2.2.5.1 Estrapolazione dati

Essendo il cordone di saldatura stato sollecitato a solo modo I, l'unica grandezza da ricavare dal modello, nodo per nodo, è stata la tensione $\Delta\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$. Per fare ciò è stato necessario posizionare, in ogni nodo, un sistema di riferimento locale avente asse x lungo la bisettrice dell'intaglio e asse z tangente all'apice dello stesso. Si riporta di seguito la procedura ripetuta per ogni nodo.

Per prima cosa si è allineato il Working Plane con il sistema di riferimento globale in modo da essere sicuri dell'orientamento iniziale degli assi. Il comando utilizzato è stato

Utility Menu > WorkPlane > Align WP with > Global Cartesian

Dopodiché si è posizionato il Working Plane sul nodo interessato con il comando

Utility Menu > WorkPlane > Offset WP to > Nodes +

e si è ruotato il Working Plane due volte in questo preciso ordine: la prima rotazione è stata effettuata attorno all'asse y locale per rendere l'asse z locale tangente al piede cordone, mentre la seconda si è eseguita attorno all'asse z locale di -67.5° per i nodi sul piede cordone dal lato chord e -22.5° per quelli sul lato brace per allineare l'asse x locale con la bisettrice dell'intaglio.

Per quanto riguarda la prima rotazione, il valore utilizzato è differito di nodo in nodo e, per calcolare l'angolo che intercorreva tra due nodi adiacenti, si è utilizzata l'equazione (2.5a) per il modello discretizzato con elementi Brick e (2.5b) per i modelli discretizzati con elementi Tetra. I valori così ottenuti sono riportati nella tabella 2.15.

$$\text{angolo tra due nodi} = \frac{90^\circ}{n \text{ nodi} - 1} \quad (2.5a)$$

$$\text{angolo tra due nodi} = \frac{180^\circ}{n \text{ nodi} - 1} \quad (2.5b)$$

Tabella 2.15 Angoli che intercorrono tra due nodi nei vari modelli.

Elemento	Brace		Chord	
	n nodi	Angolo tra due nodi [°]	n nodi	Angolo tra due nodi [°]
Brick	36	2.571	36	2.571
Tetra 4	67	2.727	77	2.368
Tetra 10	23	8.182	27	6.923

Posizionato correttamente il Work Plane si è dunque creato il sistema di riferimento locale con il comando

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

A questo punto si è riportato il work plane in corrispondenza del sistema di riferimento globale e si è ripetuta la procedura per tutti i nodi dei piedi cordone incrementando, di volta in volta, l'angolo di rotazione attorno l'asse y locale e il numero del sistema di riferimento locale creato "KNC" (fig. 2.61).

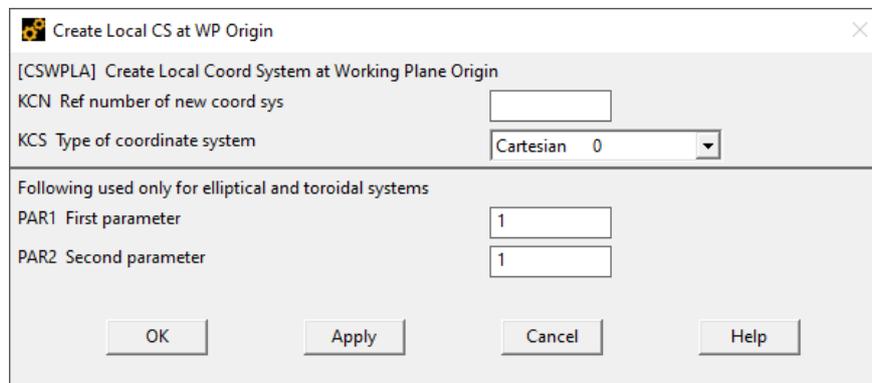


Figura 2.61 Finestra per l'impostazione del sistema di riferimento locale.

Dopo aver posizionato tutti i sistemi di riferimento locali, e prima di procedere con l'estrapolazione delle tensioni, è stato necessario, come anticipato nel paragrafo 1.4.2, disattivare l'opzione power graphic. Per fare ciò si è premuto il pulsante "POWRGRPH" presente nella toolbar e, nella finestra apertasi (figura 2.62), selezionato "OFF".

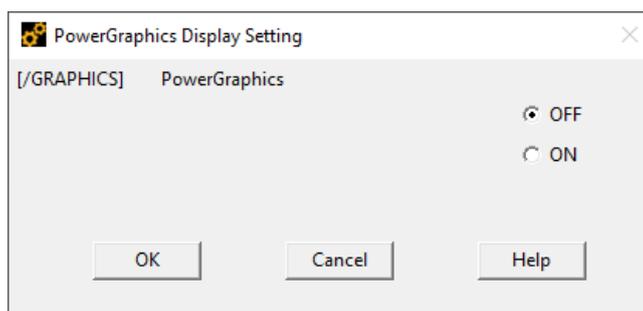


Figura 2.62 Finestra per la disattivazione dell'opzione power graphic.

È stato infine possibile procedere con l'estrapolazione delle tensioni $\Delta\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$. La procedura, ripetuta per ogni nodo, è la stessa utilizzata nell'addestramento bidimensionale facendo attenzione di volta in volta a impostare come sistema di riferimento locale nel quale esprimere i risultati ("RSYS" nella figura 2.22) quello corrispondente al nodo in esame.

2.2.5.2 Elementi Brick

Per calcolare il valore della tensione equivalente di picco presente in ogni nodo è stato necessario ricavare i valori di f_{w1} e c_{w1} . Per il primo si è utilizzata l'equazione (1.11) dove, per determinare i valori di λ_1 , e_1 e K^*_{FE} , si sono usate le equazioni (1.2), (1.5) e (1.9) ed, essendo i giunti in acciaio, $\nu=0.3$ e $R_0=0.28$ mm [6]. Per il secondo, invece, utilizzando l'equazione (1.6), è stato imposto il valore unitario in quanto il materiale del giunto si trovava in condizioni as-welded. Nella tabella 2.16 sono riportati i valori dei parametri così ottenuti.

Tabella 2.16 Parametri utilizzati nel calcolo della tensione equivalente di picco.

λ_1	e_1	K^*_{FE}	ν	R_0 [mm]	f_{w1}	c_{w1}
0.674	0.117	1.38±3%	0.3	0.28	1.328	1

Infine, utilizzando l'equazione (1.10) è stato possibile ricavare il valore della tensione equivalente di picco $\Delta\sigma_{eq, peak}$ presente in ogni nodo.

2.2.5.3 Elementi Tetra

Come anticipato nel paragrafo 1.4.1, nei modelli discretizzati con elementi tetraedrici, il calcolo della tensione equivalente di picco ha richiesto una procedura leggermente diversa.

Per prima cosa, escludendo i nodi sulle superfici libere e i mid-side nodes, si è calcolata, per ogni nodo, la media mobile con il nodo precedente e successivo (formula (1.12)). Successivamente, ricavando i valori di f_{w1} e c_{w1} nella stessa maniera del caso precedente, si è utilizzata la formula (1.13) per ricavarsi, nodo per nodo, la tensione equivalente di picco.

Tabella 2.17 Parametri utilizzati nel calcolo della tensione equivalente di picco.

Elemento	λ_1	e_1	K^*_{FE}	ν	R_0 [mm]	f_{w1}	c_{w1}
Tetra 4	0.674	0.117	1.75±22%	0.3	0.28	1.685	1
Tetra 10			1.21±10%			1.666	

2.2.6 Risultati

2.2.6.1 Andamenti della tensione equivalente di picco

Si riportano di seguito gli andamenti della tensione equivalente di picco lungo i due piedi cordone ottenuti dalle tre analisi in funzione della coordinata angolare φ definita nell'immagine 2.63.

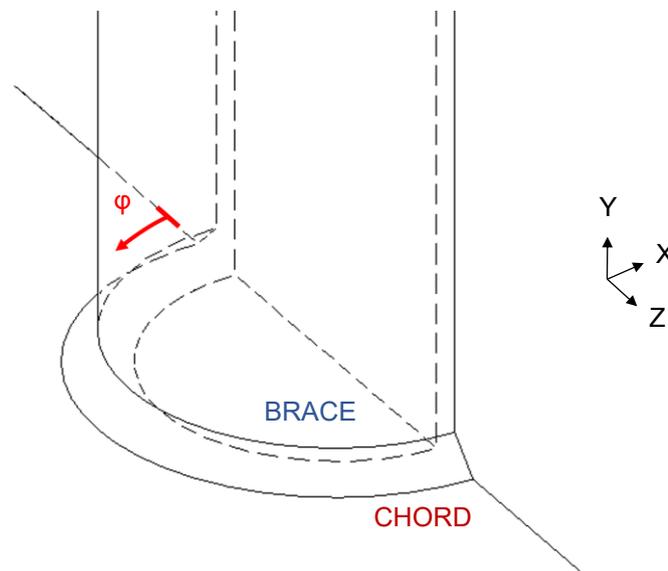


Figura 2.63 Origine e verso della coordinata φ .

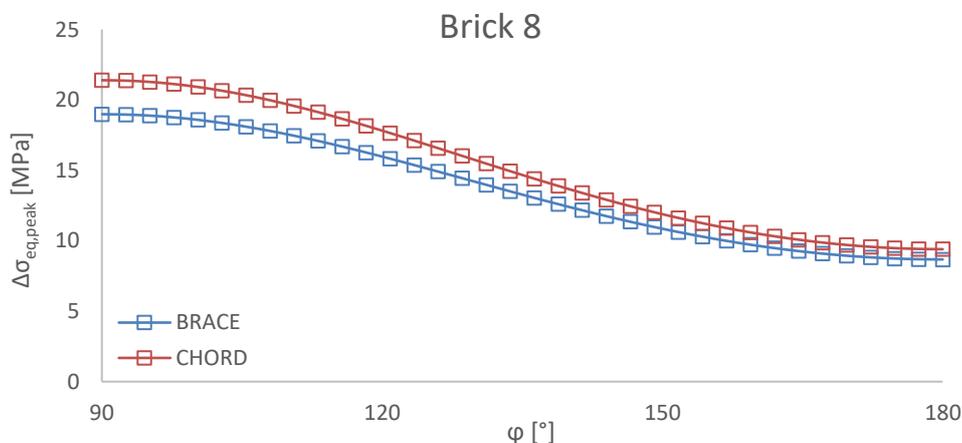


Figura 2.64 Andamento delle tensioni equivalenti di picco lungo i due piedi cordone nel modello discretizzato con elementi Brick 8.

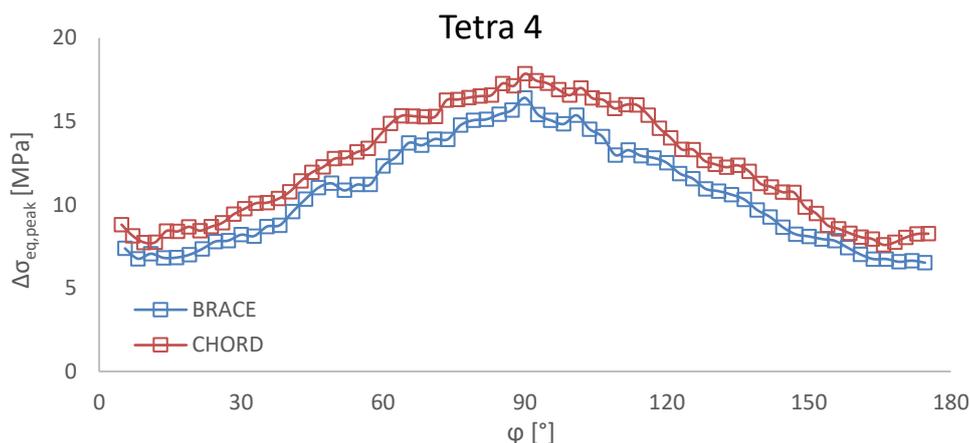


Figura 2.65 Andamento delle tensioni equivalenti di picco lungo i due piedi cordone nel modello discretizzato con elementi Tetra 4.

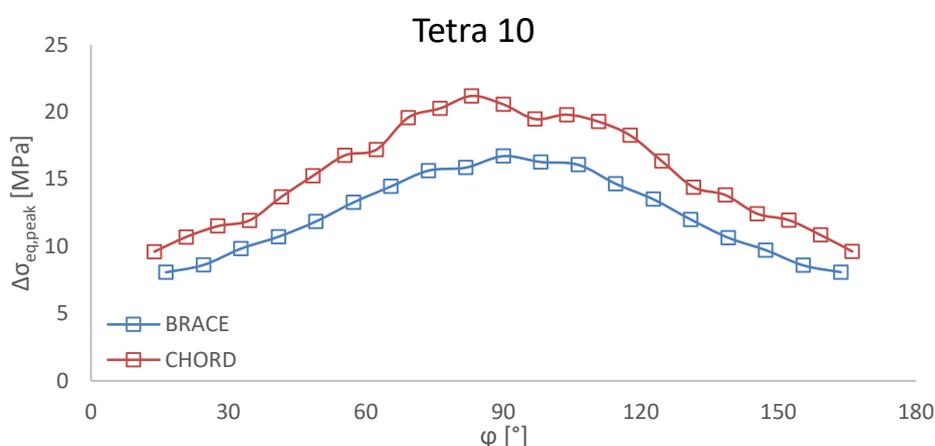


Figura 2.66 Andamento delle tensioni equivalenti di picco lungo i due piedi cordone nel modello discretizzato con elementi Tetra 10.

Per confrontare tra di loro le varie simulazioni si riportano, nella tabella 2.18, i valori massimi ottenuti con ciascun elemento e, nei grafici 2.67 e 2.68, gli andamenti delle tensioni equivalenti di picco per gli unici nodi per i quali si hanno i valori di tutte e tre le simulazioni, ossia da $\varphi=90^\circ$ a $\varphi=180^\circ$. Inoltre, in questi grafici, sono riportate anche le bande d'errore ottenute dall'incertezza sul valore di K^*_{FE} .

Tabella 2.18 Valori massimi della tensione equivalente di picco ottenuti nelle varie simulazioni.

Elemento	$\Delta\sigma_{eq,peak,max}$ [MPa]	
	Brace	Chord
Brick 8	18.986	21.399
Tetra 4	16.405	17.849
Tetra 10	16.707	21.180

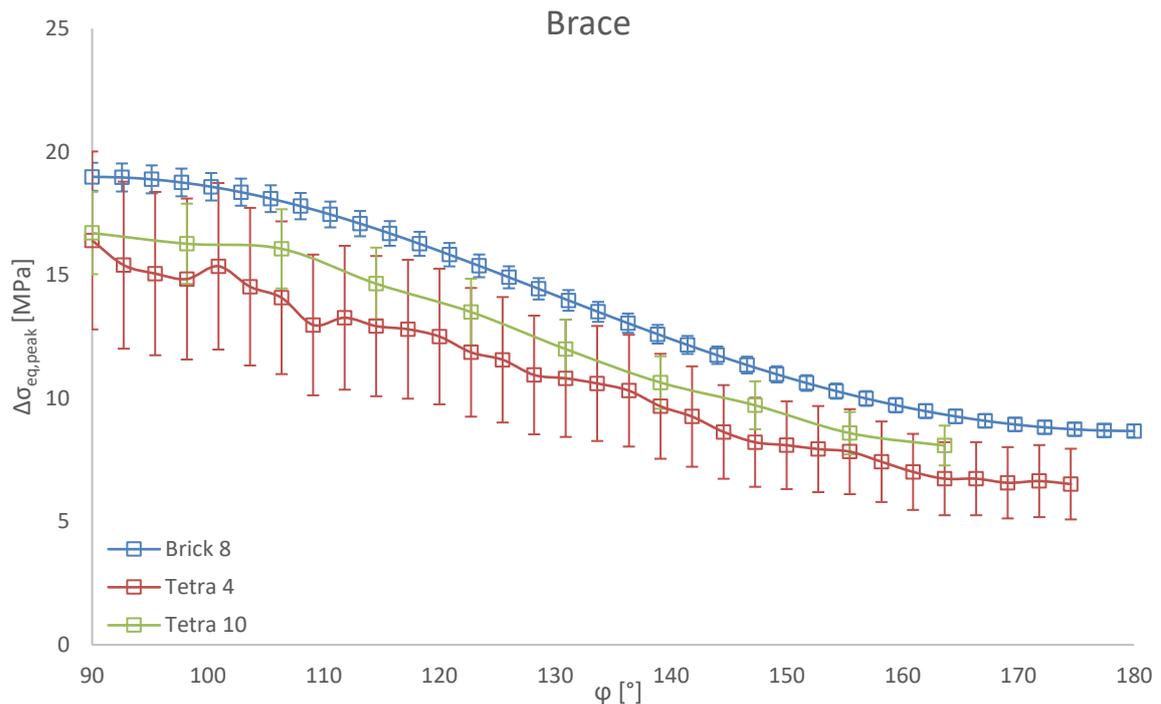


Figura 2.67 Andamenti della tensione equivalente di picco lungo il piede cordone dal lato del brace con relative bande d'errore.

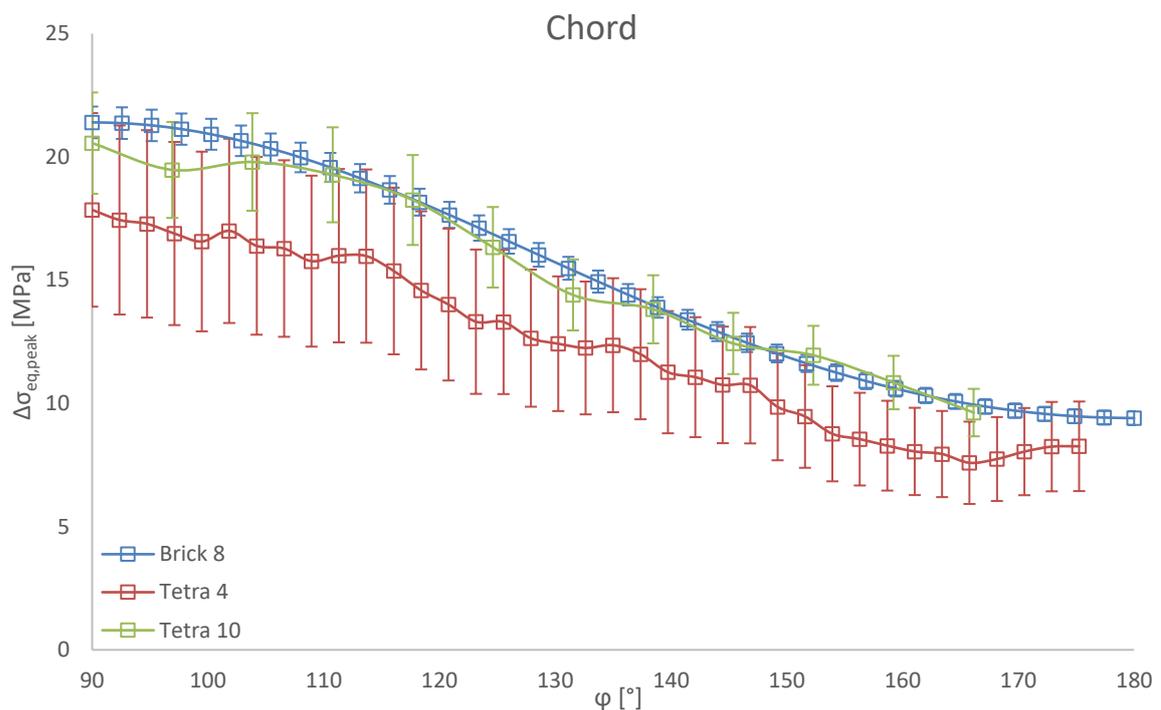


Figura 2.68 Andamenti della tensione equivalente di picco lungo il piede cordone dal lato del chord con relative bande d'errore.

2.2.6.2 Confronto con la banda PSM

Dalla letteratura [31] sono noti il range di tensione nominale $\Delta\sigma_{nom}$ con la quale tale giunto è stato testato, i numeri di cicli impiegati dalla cricca per attraversare l'intero spessore N_3 e quelli impiegati per la completa rottura del provino N_4 . Lavorando in ipotesi di lineare elasticità è stato quindi possibile applicare la formula (2.1b) per confrontare i risultati dalle analisi con la banda del PSM [9] nel punto in cui sperimentalmente si è innescata la cricca.

Tabella 2.19 Dati sperimentali [31].

$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	N_3 [cicli]	N_4 [cicli]
32.18	3.84×10^5	5.52×10^5

Tabella 2.20 Valori di tensione equivalente di picco calcolati nel punto in cui sperimentalmente innesca la cricca corrispondenti ad una tensione nominale unitaria e pari a 32.18 MPa.

Elemento	$\Delta\sigma_{eq,peak,fem}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
Brick 8	21.399	688.609
Tetra 4	17.849	574.365
Tetra 10	20.557	661.527

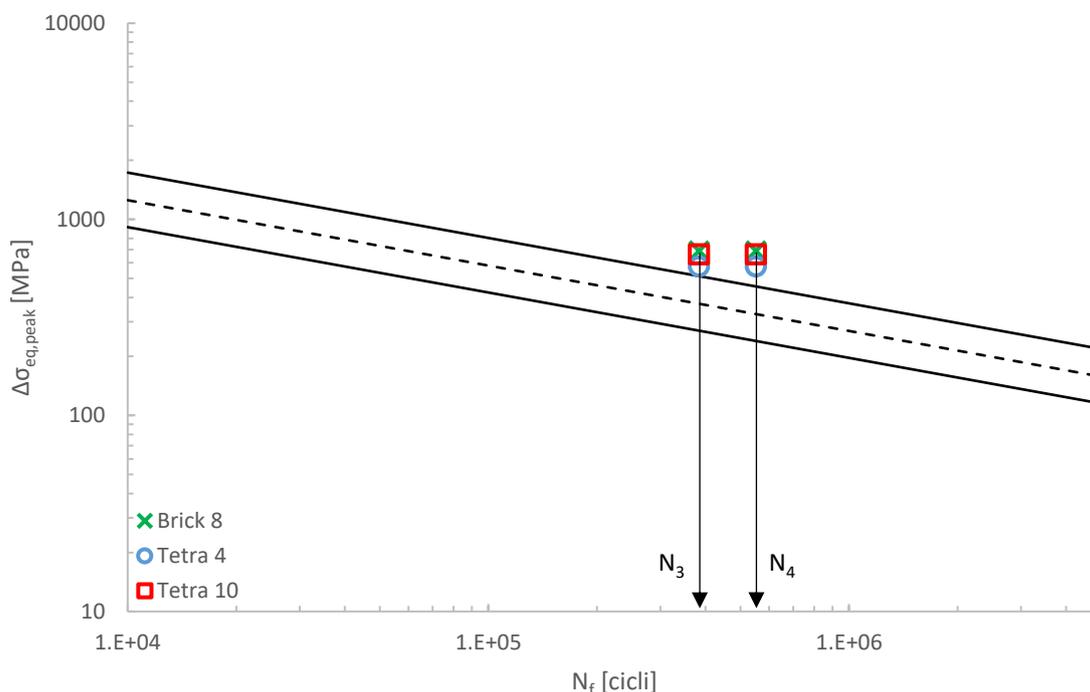


Figura 2.69 Banda del PSM per giunti realizzati in acciaio e sollecitati a modo I [9] e valori calcolati con la formula (2.1b) per N_3 e N_4 .

2.2.7 Commenti

Dalla tabella 2.18 e dai grafici 2.67 e 2.68 è possibile notare che, considerando le incertezze che l'impiego di ogni elemento comporta, i risultati delle tre simulazioni sono tra di loro in ottimo accordo. Inoltre, tutte e tre le simulazioni hanno permesso una corretta stima del punto d'innescio della cricca in quanto il valore massimo di ogni grafico si trova in corrispondenza del punto in cui è innescata la cricca durante la prova sperimentale.

Sempre dall'analisi dei grafici 2.67 e 2.68 è poi possibile notare ciò che si era anticipato nel paragrafo 1.4.2: l'impiego di elementi Brick, caratterizzati da una maggior regolarità della mesh generata, ha consentito di ottenere un andamento della tensione molto più regolare e con bande d'errore molto più limitate rispetto a quelli ottenuti con l'impiego di elementi Tetra. Di contro, però, la realizzazione di tale mesh ha richiesto una procedura più laboriosa che, a fronte di risultati comunque validi pur utilizzando elementi tetra, ne disincentiva l'impiego a favore di questi ultimi. Dalle analisi condotte con gli elementi tetraedrici, poi, è possibile notare che i risultati ottenuti utilizzando elementi Tetra 10 siano più accurati rispetto a quelli ottenuti con elementi Tetra 4.

Inoltre, dall'esame della figura 2.69, si può notare che i valori ottenuti dalle tre analisi si dispongono correttamente sopra la curva con PS=2.3% del PSM. Infatti, tali valori si riferiscono ad una cricca già propagata, mentre i valori all'interno della banda rappresentano l'innescò della cricca. Pur non avendo a disposizione il numero di cicli per i quali nel provino in esame si è innescata la prima cricca, si può assumere, osservando i risultati ottenuti dalle simulazioni e dalle prove condotte su provini aventi la stessa geometria ma diverse dimensioni [31], che tale valore, con buona probabilità, cadrebbe all'interno della banda del PSM.

Infine, come fatto per l'addestramento 2D, si ritiene interessante confrontare tra di loro le dimensioni dei vari modelli risolti come rappresentazione della potenza di calcolo che ciascuna simulazione ha richiesto. Si ricorda, peraltro, che solamente la simulazione con elementi Brick 8 ha permesso di ridurre il giunto ad un quarto e che la simulazione con elementi Tetra 4, non disponendo di sufficiente potenza di calcolo, ha richiesto l'utilizzo di una mesh fitta solamente nella zona adiacente all'intaglio.

Tabella 2.21 Confronto tra le dimensioni dei files delle varie analisi.

Elemento		Dimensione file [KB]
Brick 8	Main model	478 016
	Submodel	35 904
	Tetra 4	1 215 680
	Tetra 10	176 704

Dall'analisi della tabella 2.21 e dei grafici 2.67 e 2.68 risulta evidente come l'impiego degli elementi Tetra 10 rappresenti un ottimo compromesso tra potenza di calcolo richiesta e bontà dei risultati ottenuti. Gli elementi Tetra 10, infatti, sono gli elementi più utilizzati per condurre questa tipologia di analisi in quanto permettono l'ottenimento di buoni risultati mantenendo contenuti i tempi di risoluzione.

CAPITOLO 3

Giunti saldati tubo su piastra con irrigiditori e banco prova multiassiale

Dopo aver introdotto il Peak Stress Method, e aver acquisito le competenze necessarie per applicarlo correttamente, è stato possibile passare alle analisi oggetto del presente lavoro di Tesi. In questo primo capitolo ad esse dedicato verranno illustrati il giunto analizzato e il banco utilizzato per condurre le prove sperimentali. Entrambi sono stati progettati dal gruppo di ricerca di Costruzione di Macchine dell'università di Padova e realizzati, su commessa dell'azienda vicentina Antonio Zamperla S.p.A. (di seguito denominata semplicemente Zamperla), dalla carpenteria metallica Metalgroup (VI).

3.1 Giunti saldati tubo su piastra con irrigiditori

Il giunto in esame è una versione in scala 1:6 ispirata al braccio di sostegno della giostra "Mini Ferris Wheel 6" prodotta da Zamperla.



Figura 3.1 Giostra "Mini Ferris Wheel 6" prodotta da Zamperla (<https://www.zamperla.com/products/mini-ferris-wheel/>).

Le modifiche introdotte sono state:

- La geometria degli irrigiditori è stata modificata con il fine di localizzare tutti i punti critici sui cordoni di saldatura che li collegano al tubo. Si è deciso di operare in questo modo per avere continuità e coerenza nei risultati delle prove, localizzando tutte le rotture in punti analoghi, ossia i piedi cordone fra irrigiditori e tubo. Inoltre, questi punti sono quelli nei quali erano situati i punti più critici della geometria originale;
- La piastra e gli irrigiditori sono stati disposti su entrambe le estremità per poter analizzare al meglio il comportamento a torsione di questi ultimi;
- Le piastre di estremità sono state modificate in modo da eliminare l'influenza dei fori allontanandoli dai cordoni di saldatura.

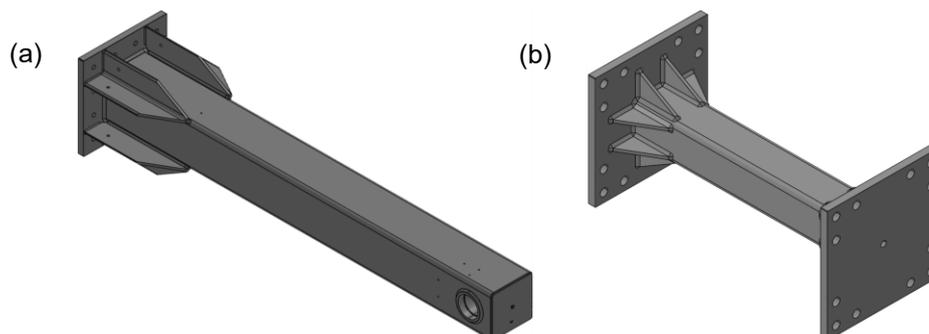


Figura 3.2 Geometria originale del braccio di sostegno della giostra (a) e giunto in esame (b).

Le piastre e gli irrigiditori sono stati realizzati in acciaio strutturale S 355 J2 – EN 10025, mentre il tubo in acciaio S 355 J2H – EN 10210. In totale sono stati prodotti 55 giunti di cui 50 in condizioni as *welded* e 5 sottoposti a trattamenti di distensione (*stress-relieved*).

3.1.1 Geometria

I giunti sono costituiti da un tubo SHS 80x80x6.3 mm collegato alle estremità a due piastre aventi dimensioni 250x250x15 mm. Su entrambe le piastre sono presenti dodici fori di diametro 16.5 mm utilizzati per il collegamento al banco tramite viti UNI 5737 – M16x90 – 10.9 e dadi autobloccanti UNI 7473 – M16 – 10.9. La piastra dal lato caricato presenta inoltre, al suo centro, una filettatura conica a gas da 1/4" per il collegamento al sensore di pressione utilizzato per il rilevamento dell'innescò della cricca descritto nel paragrafo 3.2.3. Infine, su entrambi i lati sono presenti un totale di 16 irrigiditori.

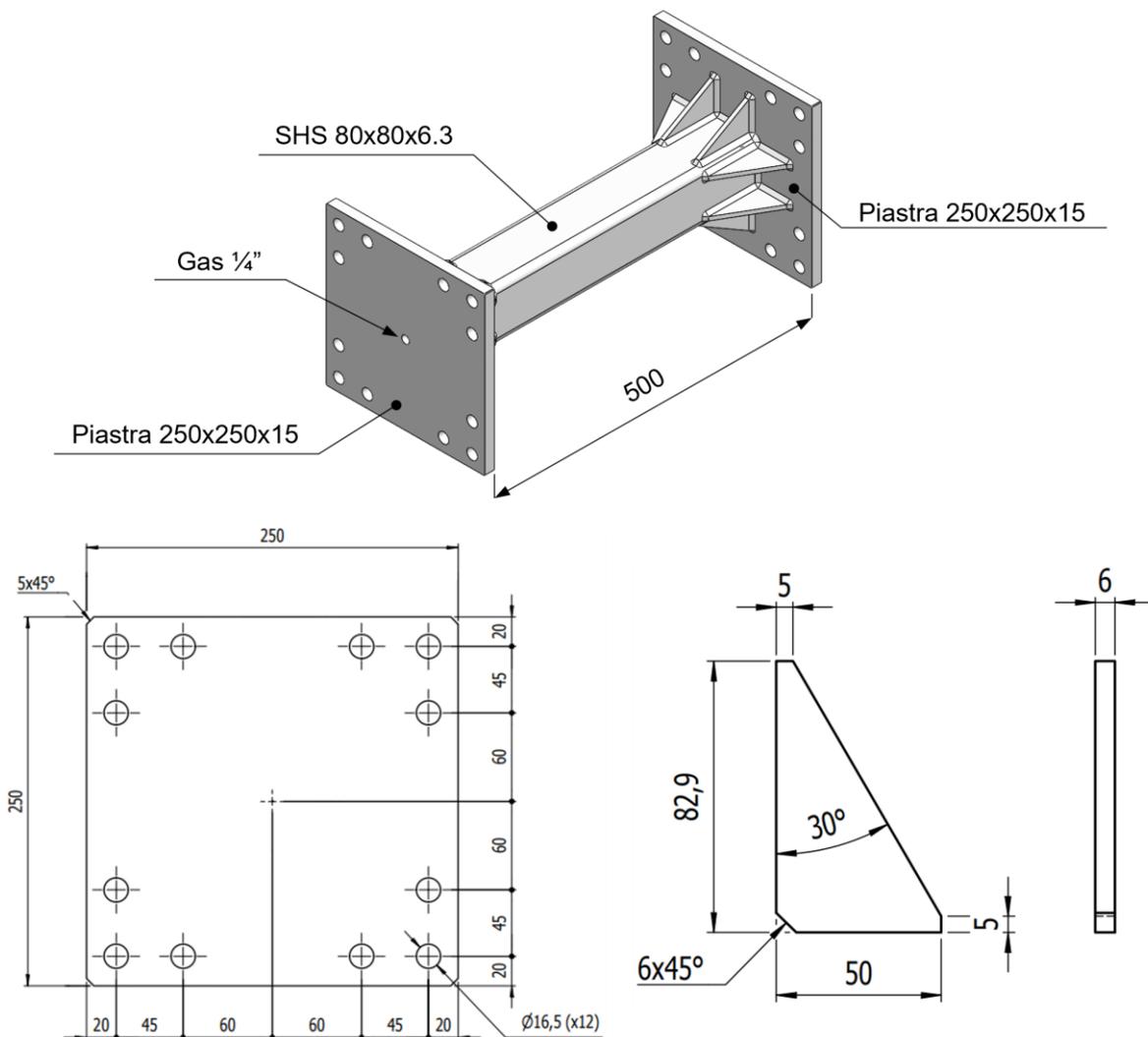


Figura 3.3 Dimensioni principali del giunto; per ulteriori informazioni fare riferimento al disegno riportato nell'appendice A. Dimensioni in millimetri.

I vari componenti sono collegati tra di loro tramite saldature e, in particolare:

- Il tubo è collegato alle piastre tramite saldature a parziale penetrazione con lato *z* (*weld leg length*) e profondità di penetrazione *s* pari a 5 mm;
- Gli irrigiditori sono collegati al tubo e alle piastre tramite saldature d'angolo aventi lato *z* (*weld leg length*) pari a 5 mm.

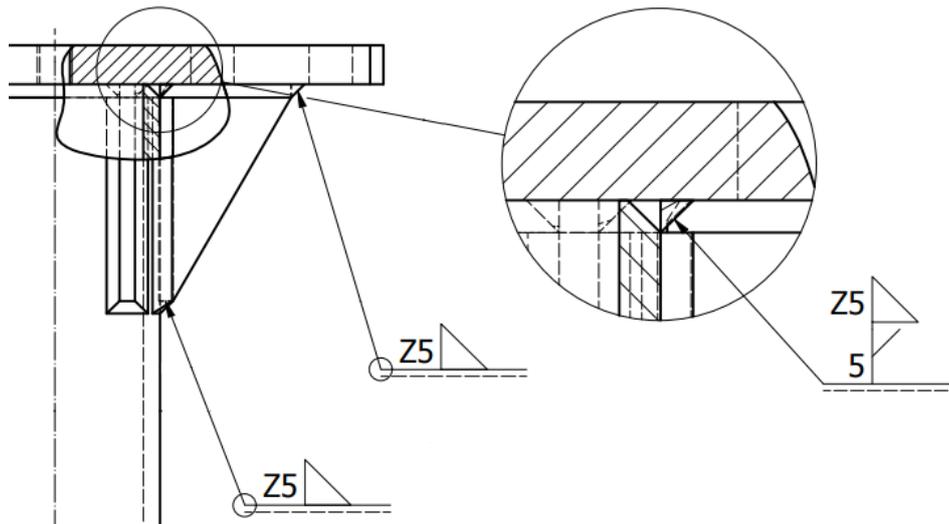


Figura 3.4 Quote delle saldature presenti. Dimensioni in millimetri.

3.1.2 Conservazione dei giunti

Dopo un paio di mesi dalla loro consegna presso il laboratorio del DII, i giunti hanno iniziato a presentare evidenti segni di ossidazione. Per preservare i provini, essi sono stati rivestiti con l'antiruggine Valvoline® Tectyl™ Multipurpose Amber (<https://www.tectyleurope.com/products/tectyl-multipurpose-amber/>). Il prodotto è stato applicato dopo aver rimosso la ruggine formatasi sui provini con alcune passate di carta abrasiva.

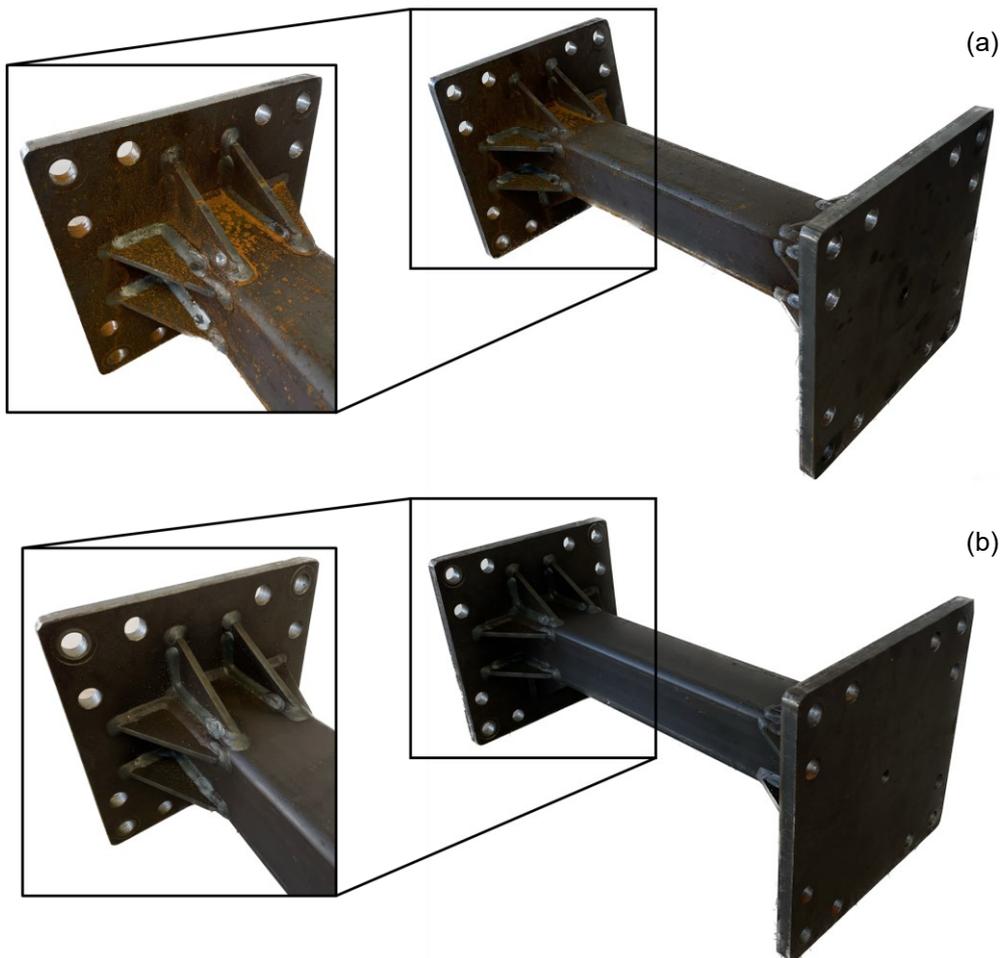


Figura 3.5 Giunto prima (a) e dopo (b) il trattamento antiruggine con Valvoline® Tectyl™ Multipurpose Amber (<https://www.tectyleurope.com/products/tectyl-multipurpose-amber/>).

3.2 Banco prova multiassiale

Per condurre le prove sui giunti si è progettato il seguente banco azionato da due attuatori oleodinamici MTS® 242.03. Ciascun attuatore può generare una spinta massima pari a 14.7 kN ed è equipaggiato, oltre che della servovalvola 4/3 MTS® 252.23G-01 necessaria per la sua movimentazione, di una cella di carico MTS® 661.19F-03 per rilevare le forze applicate e di un trasduttore di posizione LVDT per misurarne gli spostamenti. Inoltre, per collegare gli attuatori all'asta si sono usati due rod end Niko® BNF25K.

Gli attuatori erano già disponibili presso il laboratorio del DII, mentre la struttura di vincolo è stata progettata e realizzata in collaborazione con Zamperla.

3.2.1 Struttura di vincolo

La struttura di vincolo del banco è costituita da una colonna verticale, un controvento per aumentarne la rigidità, una piastra di interfaccia per il collegamento del giunto, un'asta per collegare il giunto agli attuatori, una trave per il fissaggio di questi al pianale ed un sistema di sicurezza.

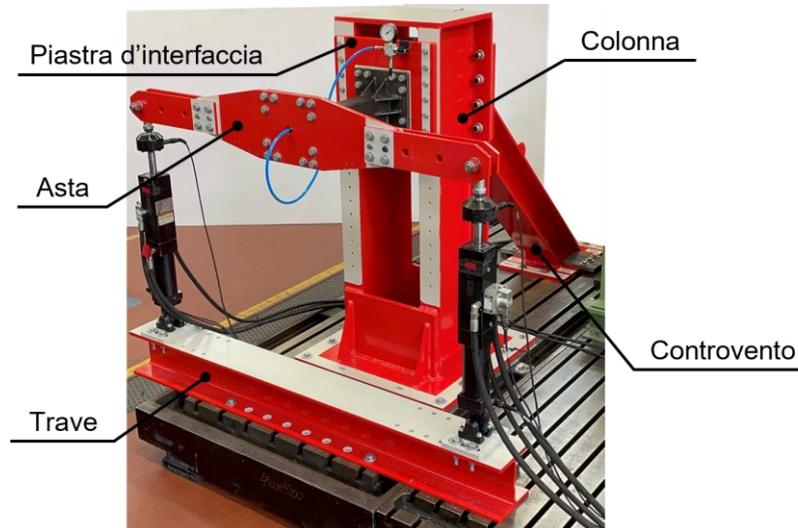


Figura 3.6 Dettaglio della struttura di vincolo.

Come si può notare dalla figura 3.7, la colonna e la piastra d'interfaccia presentano una serie di fori supplementari per consentirne il futuro utilizzo con geometrie differenti. In particolare, i fori sulla colonna sono stati progettati per modificare l'altezza alla quale posizionare i provini, mentre quelli sulla piastra d'interfaccia sono stati progettati per l'utilizzo con provini di forma quadrata e circolare.

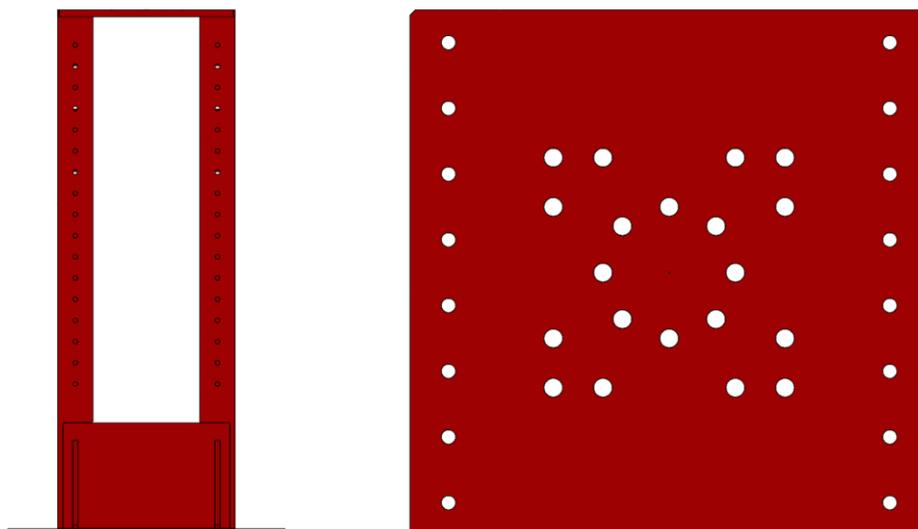


Figura 3.7 Colonna e piastra di interfaccia.

La trave e l'asta sono state progettate con tre possibili posizioni della coppia di attuatori in modo da modificare il braccio di leva nelle prove a torsione in funzione delle spinte e delle frequenze di carico richieste. In particolare, i tre bracci di torsione realizzabili sono 1000 mm, 1250 mm e 1500 mm.

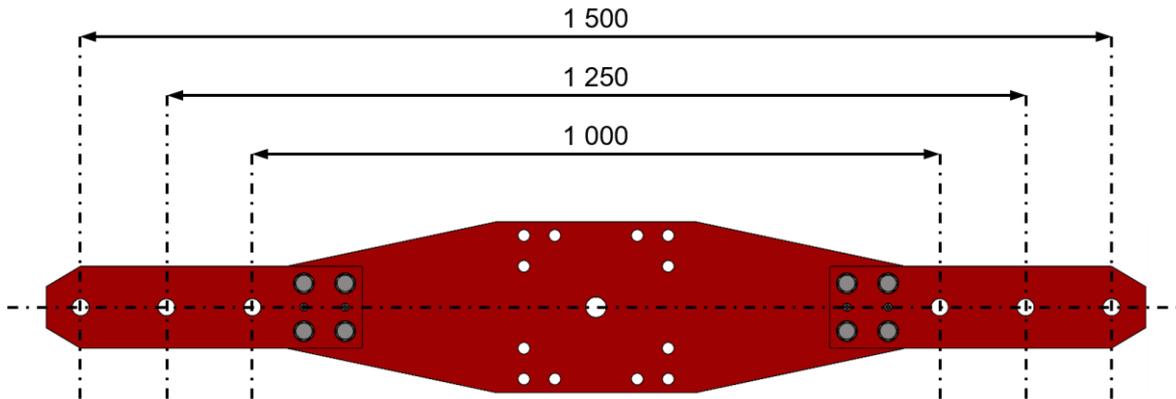


Figura 3.8 Diverse configurazioni realizzabili con la leva; dimensioni in millimetri.

Per evitare che nel caso di una completa rottura del provino l'assieme asta e attuatori cada, con possibilità di ferire il personale nelle vicinanze e/o danneggiare l'attrezzatura, sono stati progettati due sistemi di sicurezza. Il primo sistema di sicurezza è costituito da due tubi collegati a T fissati sopra la colonna in un'estremità e aventi due cinghie nell'altra (figura 3.9a). Esso viene utilizzato per prevenire la caduta dell'asta nel caso di separazione del provino a rottura. Il secondo sistema di sicurezza, costituito da due barre filettate posizionate in prossimità agli attuatori e a loro vincolate (figura 3.9b), è utilizzato per evitarne lo sbandamento nel caso di cedimento degli snodi sferici o nel caso di separazione del provino a rottura. Oltre alla funzione di sicurezza, questi elementi sono stati progettati anche per semplificare la fase di cambio provino.

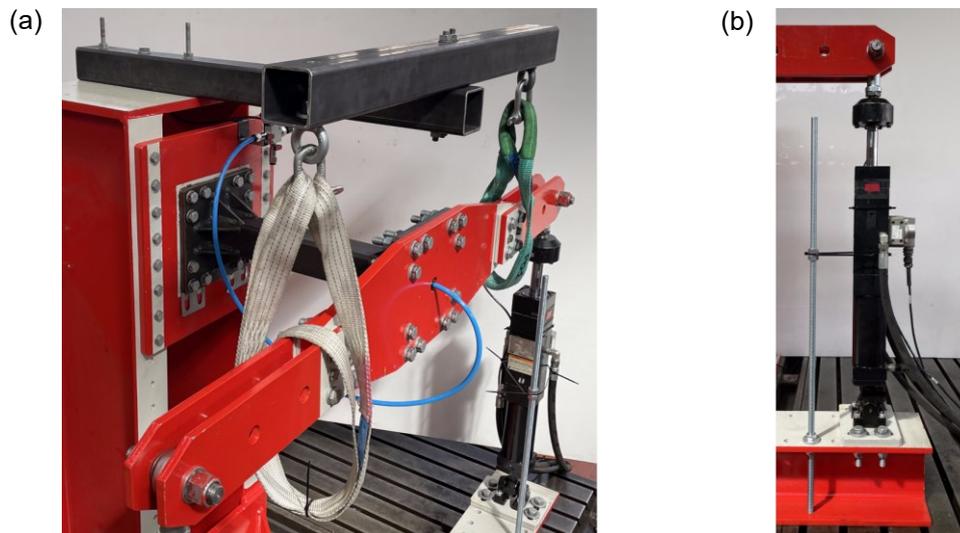


Figura 3.9 Sistemi di sicurezza per prevenire la caduta dell'asta (a) e lo sbandamento degli attuatori (b) nel caso di separazione del provino a rottura o cedimento degli snodi sferici.

Infine, a causa del processo di saldatura degli irrigiditori e dei conseguenti ritiri durante il raffreddamento, in alcuni giunti le piastre di estremità si sono deformate producendo una curvatura non trascurabile. Tale deformazione, se recuperata per effetto del tiro dei bulloni fra giunto e sistemi di vincolo (colonna, asta), può indurre stati di precarico tensionale in corrispondenza dei cordoni di saldatura, variando così lo stato tensionale locale agente su di essi durante l'esecuzione delle prove a fatica. Per recuperare tali giochi, si sono interposti tra il giunto e i sistemi di vincolo, in corrispondenza dei bulloni, dei lamierini di spessore 1 mm e 0.5 mm.

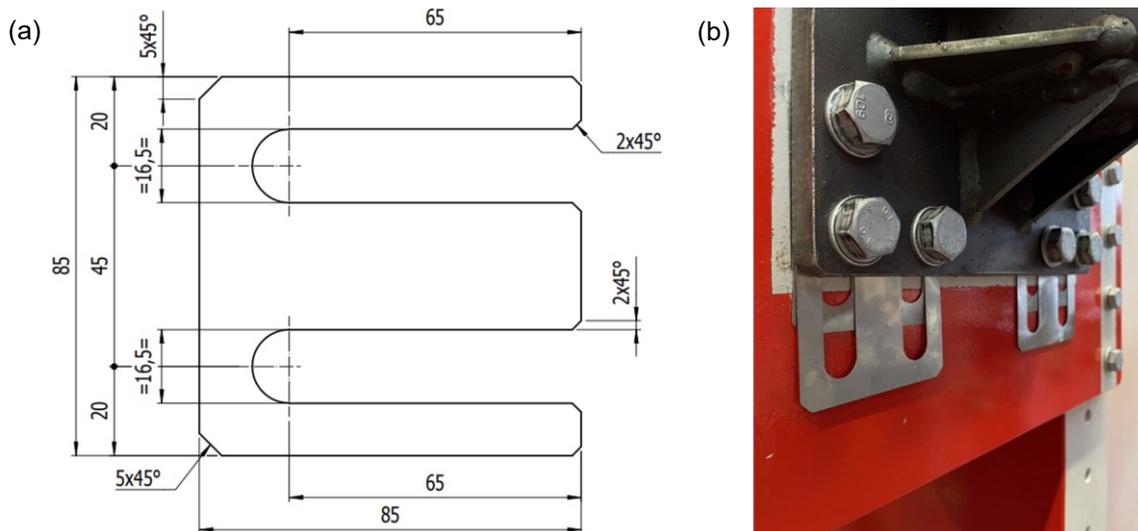


Figura 3.10 Dimensioni degli spessori (a) e loro installazione (b). Dimensioni in millimetri.

3.2.2 Software di controllo del banco

Per controllare gli attuatori si è utilizzato il software fornito da MTS®. Il file di configurazione impiegato è stato “2020_Channel_03_04_MTS_Zamperla.cfg” e, al suo interno, si è creato il gruppo parametri “Zamperla_Multiassiale”.

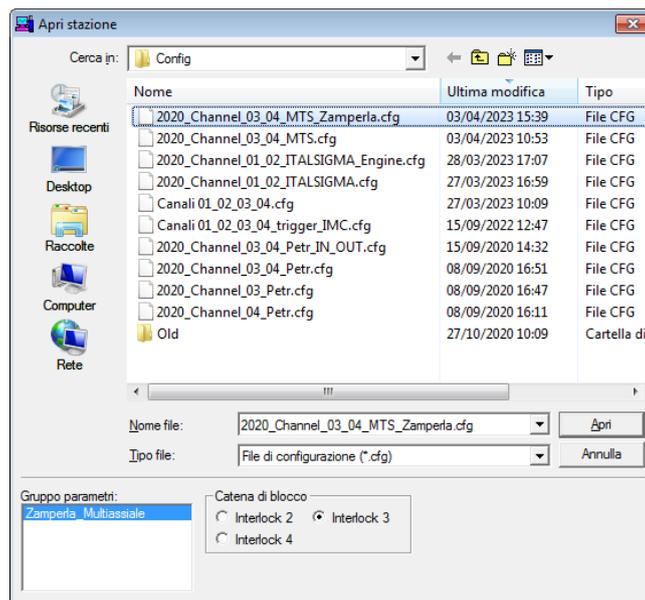


Figura 3.11 File di configurazione utilizzato per le prove.

L'interfaccia del software è stata disposta nel seguente modo:

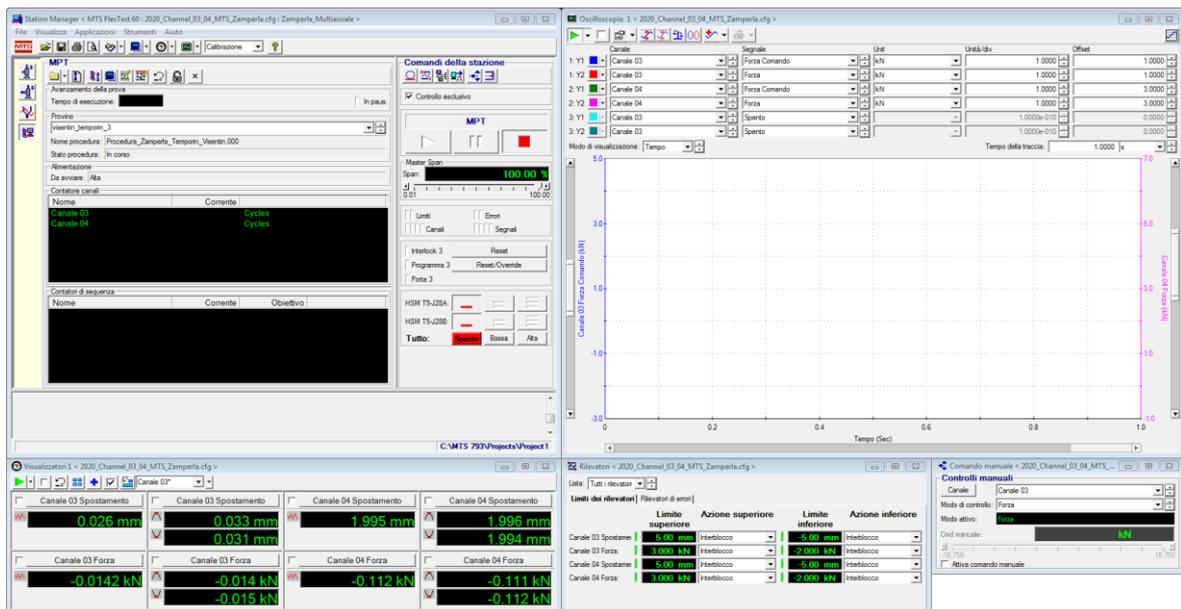


Figura 3.12 Disposizioni delle finestre del software MTS utilizzato per il comando degli attuatori.

Si fornisce un breve panoramica delle finestre utilizzate:

- Station Manager: questa è la finestra principale del software e quella dalla quale è possibile attivare gli attuatori (HSM T5-J28A corrisponde all'attuatore 3, mentre HSM T5-J28B all'attuatore 4), resettare stazione e interblocchi, settare gli offset sia di forza che di spostamento, visualizzare il numero di cicli eseguiti e avviare le prove seguendo un ciclo definito dall'utente;

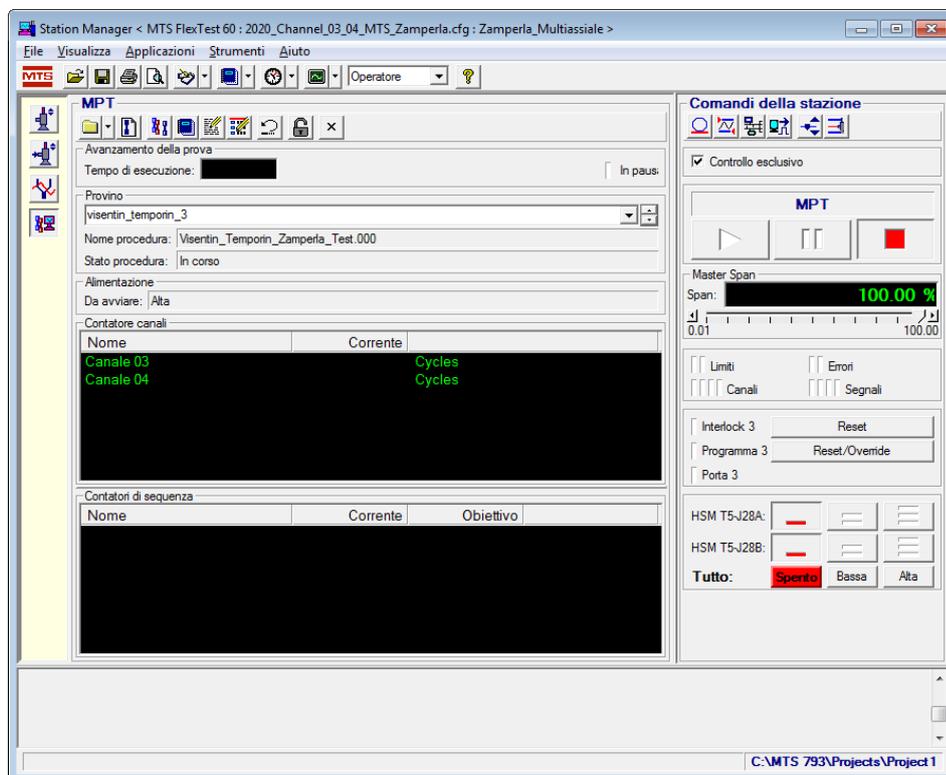


Figura 3.13 Finestra "Station Manager".

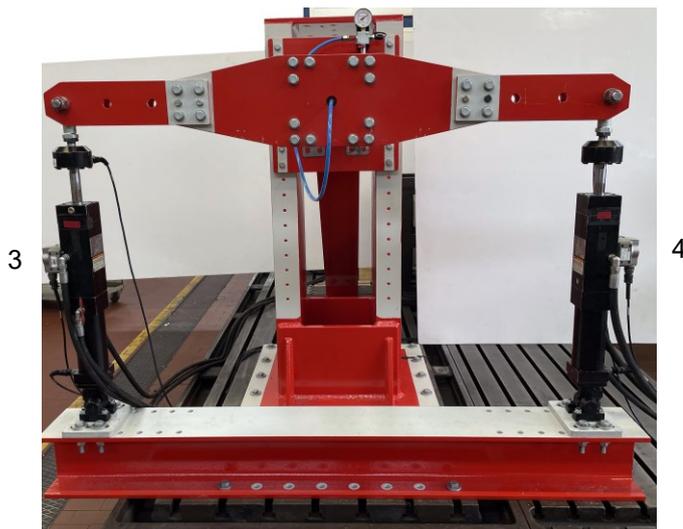


Figura 3.14 Numerazione degli attuatori.

- Controllo manuale: questa finestra permette, spuntando l'apposita casella, di comandare manualmente gli attuatori imponendo loro forze o spostamenti;



Figura 3.15 Finestra per il controllo manuale in forza (a) e in spostamento (b).

- Rilevatori: con questa finestra è possibile impostare, per ciascun attuatore, i limiti massimi e minimi di forza e di spostamento oltre i quali intervengono gli interblocchi idraulici per sospendere l'alimentazione degli attuatori;

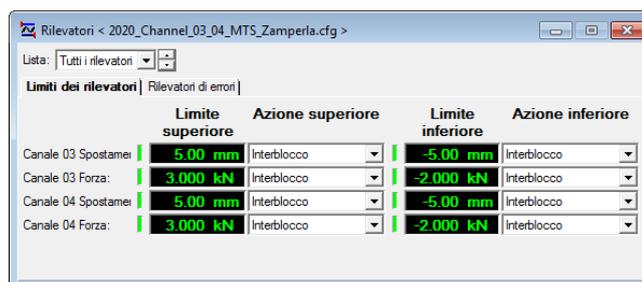


Figura 3.16 Finestra "Rilevatori".

- Oscilloscopio: in questa finestra è possibile visualizzare l'andamento nel tempo di diversi segnali, tra i quali la forza esercitata dall'attuatore rilevata dalla cella di carico e lo spostamento misurato dal trasduttore di posizione. Durante le prove svolte in questo lavoro di Tesi si è sempre lavorato in controllo di forza e, pertanto, si sono monitorate le forze applicate dagli attuatori confrontandole con quelle previste, ossia "Forza Comando";

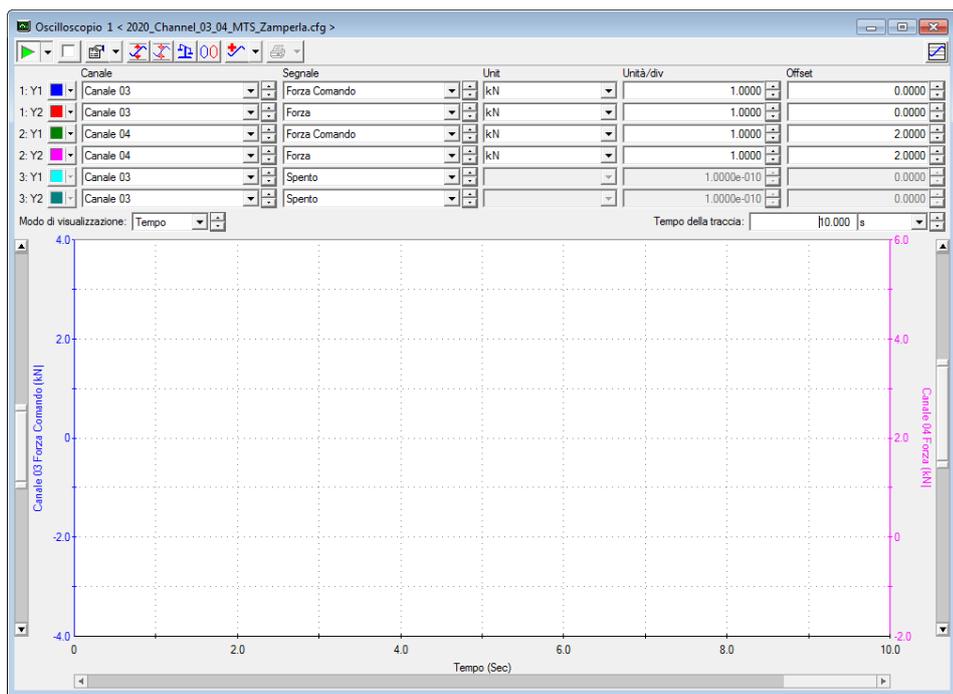


Figura 3.17 Finestra "Oscilloscopio".

- Visualizzatori: questa finestra, similmente alla precedente, mostra a schermo i valori istantanei e quelli dei picchi e delle valli dei segnali rilevati dalla cella di carico e dal trasduttore di posizione.

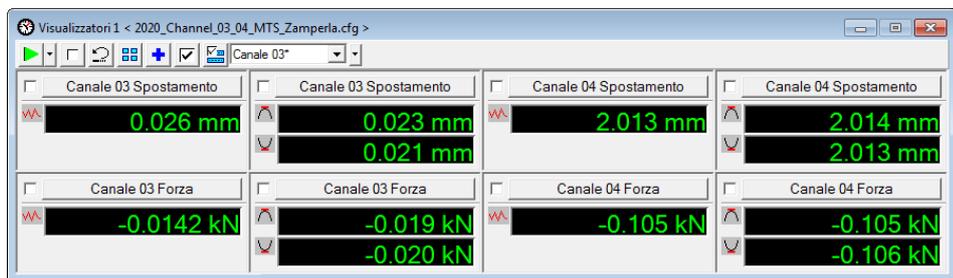


Figura 3.18 Finestra "Visualizzatori".

3.2.3 Sistema di acquisizione pneumatico

Come anticipato, il software per il controllo del banco dispone di un contatore per tenere traccia del numero di cicli eseguiti dagli attuatori (figura 3.13). Risulta dunque evidente che questo contatore si fermerà nel momento in cui, a causa del calo di rigidezza del giunto provocato dalla propagazione della cricca, verranno superati i limiti imposti allo spostamento di uno degli attuatori. Tale numero di cicli non è pertanto indicativo dell'innesco della cricca, ma compete ad uno stato di avanzata propagazione della cricca. Per eseguire un corretto confronto con le curve di progettazione del PSM, tuttavia, è necessario conoscere il numero di cicli ai quali avviene un innesco tecnico della cricca (cricca passante) e, per fare ciò, si è progettato il seguente sistema di controllo.

L'idea di base è quella di riempire di aria in pressione il tubo del giunto e monitorare l'andamento della pressione durante la prova a fatica. Nel momento in cui la cricca, innescando dal piede cordone fra tubo e irrigiditore, attraverserà lo spessore del tubo, l'aria inizierà a fuoriuscire producendo un calo di pressione (*pressure drop*). Per fare ciò si è creato un sistema di acquisizione della pressione utilizzando un manometro, un trasduttore di pressione 1-12 bar con output a 5V e un Arduino® Uno R3. Il segnale acquisito dal Arduino viene visualizzato (figura 3.19a) e salvato nello stesso PC di controllo del banco. Inoltre, nel caso in cui venisse rilevato un calo di pressione pari al 10% rispetto al valore iniziale, il log del sensore di pressione presenterà l'avviso riportato nella figura 3.19b.

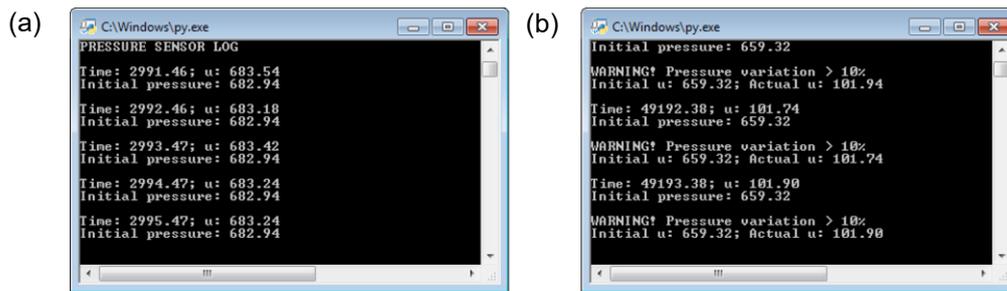


Figura 3.19 Log del sensore di pressione riportante tempo, pressione espressa nell'unità di misura u dell'Arduino® e rispettivo valore iniziale (a) e avviso di *pressure drop* pari al 10% dal valore di pressione iniziale, corrispondente ad una condizione di cricca passante attraverso lo spessore del tubo (b).

Il trasduttore di pressione e il manometro sono collegati e presentano due ingressi dotati di rubinetti e innesti rapidi: uno per il collegamento con il giunto e uno per il collegamento alla rete pneumatica del laboratorio. Dopo aver messo in pressione l'interno del provino, quest'ultimo rubinetto viene chiuso e il tubo rimosso.

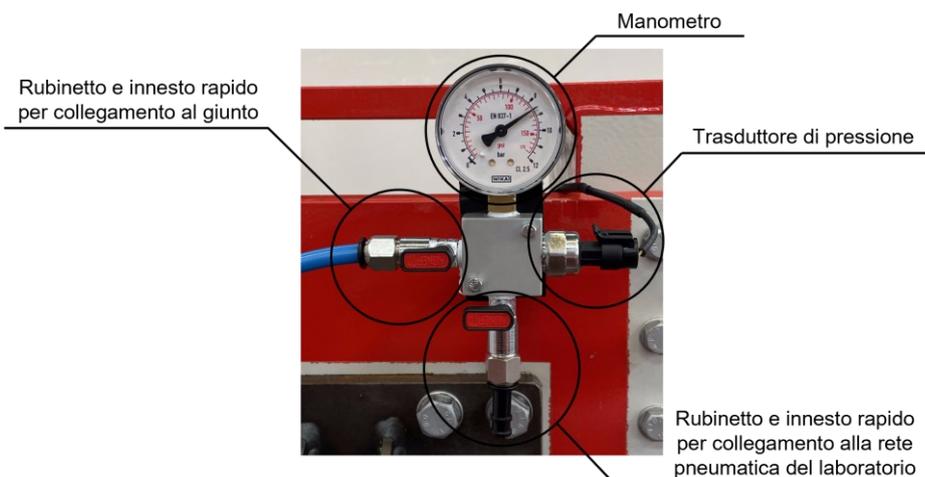


Figura 3.20 Manometro, sensore di pressione e relativi ingressi.

Per leggere e monitorare il segnale di pressione, il trasduttore è stato collegato all'Arduino® nel seguente modo:

- Il cavo nero del trasduttore, ossia il ground, è stato collegato al pin GRN dell'Arduino®;
- Il cavo rosso del trasduttore, ossia l'alimentazione, è stato collegato al pin 5V dell'Arduino®;
- Il cavo giallo del trasduttore, ossia il segnale analogico, è stato collegato al pin A0 dell'Arduino®.

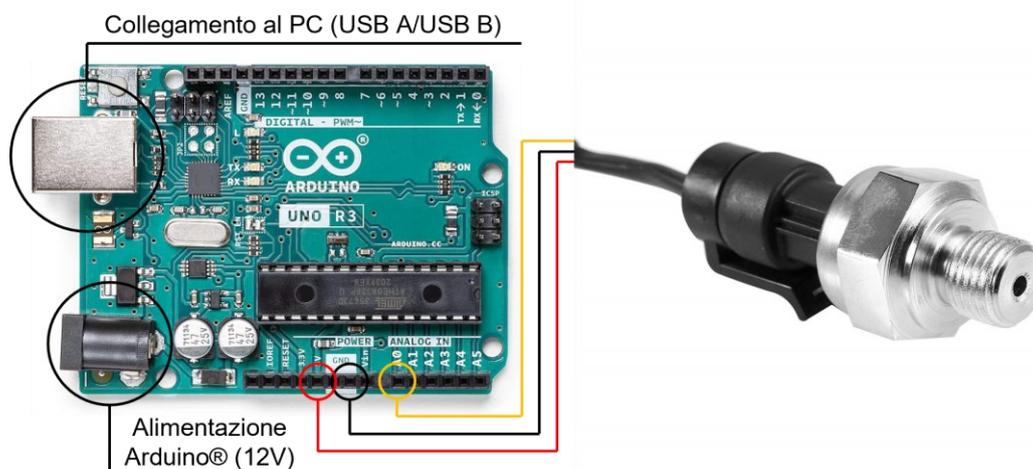


Figura 3.21 Schema di collegamento tra il trasduttore di pressione e l'Arduino®.

Per evitare di danneggiare l'Arduino® si è deciso di posizionarlo sulla scrivania a lato del PC e, per collegarlo al trasduttore di pressione installato sulla colonna di vincolo del banco, si è utilizzato un cavo elettrico di prolunga supplementare. Poiché i suoi cavi possiedono colori diversi rispetto a quelli del trasduttore, si riportano nella seguente tabella i collegamenti eseguiti.

Tabella 3.1 Collegamenti eseguiti tra trasduttore, cavo e Arduino®.

Trasduttore	Cavo di prolunga	Pin Arduino®
Rosso	Marrone	5V
Nero	Verde	Ground (GRN)
Giallo	Giallo	A0 (Analog input)

Infine, utilizzando un cavo USB A/USB B, l'Arduino® è stato collegato al PC nel quale, tramite il codice IronPhyton® riportato nell'appendice B, viene eseguita la lettura del segnale del sensore con l'applicazione di un filtro a media mobile per eliminarne il rumore.

Il segnale in output dall'Arduino® è restituito con un'unità di misura proprietaria che è stata rinominata u . Per poter conoscere il valore di pressione corrispondente si è collegato il sensore di pressione così realizzato, ossia il sistema manometro-trasduttore-Arduino®, alla rete pneumatica del laboratorio mediante un manometro con regolatore di pressione e, variando con esso la pressione inviata al sensore, si è tracciata la seguente retta di calibrazione.

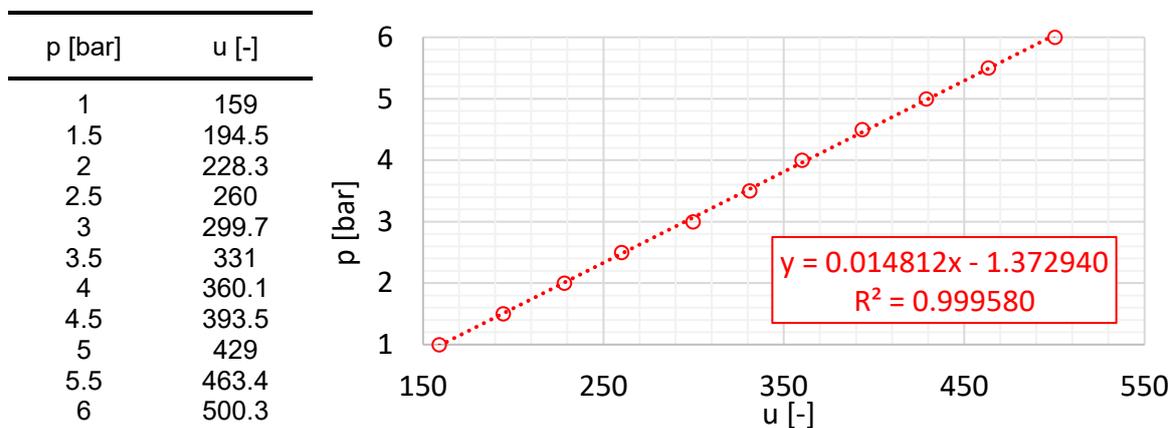


Figura 3.22 Curva di calibrazione del sensore di pressione.

Per collegare il giunto al sensore di pressione si è installato, in corrispondenza della filettatura da $\frac{1}{4}$ ", un innesto rapido e, per assicurarsi che non vi fossero fuoriuscite d'aria, sui filetti è stato depositato del sigillante Arexons® 35A72 (<https://arexons.it/it/prodotti/manutenzione/system/frenafilette-bloccanti-e-sigillanti/35a72-sigillante-oleodinamico/>).

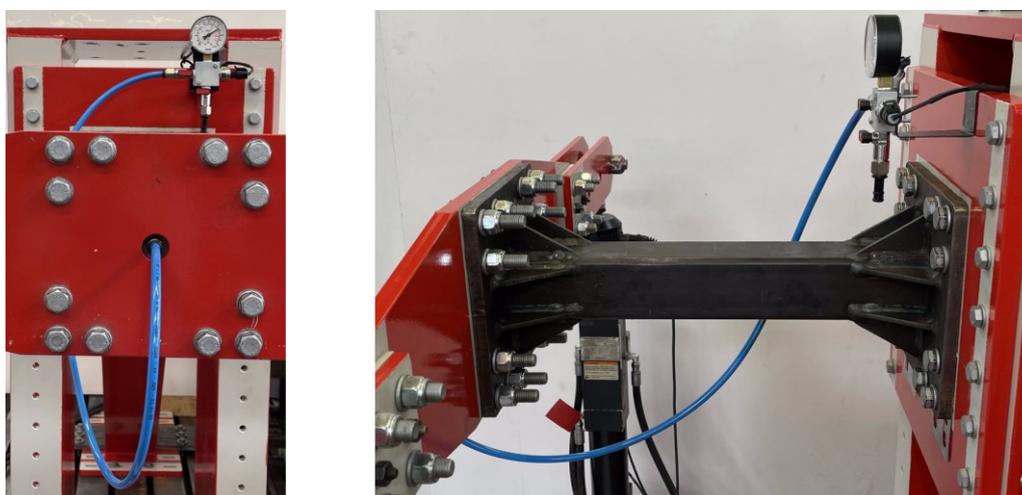


Figura 3.23 Sensore di pressione collegato al giunto durante una prova ciclica.

CAPITOLO 4

Analisi a flessione e a torsione

Prima di procedere con le prove sperimentali si sono eseguite delle simulazioni sul giunto in analisi per ottenere una prima stima dei possibili siti d'innescio delle cricche con i rispettivi valori della tensione equivalente di picco e del coefficiente di biaassialità λ . Il software utilizzato è stato Ansys® Mechanical e, similmente alle prove reali, queste sono state eseguite per sollecitazioni di flessione e torsione. Il caso misto, esposto nel prossimo capitolo, è stato invece ricavato combinando in modo opportuno i risultati ottenuti sfruttando l'ipotesi di lineare elasticità.

Partendo dai modelli agli elementi finiti risolti, gli intagli generati dai cordoni di saldatura sono stati analizzati applicando il PSM in due modalità differenti:

- Analisi “a mano”: sui vari corner nodes appartenenti agli intagli si sono posizionati dei sistemi di riferimento locale per ricavarne le tensioni di picco presenti e, con queste, si sono stimate le tensioni equivalenti di picco applicando manualmente le equazioni del PSM [9,20];
- Analisi “automatica”: utilizzando l'applicativo “PSM App” sviluppato da Visentin [13,14], correlatore di questo lavoro di Tesi, si sono stimati, in maniera automatica, i valori delle tensioni equivalenti di picco presenti nei nodi appartenenti agli intagli.

I risultati così ottenuti sono stati infine confrontati per verificare l'affidabilità e l'accuratezza dell'applicativo PSM.

4.1 Simulazione agli elementi finiti

Per ricavare i valori delle tensioni necessarie all'applicazione del PSM, si sono eseguite quattro simulazioni: due a flessione e due a torsione. Per ciascuna sollecitazione, seguendo i limiti imposti dal metodo, si sono eseguite una simulazione con mesh più grossolana per i piedi cordone ed una con una mesh più fitta per le radici.

4.1.1 Azioni preliminari

La tipologia di simulazione utilizzata è stata “Static structural” e, per avviarla, il percorso seguito è stato

Toolbox > Analysis System > Static Structural

In questo modo si è creato, nel Project Schematic, il seguente menu.

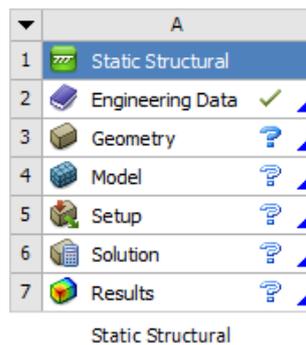


Figura 4.1 Menu per la gestione della simulazione.

Poiché il programma ha impostato automaticamente come materiale l'acciaio, non sono state necessarie ulteriori modifiche.

Cliccando con il tasto destro su “Geometry” e poi su “Import Geometry” si è importato il file .step del giunto. In questo modello, però, i vari pezzi costituenti il giunto non erano collegati tra di loro come nella realtà e, per fare in modo che le saldature congiungessero i vari componenti in modo realistico, si è utilizzato l'ambiente SpaceClaim raggiungibile cliccando “Geometry” con il tasto sinistro.

Per prima cosa, sfruttando le simmetrie del giunto, si è ridotto il modello ad un quarto seguendo il percorso

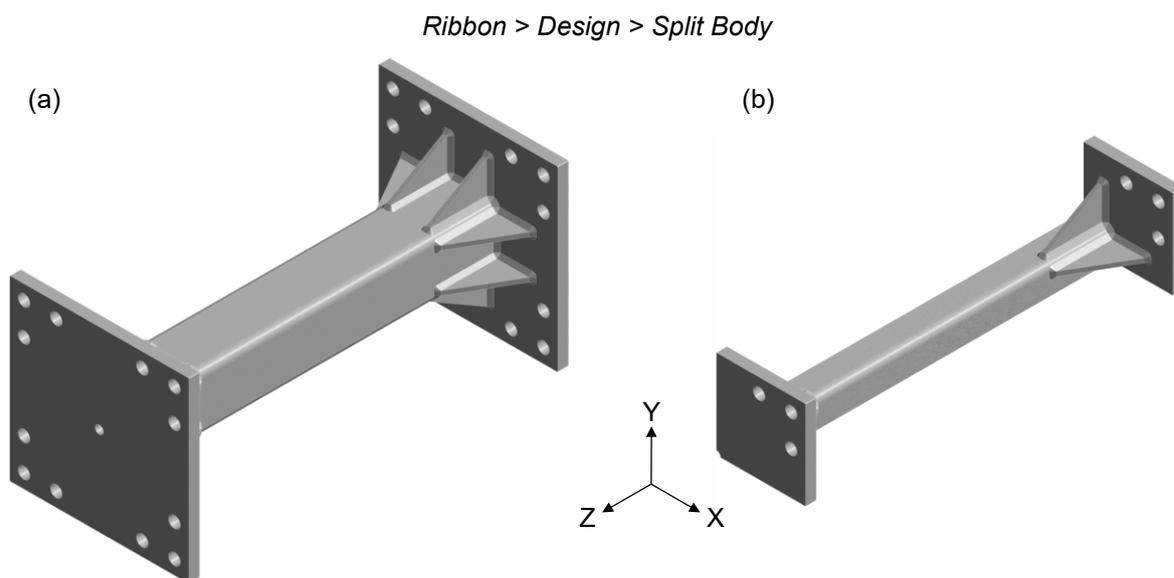


Figura 4.2 Giunto intero (a) e ridotto ad un quarto sfruttando le simmetrie (b).

Dopodiché, per fare in modo che i cordoni di saldatura collegassero i vari componenti del giunto, si sono unite le aree che lo sono anche nella realtà (fig. 4.3a) con il comando

Ribbon > Workbench > Share

facendo attenzione a non chiudere le radici (fig. 4.3b).

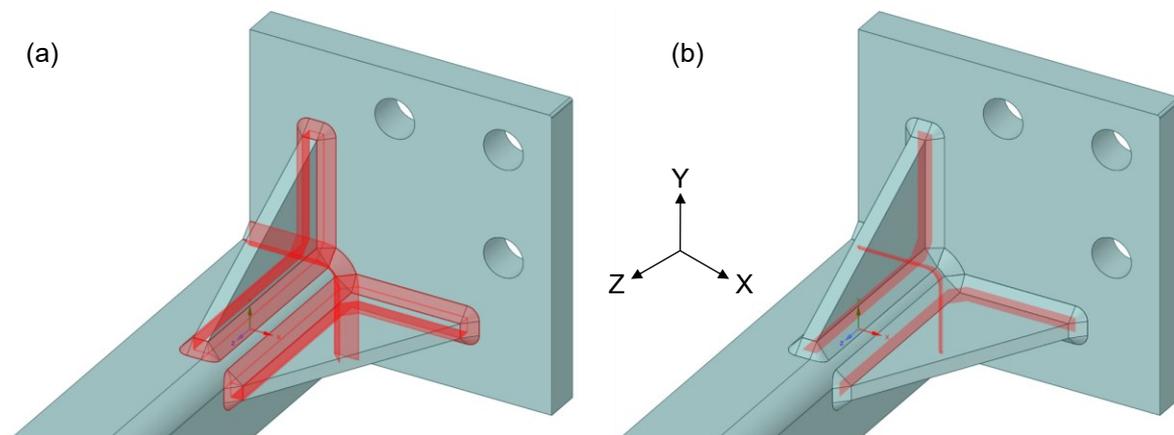


Figura 4.3 Aree da unire con il comando Share (a) e radici da non chiudere (b).

Completate le operazioni all'interno di SpaceClaim si è tornati in Workbench dove, cliccando su "Model" nel menu della figura 4.1, è stato possibile aprire l'ambiente nel quale sono state svolte le simulazioni, ossia Mechanical.

Per evitare che il programma chiudesse le radici dei cordoni di saldatura, che erano state lasciate appositamente aperte, è stato necessario sopprimere tutte le "Contact Region" con il comando

Outline > Model > Connections > Contacts > clic con il tasto destro > Suppress

4.1.2 Mesh

Col fine di ottenere buoni risultati mantenendo contenuti i tempi di risoluzione e le risorse computazionali richieste, si è deciso di discretizzare il modello con elementi Tetra 10 e, per determinarne la dimensione, si è fatto riferimento alla tabella 1.4. Essendo i cordoni di saldatura sollecitati a tutti e tre i modi di carico, il valore minimo di a/d è risultato pari a 3. Per l'analisi delle radici, seguendo le indicazioni riportate in [20], si è posto il valore di a pari alla lunghezza del lato del cordone di saldatura z mentre, per l'analisi dei piedi cordone, si è posto a pari allo spessore del tubo

t. I valori massimi della dimensione di elemento d_{max} e quelli scelti per condurre le analisi sono riportati nella tabella 4.1. Dovendo applicare il PSM manualmente si è deciso di utilizzare due dimensioni di elemento differenti per le analisi dei piedi cordone e delle radici. Infatti, per ricavare i valori delle tensioni di picco, è necessario posizionare dei sistemi di riferimento locali aventi l'asse z tangente all'apice dell'intaglio. Analizzando le radici, essendo queste tutte rettilinee, ciò non rappresenta un problema in quanto i nodi appartenenti ad uno stesso intaglio condividono tutti lo stesso sistema di riferimento. Passando ai piedi cordone, invece, è possibile notare che questi presentano diversi tratti curvilinei nei quali i sistemi di riferimento, cambiando orientamento di nodo in nodo, devono essere posizionati su ogni nodo e ciò, utilizzando una densità di mesh troppo fitta, richiederebbe tempi eccessivamente lunghi.

Tabella 4.1 Dimensioni degli elementi utilizzate per le analisi.

Intaglio	2α [°]	a [mm]	a/d				d_{max} [mm]	d [mm]
			Modo I	Modo II	Modo III	min		
Weld toes	135	t=6.3	≥ 1	-	≥ 3	3	2.1	2
Weld roots	0	z=5	≥ 1	≥ 1	≥ 3	3	1.67	1

Inoltre, per non creare dei modelli eccessivamente pesanti, si è deciso di utilizzare tali valori solamente nei pressi dei cordoni di saldatura mantenendo, nel resto del modello, una mesh grossolana avente dimensione di elemento d pari a 5 mm. Per ottenere tali infittimenti locali si è utilizzata la funzione "Sphere of Influence" che ha richiesto la creazione di due sistemi di riferimento (figura 4.4) da utilizzare come centri delle sfere.

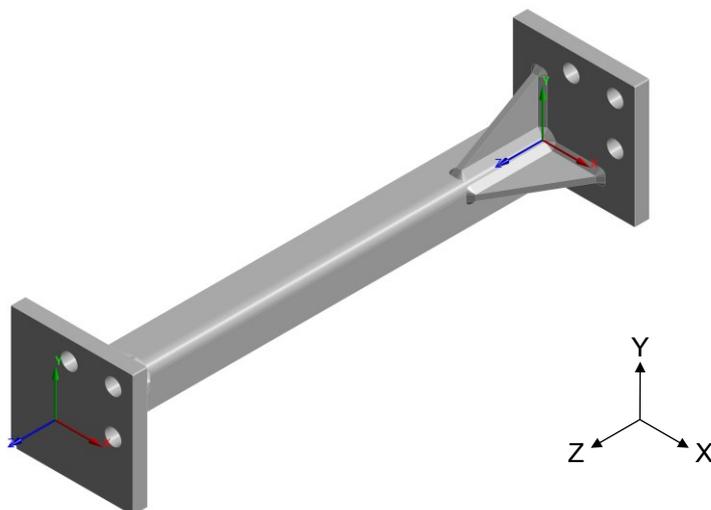


Figura 4.4 Sistemi di riferimento utilizzati per la creazione delle sfere.

Per crearli si è seguito il percorso

Outline > Model > Coordinate Systems > clic con il tasto destro > Insert > Coordinate System

e nella finestra "Details" si è impostato "Define By" in "Global Coordinates". Nelle tre righe successive sono state indicate le posizioni dei centri dei due sistemi di riferimento nelle coordinate del sistema di riferimento globale, ossia $(X,Y,Z) = (30.6,30.6,0)$ e $(X,Y,Z) = (30.6,30.6,500)$.

Details of "Coordinate System for refinement 1"	
Definition	
Type	Cartesian
Coordinate System	Program Controlled
APDL Name	
Suppressed	No
Origin	
Define By	Global Coordinates
Origin X	30.6 mm
Origin Y	30.6 mm
Origin Z	0. mm
Location	Click to Change
Principal Axis	
Axis	X
Define By	Global X Axis
Orientation About Principal Axis	
Axis	Y
Define By	Default
Directional Vectors	
Transformations	

Details of "Coordinate System for refinement 2"	
Definition	
Type	Cartesian
Coordinate System	Program Controlled
APDL Name	
Suppressed	No
Origin	
Define By	Global Coordinates
Origin X	30.6 mm
Origin Y	30.6 mm
Origin Z	500. mm
Location	Click to Change
Principal Axis	
Axis	X
Define By	Global X Axis
Orientation About Principal Axis	
Axis	Y
Define By	Default
Directional Vectors	
Transformations	

Figura 4.5 Finestre "Details" per la creazione dei sistemi di riferimento della figura 4.4.

La dimensione di elemento è un parametro necessario al calcolo dell' f_{wi} utilizzato per stimare il valore della tensione equivalente di picco $\Delta\sigma_{eq,peak}$. Dunque, lungo gli intagli in cui si vuole applicare il PSM, questa deve essere nota con precisione e, per garantire ciò, si sono disattivati l'adaptive sizing e il mesh defeaturing, ossia due funzioni utilizzate da Ansys che, modificando la dimensione locale di elemento, permettono l'ottenimento di mesh più regolari. Queste opzioni sono state disattivate dalla finestra "Details" raggiungibile con il percorso

Outline > Model > Mesh

Details of "Mesh"	
Display	
Display Style	Use Geometry Setting
Defaults	
Physics Preference	Mechanical
Element Order	Program Controlled
<input type="checkbox"/> Element Size	Default (27.935 mm)
Sizing	
Use Adaptive Sizing	No
<input type="checkbox"/> Growth Rate	Default (1.85)
<input type="checkbox"/> Max Size	Default (55.87 mm)
Mesh Defeating	No
Capture Curvature	No
Capture Proximity	No
Size Formulation (Beta)	Program Controlled
Bounding Box Diagonal	558.7 mm
Average Surface Area	915.87 mm ²
Minimum Edge Length	1.3 mm
Enable Size Field (Beta)	No
Quality	
Inflation	
Advanced	
Statistics	

Figura 4.6 Finestra "Details" per il settaggio delle impostazioni generali della mesh.

Per definire poi il tipo di elemento utilizzato per discretizzato il modello si è utilizzato il comando

Outline > Model > Mesh > clic con il tasto destro > Insert > Method

e, nella finestra "Details", si sono impostati "Method" su "Tetrahedrons" ed "Element Order" su "Quadratic". Per poter applicare tali impostazioni sul modello intero si sono selezionati tutti i corpi e, sempre nella finestra "Details", si è cliccato sul pulsante "Apply" presente nella riga "Geometry".

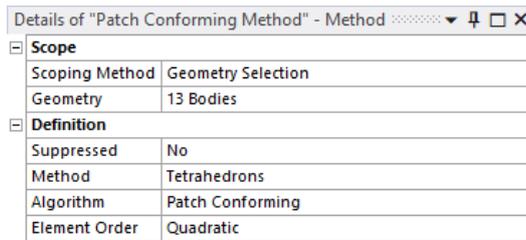


Figura 4.7 Finestra "Details" per l'impostazione del tipo di elemento utilizzato per discretizzare il modello.

Per impostare il valore della dimensione di elemento globale si è seguito il percorso

Outline > Model > Mesh > clic con il tasto destro > Insert > Sizing

e, dopo aver selezionato tutti i corpi, si sono posti "Type" su "Element Size" ed "Element Size" pari a 5 mm nella finestra "Details".

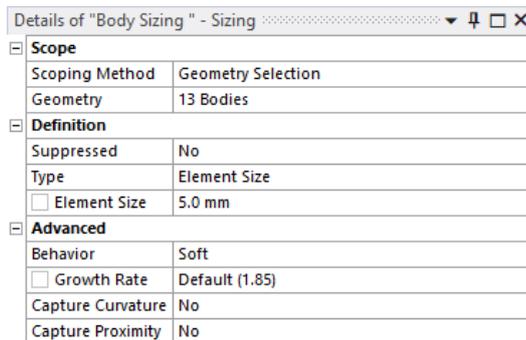
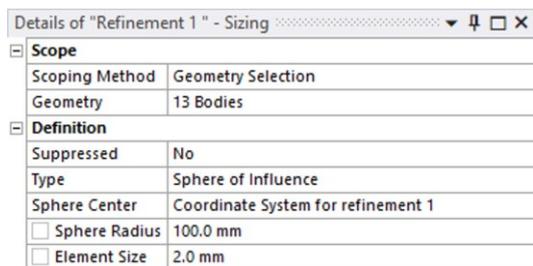
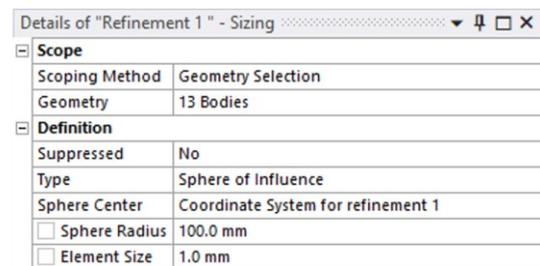


Figura 4.8 Finestra "Details" per l'impostazione della dimensione globale di mesh (5 mm).

Ripetendo lo stesso percorso è stato poi possibile creare le sfere di influenza. In questo caso, dopo aver selezionato tutti i corpi, nella finestra "Details" si sono impostati "Type" su "Sphere of Influence", "Sphere Center" sul sistema di riferimento di interesse precedentemente creato, "Sphere Radius" pari a 100 mm ed "Element Size" pari a 2 mm per le analisi dei piedi cordone e a 1 mm per quelle delle radici.



(a)



(b)

Figura 4.9 Finestre "Details" per l'impostazione delle sfere di influenza nelle analisi dei piedi cordone (a) e delle radici (b).

Nell'analisi a flessione il momento flettente aumenta con la distanza dalla forza e, pertanto, si è creata una sola sfera di influenza dal lato vincolato in quanto le tensioni in tale zona sono maggiori. L'infittimento della mesh è quindi stato realizzato solo in corrispondenza ai cordoni di saldatura dal lato vincolato, come visibile in Figura 4.11(a). Nell'analisi a torsione, invece, essendo il momento torcente costante lungo tutto l'asse Z, le tensioni agenti sui due lati estremi sono paragonabili e, per questo, sono state create entrambe le sfere. L'infittimento della mesh è quindi stato realizzato sia in corrispondenza ai cordoni di saldatura dal lato vincolato sia in corrispondenza ai cordoni di saldatura dal lato caricato, come visibile in Figura 4.11(b).

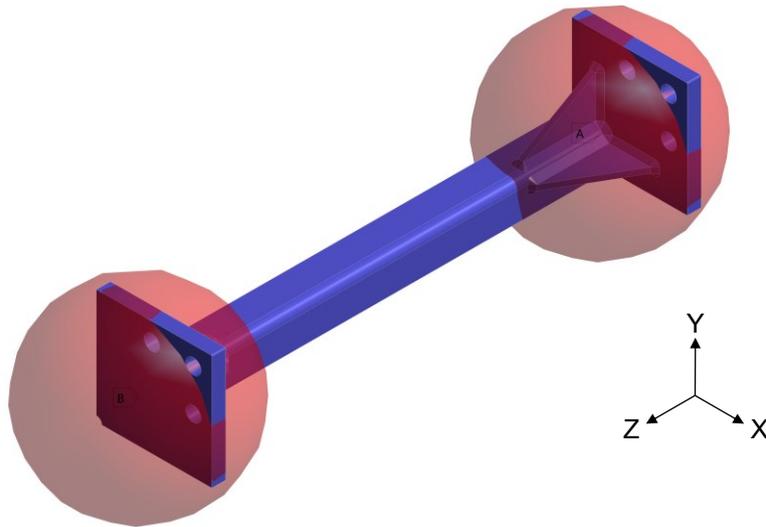


Figura 4.10 Sfere di influenza utilizzate per raffinare la mesh nelle zone degli intagi. Nelle analisi a flessione si è utilizzata solamente quella dal lato vincolato (lato destro nella figura) mentre, nelle analisi a torsione, si sono utilizzate entrambe.

Definita correttamente la mesh è stato possibile procedere alla sua creazione con il comando

Outline > Model > Mesh > clic con il tasto destro > Generate Mesh

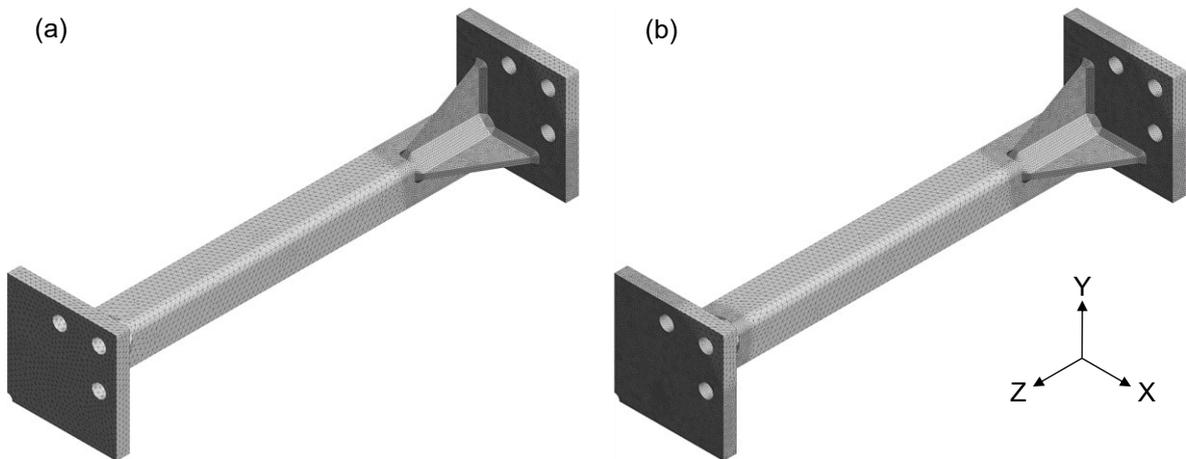


Figura 4.11 Modelli discretizzati per le analisi dei piedi cordone a flessione (a) e a torsione (b).

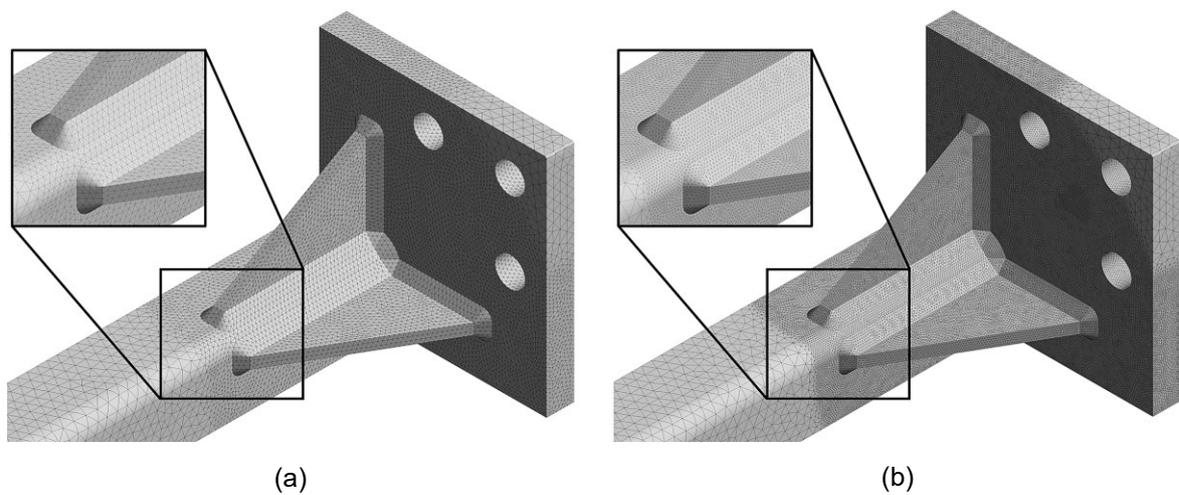


Figura 4.12 Dettagli delle mesh utilizzate per le analisi dei piedi cordone (a) e delle radici (b).

Nella tabella 4.2 sono riportati i numeri di nodi e di elementi creati per ciascuna simulazione. Come si può notare le mesh create per le analisi a flessione, utilizzando solamente una sfera di refinement, hanno richiesto un numero inferiore di nodi. Analogamente, le analisi dei piedi cordone, utilizzando una dimensione di mesh maggiore, hanno portato alla generazione di un minor numero di nodi.

Tabella 4.2 Dettagli delle mesh create per condurre le analisi.

Analisi	Intaglio analizzato	d	Numero nodi	Numero elementi
Flessione	Piedi cordone	2 mm	486 075	331 628
	Radici	1 mm	3 287 436	2 355 982
Torsione	Piedi cordone	2 mm	881 217	607 065
	Radici	1 mm	6 474 563	4 650 246

4.1.3 Carichi e vincoli

Per ottenere una condizione di vincolo analoga a quella reale, si è applicato l'incastro sulle superfici dei fori predisposti al collegamento bullonato. Per fare ciò si è utilizzato il comando

Outline > Model > Static Structural > clic con il tasto destro > Insert > Fixed Support

selezionando come geometrie di riferimento le superfici interne dei tre fori.

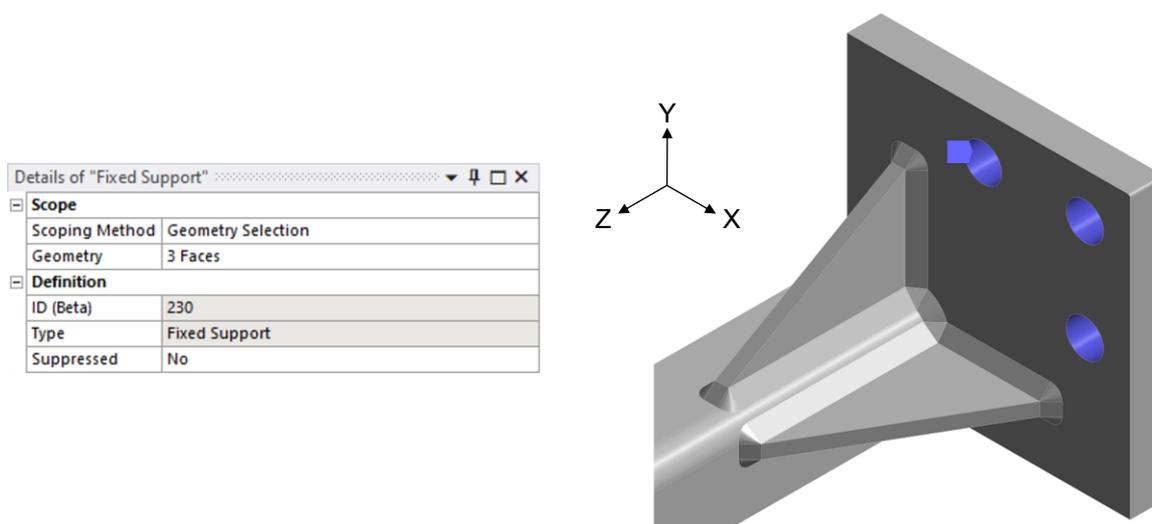


Figura 4.13 Finestra "Details" per l'impostazione del vincolo di incastro e aree utilizzate.

Analogamente, per applicare i carichi in modo realistico (ossia trammetterli al giunto attraverso i fori predisposti al collegamento bullonato), si è creato un remote point in corrispondenza del centro della piastra dal lato caricato selezionando, come geometrie di riferimento, le superfici interne dei tre fori. Il percorso seguito per creare il remote point è stato

Outline > Model > clic con il tasto destro > Insert > Remote Point

impostando, come coordinate del punto, le coordinate $(X,Y,Z) = (0,0,507.5)$, ossia quelle corrispondenti al centro della piastra ad una profondità pari a metà dello suo spessore, e come "Behavior" "Rigid".

Details of "Remote Point"	
<input type="checkbox"/> Scope	
Scoping Method	Geometry Selection
Geometry	3 Faces
Coordinate System	Global Coordinate System
<input type="checkbox"/> X Coordinate	0. mm
<input type="checkbox"/> Y Coordinate	0. mm
<input type="checkbox"/> Z Coordinate	507.5 mm
Location	Click to Change
<input type="checkbox"/> Definition	
ID (Beta)	232
Suppressed	No
Behavior	Rigid
Pinball Region	All
DOF Selection	Program Controlled
Pilot Node APDL Name	

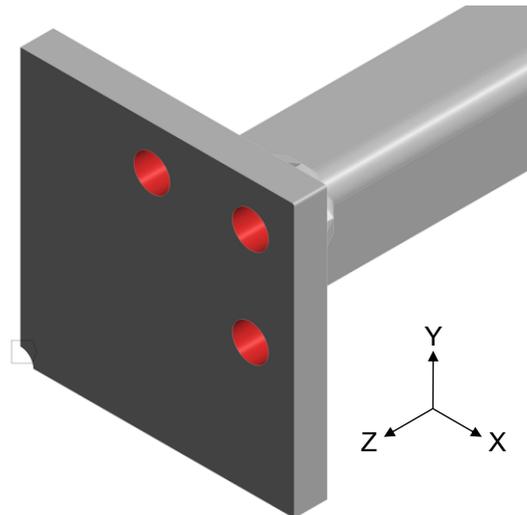


Figura 4.14 Finestra "Details" per la creazione del "Remote Point" e aree selezionate.

Essendo stato ridotto ad un quarto, il giunto in esame ha richiesto, oltre a sollecitazioni diverse, l'applicazione di vincoli di simmetria differenti tra le analisi a flessione e a torsione. Per creare all'interno dell'outline il ramo necessario all'impostazione di tali vincoli si è utilizzato il comando

Outline > Model > clic con il tasto destro > Insert > Symmetry

4.1.3.1 Analisi a flessione

Per simulare il comportamento a flessione del giunto intero sono stati applicati un vincolo di simmetria sul piano Y-Z ed un vincolo di antimetria sul piano X-Z.

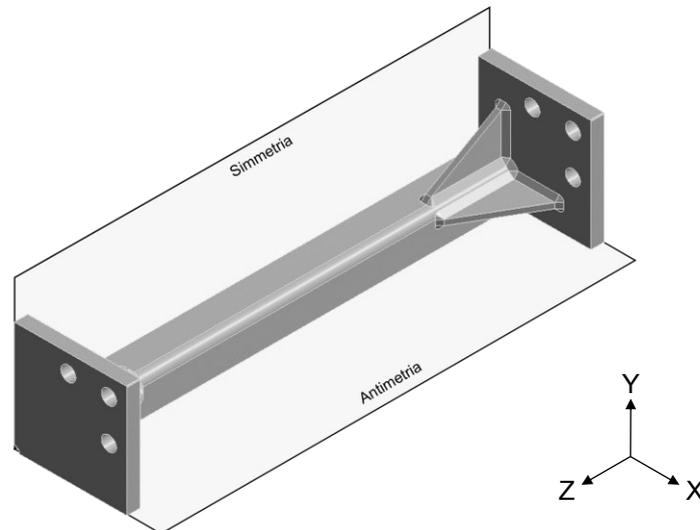


Figura 4.15 Simmetrie applicate al modello nell'analisi a flessione.

Per applicare il vincolo di simmetria si è seguito il percorso

Outline > Model > Symmetry > clic con il tasto destro > Insert > Symmetry Region

e, nella finestra "Details", si sono selezionate come geometrie di riferimento le facce sul piano Y-Z e come "Symmetry Normal" l'asse X.

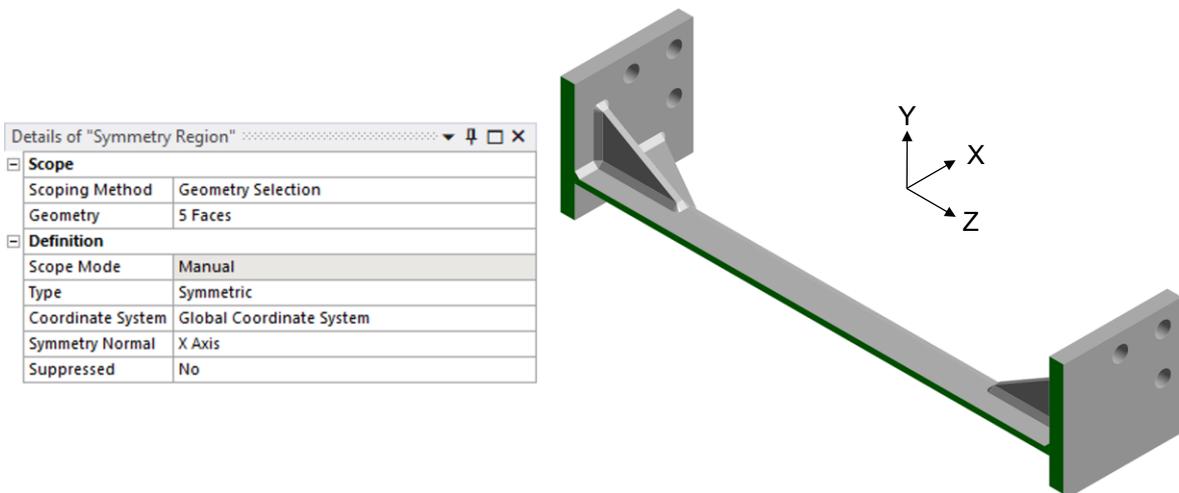


Figura 4.16 Finestra "Details" per l'impostazione del vincolo di simmetria e aree selezionate.

Analogamente, per applicare il vincolo di antimetria, si è seguito lo stesso percorso impostando, però, come "Type" "Anti-Symmetric", come geometrie di riferimento le facce sul piano X-Z e come "Symmetry Normal" l'asse Y.

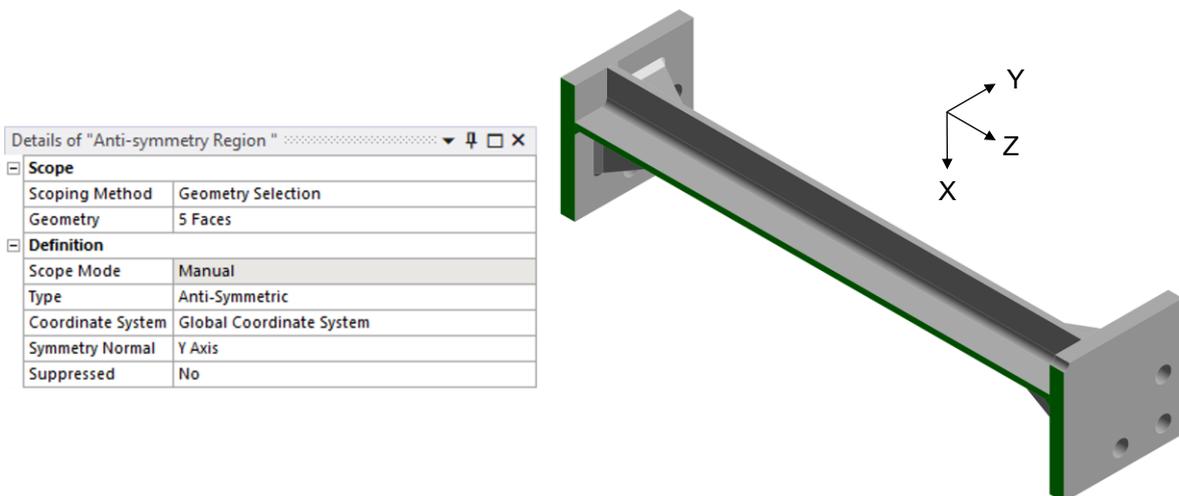


Figura 4.17 Finestra "Details" per l'impostazione del vincolo di antimetria e aree selezionate.

Per applicare la forza esterna si è sfruttato il remote point utilizzando il comando

Outline > Model > Static Structural > clic con il tasto destro > Insert > Remote Force

e impostando, nella finestra "Details", come "Scoping Method" "Remote Point", come "Remote Point" quello creato in precedenza e "Define By" su "Components". Volendo sollecitare ad apertura i piedi cordone presenti sulla faccia superiore del tubo, si è applicata una forza lungo le Y negative avente un modulo arbitrario di 3 750 N, corrispondenti ad una forza di -15 000 N sul giunto completo.

Details of "Remote Force"	
Scope	
Scoping Method	Remote Point
Remote Points	Remote Point
Coordinate System	Global Coordinate System
X Coordinate	0. mm
Y Coordinate	0. mm
Z Coordinate	507.5 mm
Location	Click to Change
Definition	
ID (Beta)	234
Type	Remote Force
Define By	Components
<input type="checkbox"/> X Component	0. N (ramped)
<input type="checkbox"/> Y Component	-3750. N (ramped)
<input type="checkbox"/> Z Component	0. N (ramped)
Suppressed	No
Behavior	Rigid
Advanced	

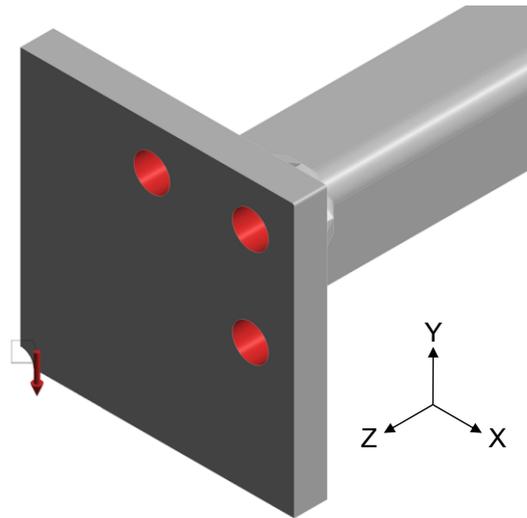


Figura 4.18 Finestra "Details" per l'applicazione della "Remote Force".

4.1.3.2 Analisi a torsione

Per simulare il comportamento a torsione del giunto intero, invece, è stato applicato un vincolo di antimetria su entrambi i piani di simmetria.

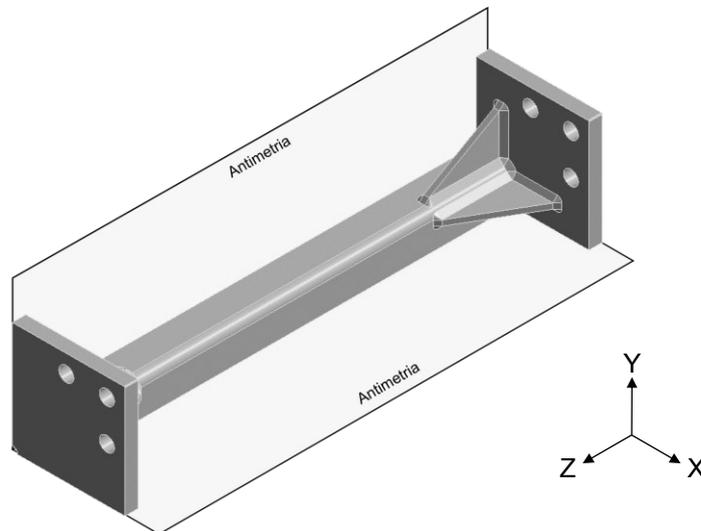


Figura 4.19 Simmetrie applicate al modello nell'analisi a torsione.

Per applicare tali vincoli si è utilizzato lo stesso percorso visto nel paragrafo precedente. Le impostazioni utilizzate per il vincolo sul piano X-Z sono le stesse riportate nell'immagine 4.17 mentre, per quello sul piano Y-Z si è impostato diversamente il "Type" che, in questo caso, è stato "Anti-Symmetric".

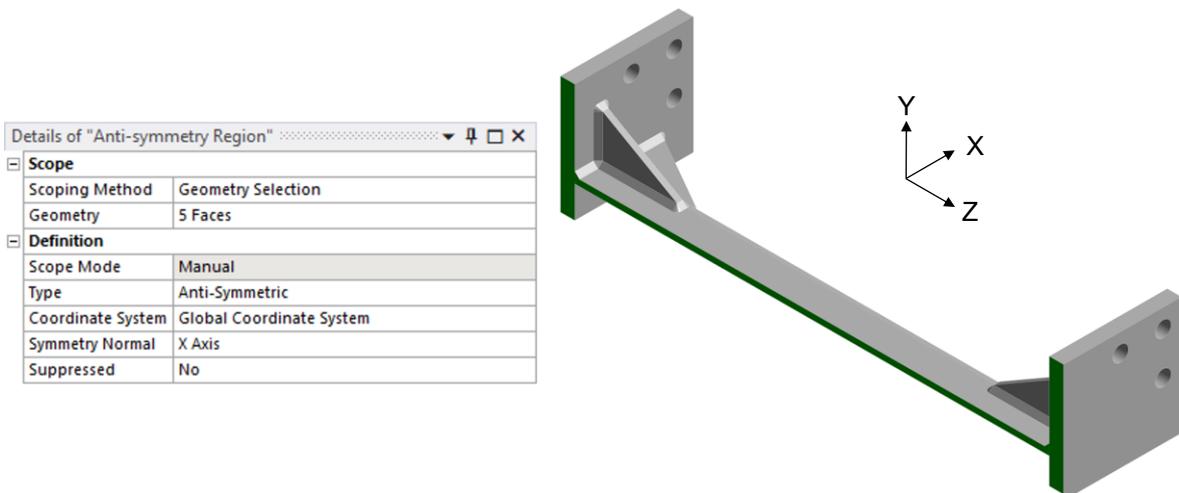


Figura 4.20 Finestra "Details" per l'impostazione del vincolo di antimetria e aree selezionate.

Per applicare il momento si è utilizzato il comando

Outline > Model > Static Structural > clic con il tasto destro > Insert > Moment

e si sono impostati, nella finestra "Details", "Scoping Method" su "Remote Point", "Remote Point" su quello creato in precedenza e utilizzato anche per applicare la forza nelle analisi a flessione, e "Define By" su "Components". Per questa analisi si è applicato un momento lungo l'asse Z avente modulo $2.5 \cdot 10^5$ Nmm, corrispondente ad un momento sul giunto intero di 10^6 Nmm.

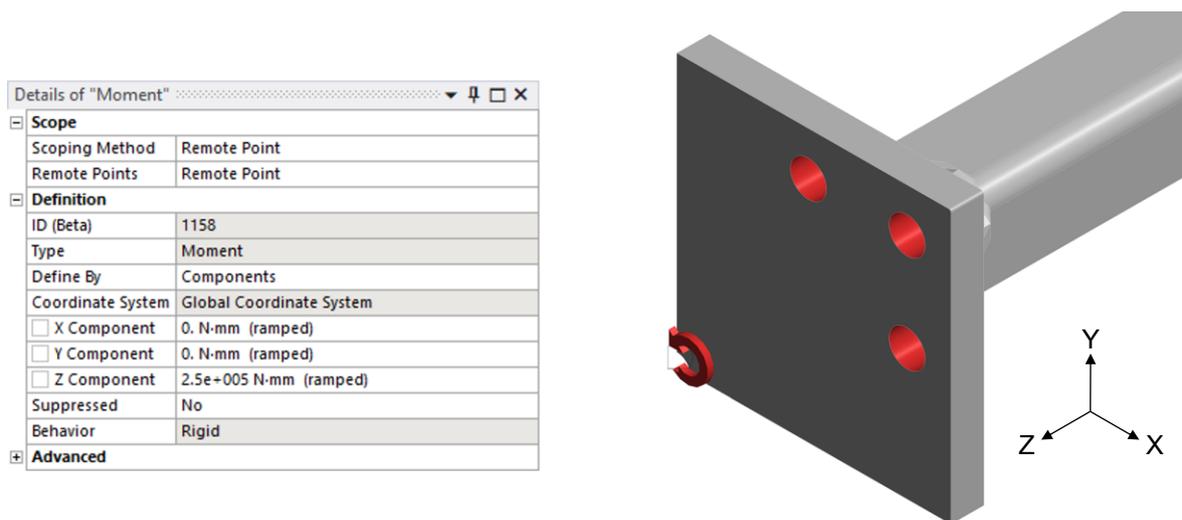


Figura 4.21 Finestra "Details" per l'applicazione del momento torcente.

4.1.4 Risoluzione del modello

Completate le fasi preliminari, è stato possibile avviare le risoluzioni dei modelli con il comando

Outline > Model > Static Structural > clic con il tasto destro > Solve

Tutte le simulazioni sono state condotte con PC forniti dall'Università. In particolare, per i modelli sollecitati a flessione, si è utilizzato un PC dotato di 16 GB di RAM mentre, per quelli sollecitati a torsione, a causa del maggior peso computazionale richiesto dal maggior numero di nodi costituenti la mesh, è stato necessario utilizzarne uno dotato di 64 GB di RAM. Specifiche dei PC utilizzati e dettagli delle simulazioni sono riportati nelle tabelle seguenti.

Tabella 4.3 Specifiche dei PC utilizzati per risolvere i modelli.

Analisi	Processore	CPU	RAM	Scheda video
Flessione	Intel® Core i7-2600K	3.40 GHz	16 GB	AMD Radeon HD 5670
Torsione	Intel® Xeon® W-2155	3.30 GHz	64 GB	NVIDIA® Quadro P1000

Tabella 4.4 Dettagli delle risoluzioni dei modelli.

Analisi	Intaglio analizzato	Tempo richiesto	RAM utilizzata [GB]
Flessione	Piedi cordone	1 min 12 sec	2.9
	Radici	13 min	15.8
Torsione	Piedi cordone	1 min 20 sec	5.7
	Radici	~21 min	30

4.1.5 Numerazione dei path

Nelle figure 4.22 e 4.23 è riportata la numerazione dei path costituenti i vari intagli che sarà usata nei prossimi paragrafi per presentare i risultati ottenuti nelle varie analisi.

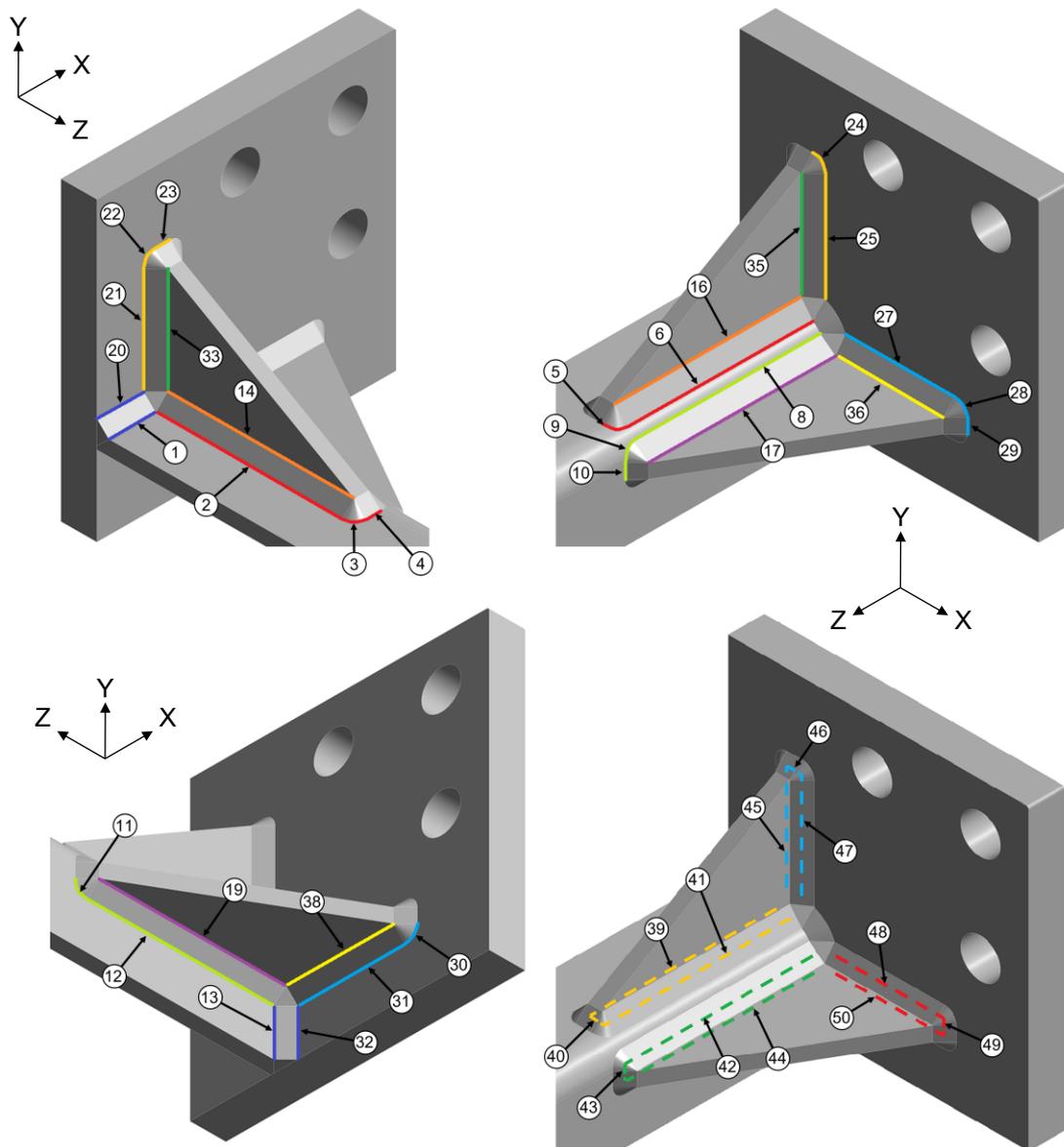


Figura 4.22 Numerazione dei path dal lato vincolato.

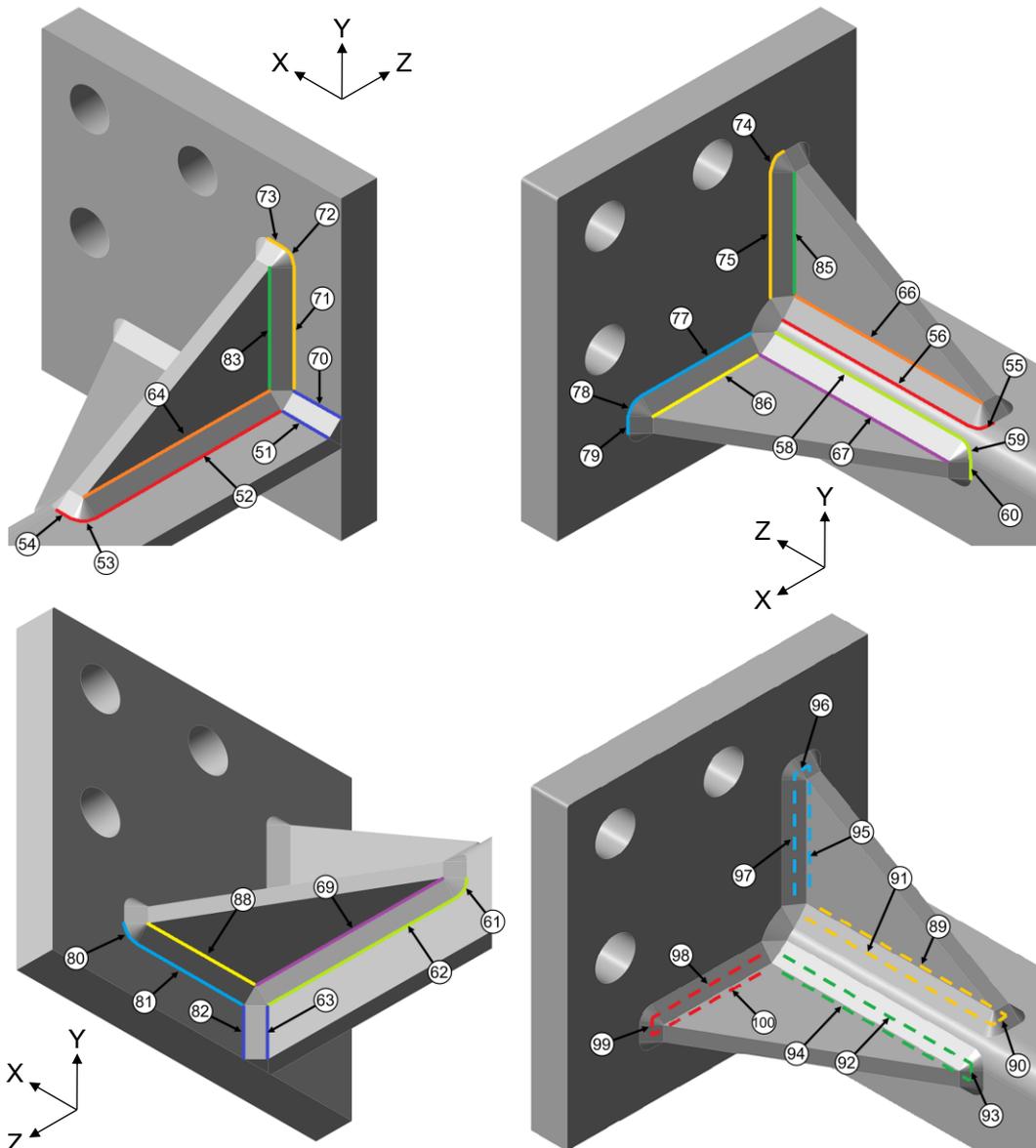


Figura 4.23 Numerazione dei path dal lato caricato.

4.2 Analisi PSM “a mano”

Per applicare il PSM manualmente è stato necessario posizionare, sui vari corner nodes presenti sugli intagli generati dai cordoni di saldatura, dei sistemi di riferimento locale opportunamente orientati. Con questi è stato poi possibile ricavare i valori delle tensioni di picco presenti in ogni nodo e, utilizzando le equazioni riportate nel primo capitolo, stimare i valori delle tensioni equivalenti di picco e dei coefficienti di biassialità.

Si ricorda che l'esclusione dei mid-side nodes è una condizione richiesta dal metodo in quanto, a questi nodi, non è associato alcun valore di tensione.

4.2.1 Generazione dei path

I sistemi di riferimento locali da posizionare sui corner nodes devono essere tangenti all'intaglio al quale il nodo appartiene e avere l'asse x disposto lungo la bisettrice dello stesso. Risulta dunque evidente che i nodi disposti lungo le radici e lungo i tratti rettilinei dei piedi cordone condividano tutti lo stesso sistema di riferimento locale. Per semplificare l'estrapolazione delle tensioni, dunque, i nodi che condividono lo stesso sistema di riferimento locale sono stati raccolti in path numerati nel modo indicato nelle figure 4.22 e 4.23.

Per generare questi path si sono create, per prima cosa, le “Named Selection” selezionando l’intaglio di interesse e utilizzando il comando “Create Named Selection” raggiungibile cliccando il tasto destro del mouse nella finestra contenente il modello. Dopodiché, per creare il path di soli nodi, si è utilizzato il comando

Outline > Model > Named Selections > Named Selection da cui selezionare solo i nodi > clic con il tasto destro > Create Nodal Named Selection

Per rimuovere dalla selezione i mid-side nodes si è seguito il percorso

Outline > Model > Named Selections > Nodal Named Selection da cui rimuovere i mid-side nodes ottenendo così l’apertura della finestra “Generation Criteria” dove si è cliccato il pulsante “Add Row” e, nella riga generata, si sono impostati “Action” su “Filter”, “Entity Type” su “Mesh Node”, “Criterion” su “Type”, “Operator” su “Equal” e “Value” su “Corner”. Infine, per applicare tale filtro, si è cliccato il pulsante “Generate”.

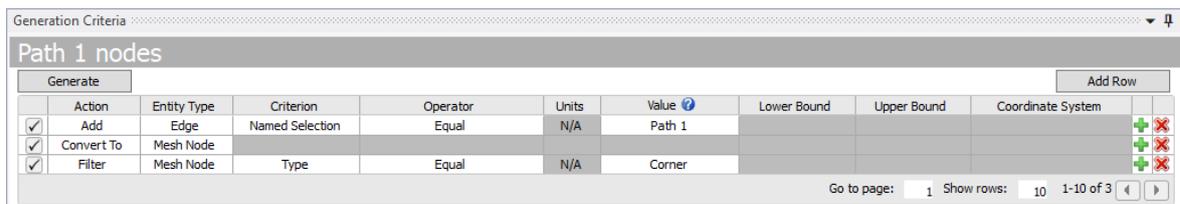


Figura 4.24 Finestra “Generation Criteria” per la selezione dei “Corner nodes” presenti in un path.

4.2.2 Angoli di apertura

Per orientare correttamente i sistemi di riferimento è stato necessario ricavare i valori degli angoli di apertura 2α dei vari piedi cordone. Per fare ciò si è utilizzato il programma SolidWorks® e, in particolare, il comando

Ribbon > Valutare > Analisi di deviazione

La maggior parte dei piedi cordone hanno presentato angoli di apertura pari a 135° ; le uniche eccezioni sono stati gli intagli costituiti dai path 6, 8, 56 e 58 che hanno presentato un angolo di apertura pari a 160° (figura 4.25), quelli costituiti dai path 16, 17, 66 e 67 che hanno presentato un angolo di apertura pari a 142° (figura 4.26) e quelli costituiti dai path 5, 9, 55 e 59 nei quali i valori di 2α erano compresi tra 135° e 160° (figura 4.27). In questi ultimi intagli, poiché per le analisi dei piedi cordone si è utilizzata una dimensione di mesh pari a 2 mm, vi si appoggiavano cinque nodi cadauno; a questi nodi sono corrisposti, in ordine crescente, i valori di 2α 135° , 141.24° , 147.48° , 153.72° e 160° .

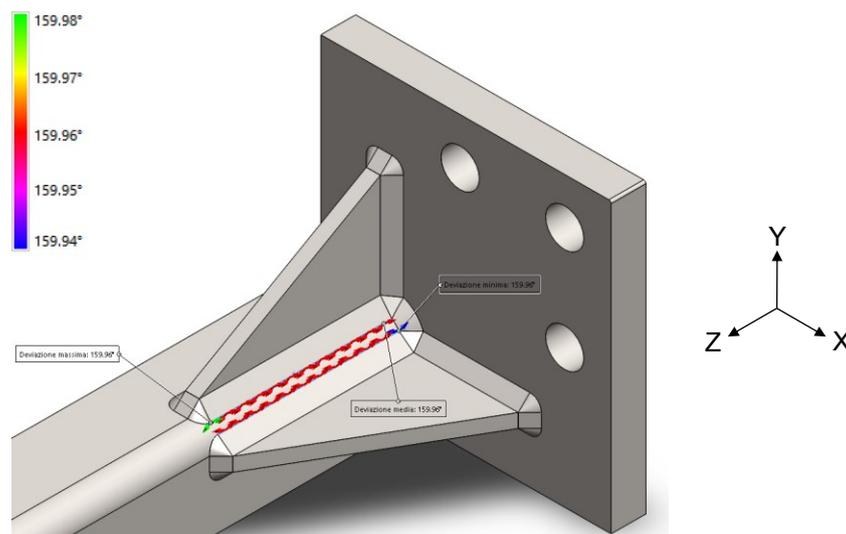


Figura 4.25 Angoli di apertura degli intagli costituiti dai path 6 e 8 e, per simmetria, di quelli costituiti dai path 56 e 58.

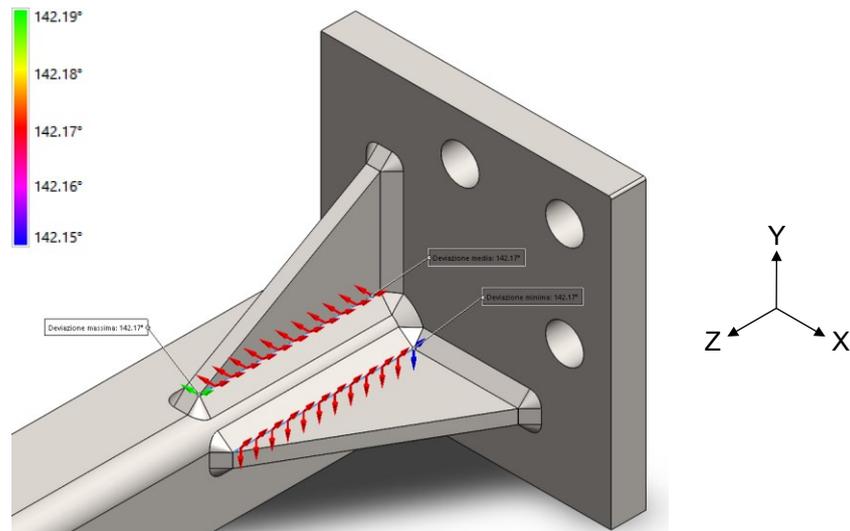


Figura 4.26 Angoli di apertura degli intagli costituiti dai path 16 e 17 e, per simmetria, di quelli costituiti dai path 66 e 67.

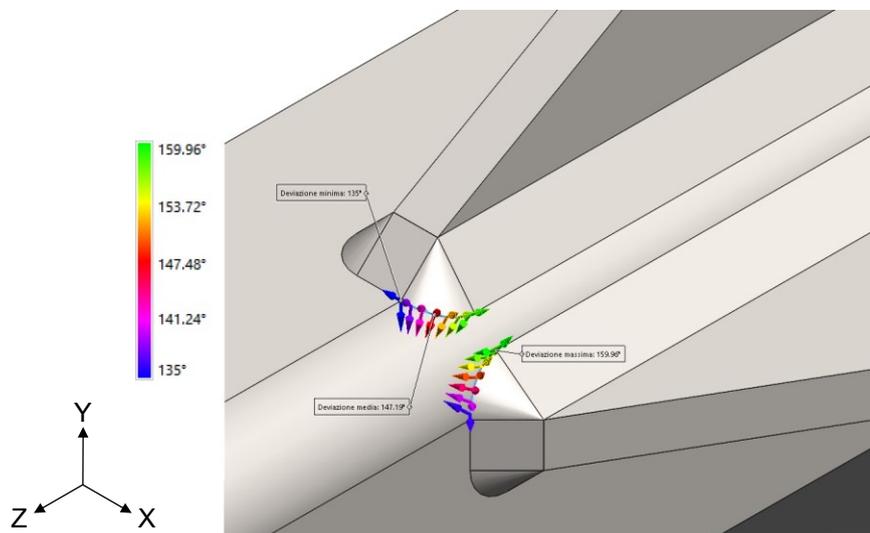


Figura 4.27 Angoli di apertura degli intagli costituiti dai path 5 e 9 e, per simmetria, di quelli costituiti dai path 55 e 59.

4.2.3 Generazione dei sistemi di riferimento

Per poter ricavare i valori di tensione di picco associati ai vari modi di apertura è stato necessario posizionare, lungo i path e sui nodi disposti sui tratti curvilinei dei piedi cordone, dei sistemi di riferimento aventi l'asse z tangente all'intaglio e l'asse x disposto lungo la bisettrice dello stesso.

Per creare questi sistemi di riferimento locali si è utilizzato, selezionando di volta in volta ciascun intaglio e nodo, il comando "Create Coordinate System" raggiungibile cliccando il tasto destro del mouse nella finestra contenente il modello. Per semplificare la fase di estrapolazione delle tensioni, ciascun sistema di riferimento è stato rinominato con il nome del path al quale appartiene.

I sistemi così creati, però, avevano lo stesso orientamento del sistema di riferimento globale. Per orientare correttamente ciascun sistema di riferimento locale si sono eseguite, al massimo, tre rotazioni in questo preciso ordine:

- Con la prima rotazione, attorno all'asse z locale, si è reso il sistema di riferimento tangente all'intaglio;
- Con la seconda, attorno all'asse x locale o y locale in base alla geometria, si è reso l'asse z locale tangente all'intaglio;
- Con la terza, attorno all'asse z locale, si è allineato l'asse x locale con la bisettrice dell'intaglio.

Il percorso seguito per eseguire ciascuna rotazione è stato

Outline > Model > Coordinate System > sistema di riferimento da ruotare > Ribbon > > Coordinate System > Transform > asse attorno cui eseguire la rotazione

e indicato nella finestra “Details” il valore dell’angolo di rotazione rispetto l’asse locale selezionato.

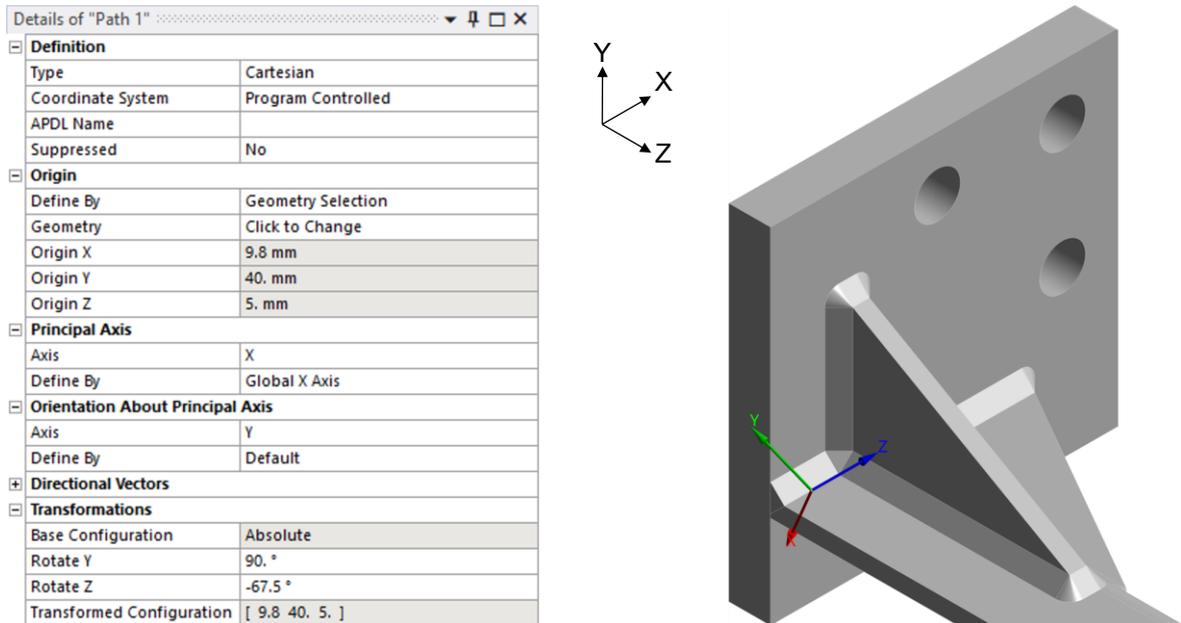


Figura 4.28 Finestra “Details” del sistema di riferimento del path numero 1 nel quale si sono eseguite, in ordine, una rotazione attorno l’asse y locale ed una attorno l’asse z locale.

4.2.4 Estrapolazione delle tensioni

Posizionati correttamente i sistemi di riferimento, è stato possibile procedere con l’estrpolazione delle tensioni utilizzando il comando

Outline > Model > Static Structural > Solution > clic con il tasto destro > Insert > > User Defined Result

In base alla geometria di riferimento utilizzata si è compilata in maniera differente la finestra “Details”:

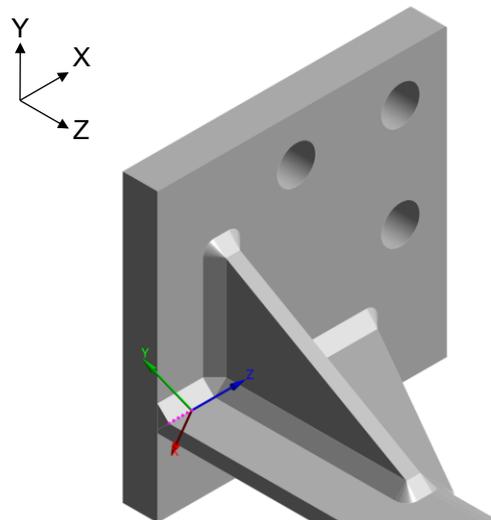
- Per estrapolare i risultati utilizzando i path, si è impostato come “Scoping Method” “Named Selection” e come “Named Selection” quella in esame;
- Per estrapolare i risultati dai singoli nodi, invece, si è impostato come “Scoping Method” “Geometry Selection” e come “Geometry” il nodo in esame.

Dopodiché, nella riga “Expression”, in base alla tensione di picco desiderata si è indicato:

- SY per ricavare i valori di $\Delta\sigma_{\theta\theta,peak}$; questi, essendo la tensione $\sigma_{\theta\theta}$ legata al modo di apertura I, sono stati ricavati sia per i piedi cordone che per le radici;
- SXY per ricavare i valori di $\Delta\tau_{r\theta,peak}$; questi, essendo la tensione $\tau_{r\theta}$ legata al modo di apertura II, sono stati ricavati solamente per le radici;
- SYZ per ricavare i valori di $\Delta\tau_{\theta z,peak}$; questi, essendo la tensione $\tau_{\theta z}$ legata al modo di apertura III, sono stati ricavati sia per i piedi cordone che per le radici.

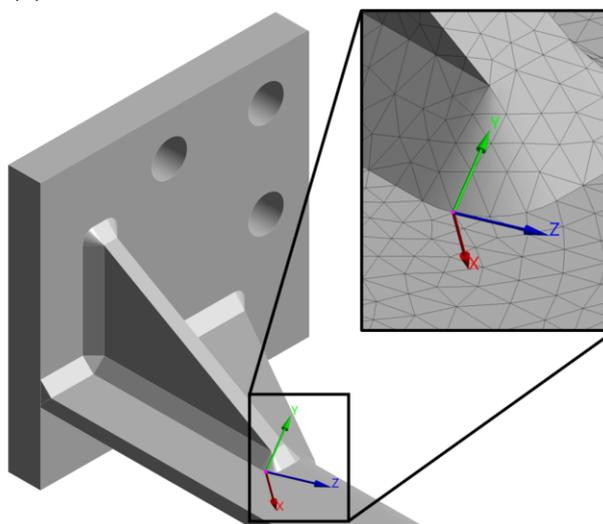
Infine, si è impostato come “Coordinate System” quello relativo alla geometria di riferimento utilizzata e si è attivata la voce “Average Across Bodies”.

Details of "SY - Path 1"	
Scope	
Scoping Method	Named Selection
Named Selection	Path 1 nodes
Definition	
Type	User Defined Result
Expression	= SY
Input Unit System	Metric (mm, kg, N, s, mV, mA)
Output Unit	
By	Time
<input type="checkbox"/> Display Time	Last
Coordinate System	Path 1
Calculate Time History	Yes
Identifier	
Suppressed	No
Integration Point Results	
Display Option	Averaged
Average Across Bodies	Yes
Results	
Information	



(a)

Details of "SY - Path 3-1"	
Scope	
Scoping Method	Geometry Selection
Geometry	All Bodies
Definition	
Type	User Defined Result
Expression	= SY
Input Unit System	Metric (mm, kg, N, s, mV, mA)
Output Unit	
By	Time
<input type="checkbox"/> Display Time	Last
Coordinate System	Path 3 - 1
Calculate Time History	Yes
Identifier	
Suppressed	No
Integration Point Results	
Display Option	Averaged
Average Across Bodies	Yes
Results	
Information	



(b)

Figura 4.29 Finestre "Details" per l'estrapolazione della tensione SY ($\Delta\sigma_{\theta\theta,peak}$) lungo un path (a) ed in un singolo nodo (b).

Dopo aver impostato tutti i risultati è stato possibile ricavarne i valori utilizzando il comando

Outline > Model > Static Structural > Solution > clic con il tasto destro > Evaluate All Results

4.2.5 Elaborazione dei dati

I risultati così ottenuti sono poi stati esportati in Excel® con il comando

Outline > Model > Static Structural > Solution > risultato da esportare > clic con il tasto destro > Export... > Export Text File

Per i nodi per i quali era possibile calcolarla, si è ricavata la tensione media $\Delta\bar{\sigma}_{ij,peak,n}$ con la formula (1.12).

Per ottenere i valori dei parametri in funzione degli angoli di apertura si sono utilizzate le formule (1.2) per $1-\lambda_i$, (1.5) per e_i e (1.9) per K_{FE} . Inoltre, essendo i giunti in acciaio, $\nu=0.3$ e $R_0=0.28$ mm. Con questi valori è stato poi possibile applicare la formula (1.11) per calcolare f_{wi} .

Per le analisi dei piedi cordone, poiché questi avevano sempre angoli di apertura maggiori di 102° , si sono ricavati i parametri per i modi I e III mentre, per le radici, avendo queste un angolo di apertura nullo, è stato necessario ricavare i parametri corrispondenti a tutti i tre modi di apertura.

Infine, utilizzando le formule (1.13) e (1.14), è stato possibile stimare i valori della tensione di picco $\Delta\sigma_{eq,peak}$ e del coefficiente di biassialità λ . Per quest'ultimo si sono considerati pari a 0 tutti i valori inferiori a 0.02.

4.2.6 Risultati

4.2.6.1 Risultati analisi a flessione

Poiché il momento flettente aumenta con la distanza dal carico, si sono analizzati solamente gli intagli dal lato vincolato dove, per l'appunto, le sollecitazioni sono maggiori.

Nella figura 4.30 è riportato l'andamento della tensione equivalente di picco lungo l'intaglio che ne presenta il valore massimo, ossia quello composto dai path 2, 3, 4, 5 e 6. In particolare, questo si trova al centro del path 4 (fig. 4.31) e ha valore pari a 469.793 MPa con un coefficiente di biassialità λ pari a 0.

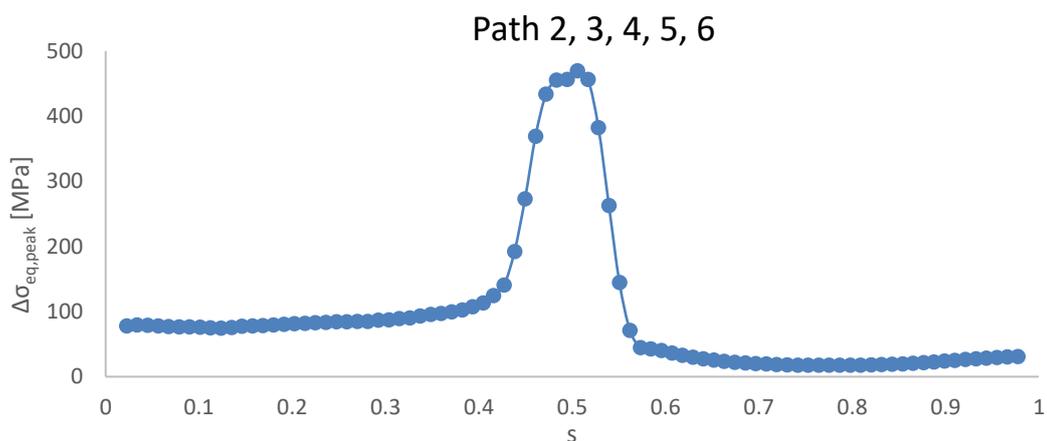


Figura 4.30 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 2, 3, 4, 5 e 6 nell'analisi a flessione. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1.5 \cdot 10^4$ N sul giunto completo.

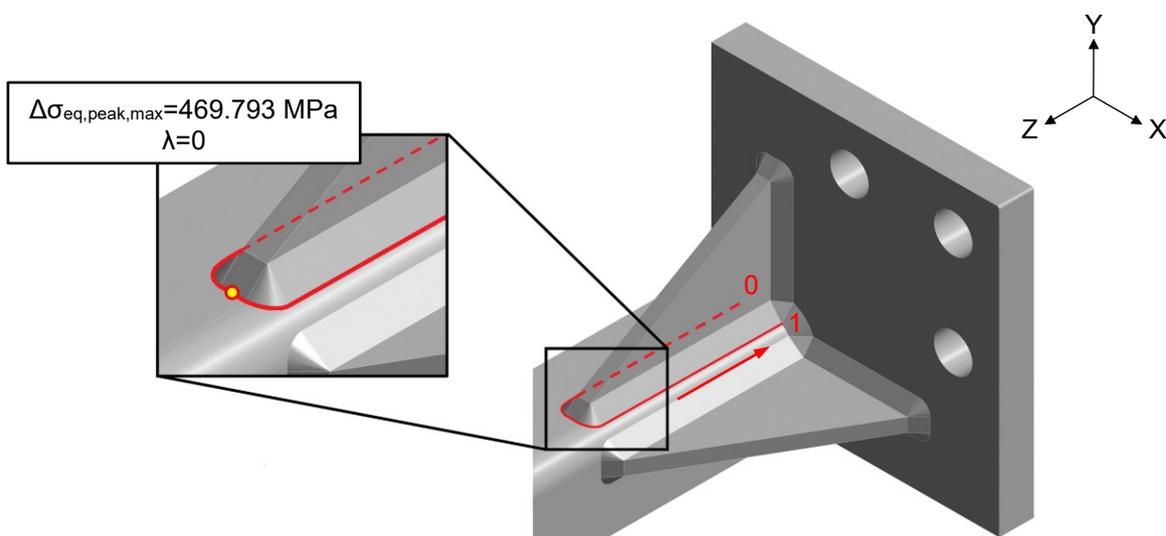


Figura 4.31 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 4.30 e posizione della tensione equivalente di picco massima. Valore ricavato con $\Delta F_y = -1.5 \cdot 10^4$ N sul giunto completo.

Sempre lungo il piede cordone costituito dai path 2, 3, 4, 5 e 6, e in particolare sul path 3 (fig. 4.32), è stata poi rilevata, con un valore di 433.6993 MPa, la massima tensione equivalente di picco associata ad un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0. Questa diventa più critica della precedente per una vita a fatica, in termini di cicli a rottura N_f , inferiore a 25 000 cicli.

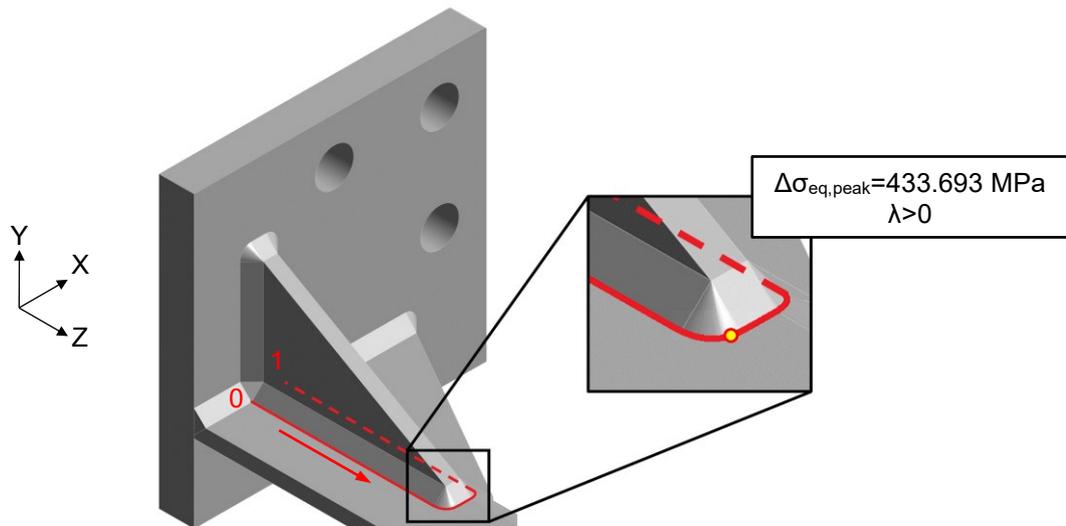


Figura 4.32 Posizione della massima tensione equivalente di picco associata a $\lambda > 0$. Valore ricavato con $\Delta F_y = -1.5 \cdot 10^4$ N sul giunto completo.

Lungo le radici, invece, non sono stati individuati nodi caratterizzati da coefficienti di biassialità λ pari a 0 e, la massima tensione equivalente di picco, pari a 260.046 MPa, è stata rilevata al centro del path 46 (figura 4.34). Essendo tale valore circa la metà di quelli presenti sui due possibili punti critici lungo i piedi cordone, è lecito prevedere che la cricca innescherà proprio dai punti indicati nelle figure 4.31 e 4.32 o nelle posizioni simmetriche ad essi sull'altro irrigiditore presente sulla faccia superiore del tubo.

Le discontinuità presenti nella figura 4.33, così come nei restanti grafici riportanti gli andamenti della tensione equivalente di picco sulle radici (figure 4.43, 4.45, 4.47, 4.49, 4.61, 4.65, 4.70 e 4.73), sono dovute al fatto che, essendo concentratori di tensioni e potendo generare discontinuità nella mesh, i nodi presenti sui punti di spigolo che collegano i vari tratti della radice non sono stati considerati nelle analisi.

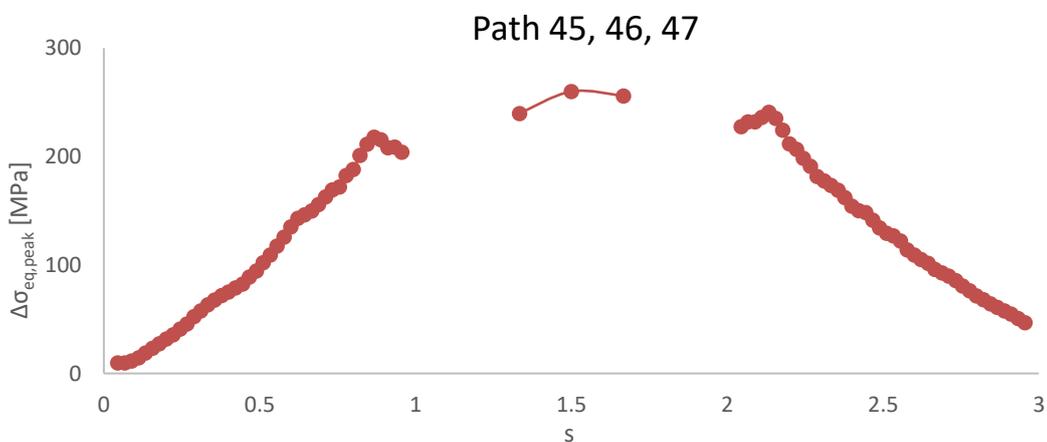


Figura 4.33 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 45, 46 e 47 nell'analisi a flessione. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1.5 \cdot 10^4$ N sul giunto completo.

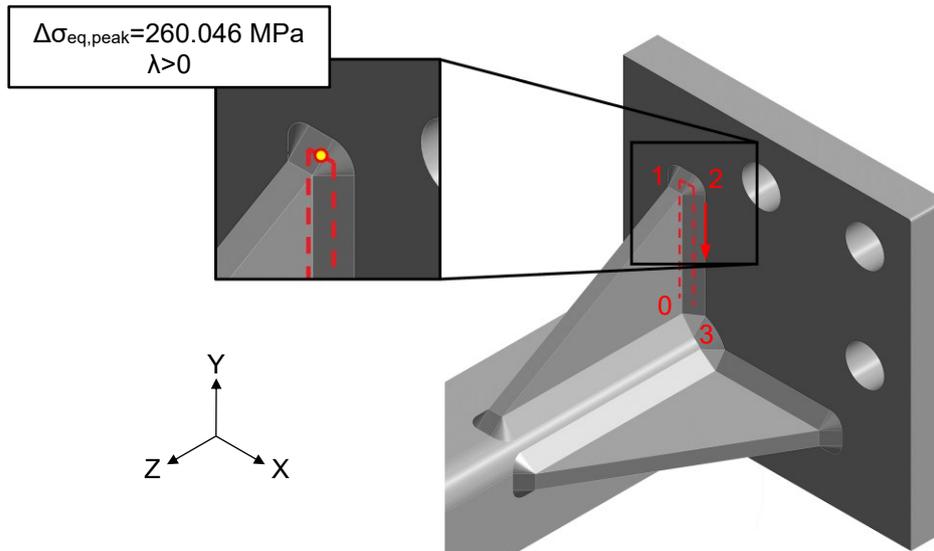


Figura 4.34 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 4.33 e posizione del massimo valore della tensione equivalente di picco sulle radici. Valore ricavato con $\Delta F_y = -1.5 \cdot 10^4$ N sul giunto completo.

4.2.6.2 Risultati analisi a torsione

Il momento torcente, a differenza di quello flettente, si mantiene costante lungo l'asse Z del giunto e, per questo, è stato necessario analizzare gli intagli presenti in entrambi i lati.

Il valore massimo della tensione equivalente di picco è stato individuato, anche in questo caso, sugli intagli generati dai piedi cordone e, in particolare, su quello costituito dai path 52, 53, 54, 55 e 56. A differenza dell'analisi a flessione, però, il massimo si trova sul tratto curvo del cordone posizionato sulla faccia piana del tubo (figura 4.36) con un valore pari a 39.226 MPa ed un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0.

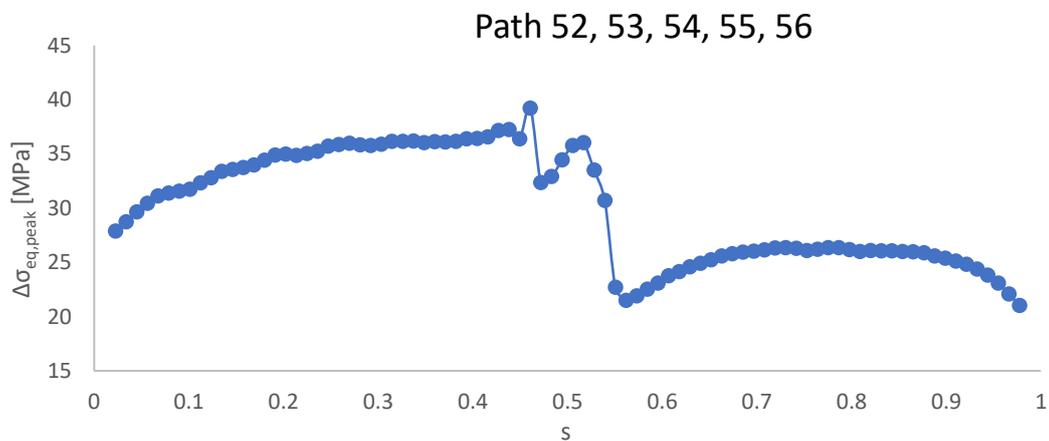


Figura 4.35 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 52, 53, 54, 55 e 56 nell'analisi a torsione. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

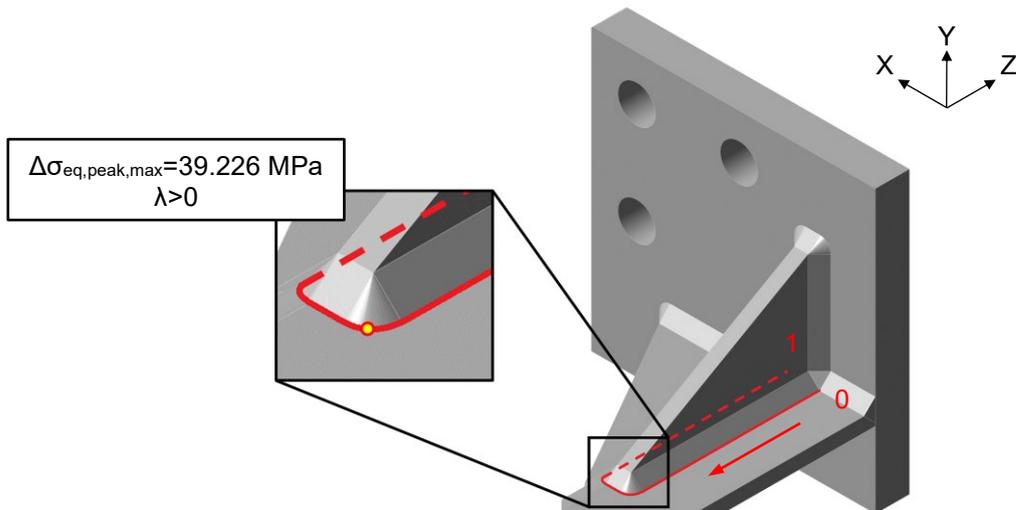


Figura 4.36 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 4.35 e posizione della tensione equivalente di picco massima. Valore ricavato con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

Andamenti della tensione equivalente di picco simili con valori massimi leggermente inferiori sono stati individuati nelle posizioni analoghe degli altri irrigiditori presenti in entrambi i lati.

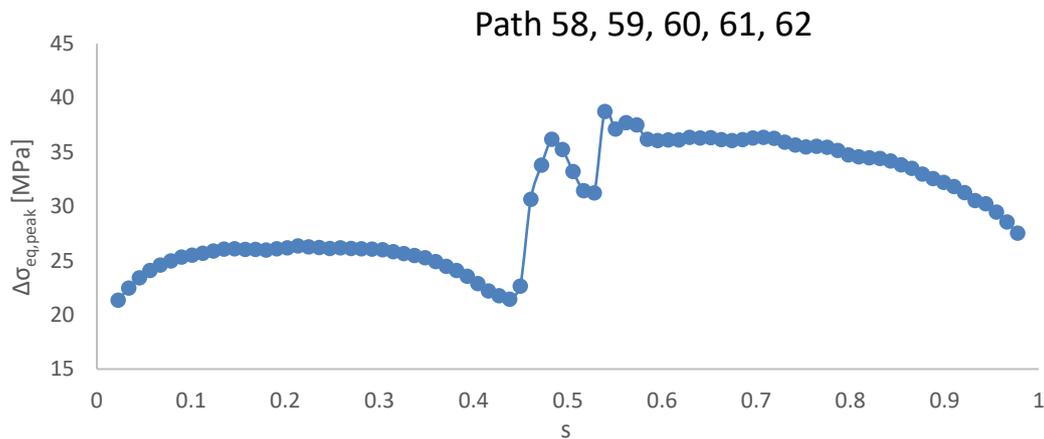


Figura 4.37 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 58, 59, 60, 61 e 62 nell'analisi a torsione. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

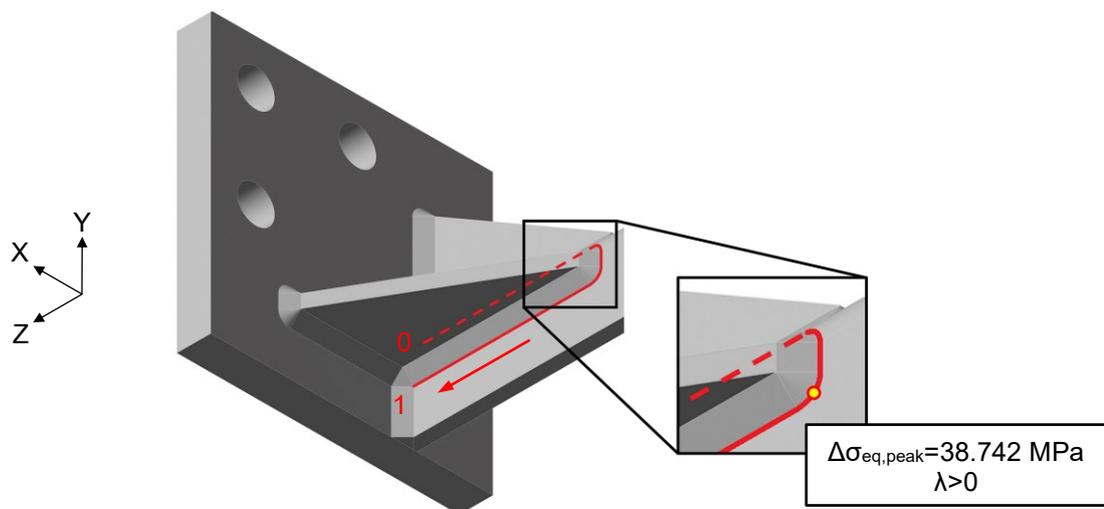


Figura 4.38 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 4.37 e posizione del massimo valore della tensione equivalente di picco lungo i path 58, 59, 60, 61 e 62. Valore ricavato con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

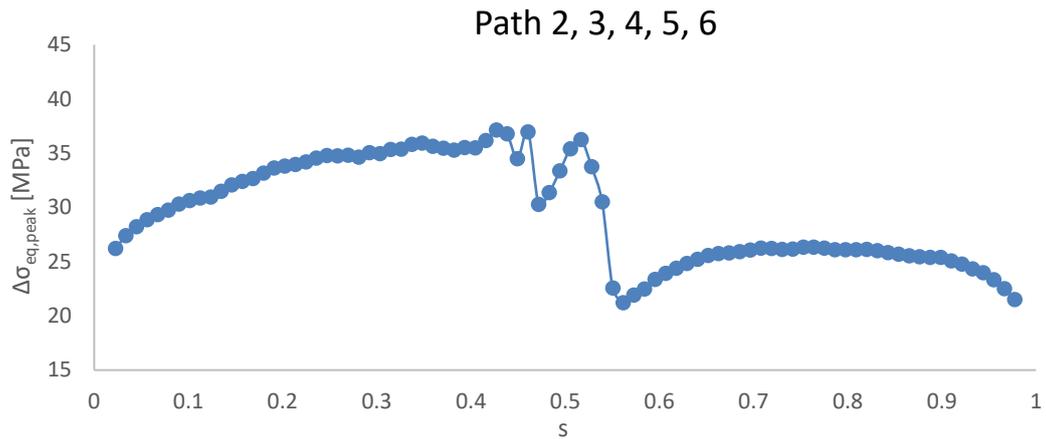


Figura 4.39 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 2, 3, 4, 5 e 6 nell'analisi a torsione. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

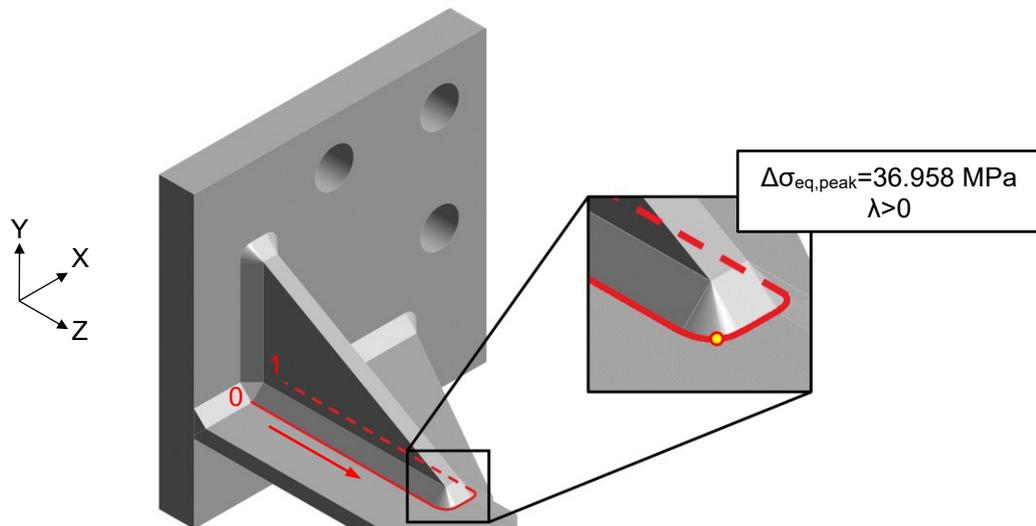


Figura 4.40 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 4.39 e posizione del massimo valore della tensione equivalente di picco lungo i path 2, 3, 4, 5 e 6. Valore ricavato con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

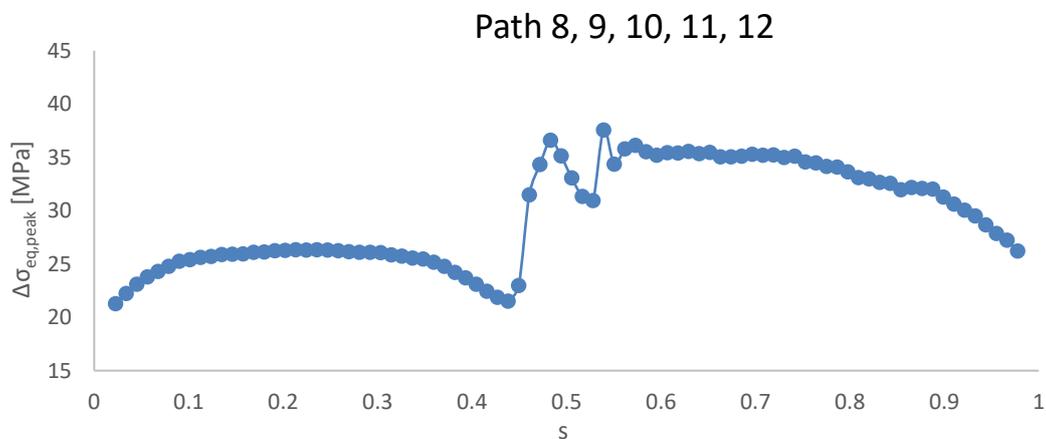


Figura 4.41 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 8, 9, 10, 11 e 12 nell'analisi a torsione. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

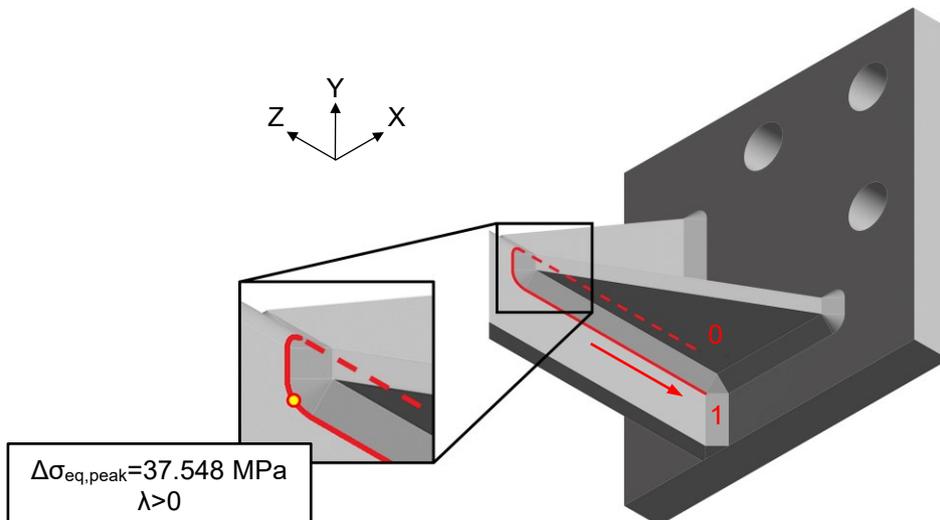


Figura 4.42 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 4.41 e posizione del massimo valore della tensione equivalente di picco lungo i path 8, 9, 10, 11 e 12. Valore ricavato con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

Lungo i piedi cordone sono presenti anche alcuni nodi caratterizzati da un coefficiente di biassialità λ pari a 0 e, il massimo valore di tensione equivalente di picco ad essi associato è pari a 15.291 MPa. Poiché questi diventerebbero critici solamente per una vita a fatica, in termini di cicli a rottura N_f , maggiore a $4 \cdot 10^7$ cicli, ossia ben oltre il run out previsto dal PSM, si è deciso di ignorarli e concentrare l'attenzione sui nodi aventi λ maggiore di 0.

I nodi disposti lungo le radici, invece, sono tutti caratterizzati da coefficienti di biassialità λ maggiori di 0 e, il massimo valore della tensione equivalente di picco, pari a 25.340 MPa, è stato individuato lungo il path 41. Essendo tale valore circa la metà di quelli presenti sui possibili punti critici lungo i piedi cordone, è lecito prevedere che l'innesco della cricca sarà sul nodo indicato nella figura 4.36 o in uno analogo dei restanti quindici irrigiditori.

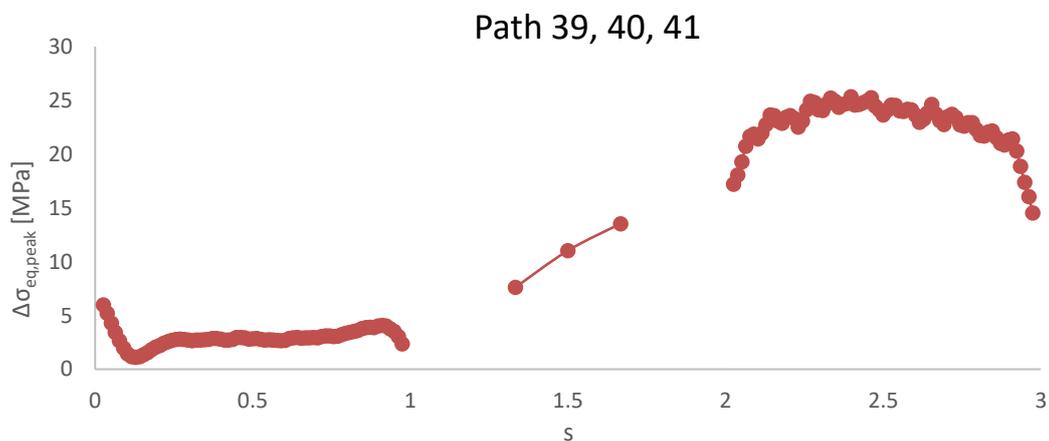


Figura 4.43 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 39, 40 e 41 nell'analisi a torsione. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

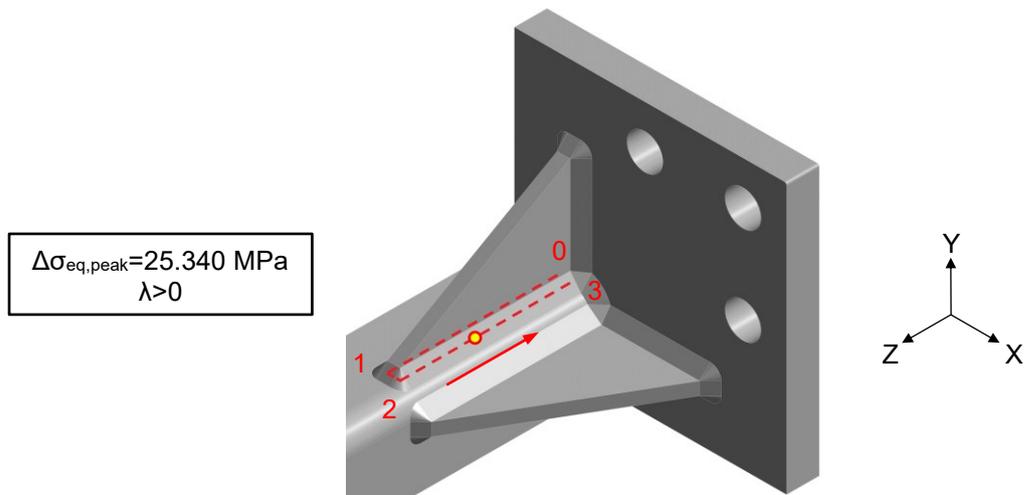


Figura 4.44 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 4.43 e posizione del massimo valore della tensione equivalente di picco sulle radici. Valore ricavato con $\Delta M_t = 10^6 \text{ Nmm}$ sul giunto completo.

Come per i piedi cordone, anche per le radici sono stati individuati andamenti della tensione equivalente di picco simili con valori massimi leggermente inferiori nelle posizioni analoghe degli altri irrigiditori presenti in entrambi i lati.

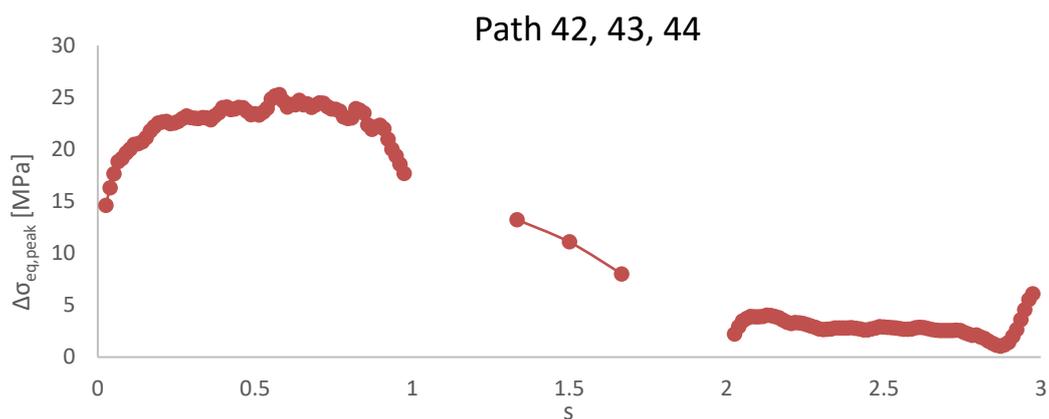


Figura 4.45 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 42, 43 e 44 nell'analisi a torsione. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6 \text{ Nmm}$ sul giunto completo.

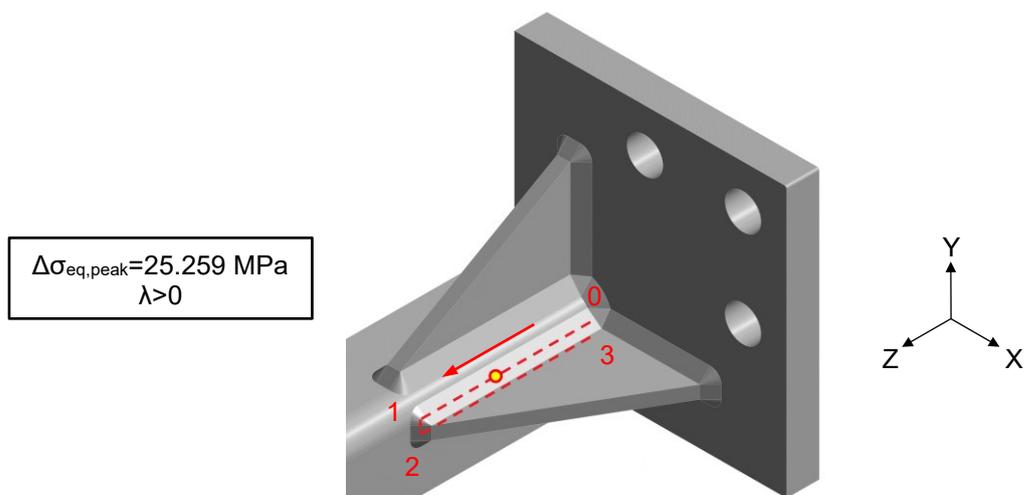


Figura 4.46 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 4.45 e posizione del massimo valore della tensione equivalente di picco lungo i path 42, 43 e 44. Valore ricavato con $\Delta M_t = 10^6 \text{ Nmm}$ sul giunto completo.

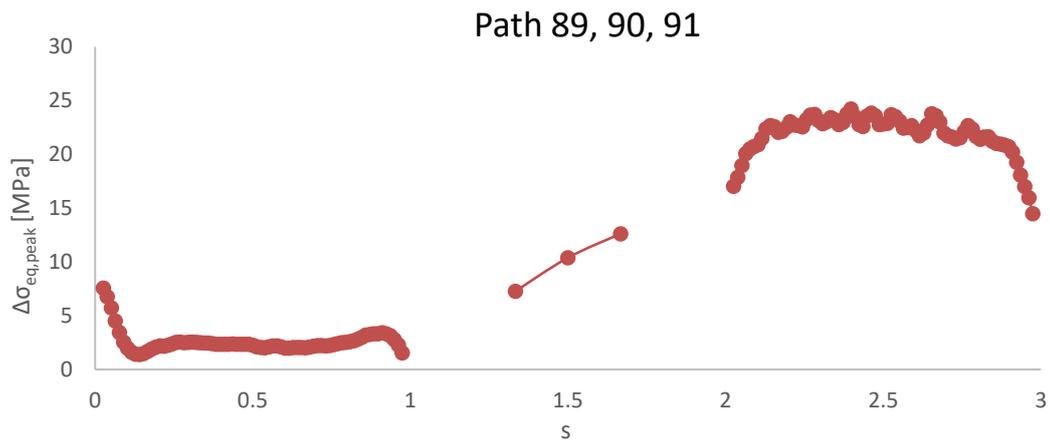


Figura 4.47 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 89, 90 e 91 nell'analisi a torsione. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

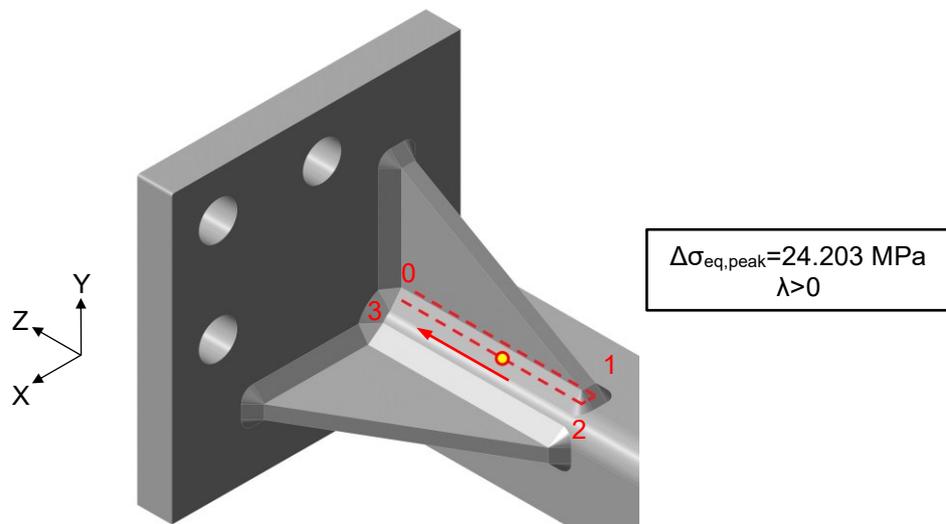


Figura 4.48 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 4.47 e posizione del massimo valore della tensione equivalente di picco lungo i path 89, 90 e 91. Valore ricavato con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

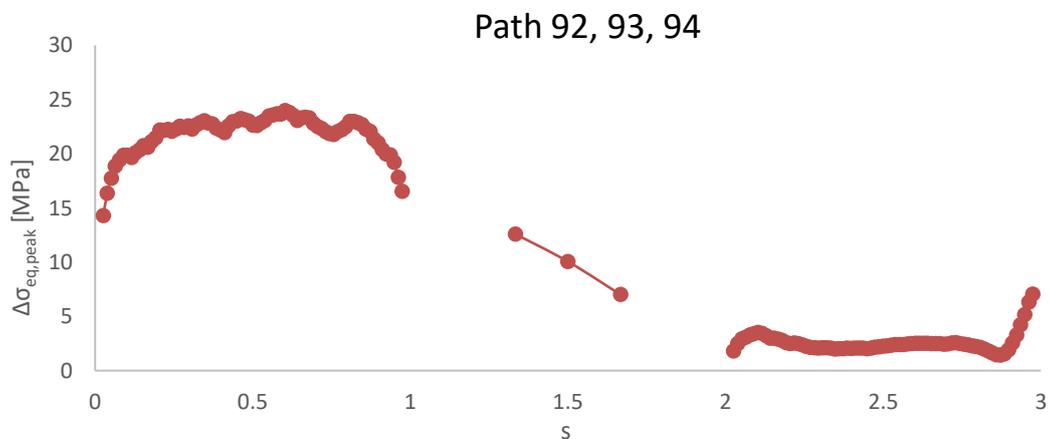


Figura 4.49 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 92, 93 e 94 nell'analisi a torsione. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

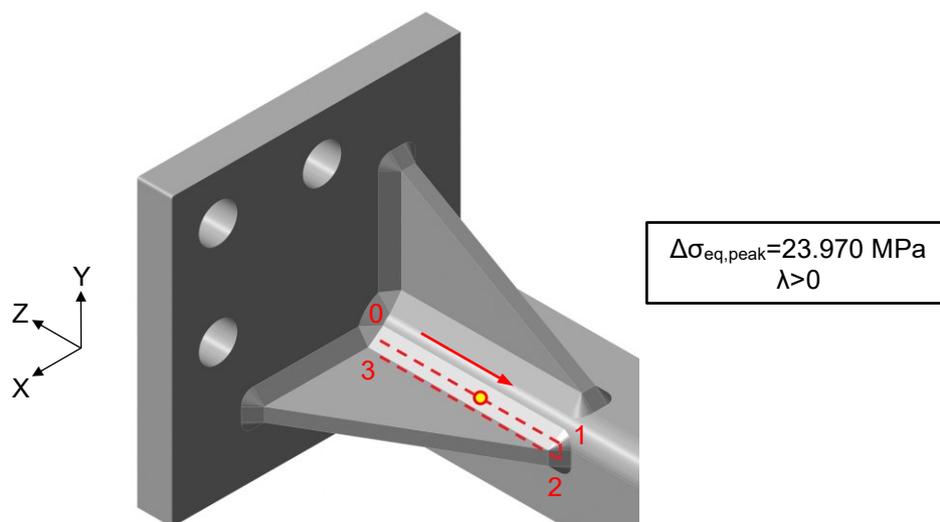


Figura 4.50 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 4.49 e posizione del massimo valore della tensione equivalente di picco lungo i path 92, 93 e 94. Valore ricavato con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

4.2.6.3 Approfondimento sui valori dei coefficienti di biassialità λ

Nel riportare i risultati delle analisi, per semplicità espositiva e considerando come valore di soglia 0.02, si sono indicati i coefficienti di biassialità λ semplicemente come pari o maggiori di 0. Per completezza, si riportano nella tabella 4.5 i valori effettivamente calcolati nei vari nodi indicati in questo paragrafo.

La distinzione tra coefficienti maggiori e pari a 0 è molto importante per l'applicazione del PSM in quanto fornisce l'indicazione sulla curva di progettazione da utilizzare [9]; nel caso di valori di λ nulli, quindi, sarà necessario impiegare quella con pendenza inversa k pari a 3 (figura 1.17a) mentre, per valori di λ maggiori di 0, quella con pendenza inversa k pari a 5 (figura 1.17b).

Tabella 4.5 Coefficienti di biassialità λ calcolati, rispettive indicazioni riportate nelle figure precedenti e range di tensione equivalente di picco associati.

Analisi	λ calcolato	λ indicato	Range di tensione equivalente di picco associato	Range di carico applicati al giunto completo	Figura
Flessione	0.001	0	469.793 MPa	$\Delta F_y = -1.5 \cdot 10^4$ N	4.31
	0.059	>0	433.693 MPa		4.32
	2.288	>0	260.046 MPa		4.34
Torsione	0.235	>0	39.226 MPa	$\Delta M_t = 10^6$ Nmm	4.36
	0.233	>0	38.742 MPa		4.38
	0.252	>0	36.958 MPa		4.40
	0.247	>0	37.548 MPa		4.42
	38.030	>0	25.340 MPa		4.44
	36.940	>0	25.259 MPa		4.46
	41.153	>0	24.203 MPa		4.48
39.962	>0	23.970 MPa	4.50		

4.3 Analisi PSM “automatica”

Utilizzando gli stessi modelli risolti si è poi eseguita l’analisi automatica utilizzando l’applicativo “PSM App” sviluppato da Visentin [13,14] e, per verificarne l’affidabilità, i risultati così ottenuti sono stati confrontati con quelli ricavati dall’analisi “a mano”.

4.3.1 Introduzione all’applicativo PSM

L’applicativo “PSM App” è stato realizzato utilizzando l’Ansys® Customization Toolkit (ACT) e i linguaggi di programmazione Microsoft® C#, IronPython e XML. L’idea alla base del suo sviluppo è quella di automatizzare tutte le operazioni eseguite nel paragrafo 4.2 in modo da velocizzare e semplificare l’applicazione del PSM, rendendolo così facilmente impiegabile in ambito aziendale per l’analisi di strutture complesse e/o di grandi dimensioni sollecitate a carichi mono o multiassiali ad ampiezza variabile o costante.

In particolare, partendo da un modello risolto, questo applicativo è in grado di:

- Riconoscere la tipologia degli intagli presenti e ricavarne gli angoli di apertura 2α ;
- Calcolare, in funzione degli angoli di apertura, del materiale e dei rapporti di carico, i valori dei parametri λ_i , e_i , C_{wi} , K'_{FE} e f_{wi} impiegando le equazioni (1.2), (1.5), (1.6), (1.9) e (1.11);
- Posizionare ed orientare un sistema di riferimento locale su ciascun nodo appartenente ad un intaglio e utilizzarlo per ricavarne le tensioni di picco presenti;
- Se il modello è stato discretizzato con elementi Tetra, applicare l’equazione (1.12) per calcolare la media mobile su tre nodi adiacenti escludendo eventuali mid-side nodes;
- Stimare, per ciascun nodo analizzato, i valori della tensione equivalente di picco e del coefficiente di biassialità λ impiegando le equazioni (1.10) e (1.14a) o (1.13) e (1.14b) in base al tipo di elemento utilizzato;
- Stimare, in funzione dei risultati ottenuti, del materiale e della probabilità di sopravvivenza desiderata, la vita a fatica del giunto tramite le curve di progettazione PSM (figure 1.17 e 1.18).

Al termine dell’analisi l’applicativo PSM restituisce i risultati in termini di tensione equivalente di picco, coefficiente di biassialità e vita a fatica. Gli andamenti di questi valori possono poi essere visualizzati su grafici, esportati in Excel® o plottati direttamente lungo le linee analizzate del modello all’interno di Ansys® Mechanical.

4.3.2 Analisi automatica

Dopo aver completato l’installazione dell’estensione PSM nella versione di Workbench in uso, l’applicativo è stato attivato seguendo il percorso

ACT Start Page > Manage Extension > PSM Extension

In questo modo, nel Ribbon di Mechanical, vengono attivati e visualizzati i comandi necessari per condurre l’analisi PSM in maniera automatica.

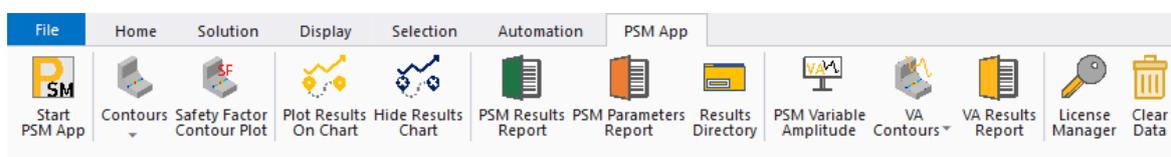


Figura 4.51 Comandi dell’applicativo PSM nel Ribbon.

Per impostare l’analisi si è utilizzata la finestra di setup presente nella figura 4.52. Per eseguire il menu di setup dell’analisi PSM, si è seguito il percorso

Ribbon > PSM App > Start PSM App

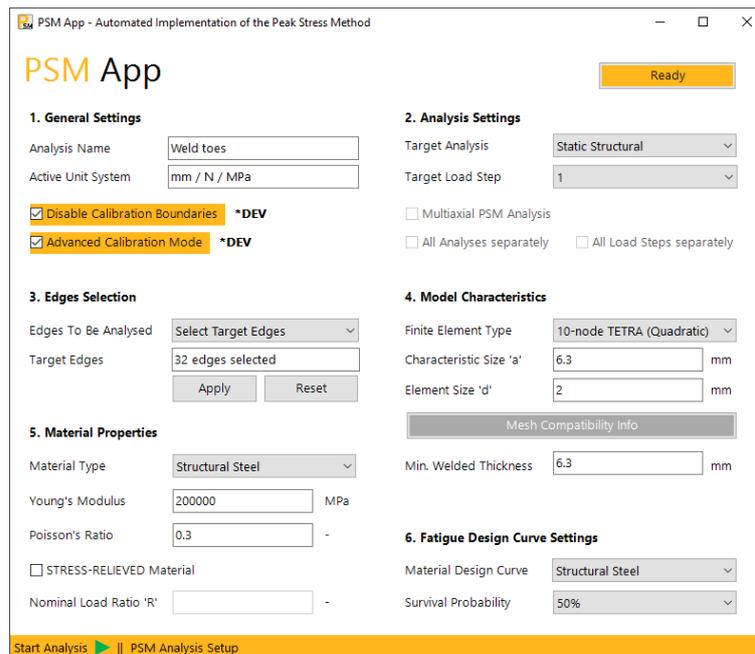


Figura 4.52 Finestra per l'avvio dell'applicativo "PSM App" e impostazioni utilizzate per l'analisi dei piedi cordone del modello sollecitato a flessione.

Prima di procedere con le analisi condotte si fornisce una breve panoramica dei vari gruppi di impostazioni presenti nella figura 4.52:

1. **General Settings:** in questo primo gruppo è possibile rinominare l'analisi in corso, estenderla ad intagli aventi angoli di apertura 2α maggiori di 150° spuntando l'opzione "Disable Calibration Boundaries" e scegliere se utilizzare i parametri presenti in letteratura [9] o ricavarne i valori in funzione dell'angolo di apertura mediante le formule pubblicate in [20] disattivando o attivando l'opzione "Advanced Calibration Mode". La voce "Active Unit System" non è modificabile, ma è utilizzata per ricordare all'utente le unità di misura attive al momento e che, dunque, saranno utilizzate per esprimere i risultati;
2. **Analysis Settings:** in questo secondo gruppo è possibile selezionare, nel caso ve ne siano più di uno, quali simulazioni e load step analizzare. Per condurre un'analisi multiassiale è necessario creare un load step per ogni carico applicato e, prima di lanciare l'analisi, spuntare l'opzione "Multiaxial PSM Analysis". In questo modo l'applicativo PSM analizzerà ogni load step singolarmente e ne combinerà poi, per ogni nodo, i risultati;
3. **Edges Selection:** in questo gruppo è possibile scegliere le linee del modello che saranno analizzate. Per condurre l'analisi su tutte le linee presenti è sufficiente impostare "All Model Edges", sotto la voce "Edges To Be Analysed". In alternativa, per analizzare solamente alcune specifiche linee target, è necessario impostare "Select Target Edges", selezionare manualmente le linee target da analizzare e confermare la scelta con il pulsante "Apply"; questa seconda procedura consente all'applicativo PSM di concentrarsi sulle sole linee target scelte dall'utente, riducendo di conseguenza considerevolmente i tempi di calcolo necessari al completamento dell'analisi.
4. **Model Characteristics:** da qui è possibile impostare il tipo di elemento utilizzato per discretizzare il modello, la dimensione caratteristica a , la dimensione locale degli elementi d e il minimo spessore saldato. Inoltre, cliccando su "Mesh Compatibility Info" è possibile verificare se la mesh utilizzata è valida per applicare il PSM. L'utilizzo di questa funzione richiede, però, delle accortezze che saranno evidenziate in seguito;
5. **Material Properties:** in questo gruppo è possibile indicare il materiale con cui è stato realizzato il giunto in analisi, le sue proprietà e indicare se è stato sottoposto a trattamenti di distensione. Nel caso in cui il materiale sia in condizioni stress-relieved, sarà necessario indicare anche il rapporto di carico R ;
6. **Fatigue Design Curve Settings:** infine, prima di lanciare l'analisi, è richiesto di indicare a quale banda di progetto fare riferimento (figura 1.17 per giunti in acciaio, figura 1.18 per giunti in alluminio) e con quale probabilità di sopravvivenza.

Impostata correttamente l'analisi, è quindi possibile avviarla cliccando sul pulsante "Start Analysis".

Tutte le simulazioni sono state condotte separatamente utilizzando, per ciascuna, un solo load step. Inoltre, tutte le analisi sono state eseguite in condizioni di carico monoassiali e, per questo, le impostazioni del gruppo 2 sono state sempre compilate nello stesso modo di figura 4.52.

Essendo tutti i giunti realizzati in acciaio in condizioni as-welded, i gruppi di impostazioni 5 e 6 sono stati compilati nella stessa maniera per tutte le analisi. Tali impostazioni sono riportate nella tabella seguente.

Tabella 4.6 Impostazioni dei gruppi 5 e 6 utilizzate per ogni analisi.

Gruppo 5				Gruppo 6	
Material Type	Young's Modulus	Poisson's Ratio	STRESS-RELIEVED Material	Material Design Curve	Survival Probability
Structural Steel	200 000 MPa	0.3	Off	Structural Steel	50%

Ulteriori impostazioni rimaste invariate in ogni analisi sono state: l'opzione "Disable Calibration Boundaries", che è sempre stata mantenuta attiva, il tipo di elemento, che è sempre stato "10-node TETRA", e il minimo spessore saldato ("Min. Welded Thickness" in figura 4.52) pari a 6.3 mm.

Gli altri gruppi, invece, sono stati compilati in maniera diversa in base alla sollecitazione e al tipo di intaglio analizzato. In particolare, in base al tipo di intaglio analizzato, i gruppi 1 e 4 sono stati compilati nei seguenti modi:

- Per i piedi cordone, avendo angoli di apertura che variano tra 135° e 160°, si è voluta confrontare la differenza tra i risultati ottenuti con i settaggi avanzati e quelli ottenuti senza il loro utilizzo. Per fare ciò si sono eseguite quattro analisi, due per ogni sollecitazione, nelle quali si è attivata e disattivata l'opzione "Advanced Calibration Mode". Per quanto riguarda il gruppo di impostazioni 4, invece, si sono impostati a pari a 6.3 mm e d pari a 2 mm;
- Per le radici, avendo queste un angolo di apertura costante e nullo, si è eseguita una sola analisi per sollecitazione mantenendo l'opzione "Advanced Calibration Mode" disattivata. Nel gruppo di impostazioni 4 si sono impostati a pari a 5 mm e d pari a 1 mm.

Per quanto riguarda il tipo di sollecitazione, invece, le differenze sono state nelle linee selezionate: nelle analisi a flessione si sono selezionate solamente quelle dal lato vincolato (figura 4.22) mentre, in quelle a torsione, si sono selezionati gli intagli presenti in entrambi i lati (figure 4.22 e 4.23)

Si riassumono, per chiarezza, nella tabella 4.7 le differenze tra le varie analisi condotte.

Tabella 4.7 Impostazioni dei gruppi 1, 3 e 4 utilizzate nelle varie analisi.

Sollecitazione	Flessione		Torsione	
	Intagli	Intagli	Intagli	Intagli
	Piedi cordone dal lato vincolato (path da 1 a 38)	Radici dal lato vincolato (path da 39 a 50)	Piedi cordone di entrambi i lati (path da 1 a 38 e da 51 a 88)	Radici di entrambi i lati (path da 39 a 50 e da 89 a 100)
Characteristic Size a	6.3	5	6.3	5
Element Size d	2	1	2	1
Advanced Calibration Mode	Off	On	Off	On

Come anticipato, lo strumento di verifica della mesh disponibile nell'applicativo PSM ha presentato una criticità. Come si può notare dalla figura 4.53a, infatti, durante la verifica della mesh utilizzata per l'analisi dei piedi cordone, questa viene considerata, erroneamente, valida anche per le radici. Ciò è dovuto al fatto che, tale verifica, viene eseguita confrontando la densità della mesh, calcolata rapportando i valori di a e d immessi dall'utente, con quella limite imposta dal metodo in funzione del tipo di elemento (tabella 1.4). Lo strumento di verifica, dunque, non differenzia la dimensione caratteristica a in funzione dell'intaglio analizzato, ma delega all'utente il compito di immetterne il valore corretto in funzione dell'intaglio che si vuole analizzare. A dimostrazione di ciò si riportano, nella figura 4.53b, la verifica della mesh utilizzata per l'analisi dei piedi cordone ($d=2$ mm) eseguita con il valore della dimensione caratteristica delle radici ($a=5$ mm), nella quale è possibile notare che questa non è valida per l'analisi delle radici e, nella figura 4.53c, la verifica della mesh utilizzata per l'analisi delle radici ($d=1$ mm e $a=5$ mm). Si segnala, inoltre, che attualmente è in fase di sviluppo un aggiornamento dell'applicativo PSM in grado di individuare in maniera automatica il valore di a in funzione della tipologia dell'intaglio in analisi.

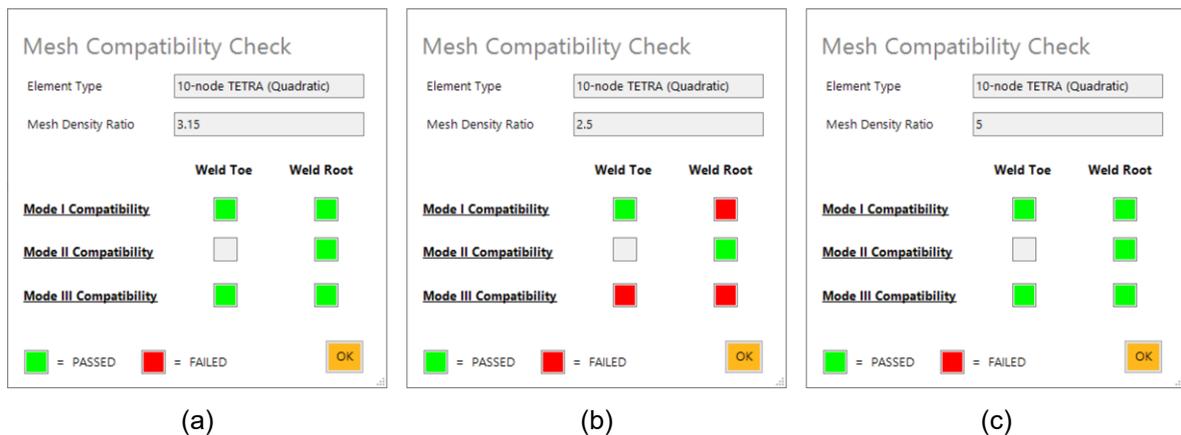


Figura 4.53 Verifica delle mesh eseguita dall'applicativo PSM: (a) verifica della mesh utilizzata per l'analisi dei piedi cordone, (b) verifica della mesh utilizzata per l'analisi dei piedi cordone utilizzando la dimensione caratteristica a delle radici e (c) verifica della mesh utilizzata per l'analisi delle radici.

4.3.3 Visualizzazione ed estrapolazione dei risultati

Completate le analisi, è stato possibile plottarne i risultati lungo gli intagli del giunto per i quali sono state eseguite in modo da visualizzare rapidamente i punti più critici. Per fare ciò si è impostato, per ogni analisi, il risultato con il comando

Ribbon > PSM App > Contours > Equivalent Peak Stress Contour Plot

e indicato, nella finestra "Details", come "Scoping Method" "Named Selection" e come "Named Selection" la named selection "All V-Notches" creata in modo automatico dall'applicativo PSM.

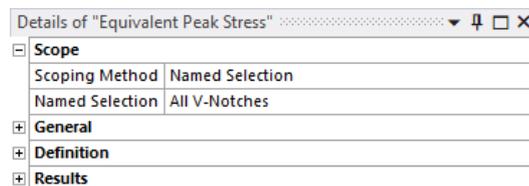


Figura 4.54 Finestra "Details" per plottare l'andamento della tensione equivalente di picco su tutti gli intagli del giunto.

Per plottare poi l'andamento della tensione equivalente di picco si è utilizzato il comando

Outline > Model > Static Structural > Solution > clic con il tasto destro > Evaluate All Results

Inoltre, selezionando dall'outline il risultato appena creato e utilizzando il comando

Ribbon > PSM App > Plot Results On Chart

è stato possibile plottare tali andamenti in un grafico avente in ordinata la tensione equivalente di picco e in ascissa la coordinata normalizzata lungo l'intaglio stesso.

Per comodità di visualizzazione, e con l'obiettivo di confrontare i valori ottenuti con quelli dall'analisi manuale, si è però preferito utilizzare il comando

Ribbon > PSM App > PSM Results Report

per esportare i risultati in un foglio Excel®.

4.3.4 Risultati

4.3.4.1 Confronto risultati con settaggi avanzati e non

La maggior parte dei piedi cordone del giunto ha un angolo di apertura 2α pari a 135° e, pertanto, non presenta differenze tra i risultati ottenuti utilizzando i settaggi avanzati e quelli nei quali tale opzione è stata disattivata. Si riportano, come esempio, gli andamenti della tensione equivalente di picco lungo i path 27, 28, 29, 30 e 31 nell'analisi a flessione.

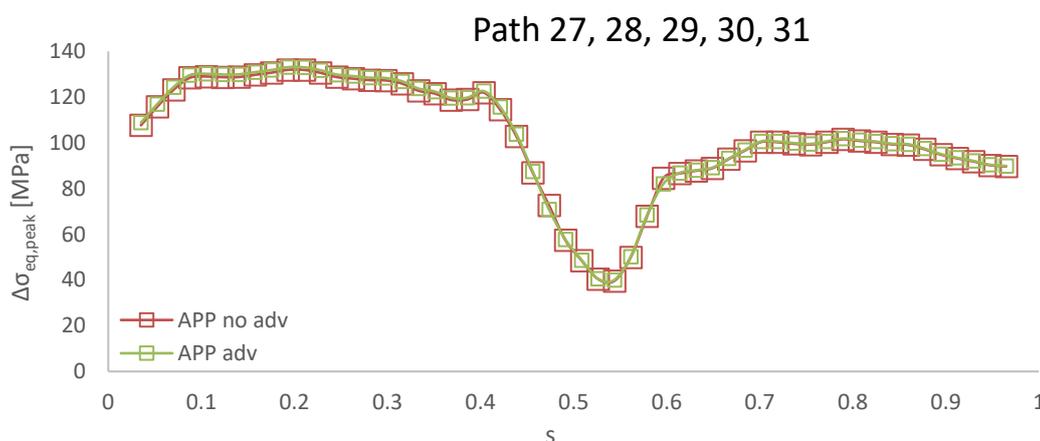


Figura 4.55 Confronto degli andamenti della tensione equivalente di picco lungo i path 27, 28, 29, 30 e 31 nell'analisi a flessione utilizzando i settaggi avanzati dell'applicativo PSM e non. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1.5 \cdot 10^4$ N sul giunto completo.

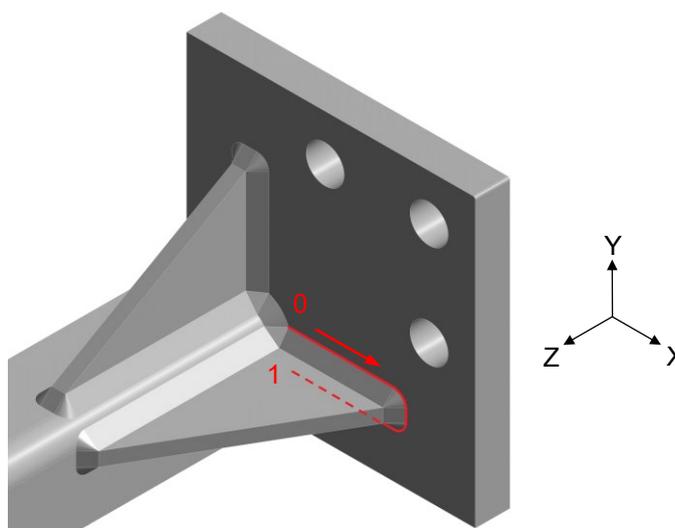


Figura 4.56 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 4.55.

Nei piedi cordone aventi angoli di apertura maggiori di 135° , invece, tenendo conto della variabilità dei parametri di calibrazione PSM [20] in funzione dell'apertura dell'intaglio, l'utilizzo dei settaggi avanzati ha permesso di ricavare andamenti della tensione equivalente di picco coerenti con quelli ricavati manualmente. A dimostrazione di ciò, nella figura 4.57, sono riportati gli andamenti lungo gli intagli 2, 3, 4, 5 e 6 nell'analisi a torsione dove, date le tensioni più basse, il fenomeno è più visibile.

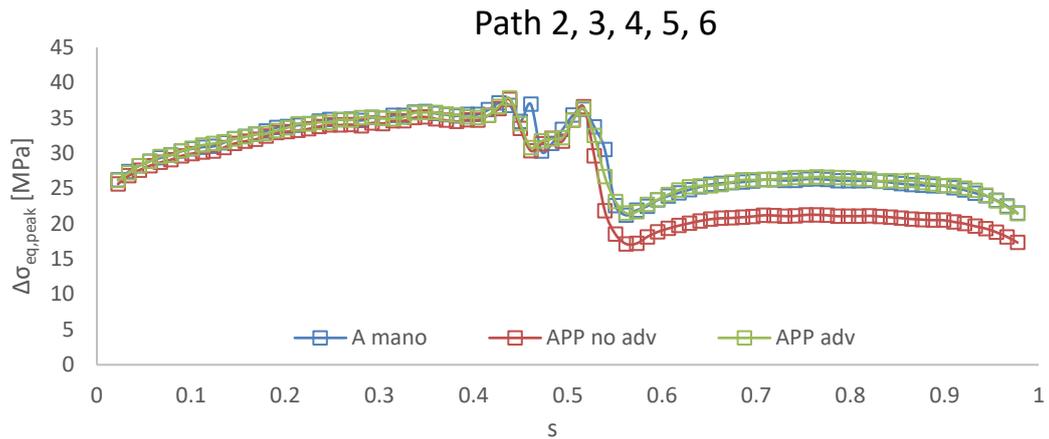


Figura 4.57 Confronto degli andamenti della tensione equivalente di picco lungo i path 2, 3, 4, 5 e 6 nella analisi a torsione ottenuti manualmente e mediante l'applicativo PSM utilizzando i settaggi avanzati e non; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 4.40. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

Constatato che i risultati ottenuti utilizzando i settaggi avanzati forniscono valori più aderenti a quelli ottenuti dall'analisi "a mano", nei prossimi paragrafi si è deciso di escludere, per semplicità espositiva, quelli ottenuti mantenendo tale opzione disattivata.

4.3.4.2 Risultati analisi a flessione

Nella figura 4.58 sono riportati gli andamenti della tensione equivalente di picco lungo tutti i piedi cordone analizzati con il modello sollecitato a flessione. Il valore massimo è stato rilevato lungo i path 2, 3, 4, 5 e 6 (figura 4.59) e, in particolare, si è posizionato al centro del path 4 con un valore di 460.727 MPa ed un coefficiente di biassialità λ pari a 0.

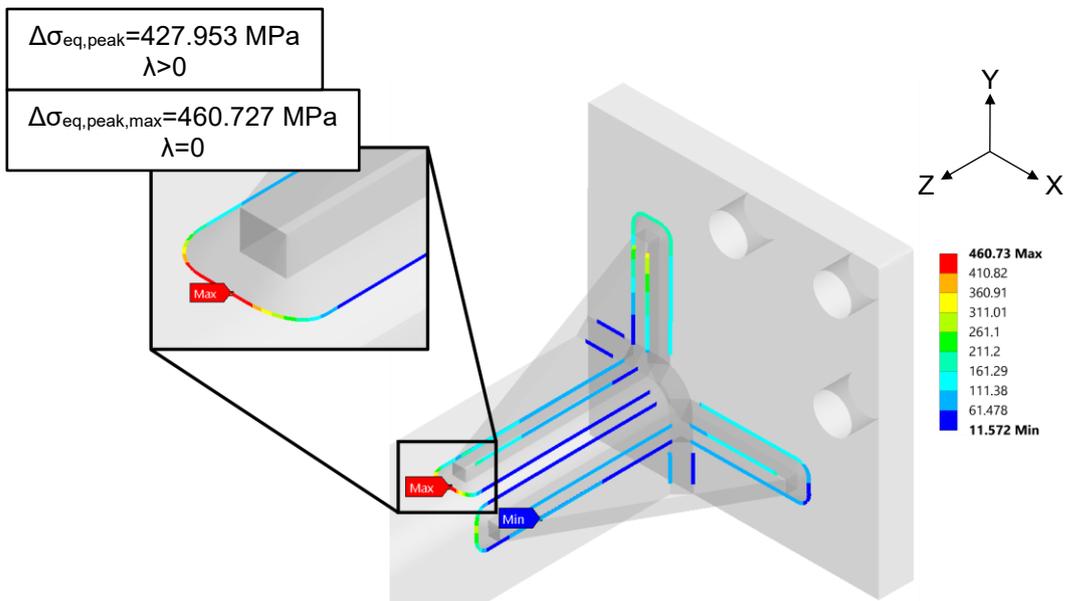


Figura 4.58 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i piedi cordone dal lato vincolato e posizione del massimo ricavati mediante l'applicativo PSM nell'analisi a flessione. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1.5 \cdot 10^4$ N sul giunto completo.

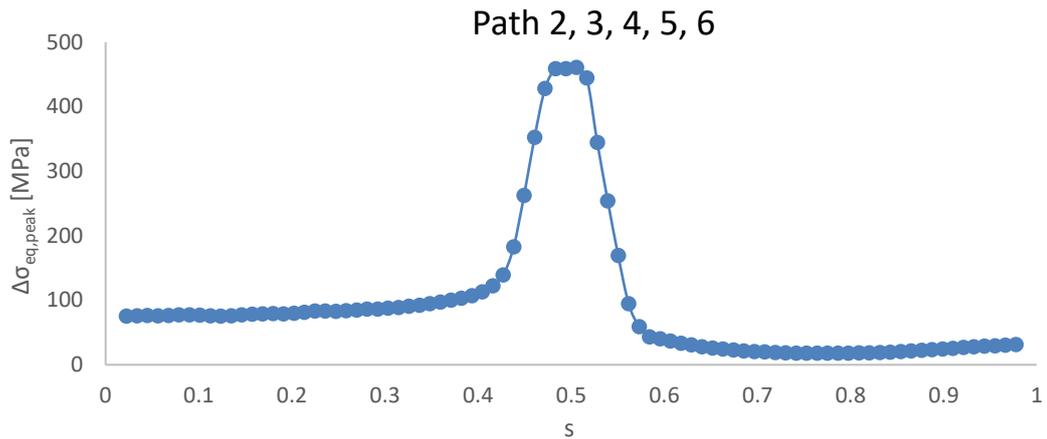


Figura 4.59 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 2, 3, 4, 5 e 6 ricavato mediante l'applicativo PSM nell'analisi a flessione; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 4.31. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1.5 \cdot 10^4$ N sul giunto completo.

Anche l'analisi automatica ha rilevato, in corrispondenza del nodo indicato nella figura 4.32, una tensione equivalente di picco pari a 427.953 MPa con un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0. Questo nodo diventa più critico di quello indicato nella figura 4.58 per una vita a fatica, in termini di cicli a rottura N_f , inferiore a 25 000 cicli.

Nella figura 4.60, invece, sono riportati gli andamenti della tensione equivalente di picco lungo le radici analizzate durante l'analisi a flessione. Tutti i nodi sono associati a coefficienti di biassialità λ maggiori di 0 e, la massima tensione equivalente di picco, pari a 261.926 MPa, è stata rilevata al centro del path 46.

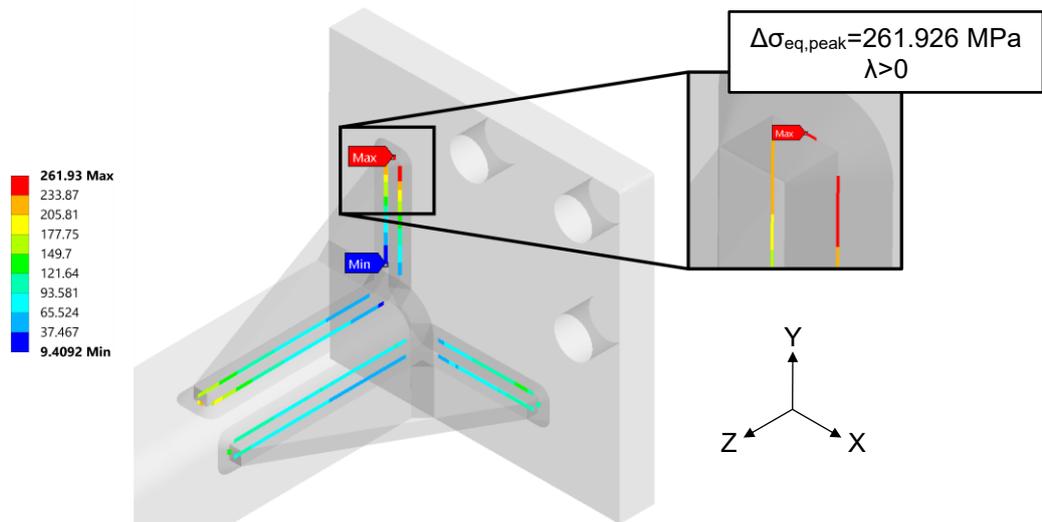


Figura 4.60 Andamento della tensione equivalente di picco lungo le radici dal lato vincolato e posizione del massimo valore sulle radici ricavati mediante l'applicativo PSM nell'analisi a flessione. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1.5 \cdot 10^4$ N sul giunto completo.

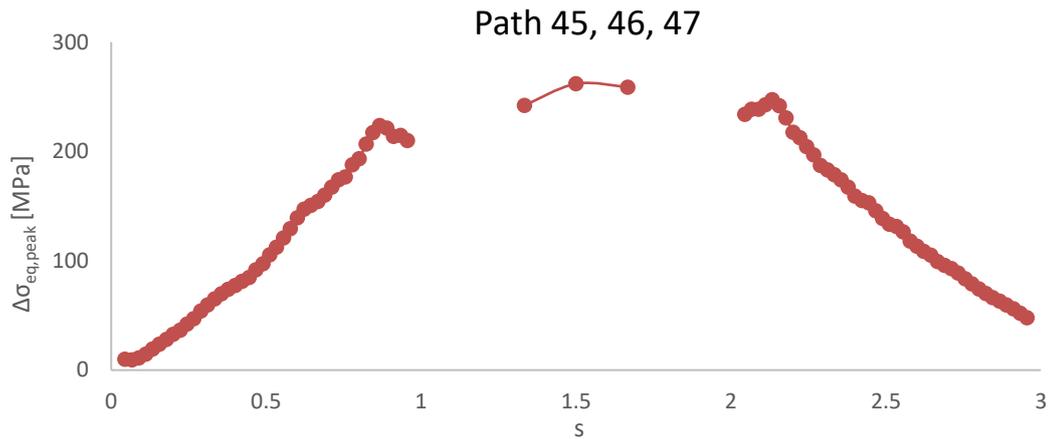


Figura 4.61 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 45, 46 e 47 ricavato mediante l'applicativo PSM nell'analisi a flessione; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 4.34. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1.5 \cdot 10^4$ N sul giunto completo.

4.3.4.3 Risultati analisi a torsione

Nella figura 4.62 sono riportati gli andamenti della tensione equivalente di picco lungo tutti i piedi cordone analizzati con il modello sollecitato a torsione. Il valore massimo è stato rilevato lungo i path 52, 53, 54, 55 e 56 e, in particolare, sul tratto curvo del cordone posizionato sulla faccia piana del tubo con un valore di 38.951 MPa ed un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0.

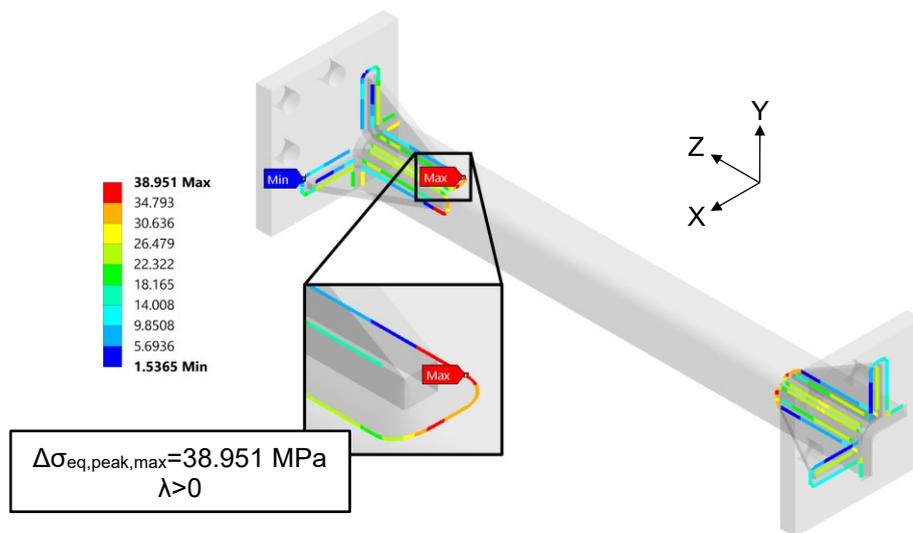


Figura 4.62 Andamento della tensione equivalente di picco lungo tutti i piedi cordone e posizione del massimo ricavati mediante l'applicativo PSM nell'analisi a torsione. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

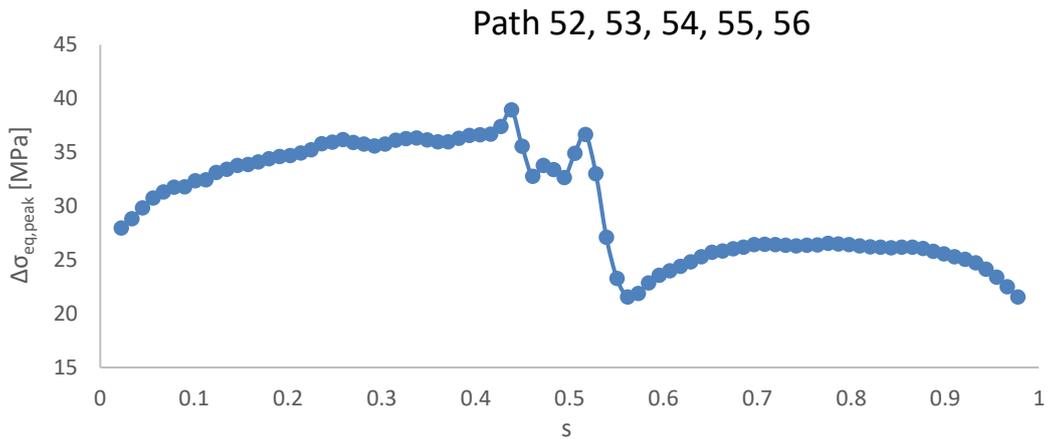


Figura 4.63 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 52, 53, 54, 55 e 56 ricavato mediante l'applicativo PSM nell'analisi a torsione; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 4.36. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

Anche l'analisi automatica ha individuato alcuni nodi caratterizzati da un coefficiente di biassialità λ pari a 0 che, per le stesse motivazioni indicate nel paragrafo 4.2.6.2, sono stati ignorati.

Nella figura 4.64, infine, sono riportati gli andamenti della tensione equivalente di picco lungo le radici analizzate durante l'analisi a torsione. Tutti i nodi sono associati a coefficienti di biassialità λ maggiori di 0 e la massima tensione equivalente di picco, pari a 26.491 MPa, è stata rilevata lungo il path 41.

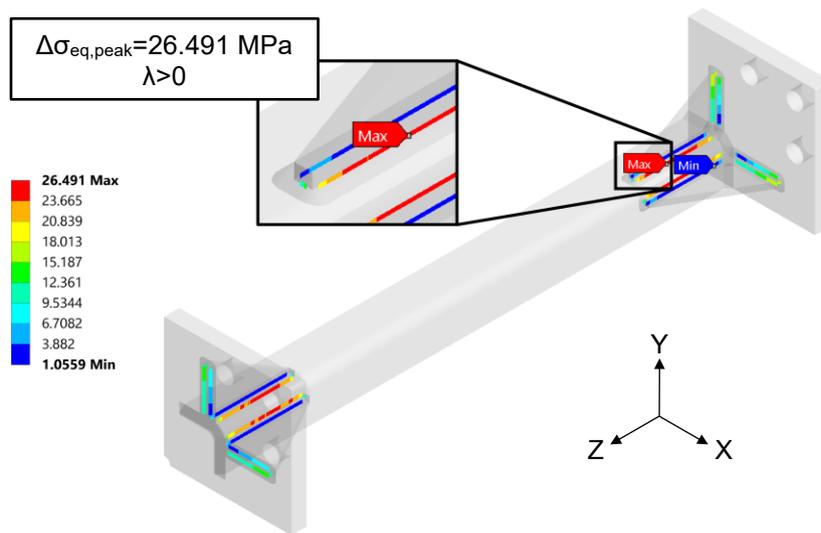


Figura 4.64 Andamento della tensione equivalente di picco lungo tutte le radici e posizione del massimo valore sulle radici ricavati mediante l'applicativo PSM nell'analisi a torsione. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

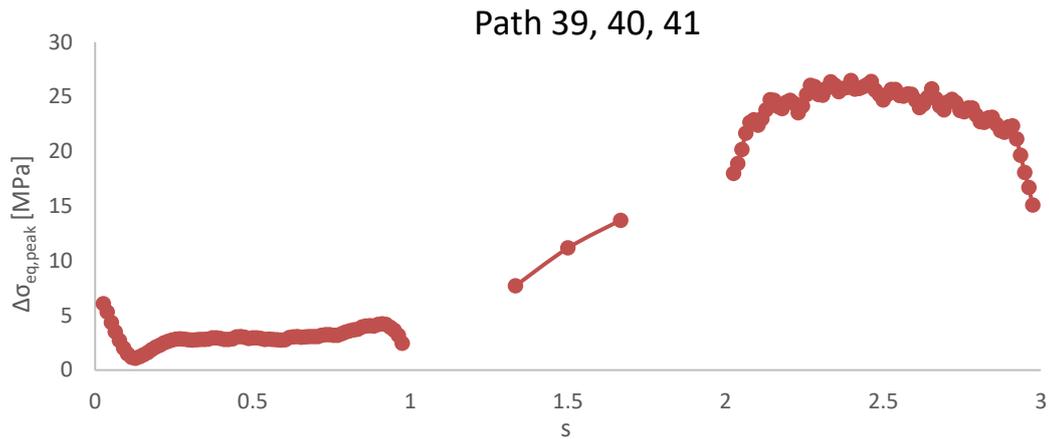


Figura 4.65 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 39, 40 e 41 ricavato mediante l'applicativo PSM nell'analisi a torsione; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 4.44. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

Nelle figure 4.66 e 4.67 è possibile osservare che, come nelle analisi condotte a mano, valori prossimi a quelli massimi, indicati nelle figure 4.62 e 4.64, sono stati rilevati nelle posizioni analoghe degli altri irrigiditori.

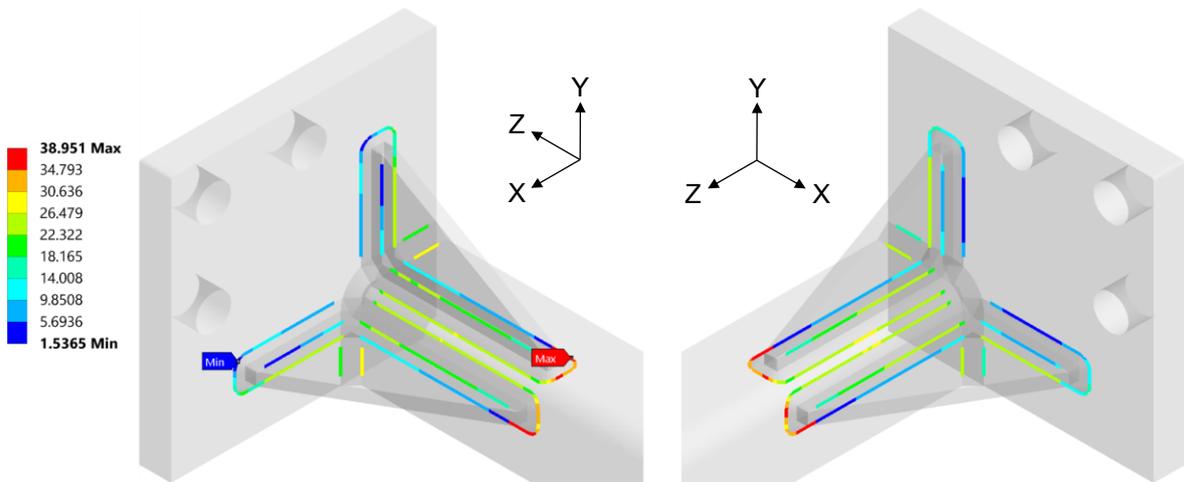


Figura 4.66 Andamenti della tensione equivalente di picco lungo i piedi cordone nell'analisi a torsione; si noti come i valori più elevati (in rosso) siano in posizioni analoghe nei vari irrigiditori. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

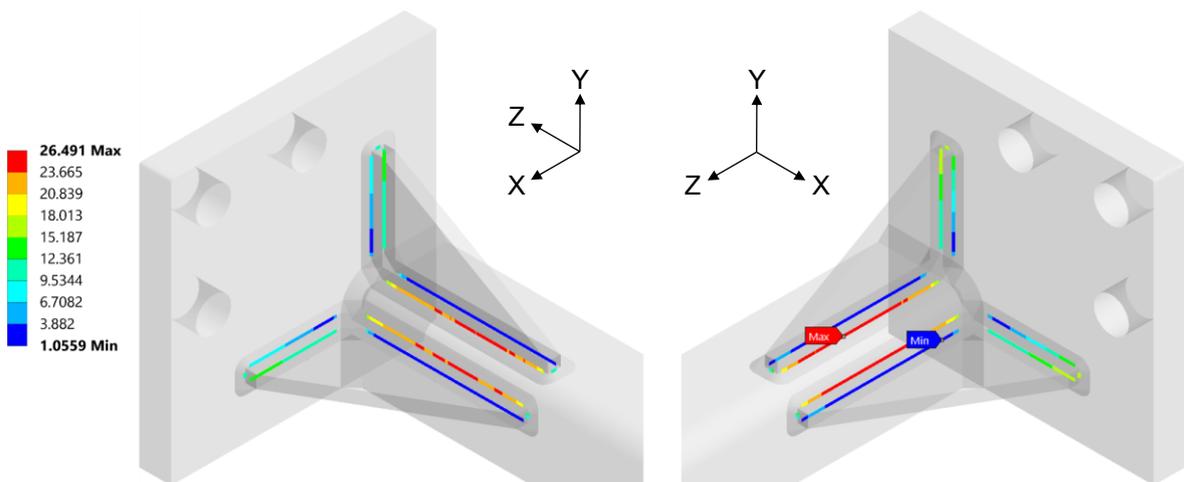


Figura 4.67 Andamenti della tensione equivalente di picco lungo le radici nell'analisi a torsione; si noti come i valori più elevati (in rosso) siano in posizioni analoghe nei vari irrigiditori. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

4.3.4.4 Approfondimento sui valori dei coefficienti di biassialità λ

Per completezza si riportano nella tabella 4.8 i valori effettivamente calcolati dei coefficienti di biassialità λ presenti nei vari nodi indicati in questo paragrafo. Si ricorda che, in questo lavoro di Tesi, il valore di soglia è stato posto pari a 0.02.

Tabella 4.8 Coefficienti di biassialità λ stimati mediante l'applicativo PSM, rispettive indicazioni riportate nelle figure precedenti e tensioni equivalenti di picco associate.

Analisi	λ calcolato	λ indicato	Range di tensione equivalente di picco associata	Range di carico applicati al giunto completo	Figura	λ calcolato nell'analisi "a mano"
Flessione	$1.74 \cdot 10^{-6}$	0	460.727 MPa	$\Delta F_y = -1.5 \cdot 10^4$ N	4.58	0.001 (=0)
	0.050	>0	427.953 MPa		4.58	0.059 (>0)
	2.276	>0	261.926 MPa		4.60	2.288 (>0)
Torsione	5.317	>0	38.951 MPa	$\Delta M_t = 10^6$ Nmm	4.62	3.383 (>0)
	40.891	>0	26.491 MPa		4.64	38.030 (>0)

4.4 Confronto risultati

Per verificare l'affidabilità e l'accuratezza dell'applicativo PSM, i risultati ottenuti nel paragrafo precedente sono stati confrontati con quelli ottenuti nelle analisi "a mano".

4.4.1 Analisi a flessione

4.4.1.1 Analisi dei piedi cordone

Nella figura 4.68 sono confrontati gli andamenti della tensione equivalente di picco rilevati lungo l'intaglio che ne presenta il valore massimo, ossia quello costituito dai path 2, 3, 4, 5 e 6, nelle analisi a flessione condotte manualmente e utilizzando l'applicativo PSM con i settaggi avanzati. I due grafici sono molto simili e, come si può notare anche dalle figure 4.31 e 4.58, presentano il valore massimo nello stesso nodo, ossia quello posizionato al centro del path 4. L'applicativo PSM ha stimato tale valore con una differenza di -9.066 MPa, corrispondente ad un Δ del -1.930%, rispetto all'analisi "a mano" e, entrambi i metodi, vi hanno associato un coefficiente di biassialità λ nullo.

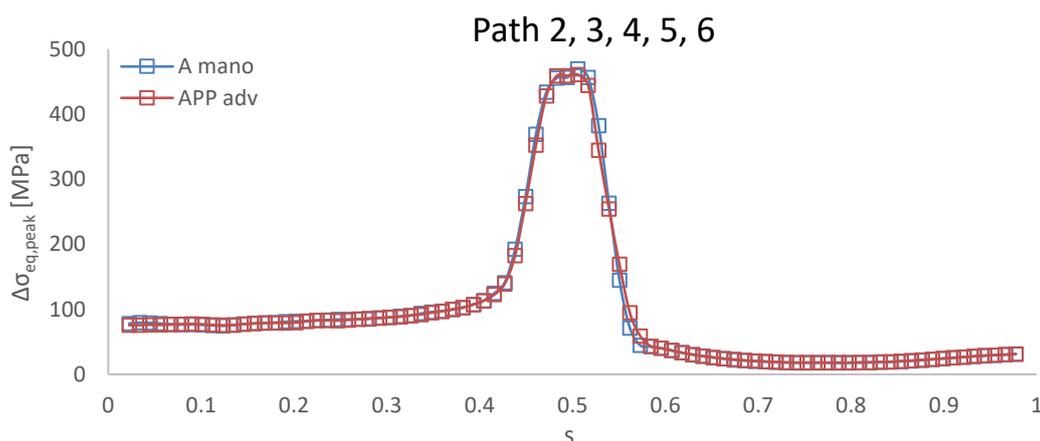


Figura 4.68 Confronto degli andamenti della tensione equivalente di picco lungo i path 2, 3, 4, 5 e 6 nella analisi a flessione ottenuti manualmente e mediante l'applicativo PSM utilizzando i settaggi avanzati; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 4.31. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1.5 \cdot 10^4$ N sul giunto completo.

Come si può notare dalla tabella 4.9, in questo caso, l'utilizzo dei settaggi avanzati non ha portato particolari benefici nella stima del valore massimo della tensione equivalente di picco poiché l'intaglio nel quale è presente ha un angolo di apertura 2α pari a 135° .

Tabella 4.9 Confronto tra i valori massimi ricavati dalle analisi dei piedi cordone sollecitati a flessione condotte manualmente, mediante l'applicativo PSM senza i settaggi avanzati e con i settaggi avanzati. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1.5 \cdot 10^4$ N sul giunto completo.

An. "a mano"	An. con APP, adv mode OFF		An. con APP, adv mode ON			
$\Delta\sigma_{eq,peak,max}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak,max}$ [MPa]	Δ [MPa]	Δ [%]	$\Delta\sigma_{eq,peak,max}$ [MPa]	Δ [MPa]	Δ [%]
469.793	459.745	-10.048	-2.139	460.727	-9.066	-1.930

Confrontando poi i risultati ottenuti in ciascun nodo appartenente ai restanti piedi cordone è possibile notare che, in quelli aventi un angolo di apertura 2α pari a 135° , le differenze tra i valori rilevati dalle due analisi sono rimasti all'interno del range $\Delta = \pm 5\%$, mentre, in quelli nei quali 2α assumeva valori superiori a 135° , si sono rilevati un Δ massimo di $+32.514\%$ e minimo di -9.915% . L'utilizzo dei settaggi avanzati, dunque, ha permesso di ridurre il range complessivo della deviazione percentuale tra i risultati ottenuti con l'applicativo PSM e "a mano" presenti in tali nodi.

Tabella 4.10 Valori massimi e minimi dei Δ dei risultati delle analisi dei piedi cordone sollecitati a flessione mediante l'applicativo PSM senza i settaggi avanzati e con i settaggi avanzati rispetto a quelli ottenuti dall'analisi "a mano".

Adv mode	Δ_{max} [%]	Δ_{min} [%]
Off	+27.971	-33.375
On	+32.514	-9.915

La causa dell'aumento della deviazione percentuale negli intagli nei quali gli angoli di apertura 2α sono maggiori di 135° è da ricondurre al metodo utilizzato dall'applicativo PSM per ricavare tali valori in corrispondenza di ciascun nodo. Nella versione 1.0, ossia quella utilizzata in questo lavoro di Tesi, questi vengono stimati utilizzando due algoritmi: il primo, utilizzando i tre nodi consecutivi che appartengono allo stesso intaglio, ne stima il raggio di curvatura e posiziona l'asse z del sistema di riferimento locale. A questo punto il secondo algoritmo, utilizzando i due nodi più vicini appartenenti alle superfici che convergono sull'intaglio, ne stima l'angolo di apertura (per maggiori informazioni sul funzionamento di questi algoritmi si rimanda a [13]). Risulta dunque evidente che i valori degli angoli di apertura 2α stimati, così come i parametri funzione di essi, l'orientamento dei sistemi locali di riferimento e le tensioni di picco con essi ricavate, siano considerevolmente influenzati dall'approssimazione della curvatura dell'intaglio e dalla dimensione locale degli elementi utilizzati. Come si può notare dalla figura 4.69, infatti, l'utilizzo di una mesh più fitta ha permesso di ricavare un andamento dell'angolo di apertura 2α più regolare e coerente con quello ottenuto nel paragrafo 4.2.2. Nella versione 2.0, in sviluppo nel periodo di scrittura di questa Tesi, l'algoritmo utilizzato per stimare gli angoli di apertura 2α è stato riscritto e, tale criticità, non è più presente.

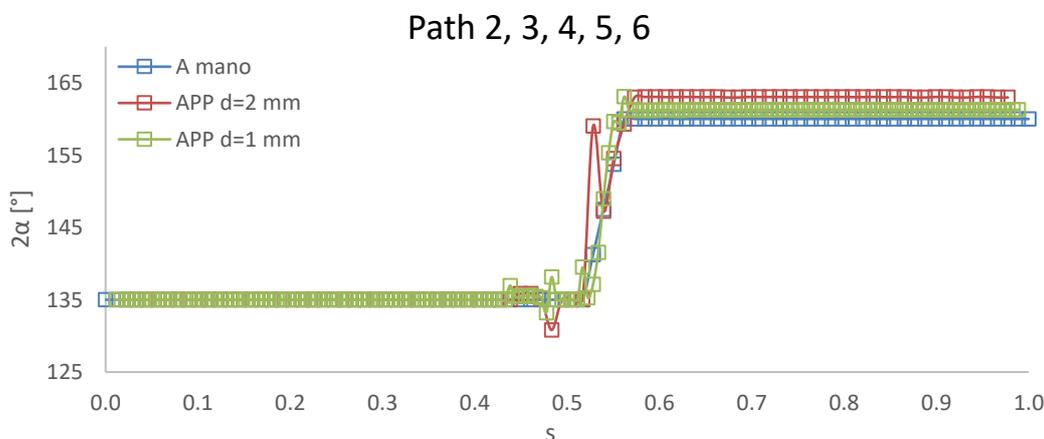


Figura 4.69 Confronto degli andamenti dell'angolo di apertura 2α lungo i path 2, 3, 4, 5 e 6 ricavati manualmente e stimati mediante l'applicativo PSM con mesh aventi elementi di dimensione 2 mm e 1 mm; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 4.31.

4.4.1.2 Analisi delle radici

Nella figura 4.70 sono confrontati gli andamenti della tensione equivalente di picco rilevati lungo la radice che ne ha presentato il valore massimo nelle analisi a flessione, ossia quella costituita dai path 45, 46 e 47. I due grafici presentano i massimi nello stesso nodo (figure 4.34 e 4.60) con una differenza di +1.880 MPa, corrispondente a $\Delta=+0.723\%$, e sono entrambi associati, come tutti i nodi appartenenti alle radici, ad un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0.

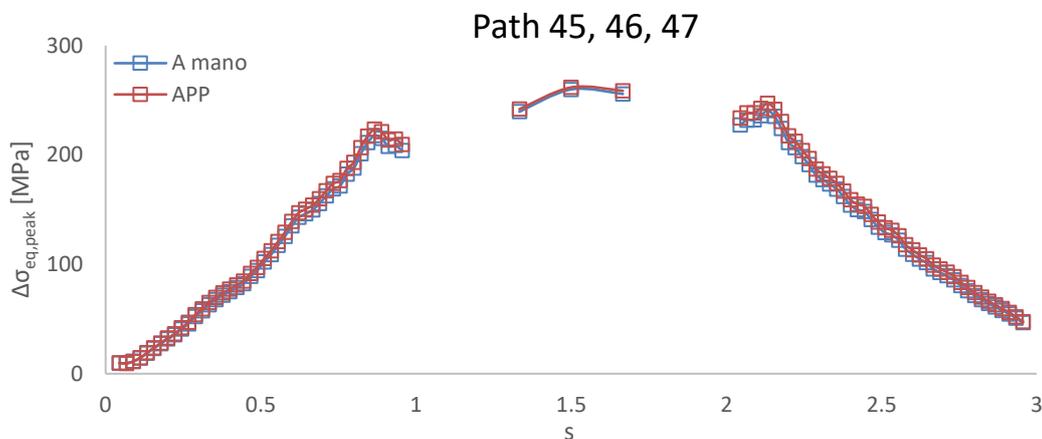


Figura 4.70 Confronto degli andamenti della tensione equivalente di picco lungo i path 45, 46 e 47 nella analisi a flessione ottenuti manualmente e mediante l'applicativo PSM senza utilizzare i settaggi avanzati; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 4.34. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1.5 \cdot 10^4$ N sul giunto completo.

In questo caso, essendo l'angolo di apertura 2α costante e nullo, l'applicativo PSM ha stimato con maggior accuratezza le tensioni equivalenti di picco presenti in ciascun nodo, raggiungendo un Δ massimo di +4.514% e minimo di -2.307%.

4.4.2 Analisi a torsione

4.4.2.1 Analisi dei piedi cordone

Nelle analisi a torsione, a differenza di quelle a flessione, la stima della posizione dell'innesco della cricca fatta dall'applicativo PSM è leggermente diversa da quella ottenuta dall'analisi "a mano". Sebbene i due valori della massima tensione equivalente di picco siano sullo stesso intaglio, ossia sul path 53, confrontando le figure 4.36 e 4.62 è possibile notare che quello individuato dall'applicativo PSM si trovi in una posizione più arretrata. Ciò è visibile anche nel grafico 4.71 dove, per l'appunto, i due massimi sono in corrispondenza di due coordinate differenti.

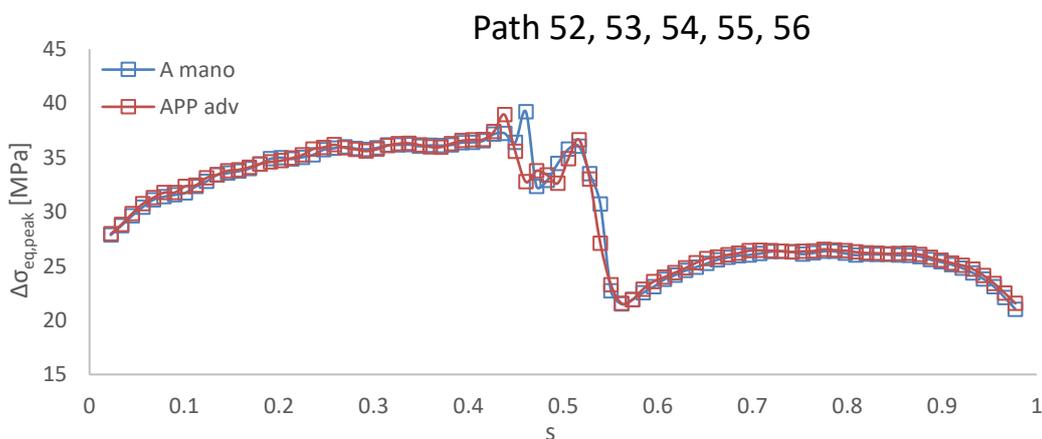


Figura 4.71 Confronto degli andamenti della tensione equivalente di picco lungo i path 52, 53, 54, 55 e 56 nella analisi a torsione ottenuti manualmente e mediante l'applicativo PSM utilizzando i settaggi avanzati; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 4.36. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

Nuovamente, la causa di ciò è da ricondursi alla stima dell'angolo di apertura 2α eseguita dall'applicativo PSM. Come si può notare dalla figura 4.72, infatti, nella zona di interesse, ossia tra le coordinate 0.4 e 0.5, i valori dell'angolo individuati dall'applicativo PSM non sono corretti e hanno un andamento irregolare.

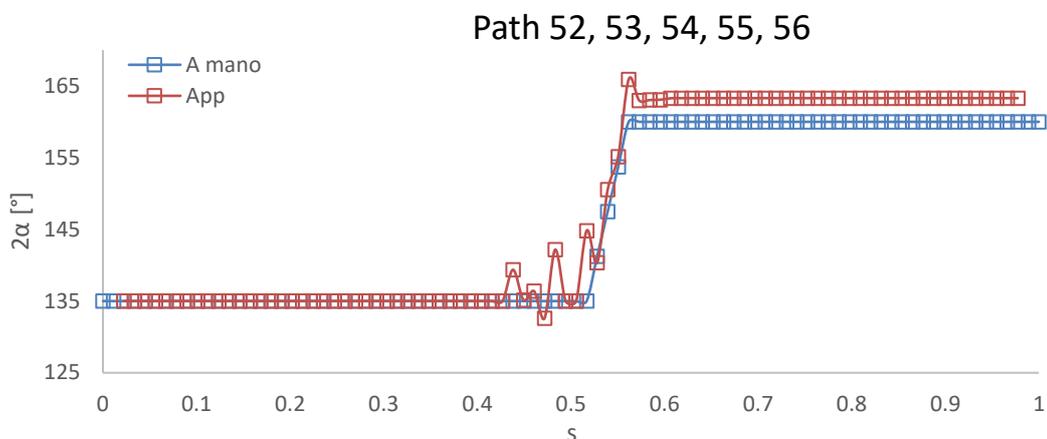


Figura 4.72 Confronto degli andamenti dell'angolo di apertura 2α lungo i path 52, 53, 54, 55 e 56 ricavati manualmente e stimati mediante l'applicativo PSM; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 4.36.

Come già anticipato nel paragrafo precedente, una stima errata dell'angolo di apertura 2α porta ad un errato orientamento del sistema di riferimento locale e , dunque, all'estrapolazione di tensioni di picco inaccurate. Queste, mediate con quelle appartenenti ai due nodi più vicini, sono utilizzate per stimare il valore della tensione equivalente di picco. Risulta quindi evidente che, essendo i valori di 2α imprecisi in tutta la zona nell'intorno del nodo 655, ossia quello nel quale l'analisi "a mano" ha individuato la massima tensione equivalente di picco, la stima eseguita in tale nodo dall'applicativo PSM sia inaccurata a prescindere dall'utilizzo o meno dei settaggi avanzati. Come si può notare dalla tabella 4.11, l'utilizzo dell'opzione "Advanced Calibration Mode" ha portato a Δ maggiori in quanto l'errata stima di 2α non solo ha introdotto inaccurately nelle tensioni di picco, ma anche nei restanti parametri utilizzati nel calcolo della tensione equivalente di picco.

Tabella 4.11 Confronto tra i valori in corrispondenza del nodo 655 ricavati dalle analisi dei piedi cordone sollecitati a torsione condotte manualmente, mediante l'applicativo PSM senza i settaggi avanzati e con i settaggi avanzati. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

An. "a mano"	An. con APP, adv mode OFF			An. con APP, adv mode ON		
$\Delta\sigma_{eq,peak,node\ 655}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak,node\ 655}$ [MPa]	Δ [MPa]	Δ [%]	$\Delta\sigma_{eq,peak,node\ 655}$ [MPa]	Δ [MPa]	Δ [%]
39.226	35.916	-3.309	-8.437	32.765	-6.461	-16.471

Se invece ci si concentra solamente sulle massime tensioni equivalenti di picco, ossia i valori utilizzati per stimare la vita a fatica del giunto, è possibile notare che l'applicativo PSM restituisce valori in ottimo accordo con quelli ricavati manualmente sia utilizzando i settaggi avanzati che mantenendoli disattivati. A tali valori tutte le analisi hanno associato un coefficiente di biassialità λ maggiore di zero.

Tabella 4.12 Confronto tra i valori massimi ricavati dalle analisi dei piedi cordone sollecitati a torsione condotte manualmente, mediante l'applicativo PSM senza i settaggi avanzati e con i settaggi avanzati. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

An. "a mano"	An. con APP, adv mode OFF			An. con APP, adv mode ON		
$\Delta\sigma_{eq,peak,max}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak,max}$ [MPa]	Δ [MPa]	Δ [%]	$\Delta\sigma_{eq,peak,max}$ [MPa]	Δ [MPa]	Δ [%]
39.226	38.517	-0.709	-1.807	38.951	-0.275	-0.701

Infine, confrontando i risultati presenti nei nodi appartenenti ai restanti piedi cordone, si sono rilevati un Δ massimo di +5.823% e minimo di -56.575%, entrambi in corrispondenza del lato caricato. Per le stesse motivazioni espresse poc' anzi, il range di Δ ottenuto utilizzando i settaggi avanzati è simile a quello ottenuto senza.

Tabella 4.13 Valori massimi e minimi dei Δ dei risultati delle analisi dei piedi cordone sollecitati a torsione mediante l'applicativo PSM senza i settaggi avanzati e con i settaggi avanzati rispetto a quelli ottenuti dall'analisi "a mano".

Adv mode	Δ_{\max} [%]		Δ_{\min} [%]	
	Lato vincolato	Lato caricato	Lato vincolato	Lato caricato
Off	+4.911	+4.756	-31.941	-58.720
On	+4.790	+5.823	-16.689	-56.575

4.4.2.2 Analisi delle radici

Per quanto riguarda le analisi delle radici sollecitate a torsione, invece, non essendoci problematiche legate agli angoli di apertura che sono costanti e nulli, l'applicativo PSM ha individuato la posizione della massima tensione equivalente di picco per questa tipologia di intaglio nello stesso nodo dell'analisi "a mano", ossia lungo il path 41 (figure 4.44 e 4.64), con una differenza di 1.151 MPa, corrispondente a $\Delta=4.543\%$. Inoltre, in tutti i nodi appartenenti alle radici sono stati rilevati coefficienti di biassialità λ maggiori di 0.

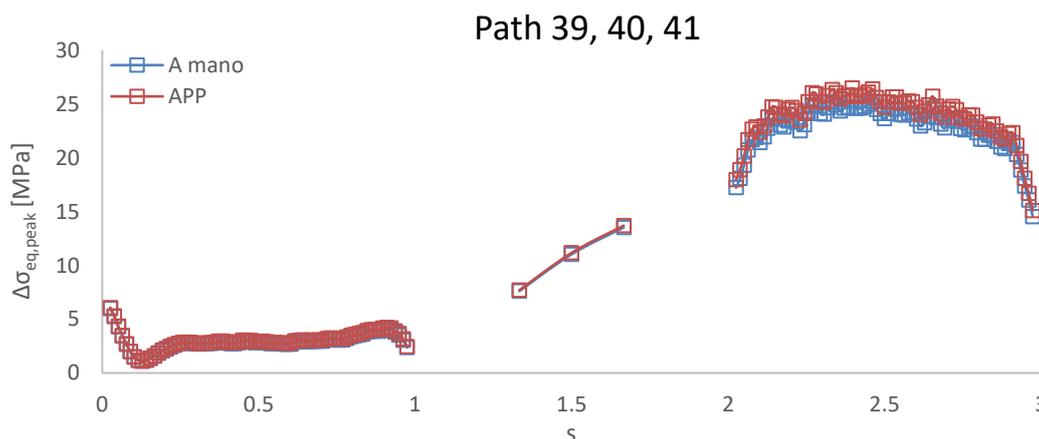


Figura 4.73 Confronto degli andamenti della tensione equivalente di picco lungo i path 39, 40 e 41 nella analisi a torsione ottenuti manualmente e mediante l'applicativo PSM senza utilizzare i settaggi avanzati; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 4.44. Valori ricavati con $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

Infine, nelle restanti radici, le differenze tra i risultati delle due analisi presenti in ciascun nodo hanno raggiunto un Δ massimo di 4.577% e minimo di -9.473% e, anche in questo caso, entrambi sono in corrispondenza del lato caricato.

4.5 Commenti

4.5.1 Applicativo "PSM App"

Al netto delle criticità evidenziate nei paragrafi precedenti e già in fase di risoluzione, le analisi condotte manualmente e tramite l'applicativo PSM, considerando che l'utilizzo degli elementi tetra 10 porta ad una incertezza sui risultati del $\pm 20\%$ [20], sono in ottimo accordo sia per le stime dei siti d'innescio delle cricche, sia per gli andamenti delle tensioni equivalenti di picco e dei rispettivi coefficienti di biassialità λ . Inoltre, automatizzando le fasi di posizionamento dei sistemi locali di riferimento e di estrapolazione delle tensioni, l'applicativo PSM ha permesso di ridurre drasticamente i tempi necessari per condurre le analisi che, per una singola analisi, sono passati dall'ora richiesta per quelle manuali alla decina di minuti.

4.5.2 Risultati delle analisi

I risultati ottenuti dalle analisi condotte in questo capitolo, e riassunte nella tabella 4.15, dovranno ora essere convalidati tramite le prove sperimentali al banco. In particolare, l'attenzione verterà sul numero di cicli necessari per avere l'innesco della cricca e la sua posizione. Il primo consentirà di validare i valori calcolati della tensione equivalente di picco e dei rispettivi coefficienti di biassialità λ mentre, la seconda, permetterà di verificare l'accuratezza del PSM nello stimare il punto d'innesco della cricca. Inoltre, per quanto riguarda il coefficiente di biassialità λ , le prove sperimentali saranno utilizzate anche per definire in maniera più accurata il valore di soglia, posto pari a 0.02 in questo lavoro di Tesi, da utilizzare per considerare tale parametro maggiore o pari a zero, informazione indispensabile per poter stimare correttamente la vita a fatica di un giunto tramite un'analisi PSM.

Tabella 4.14 Risultati delle analisi condotte in questo capitolo.

Analisi	$\Delta\sigma_{eq,peak,max}$ [MPa]	λ	Stima dei siti d'innesco delle cricche	Range di carico applicati sul giunto completo	
Flessione	$N_f < 2.5 \cdot 10^4$ cicli	433.693	> 0	Fig. 4.74a	$\Delta F_y = -1.5 \cdot 10^4$ N
	$N_f > 2.5 \cdot 10^4$ cicli	469.793	0	Fig. 4.74b	
Torsione	39.226	> 0	Fig. 4.75	$\Delta M_t = 10^6$ Nmm	

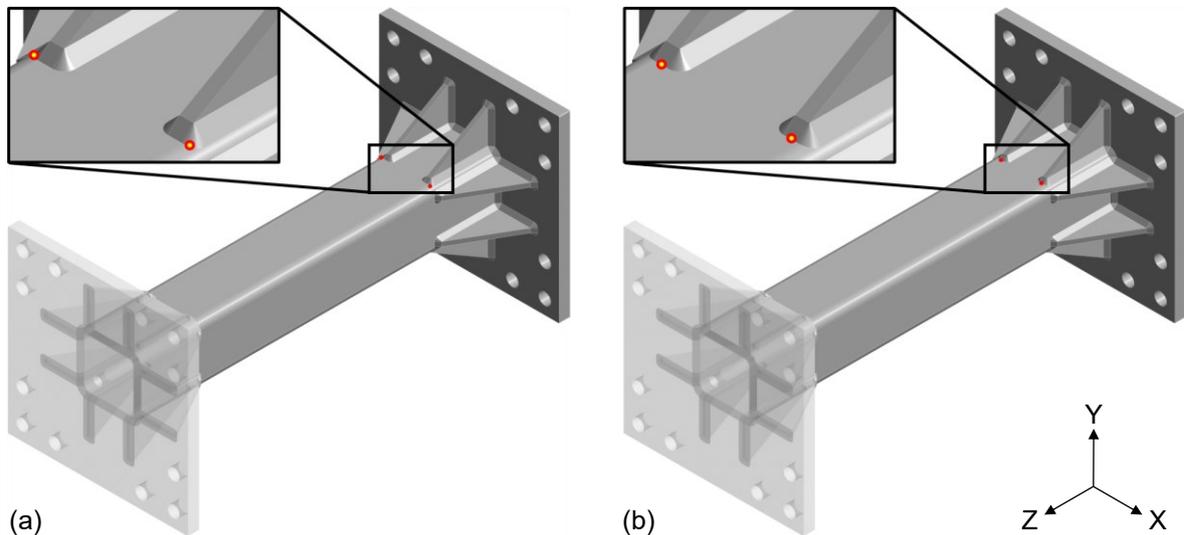


Figura 4.74 Siti d'innesco delle cricche stimati dalle analisi a flessione per vite a fatica N_f minori di $2.5 \cdot 10^4$ cicli (a) e maggiori di $2.5 \cdot 10^4$ cicli (b).

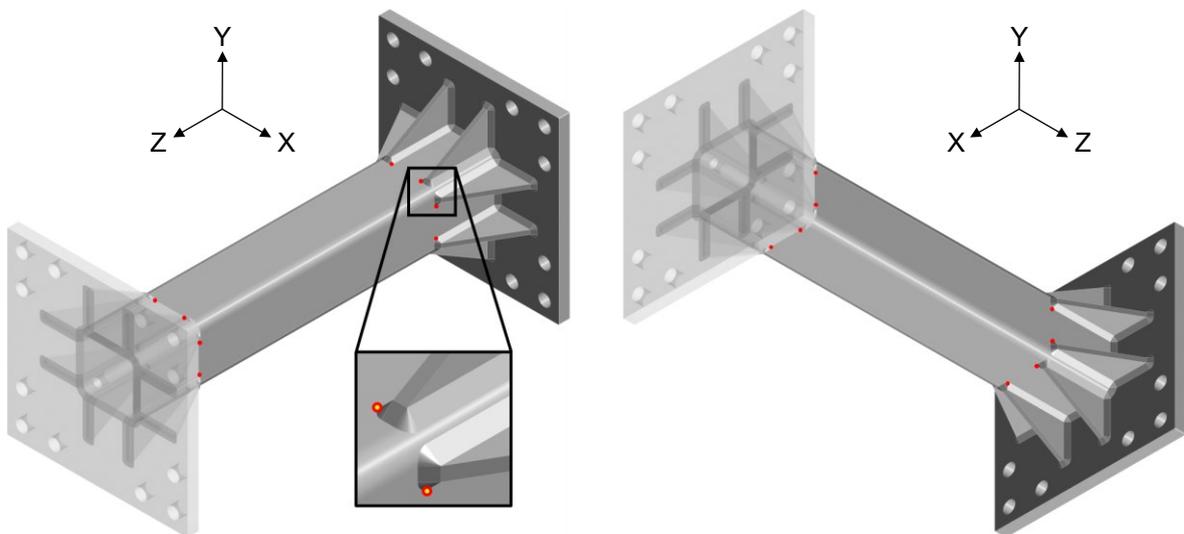


Figura 4.75 Siti d'innesco delle cricche stimati dalle analisi a torsione.

CAPITOLO 5

Analisi a flessio-torsione

A completamento delle analisi del capitolo precedente, si è infine analizzato il giunto sollecitato contemporaneamente a flessione e a torsione. I rapporti tra le ampiezze di tensione τ_a/σ_a sotto esame sono stati, analogamente alle prove sperimentali, $\tau_a/\sigma_a=1$ e $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$.

Gli intagli generati dai cordoni di saldatura sono stati analizzati applicando il PSM in due modalità differenti:

- Analisi “a mano”: i valori delle tensioni di picco presenti sui vari nodi sono stati ottenuti combinando in maniera opportuna quelli ricavati nel capitolo precedente sfruttando l'ipotesi di lineare elasticità e, con questi, si sono stimate le tensioni equivalenti di picco e i rispettivi coefficienti di biassialità λ utilizzando le equazioni del PSM [9,20];
- Analisi “automatica”: utilizzando Ansys® Mechanical si è simulato il comportamento del giunto sollecitato a flessio-torsione e, utilizzando l'applicativo “PSM App” [13,14], si sono stimati i valori delle tensioni equivalenti di picco e dei coefficienti di biassialità λ presenti sui vari nodi.

I risultati così ottenuti sono stati poi confrontati.

5.1 Modello in esame

5.1.1 Modello

Per le analisi di questo capitolo, essendo presenti contemporaneamente la sollecitazione di flessione e quella di torsione, non è stato possibile ridurre il giunto ad un quarto in quanto, come evidenziato nelle figure 4.15 e 4.19, queste richiedono vincoli differenti sul piano di simmetria Y-Z. Sul piano X-Z, invece, entrambe presentano un vincolo di antimetria che è stato sfruttato per dimezzare il giunto in esame.

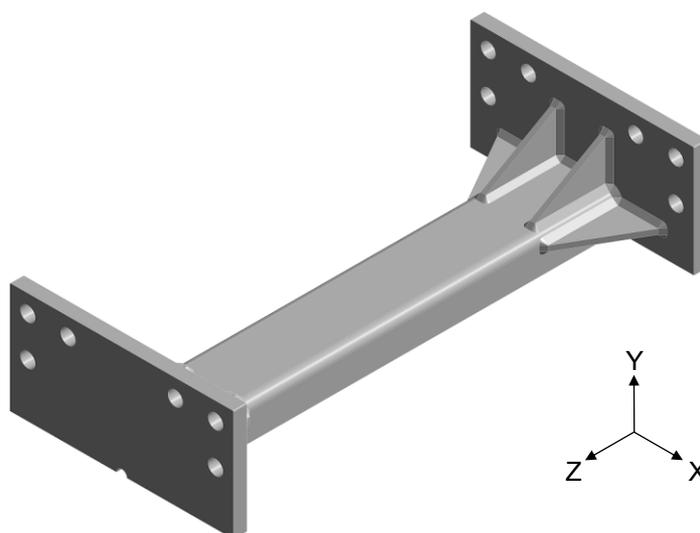


Figura 5.1 Giunto ridotto ad un mezzo sfruttando l'antimetria sul piano X-Z.

5.1.2 Numerazione dei path

Essendo presente una sollecitazione di flessione, le tensioni aumentano allontanandosi dal punto di applicazione del carico e, per questo motivo, sono stati analizzati solamente gli intagli dal lato vincolato.

Per riportare i risultati delle analisi si utilizzerà, in aggiunta a quella presente nella figura 4.22, la seguente numerazione dei path costituenti i vari intagli. Per semplificare la fase di combinazione delle tensioni nell'analisi “a mano”, i path 1, 20, 101 e 120 sono stati considerati separatamente.

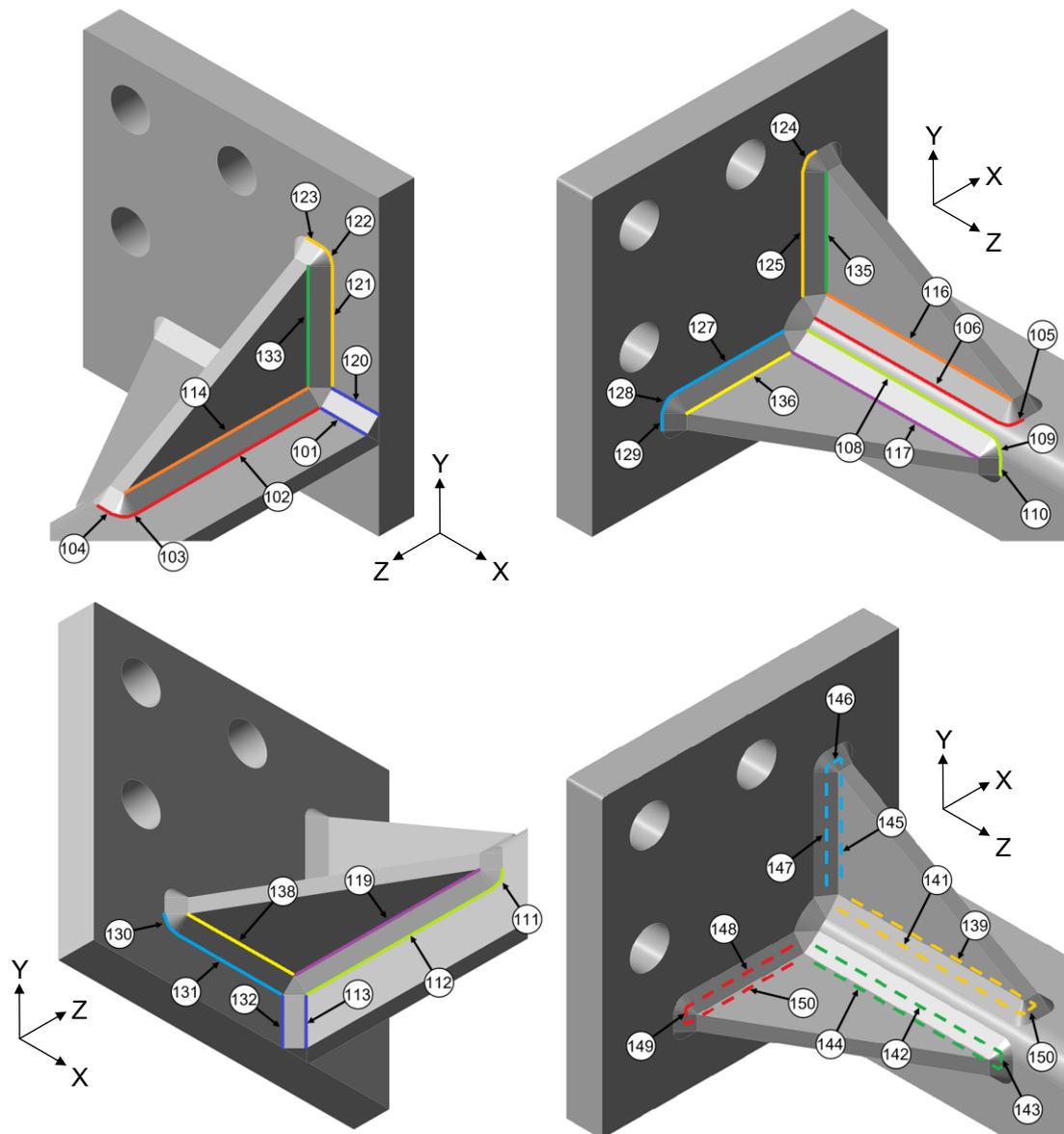


Figura 5.2 Numerazione dei path in corrispondenza dei nuovi irrigiditori analizzati.

5.2 Analisi PSM “a mano”

Avendo a disposizione le tensioni di picco ricavate per le analisi del quarto di giunto sollecitato a flessione e a torsione, si è deciso, invece di svolgere un'altra simulazione e applicare il PSM come nel paragrafo 4.2, di sfruttare le simmetrie e l'ipotesi di lineare elasticità per combinare tali valori e ottenere così quelli sul mezzo giunto in esame. Per fare ciò, e stimare poi le tensioni equivalenti di picco, è stato creato un foglio Excel®.

5.2.1 Calcoli implementati nel foglio Excel®

Le simulazioni del capitolo precedente sono state eseguite con carichi arbitrari e, per ottenere i valori delle tensioni di picco relative al rapporto τ_a/σ_a in esame, è stato necessario scalare in modo opportuno i valori delle tensioni di picco ricavate con esse. Per fare ciò si è deciso di mantenere costanti il momento torcente e le rispettive tensioni di picco e scalare, in funzione del rapporto τ_a/σ_a , il momento flettente e le rispettive tensioni di picco.

Per prima cosa si è determinato il rapporto tra i momenti flettente e torcente in funzione del rapporto tra le ampiezze delle rispettive tensioni con la seguente equazione:

$$\frac{\tau_a}{\sigma_a} = \frac{M_t}{W_t} \cdot \frac{W_f}{M_f}$$

$$\frac{M_f}{M_t} = \frac{W_f}{W_t} \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\tau_a} \right) \quad (5.1)$$

I moduli di rigidezza flessionale e torsionale, ricavati utilizzando Solidworks®, sono risultati pari a $W_f=40\,500\text{ mm}^3$ e $W_t=58\,700\text{ mm}^3$ e, essendo i rapporti tra le ampiezze di tensione analizzati $\tau_a/\sigma_a=1$ e $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$, i rapporti tra i momenti utilizzati sono stati $M_f/M_t=0.69$ e $M_f/M_t=1.195$.

Dopodiché si è introdotto il parametro a , ossia il valore con il quale è necessario scalare il momento flettente, e dunque le rispettive tensioni di picco, per ottenere il rapporto tra i momenti desiderato.

$$a \cdot \frac{M_{f,sim}}{M_{t,sim}} = \left(\frac{M_f}{M_t} \right)$$

$$a = \left(\frac{M_f}{M_t} \right) \cdot \frac{M_{t,sim}}{M_{f,sim}} \quad (5.2)$$

Per poter determinare il valore del momento flettente con cui sono state condotte le analisi, è stato necessario definire un opportuno braccio b . Questo non è stato posto pari alla lunghezza totale del giunto ma, volendo avere il valore sui nodi più critici, si è scelto di porlo pari alla distanza tra il nodo in cui è previsto l'innescio della cricca durante le prove a flessione, ossia in corrispondenza degli apici degli irrigiditori dal lato vincolato (fig. 4.31), e il punto in cui la forza è stata applicata. Con queste considerazioni b è risultato pari a 420 mm e il momento flettente a $6.3 \cdot 10^6\text{ Nmm}$.

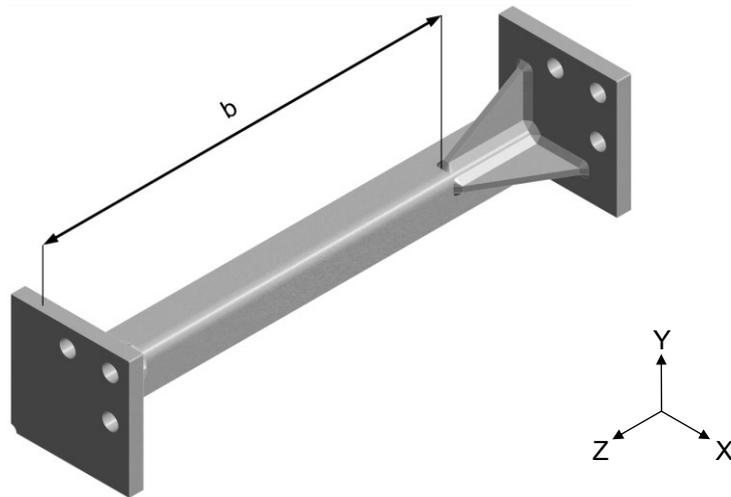


Figura 5.3 Distanza b utilizzata per calcolare il momento flettente.

Determinato il valore del momento flettente, e noto quello del momento torcente, pari a 10^6 Nmm , è stato possibile utilizzare l'equazione (5.2) per ricavare a in funzione di τ_a/σ_a . Nel caso di $\tau_a/\sigma_a=1$ a è risultato pari a 0.110, mentre, per $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$, è risultato pari a 0.190.

A questo punto è stato possibile ricostruire il mezzo giunto e combinare le tensioni di picco ricavate nel capitolo precedente in funzione del rapporto τ_a/σ_a desiderato utilizzando la formula (5.3a) per gli intagli da 1 a 50 e (5.3b) per gli intagli da 101 a 150. La differenza tra le due è da implicarsi al vincolo di antisimmetria presente sul piano Y-Z per la sollecitazione di torsione (figura 4.19).

$$\Delta\sigma_{ij,peak,n} = a \cdot \Delta\sigma_{ij,peak,flex,n} + \Delta\sigma_{ij,peak,tors,n} \quad (5.3a)$$

$$\Delta\sigma_{ij,peak,n} = a \cdot \Delta\sigma_{ij,peak,flex,n} - \Delta\sigma_{ij,peak,tors,n} \quad (5.3b)$$

Infine, utilizzando le tensioni di picco così ricavate si è applicato il PSM ottenendo le tensioni di picco mediate, le tensioni equivalenti di picco e i coefficienti di biassialità λ rispettivamente con le equazioni (1.12), (1.13) e (1.14). Per ottenere i valori dei parametri in funzione degli angoli di apertura 2α si sono utilizzate le formule (1.2) per $1-\lambda_i$, (1.5) per e_i , (1.9) per K_{FE}^i e (1.11) per f_{wi} dove, essendo i giunti in acciaio, $\nu=0.3$ e $R_0=0.28$ mm.

5.2.2 Risultati

5.2.2.1 Risultati per $\tau_a/\sigma_a=1$

Nella figura 5.4 è riportato l'andamento della tensione equivalente di picco nell'intaglio che ne presenta il valore massimo, ossia quello composto dai path 102, 103, 104, 105 e 106. In particolare, questo si trova in corrispondenza dell'ultimo nodo avente un angolo di apertura 2α pari a 135° prima dell'inizio del tratto curvo costituito dal path 105 (fig. 5.5) e ha valore pari a 76.471 MPa con un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0.

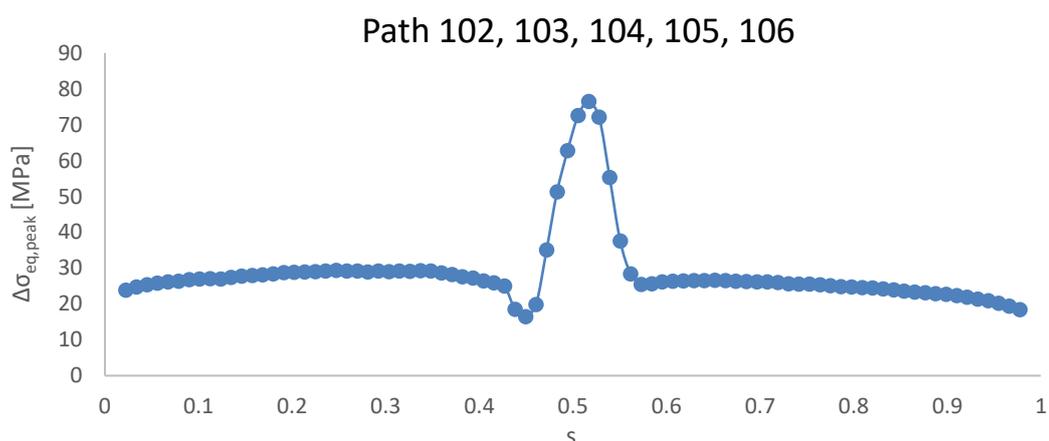


Figura 5.4 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 102, 103, 104, 105 e 106 nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1$. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1\ 643$ N e $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

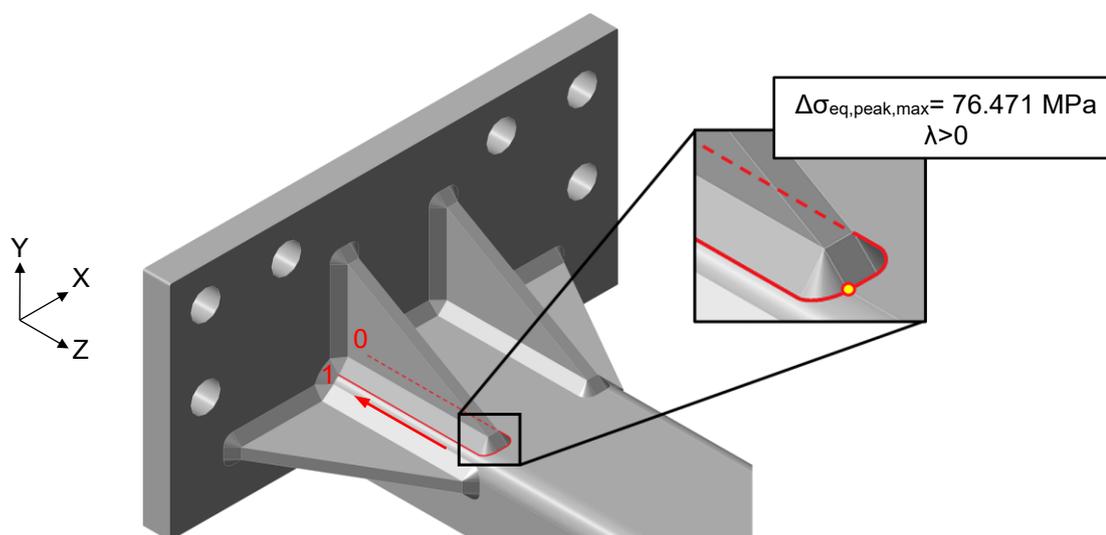


Figura 5.5 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 5.4 e posizione della tensione equivalente di picco massima. Valore ricavato con $\Delta F_y = -1\ 643$ N e $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

Lungo l'intaglio costituito dai path 2, 3, 4, 5 e 6, e in particolare sul tratto curvo del cordone posizionato sulla faccia piana del tubo (figura 5.7), è stata poi rilevata, con un valore di 74.934 MPa e un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0, una tensione equivalente di picco prossima a quella massima.

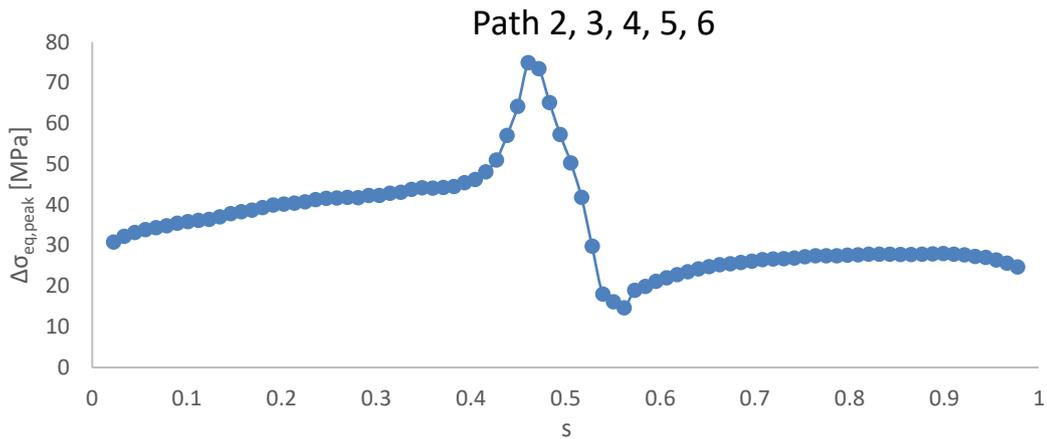


Figura 5.6 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 2, 3, 4, 5 e 6 nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1$. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1\,643\text{ N}$ e $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$ sul giunto completo.

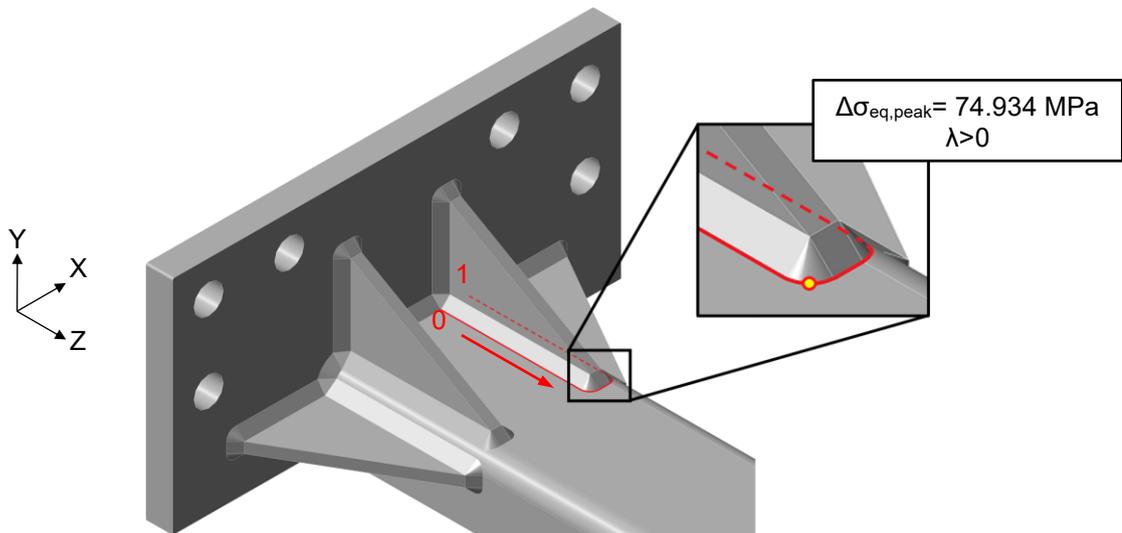


Figura 5.7 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 5.6 e posizione della tensione equivalente di picco massima. Valore ricavato con $\Delta F_y = -1\,643\text{ N}$ e $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$ sul giunto completo.

La tensione equivalente di picco massima associata ad un coefficiente di biassialità λ pari a 0 è stata invece rilevata lungo l'intaglio costituito dai path 121, 122, 123, 124 e 125, ossia sul cordone di saldatura che collega uno degli irrigiditori alla piastra vincolata. Questa, dato il suo valore ridotto (37.024 MPa), diventa più critica delle precedenti per una vita a fatica, in termini di cicli a rottura N_f , maggiore a $1.1 \cdot 10^7$ cicli; essendo tale valore superiore al numero di cicli a cui si prevede l'esito di run-out per le prove a fatica ($2 \cdot 10^6$ cicli), è stata trascurata in favore del risultato precedente (Figura 5.5).

I nodi disposti lungo le radici sono tutti caratterizzati da coefficienti di biassialità λ maggiori di 0 e il massimo valore della tensione equivalente di picco, pari a 45.237 MPa, è stato individuato al centro del path 146 (figura 5.9). Essendo tale valore inferiore a quelli presenti sui due possibili punti critici presenti sui piedi cordone, è lecito prevedere che la cricca innescherà proprio dai punti indicati nelle figure 5.5 e 5.7.

Si ricorda che, come nel capitolo precedente, le discontinuità presenti nella figura 5.8, così come nei restanti grafici riportanti gli andamenti della tensione equivalente di picco sulle radici (figure 5.14, 5.30, 5.36, 5.39 e 5.42), sono dovute al fatto che, essendo concentratori di tensioni e potendo generare discontinuità nella mesh, i nodi presenti sui punti di spigolo che collegano i vari tratti della radice non sono stati considerati nelle analisi.

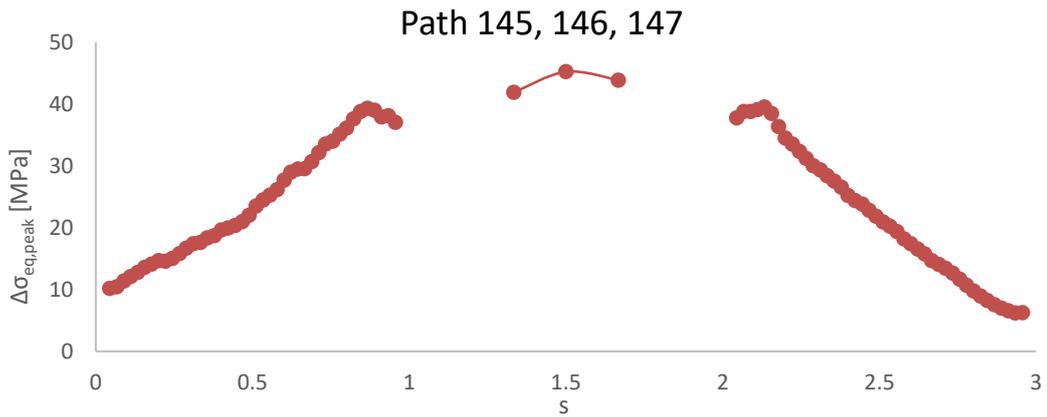


Figura 5.8 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 145, 146 e 147 nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1$. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1\ 643\ \text{N}$ e $\Delta M_t = 10^6\ \text{Nmm}$ sul giunto completo.

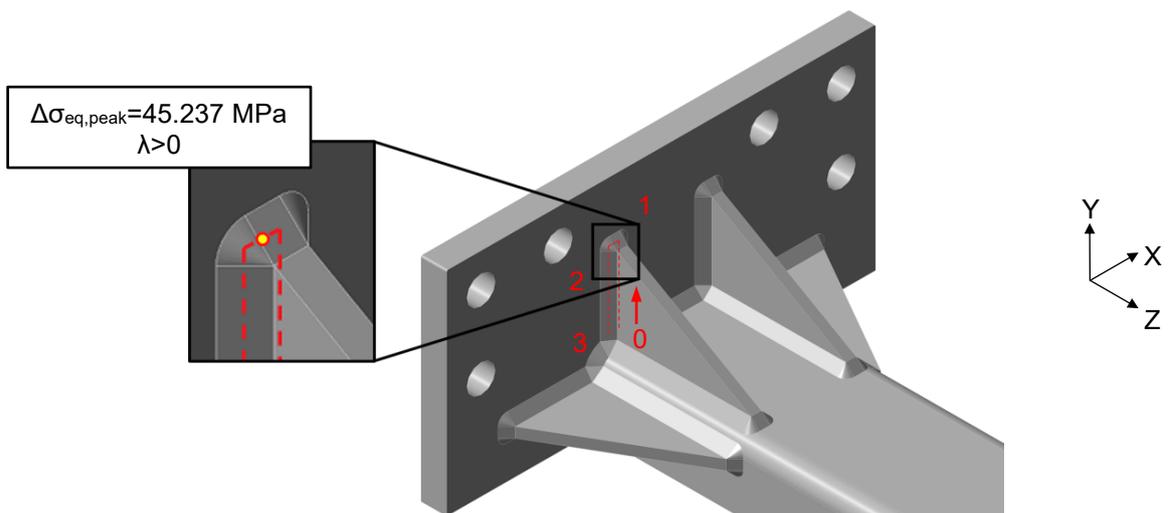


Figura 5.9 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 5.4 e posizione del massimo valore della tensione equivalente di picco sulle radici. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1\ 643\ \text{N}$ e $\Delta M_t = 10^6\ \text{Nmm}$ sul giunto completo.

5.2.2.2 Risultati per $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$

La massima tensione equivalente di picco è stata individuata, con un valore di 111.641 MPa e un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0, nello stesso nodo dell'analisi precedente.

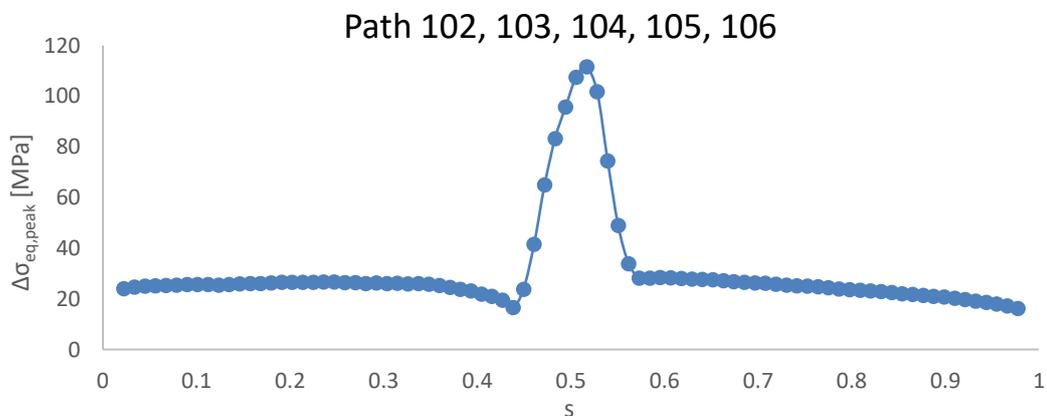


Figura 5.10 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 102, 103, 104, 105 e 106 nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$. Valori ricavati con $\Delta F_y = -2\ 845\ \text{N}$ e $\Delta M_t = 10^6\ \text{Nmm}$ sul giunto completo.

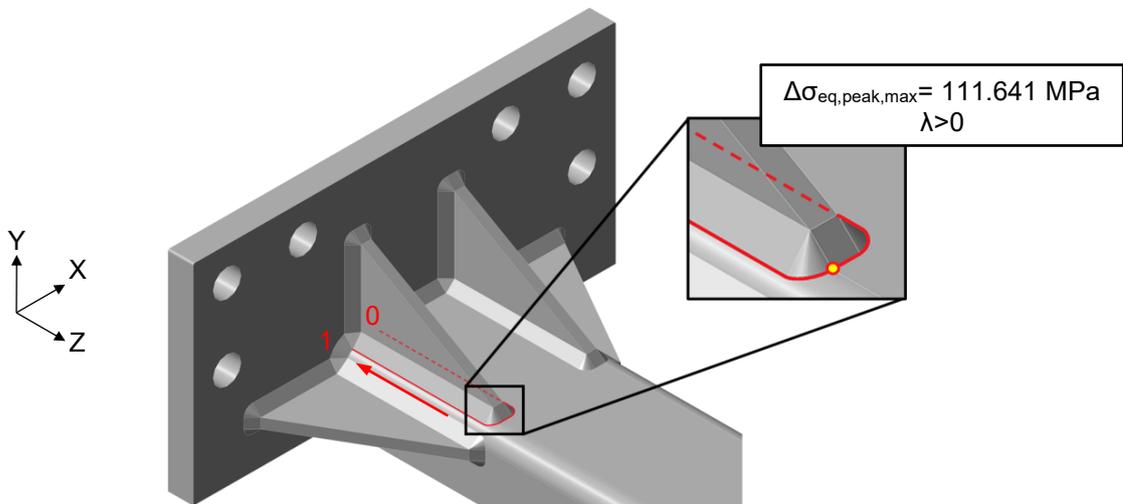


Figura 5.11 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 5.10 e posizione della tensione equivalente di picco massima. Valore ricavato con $\Delta F_y = -2\,845\text{ N}$ e $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$ sul giunto completo.

Anche in questa analisi, lungo il path 5 è stata rilevata, con un valore di 106.865 MPa e un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0, una tensione equivalente di picco prossima a quella massima.

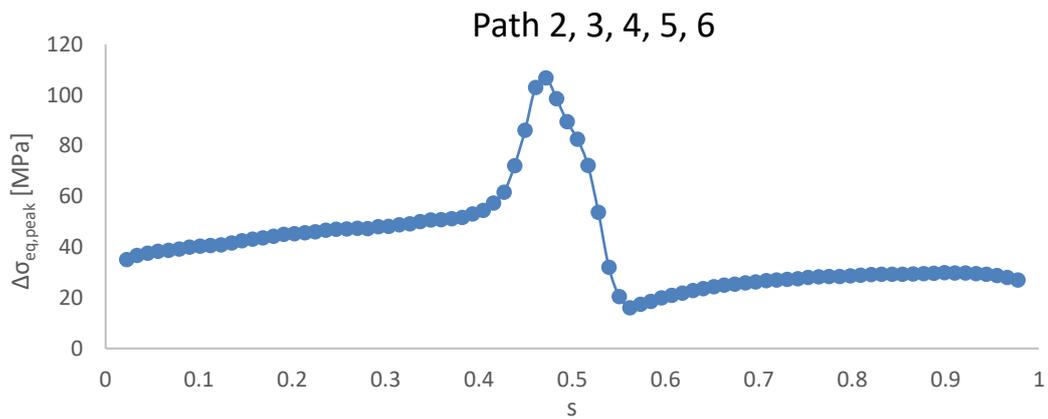


Figura 5.12 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 2, 3, 4, 5 e 6 nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$. Valori ricavati con $\Delta F_y = -2\,845\text{ N}$ e $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$ sul giunto completo.

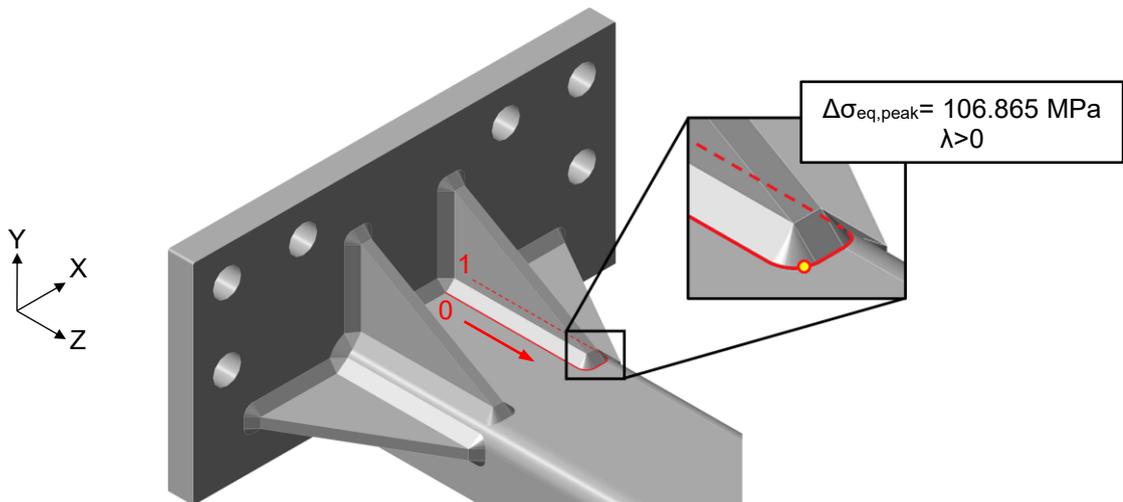


Figura 5.13 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 5.6 e posizione della tensione equivalente di picco massima. Valore ricavato con $\Delta F_y = -2\,845\text{ N}$ e $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$ sul giunto completo.

Lungo il piede cordone costituito dai path 121, 122, 123, 124 e 125 è stata poi individuata la massima tensione equivalente di picco associata ad un coefficiente di biassialità λ pari a 0 che, dato il valore ridotto (52.771 MPa), non rappresenta una criticità se non per una vita a fatica superiore a $1.3 \cdot 10^7$ cicli, motivo per cui è stata ignorata.

Lungo le radici, invece, non sono stati individuati nodi caratterizzati da coefficienti di biassialità λ pari a 0 e il massimo valore della tensione equivalente di picco, pari a 66.084 MPa, è stato individuato lungo il path 146 (figura 5.15). Essendo tale valore inferiore a quelli presenti sui due possibili punti critici presenti sui piedi cordone, è lecito prevedere che la cricca innescherà proprio dai punti indicati nelle figure 5.11 e 5.13

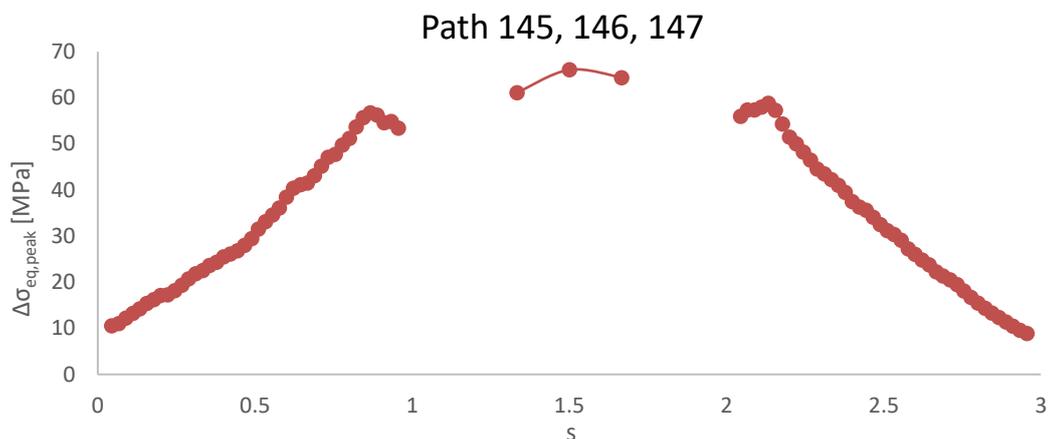


Figura 5.14 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 42, 43 e 44 nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$. Valori ricavati con $\Delta F_y = -2\ 845\ \text{N}$ e $\Delta M_t = 10^6\ \text{Nmm}$ sul giunto completo.

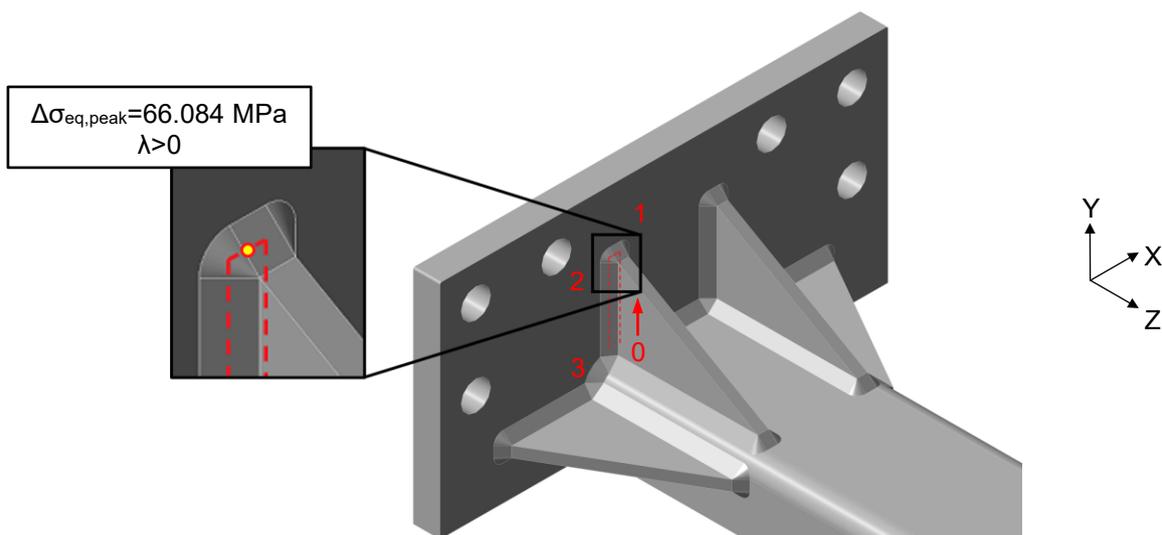


Figura 5.15 Direzione e verso della coordinata s presente nella figura 5.8 e posizione del massimo valore della tensione equivalente di picco sulle radici. Valore ricavato con $\Delta F_y = -2\ 845\ \text{N}$ e $\Delta M_t = 10^6\ \text{Nmm}$ sul giunto completo.

5.2.2.3 Approfondimento sui valori dei coefficienti di biassialità λ

Nel riportare i risultati delle analisi, per semplicità espositiva e considerando come valore di soglia 0.02, si sono indicati i coefficienti di biassialità λ semplicemente come pari o maggiori di 0. Per completezza, si riportano nella tabella 5.1 i valori effettivamente calcolati nei vari nodi indicati in questo paragrafo.

La distinzione tra valori di λ maggiori o pari a 0 è molto importante per l'applicazione del PSM in quanto fornisce l'indicazione sulla curva di progettazione da utilizzare [9]; nel caso di valori di λ nulli, quindi, sarà necessario impiegare quella con pendenza inversa k pari a 3 (figura 1.17a) mentre, per valori di λ maggiori di 0, quella con pendenza inversa k pari a 5 (figura 1.17b).

Tabella 5.1 Coefficienti di biassialità λ calcolati, rispettive indicazioni riportate nelle figure precedenti e tensioni equivalenti di picco associate.

τ_a/σ_a	λ calcolato	λ indicato	Range di tensione equivalente di picco associata	Range di carico applicati al giunto completo	Figura
1	0.112	> 0	76.471 MPa	$\Delta F_y = -1\,642.736\text{ N}$ $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$	5.5
	0.131	> 0	74.934 MPa		5.7
	2.355	> 0	45.237 MPa		5.9
$1/\sqrt{3}$	0.051	> 0	111.641 MPa	$\Delta F_y = -2\,845.302\text{ N}$ $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$	5.11
	0.075	> 0	106.865 MPa		5.13
	2.333	> 0	66.084 MPa		5.15

5.3 Analisi PSM “automatica”

Il comportamento del giunto è stato poi simulato utilizzando Ansys® Mechanical e analizzato utilizzando l'applicativo “PSM App”. Le simulazioni eseguite sono state quattro: due con un rapporto tra le ampiezze di tensione τ_a/σ_a pari a 1 e due con τ_a/σ_a pari a $1/\sqrt{3}$. In questo capitolo, a differenza del precedente, ci si è concentrati solamente sul lato vincolato e pertanto queste sono state svolte utilizzando solamente due modelli, discretizzati in maniera differente in base al tipo di intaglio sotto esame, ai quali si sono variati i valori delle sollecitazioni in base al rapporto tra le ampiezze di tensione τ_a/σ_a analizzato.

La procedura seguita per risolvere il modello e svolgere l'analisi è la stessa seguita nel capitolo precedente; per questo motivo non sarà ripetuta ma saranno riportate solamente le impostazioni utilizzate. Il PC utilizzato per condurre le analisi è stato quello dotato di 64 GB di RAM.

5.3.1 Simulazione agli elementi finiti

5.3.1.1 Mesh

Poiché i valori con cui eseguire il confronto sono stati ottenuti utilizzando le tensioni di picco del capitolo precedente, anche le analisi con l'applicativo PSM sono state eseguite utilizzando le dimensioni di elemento riportate nella tabella 4.1, ossia 2 mm per le analisi dei piedi cordone e 1 mm per quelle delle radici.

Questi valori sono stati utilizzati solamente nei pressi dei quattro irrigiditori dal lato vincolato e, nel resto del modello, è stata utilizzata una dimensione di elemento pari a 5 mm. Per ottenere tali infittimenti si è utilizzata una sfera di influenza di raggio 110 mm avente il centro nelle coordinate globali $(X,Y,Z) = (0,27.45,5)$.

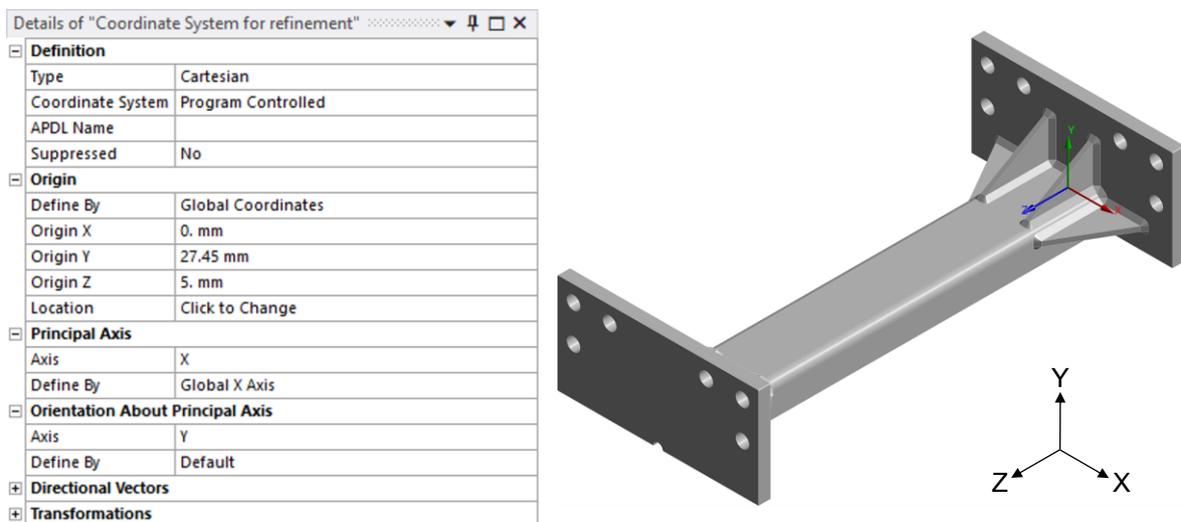


Figura 5.16 Finestra “Details” e sistema di riferimento utilizzati per impostare il centro della sfera di influenza.

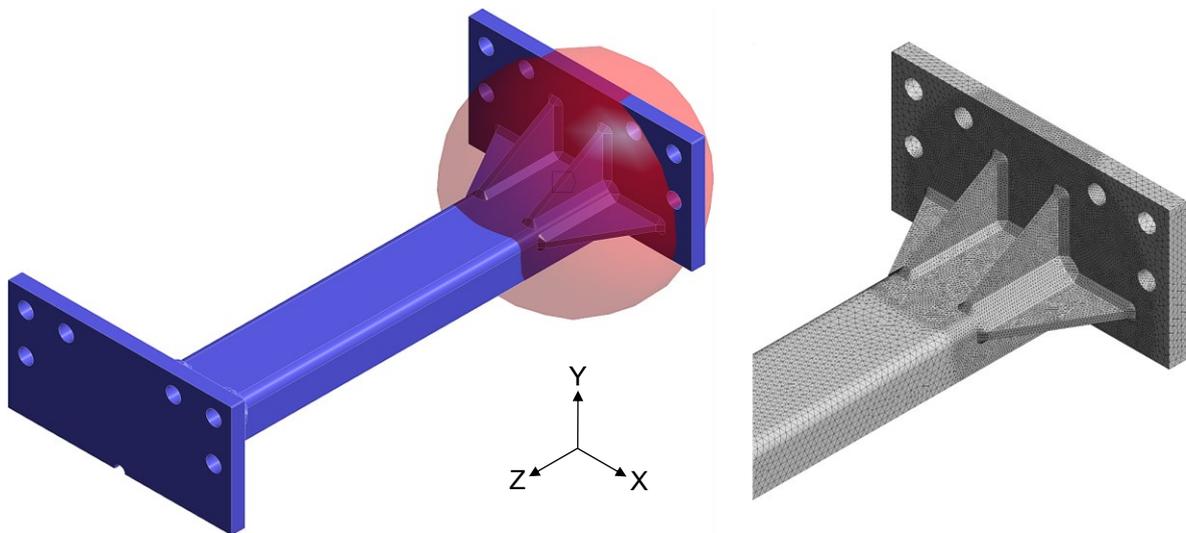


Figura 5.17 Sfera di influenza ed infittimento locale ottenuto con essa.

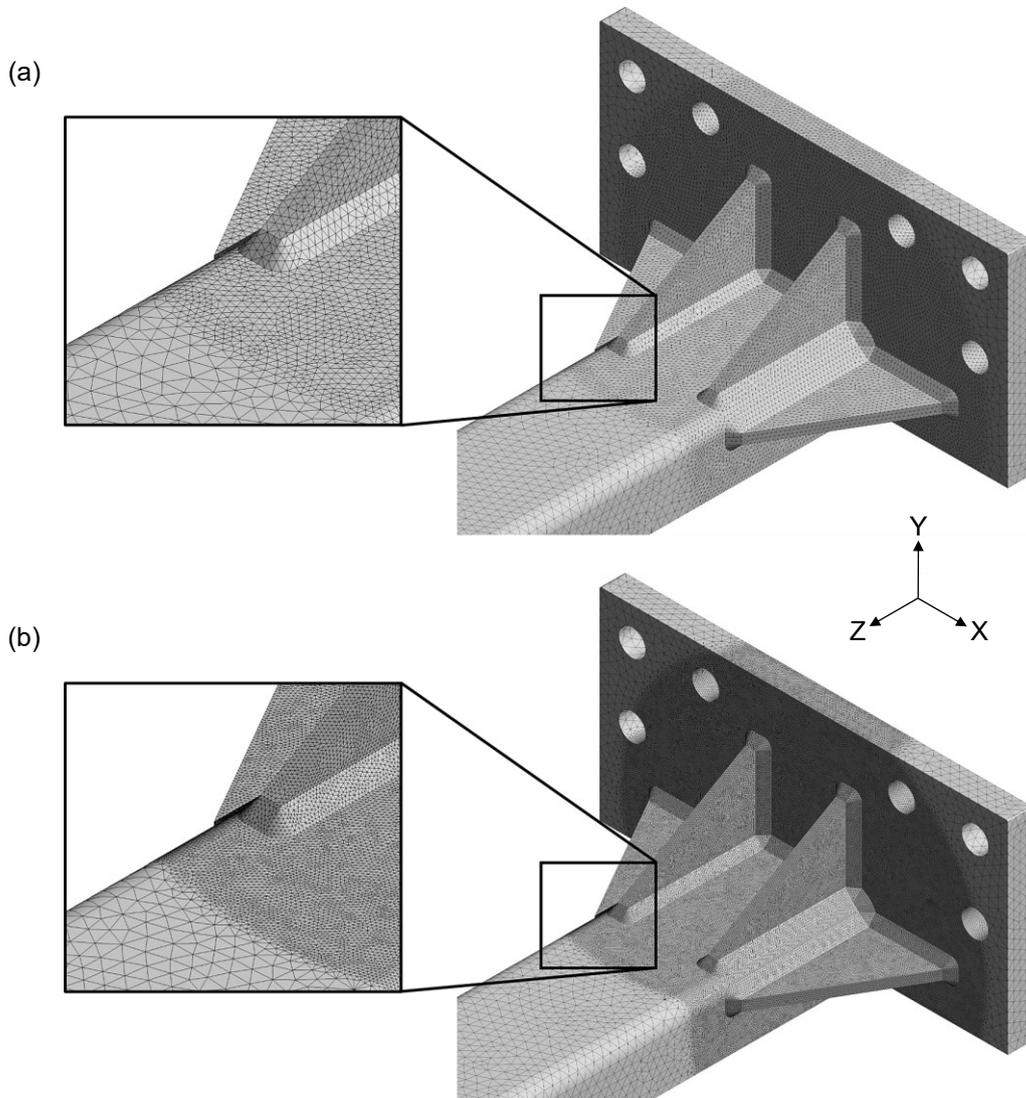


Figura 5.18 Dettagli delle mesh utilizzate per le analisi dei piedi cordone (a) e delle radici (b).

Si riportano nella tabella 5.2 i numeri di nodi e di elementi creati per ciascun modello, mentre, nella tabella 5.3, i dettagli relativi alle loro risoluzioni.

Tabella 5.2 Dettagli delle mesh create per condurre le analisi.

Intaglio analizzato	d	Numero nodi	Numero elementi
Piedi cordone	2 mm	896 524	613 526
Radici	1 mm	5 993 854	4 303 043

Tabella 5.3 Dettagli delle risoluzioni dei modelli.

Intaglio analizzato	Tempo richiesto	RAM utilizzata [GB]
Piedi cordone	1 min 16 sec	5.8
Radici	~12 min	31.4

5.3.1.2 Vincoli

Per ottenere una condizione di vincolo analoga a quella reale, si è applicato l'incastro sulle superfici dei fori predisposti al collegamento bullonato.

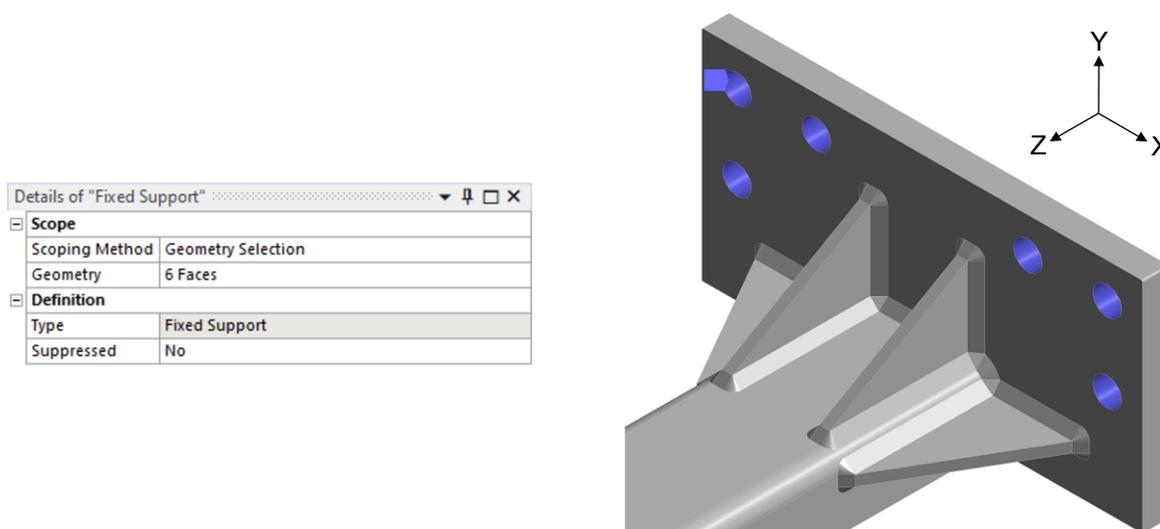


Figura 5.19 Finestra "Details" per l'impostazione del vincolo di incastro e aree utilizzate.

Per simulare il comportamento del giunto intero è stato poi applicato un vincolo di antisimmetria in corrispondenza delle facce sul piano X-Z.

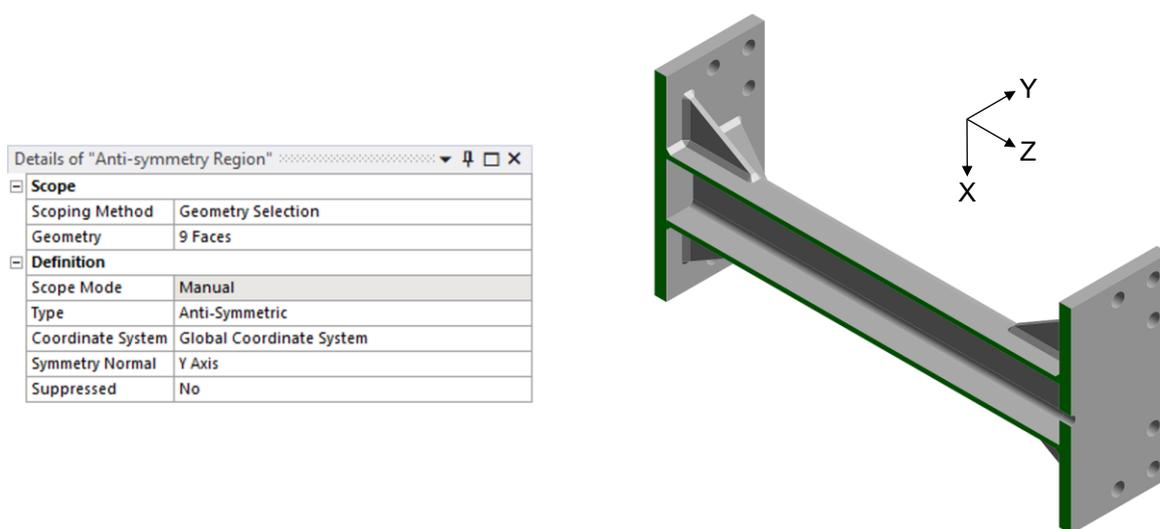


Figura 5.20 Finestra "Details" per l'impostazione del vincolo di antisimmetria e aree selezionate.

5.3.1.3 Carichi

Per ottenere una condizione di carico analoga a quella reale, ossia trasmettendo i carichi al giunto attraverso i fori predisposti al collegamento bullonato, questi sono stati applicati ad un remote point posizionato in corrispondenza del centro della piastra dal lato caricato e selezionando, come geometrie di riferimento, le superfici interne dei sei fori (figura 5.21). Su questo, poi, sono stati applicati, per ogni simulazione, un momento torcente ed una forza diretta verso il basso. Il modulo del momento torcente è sempre stato pari a $5 \cdot 10^5$ Nmm (figura 5.22), corrispondente ad un momento sul giunto intero di 10^6 Nmm, mentre, per la forza, lo si è calcolato scalando quello utilizzato nelle analisi del capitolo precedente, ossia $1.5 \cdot 10^4$ N sul giunto intero, con il parametro a ottenuto in funzione del rapporto τ_a/σ_a utilizzando l'equazione (5.2) e poi dimezzando il risultato. I moduli delle forze così ottenuti sono stati di 821.368 N, corrispondente a 1 642.736 N sul giunto intero, nelle analisi con $\tau_a/\sigma_a=1$ (figura 5.23) e di 1 422.651 N, corrispondente a 2 845.302 N sul giunto intero, in quelle con $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$ (figura 5.24).

Details of "Remote Point"	
Scope	
Scoping Method	Geometry Selection
Geometry	6 Faces
Coordinate System	Global Coordinate System
<input type="checkbox"/> X Coordinate	0. mm
<input type="checkbox"/> Y Coordinate	0. mm
<input type="checkbox"/> Z Coordinate	507.5 mm
Location	Click to Change
Definition	
Suppressed	No
Behavior	Rigid
Pinball Region	All
DOF Selection	Program Controlled
Pilot Node APDL Name	

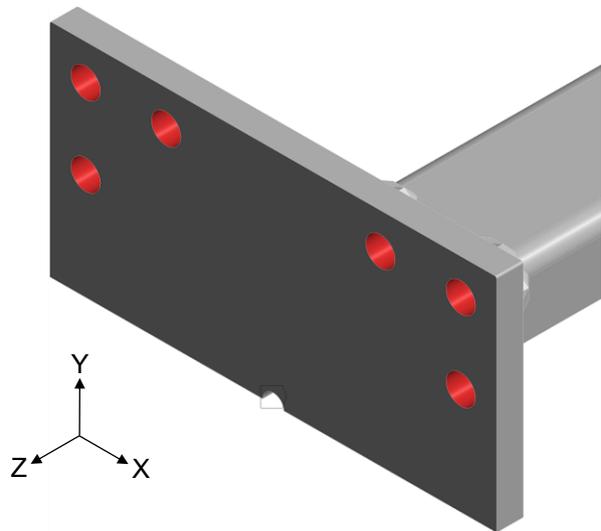


Figura 5.21 Finestra "Details" per la creazione del "Remote Point" e aree selezionate.

Details of "Moment"	
Scope	
Scoping Method	Remote Point
Remote Points	Remote Point
Definition	
Type	Moment
Define By	Components
Coordinate System	Global Coordinate System
<input type="checkbox"/> X Component	0. N-mm (ramped)
<input type="checkbox"/> Y Component	0. N-mm (ramped)
<input type="checkbox"/> Z Component	5.e+005 N-mm (ramped)
Suppressed	No
Behavior	Rigid
Advanced	

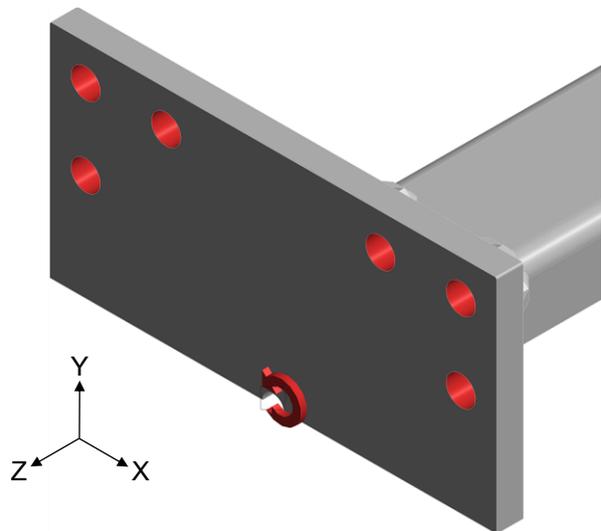


Figura 5.22 Finestra "Details" per l'applicazione del momento torcente.

Details of "Remote Force"	
Scope	
Scoping Method	Remote Point
Remote Points	Remote Point
Coordinate System	Global Coordinate System
X Coordinate	0. mm
Y Coordinate	0. mm
Z Coordinate	507.5 mm
Location	Click to Change
Definition	
Type	Remote Force
Define By	Components
<input type="checkbox"/> X Component	0. N (ramped)
<input type="checkbox"/> Y Component	-821.37 N (ramped)
<input type="checkbox"/> Z Component	0. N (ramped)
Suppressed	No
Behavior	Rigid
Advanced	

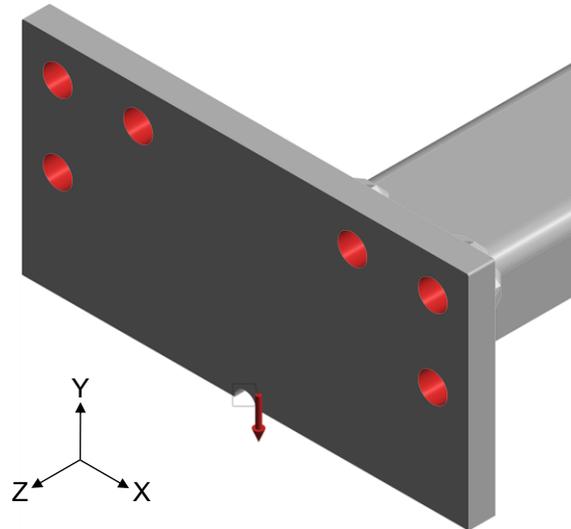


Figura 5.23 Finestra "Details" per l'applicazione della "Remote Force" nella simulazione con $\tau_a/\sigma_a=1$.

Details of "Remote Force"	
Scope	
Scoping Method	Remote Point
Remote Points	Remote Point
Coordinate System	Global Coordinate System
X Coordinate	0. mm
Y Coordinate	0. mm
Z Coordinate	507.5 mm
Location	Click to Change
Definition	
Type	Remote Force
Define By	Components
<input type="checkbox"/> X Component	0. N (ramped)
<input type="checkbox"/> Y Component	-1422.7 N (ramped)
<input type="checkbox"/> Z Component	0. N (ramped)
Suppressed	No
Behavior	Rigid
Advanced	

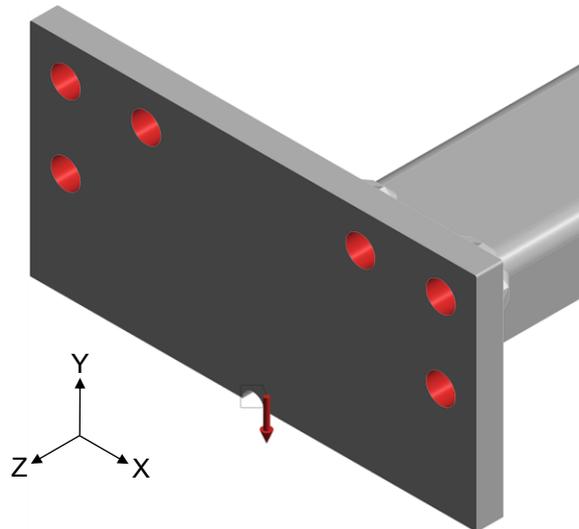


Figura 5.24 Finestra "Details" per l'applicazione della "Remote Force" nella simulazione con $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$.

5.3.2 Risultati

5.3.2.1 Risultati per $\tau_a/\sigma_a=1$

Nella figura 5.25 sono riportati gli andamenti della tensione equivalente di picco lungo tutti i piedi cordone analizzati con il modello sollecitato a flessione-torsione con rapporto tra le ampiezze di tensione τ_a/σ_a pari a 1. La massima tensione equivalente di picco è stata rilevata lungo i path 102, 103, 104, 105 e 106 e, in particolare, si trova in corrispondenza dell'ultimo nodo avente un angolo di apertura 2α pari a 135° prima dell'inizio del tratto curvo costituito dal path 105, con un valore di 77.751 MPa ed un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0.

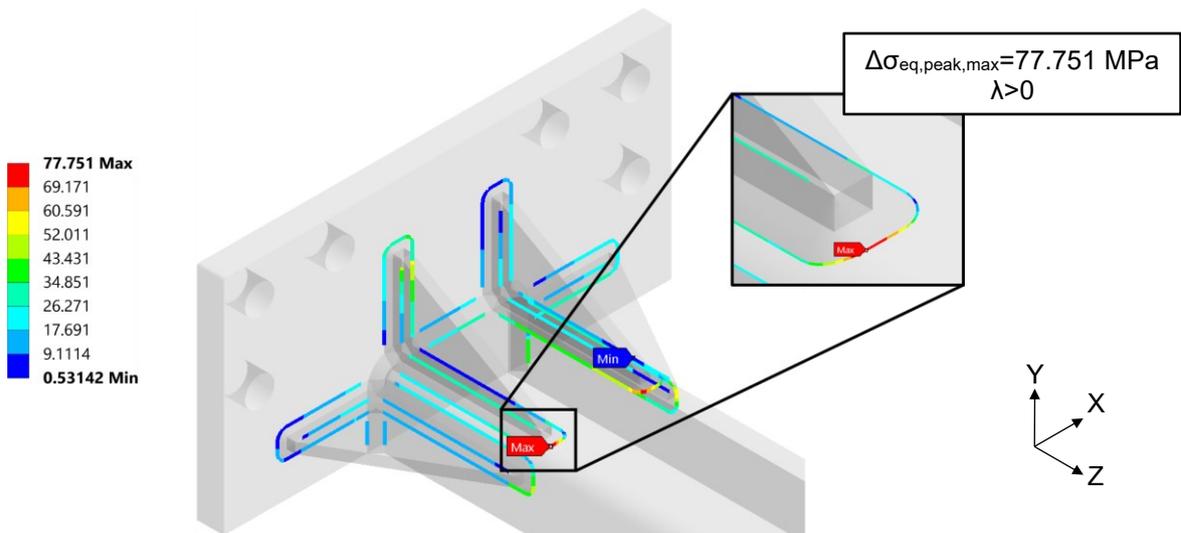


Figura 5.25 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i piedi cordone dal lato vincolato e posizione del massimo ricavati mediante l'applicativo PSM nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1$. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1\ 643\ \text{N}$ e $\Delta M_t = 10^6\ \text{Nmm}$ sul giunto completo.

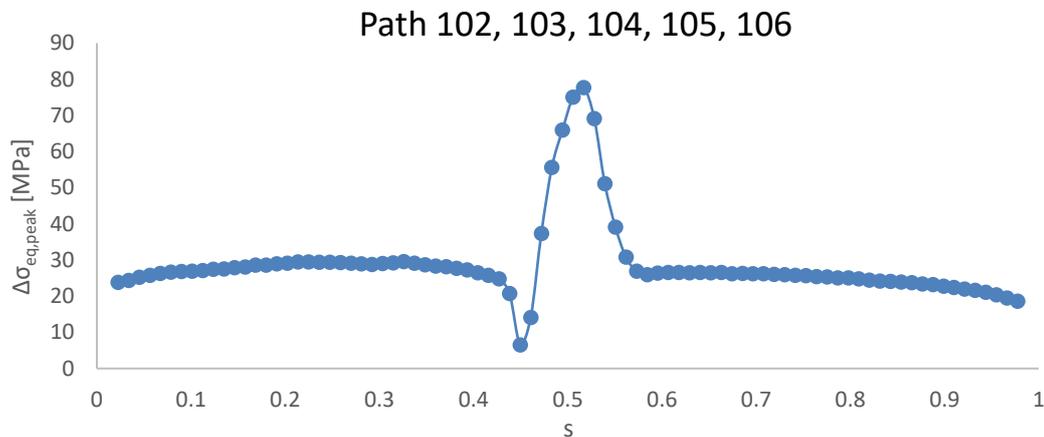


Figura 5.26 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 102, 103, 104, 105 e 106 ricavato mediante l'applicativo PSM nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1$; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 5.5. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1\ 643\ \text{N}$ e $\Delta M_t = 10^6\ \text{Nmm}$ sul giunto completo.

Inoltre, lungo gli intagli costituiti dai path 2, 3, 4, 5 e 6, sono stati rilevati altri due possibili nodi critici. Il primo ha un valore di tensione equivalente di picco pari a 70.891 MPa, ossia di poco inferiore a quello massimo, con un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0, mentre il secondo ha un valore di tensione equivalente di picco pari a 68.736 MPa con un coefficiente di biassialità λ pari a 0. Questi due nodi, che sono affiancati e si trovano sul tratto curvo del cordone posizionato sulla faccia superiore del tubo in corrispondenza del plot rosso nella figura 5.27, sono ingegneristicamente lo stesso punto critico, ma poiché ad esso sono associati entrambi i valori del coefficiente di biassialità λ , la sua resistenza a fatica varierà in funzione del carico a cui verrà sottoposto il giunto. Per vite a fatica, in termini di cicli a rottura N_r , superiori a $1.2 \cdot 10^5$ cicli, ossia per carichi ridotti, seguirà la curva di progettazione PSM caratterizzata dalla pendenza inversa k pari a 3 (figura 1.17a), mentre per vite inferiori, ossia per carichi elevati, seguirà la curva avente k pari a 5 (figura 1.17b).

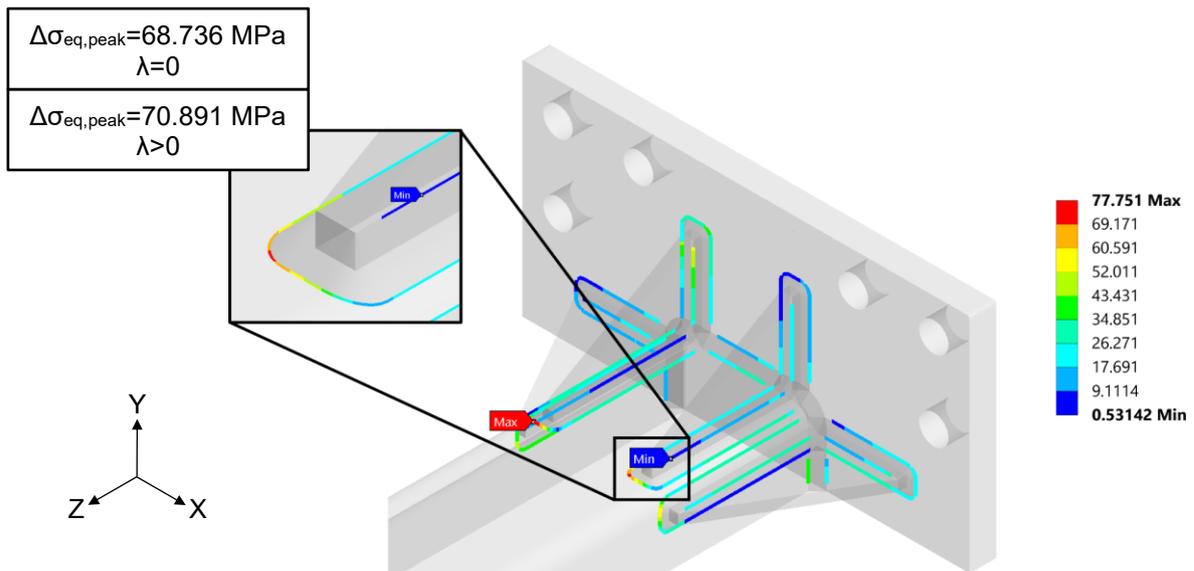


Figura 5.27 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i piedi cordone dal lato vincolato e posizioni dei due possibili nodi critici ricavati mediante l'applicativo PSM nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1$. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1\ 643\ \text{N}$ e $\Delta M_t = 10^6\ \text{Nmm}$ sul giunto completo.

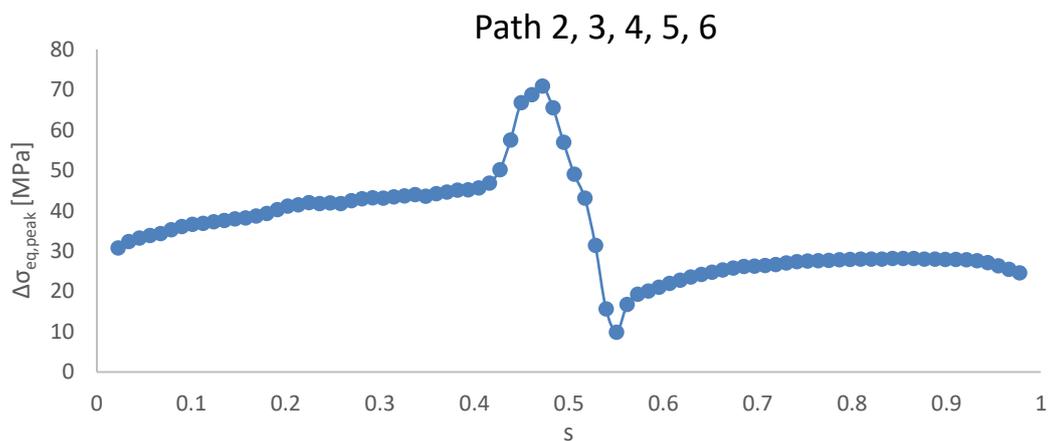


Figura 5.28 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 2, 3, 4, 5 e 6 ricavato mediante l'applicativo PSM nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1$; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 5.7. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1\ 643\ \text{N}$ e $\Delta M_t = 10^6\ \text{Nmm}$ sul giunto completo.

Nella figura 5.29, infine, sono riportati gli andamenti della tensione equivalente di picco lungo tutte le radici analizzate con il modello sollecitato a flessione-torsione con rapporto tra le ampiezze di tensione τ_a/σ_a pari a 1. Tutti i nodi sono associati a coefficienti di biassialità λ maggiori di 0 e la massima tensione equivalente di picco, pari a 45.512 MPa, è stata rilevata lungo il path 146.

In conclusione, essendo tale valore inferiore a quelli presenti sui piedi cordone, è lecito prevedere che la cricca innescherà dai punti caratterizzati da coefficienti di biassialità λ maggiori di 0 indicati nelle figure 5.26 e 5.27 per vite a fatica, in termini di cicli a rottura N_f , minori di $1.2 \cdot 10^5$ cicli mentre, per numeri di cicli superiori, dal nodo associato al coefficiente di biassialità λ pari a 0 nella figura 5.27.

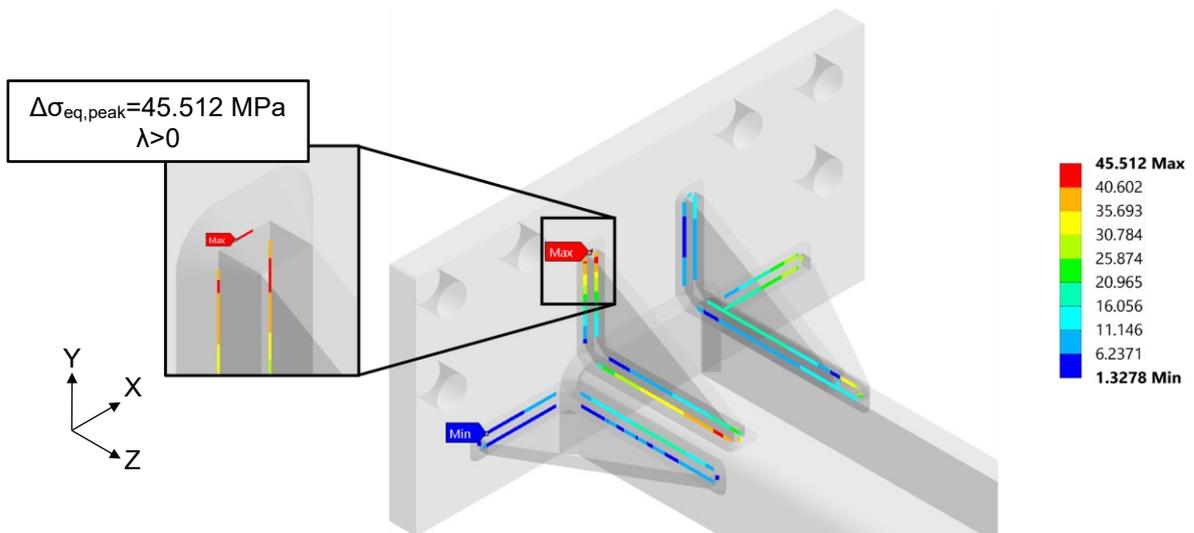


Figura 5.29 Andamento della tensione equivalente di picco lungo tutte le radici dal lato vincolato e posizione del massimo valore per questa tipologia di intaglio ricavati mediante l'applicativo PSM nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1$. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1\,643\text{ N}$ e $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$ sul giunto completo.

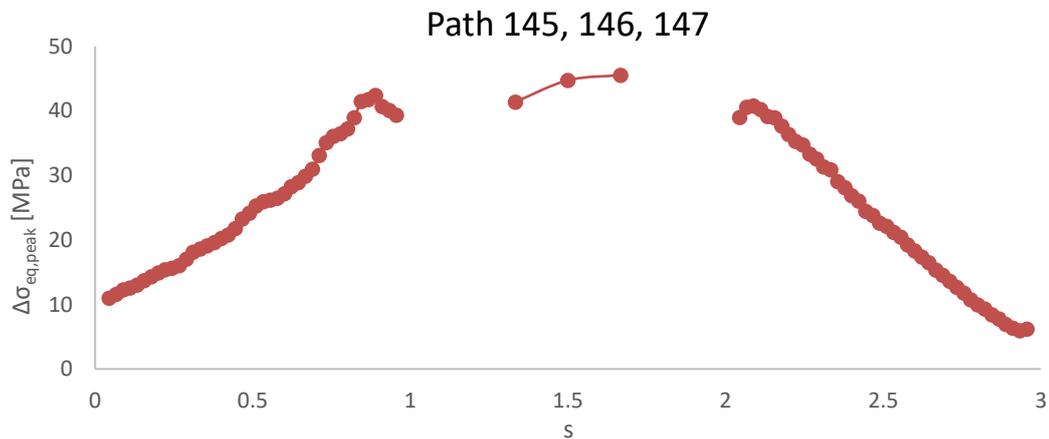


Figura 5.30 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 145, 146 e 147 ricavato mediante l'applicativo PSM nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1$; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 5.9. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1\,643\text{ N}$ e $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$ sul giunto completo.

5.3.2.2 Risultati per $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$

Nella figura 5.31 sono riportati gli andamenti della tensione equivalente di picco lungo tutti i piedi cordone analizzati con il modello sollecitato a flessione-torsione con rapporto tra le ampiezze di tensione τ_a/σ_a pari a $1/\sqrt{3}$. Lungo i path 102, 103, 104, 105 e 106 sono state rilevate, con valori pari a 112.586 MPa e 98.132 MPa, le massime tensioni equivalenti di picco associate, rispettivamente, a coefficienti di biassialità λ maggiore e pari a 0. La prima si trova in corrispondenza dell'ultimo nodo avente un angolo di apertura 2α pari a 135° prima dell'inizio del tratto curvo costituito dal path 105, mentre la seconda si trova sul nodo ad essa adiacente e appartenente al tratto curvo del piede cordone. Questi due nodi sono ingegneristicamente lo stesso punto critico che, essendo associato ad entrambi i valori del coefficiente di biassialità λ , varia il suo comportamento in funzione del carico a cui il giunto è sottoposto. Per vite a fatica, in termini di cicli a rottura N_r , superiori a $1.3 \cdot 10^5$ cicli, ossia per carichi ridotti, seguirà la curva di progettazione PSM caratterizzata dalla pendenza inversa k pari a 3 (figura 1.17a), mentre per vite inferiori, ossia per carichi elevati, seguirà la curva avente k pari a 5 (figura 1.17b).

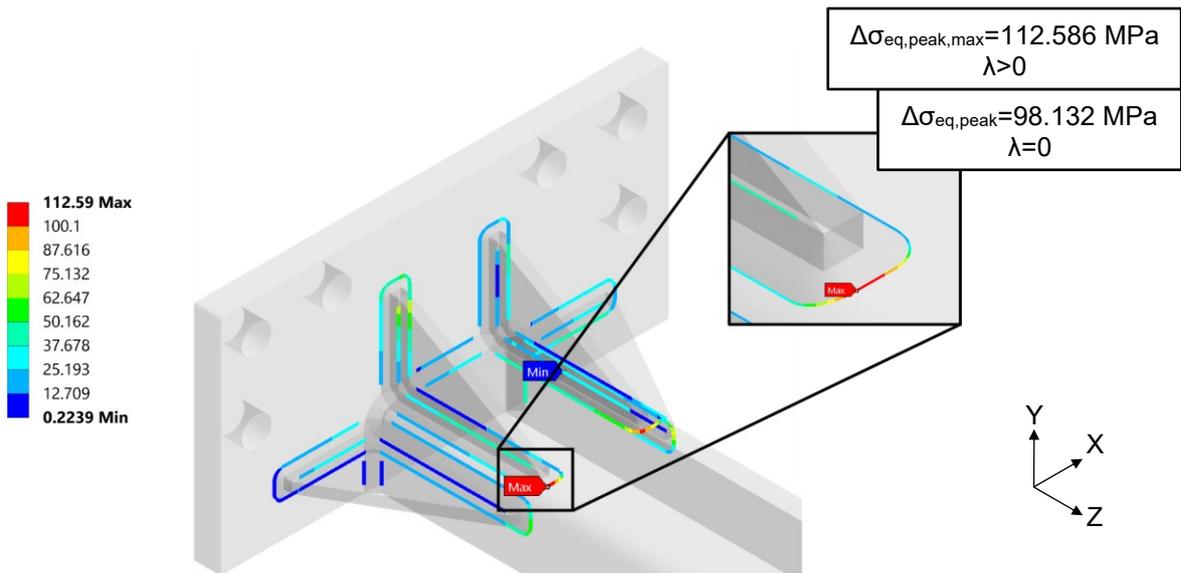


Figura 5.31 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i piedi cordone dal lato vincolato e posizione dei massimi ricavati associati a coefficienti di biassialità λ pari e maggiori di 0 mediante l'applicativo PSM nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$. Valori ricavati con $\Delta F_y = -2\,845\text{ N}$ e $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$ sul giunto completo.

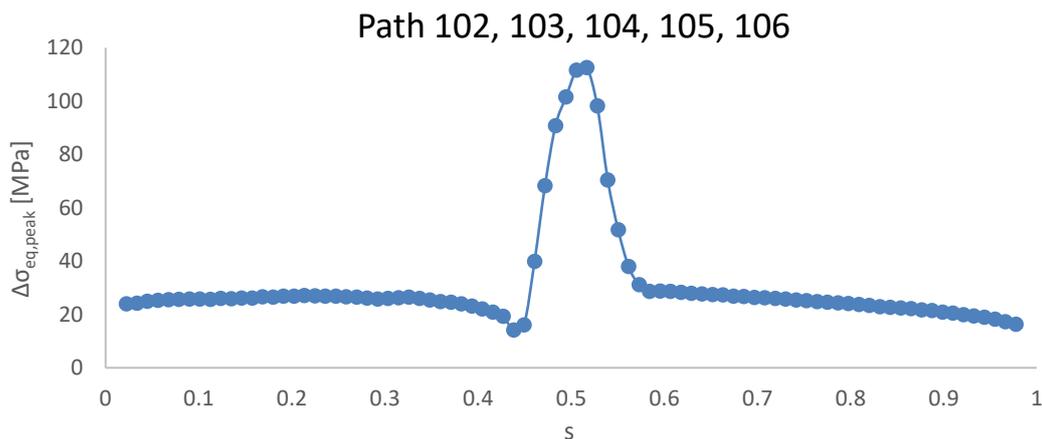


Figura 5.32 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 102, 103, 104, 105 e 106 ricavato mediante l'applicativo PSM nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 5.11. Valori ricavati con $\Delta F_y = -2\,845\text{ N}$ e $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$ sul giunto completo.

Inoltre, lungo gli intagli costituiti dai path 2, 3, 4, 5 e 6 (figura 5.33) è stata rilevata una tensione equivalente di picco pari a 103.996 MPa, ossia di poco inferiore a quella massima, con un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0. In particolare, il nodo ad essa associato, si trova sul tratto curvo del cordone posizionato sulla faccia superiore del tubo.

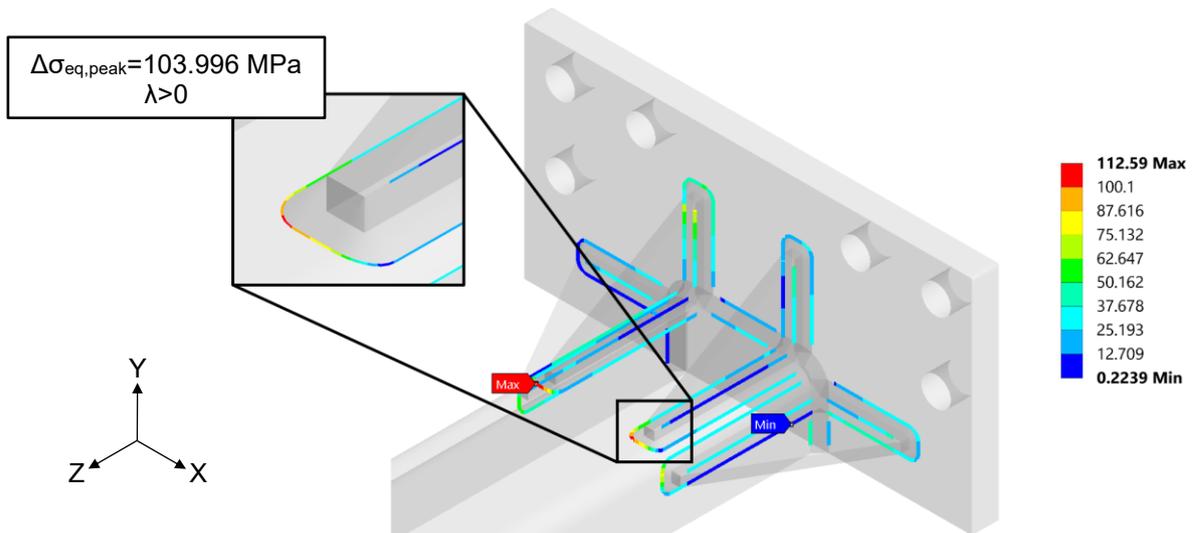


Figura 5.33 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i piedi cordone dal lato vincolato e posizione del secondo possibile nodo critico associato ad un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0 ricavati mediante l'applicativo PSM nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$. Valori ricavati con $\Delta F_y = -2\,845\text{ N}$ e $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$ sul giunto completo.

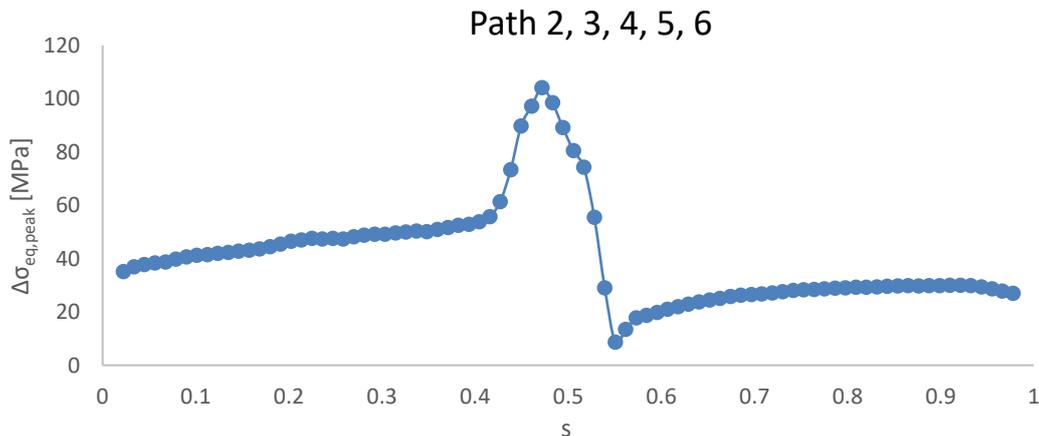


Figura 5.34 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 2, 3, 4, 5 e 6 ricavato mediante l'applicativo PSM nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 5.13. Valori ricavati con $\Delta F_y = -2\,845\text{ N}$ e $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$ sul giunto completo.

Nella figura 5.35, infine, sono riportati gli andamenti della tensione equivalente di picco lungo tutte le radici analizzate con il modello sollecitato a flessione-torsione con rapporto tra le ampiezze di tensione τ_a/σ_a pari a $1/\sqrt{3}$. In nessun nodo è stato rilevato un coefficiente di biassialità λ pari a 0 e la massima tensione equivalente di picco, pari a 69.048 MPa, è stata rilevata lungo il path 146.

In conclusione, essendo tale valore inferiore a quelli presenti sui piedi cordone, è lecito prevedere che la cricca innescherà dai punti caratterizzati da coefficienti di biassialità λ maggiori di 0 indicati nelle figure 5.31 e 5.33 per vite a fatica, in termini di cicli a rottura N_r , minori di $1.3 \cdot 10^5$ cicli, mentre, per numeri di cicli superiori, dal nodo associato al coefficiente di biassialità λ pari a 0 nella figura 5.31.

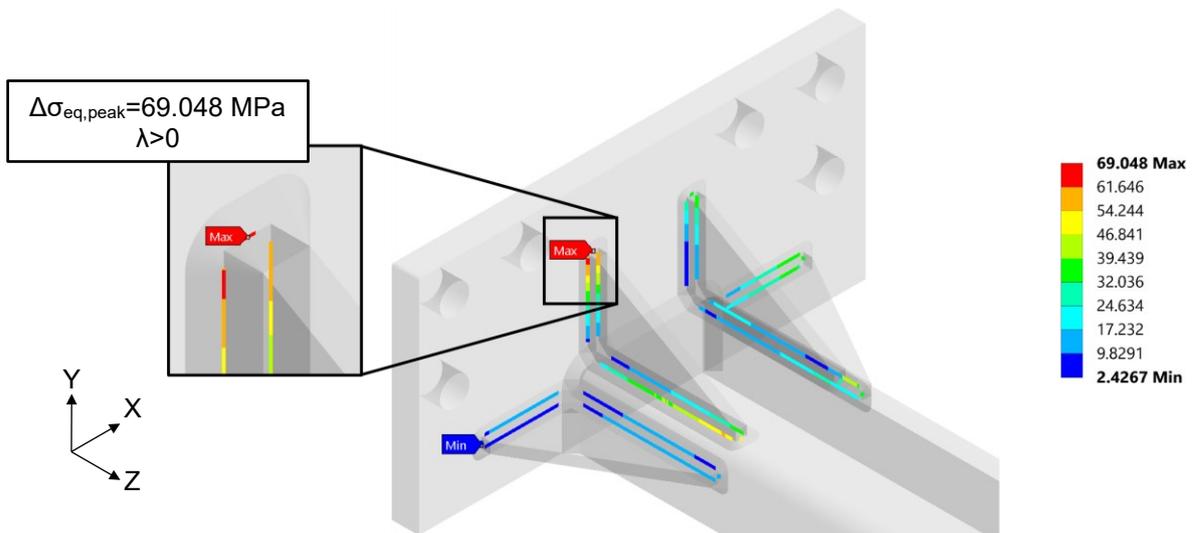


Figura 5.35 Andamento della tensione equivalente di picco lungo tutte le radici dal lato vincolato e posizione del massimo valore per questa tipologia di intaglio ricavati mediante l'applicativo PSM nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$. Valori ricavati con $\Delta F_y = -2\ 845\ \text{N}$ e $\Delta M_t = 10^6\ \text{Nmm}$ sul giunto completo.

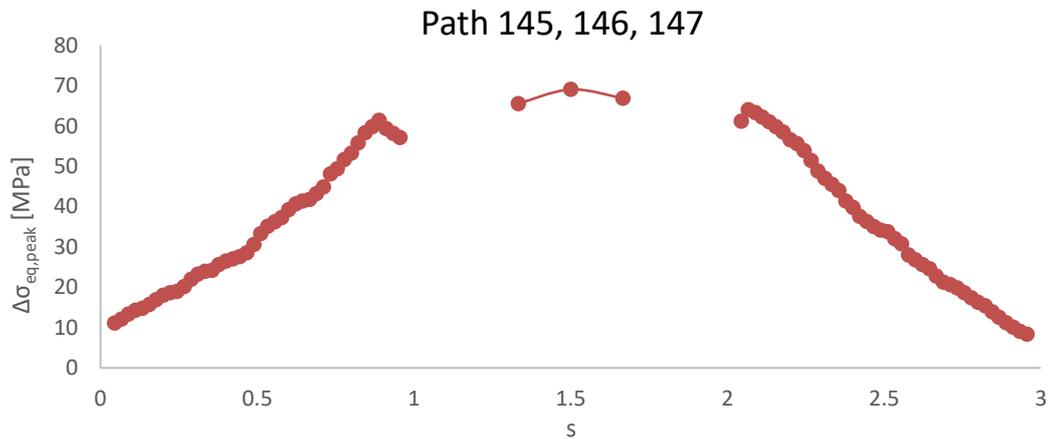


Figura 5.36 Andamento della tensione equivalente di picco lungo i path 145, 146, 147 ricavato mediante l'applicativo PSM nell'analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 5.15. Valori ricavati con $\Delta F_y = -2\ 845\ \text{N}$ e $\Delta M_t = 10^6\ \text{Nmm}$ sul giunto completo.

5.3.2.3 Approfondimento sui valori dei coefficienti di biassialità λ

Per completezza si riportano nella tabella 5.4 i valori effettivamente calcolati dei coefficienti di biassialità λ presenti nei vari nodi indicati in questo paragrafo. Si ricorda che, in questo lavoro di Tesi, il valore di soglia è stato posto pari a $\lambda = 0.02$.

Tabella 5.4 Coefficienti di biassialità λ stimati mediante l'applicativo PSM, rispettive indicazioni riportate nelle figure precedenti e tensioni equivalenti di picco associate.

τ_a/σ_a	λ calcolato	λ indicato	Range di tensione equivalente di picco associata	Range di carico applicati al giunto completo	Figura	λ calcolato nell'analisi "a mano"
1	0.169	> 0	77.751 MPa	$\Delta F_y = -1\ 642.736\ \text{N}$ $\Delta M_t = 10^6\ \text{Nmm}$	5.25	0.112 (>0)
	0.077	> 0	70.891 MPa		5.27	0.124 (>0)
	0.016	= 0	68.736 MPa		5.27	0.131 (>0)
	2.513	> 0	45.512 MPa		5.29	2.554 (>0)
$1/\sqrt{3}$	0.070	> 0	112.586 MPa	$\Delta F_y = -2\ 845.302\ \text{N}$ $\Delta M_t = 10^6\ \text{Nmm}$	5.31	0.051 (>0)
	0.005	= 0	98.132 MPa		5.31	0.067 (>0)
	0.027	> 0	103.996 MPa		5.33	0.075 (>0)
	2.335	> 0	69.048 MPa		5.35	2.333 (>0)

5.4 Confronto risultati

5.4.1 $\tau_a/\sigma_a=1$

5.4.1.1 Analisi dei piedi cordone

Nella figura 5.37 sono confrontati gli andamenti della tensione equivalente di picco rilevati lungo l'intaglio che ne presenta il valore massimo, ossia quello costituito dai path 102, 103, 104, 105 e 106, nelle analisi a flessione-torsione con rapporto tra le ampiezze di tensione τ_a/σ_a pari a 1 condotte manualmente e utilizzando l'applicativo PSM con i settaggi avanzati. I due grafici, ad eccezione del nodo in cui l'applicativo PSM, ricavando in modo errato gli angoli di apertura 2α nel suo intorno, ne ha sottostimato il valore, sono in ottimo accordo e, come si può notare dalle figure 5.5 e 5.25, presentano il massimo nello stesso nodo, ossia l'ultimo avente un angolo di apertura 2α pari a 135° prima dell'inizio del tratto curvo costituito dal path 105. L'applicativo PSM ha stimato tale valore con una differenza di +1.208 MPa, corrispondente ad un Δ del +1.674%, rispetto all'analisi "a mano" e, entrambi i metodi, vi hanno associato un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0.

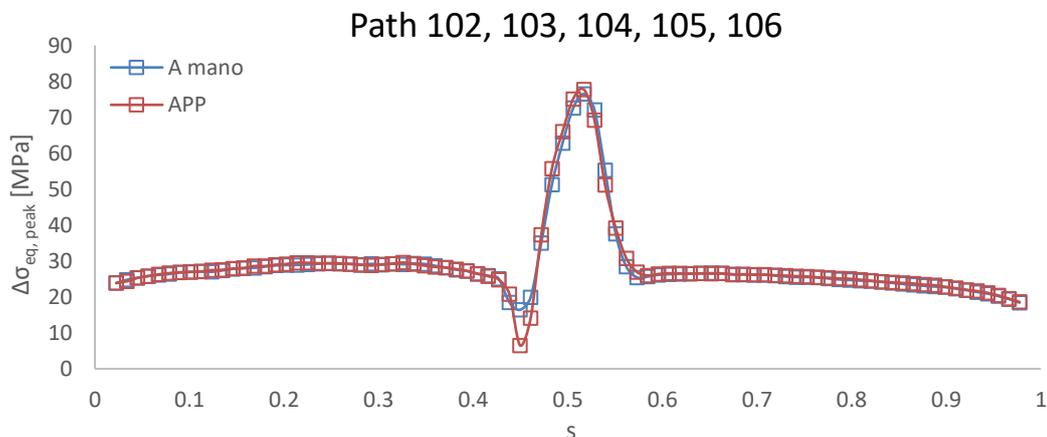


Figura 5.37 Confronto degli andamenti della tensione equivalente di picco lungo i path 102, 103, 104, 105 e 106 nella analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1$ ottenuti manualmente e mediante l'applicativo PSM utilizzando i settaggi avanzati; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 5.5. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1\ 643\ \text{N}$ e $\Delta M_t = 10^6\ \text{Nmm}$ sul giunto completo.

Le due analisi, lungo i path 2, 3, 4, 5 e 6, hanno stimato degli andamenti della tensione equivalente di picco simili e hanno individuando, in corrispondenza dei rispettivi massimi che non coincidono ma sono su nodi affiancati, la presenza di un secondo possibile nodo critico associato ad un coefficiente di biassialità maggiore di 0. Questi si trovano sul tratto curvo del cordone posizionato sulla faccia piana del tubo (figure 5.7 e 5.27) e la differenza tra i valori stimati dall'applicativo PSM e dall'analisi "a mano" è di -4.043 MPa, corrispondente ad un Δ del -5.395%. Inoltre, l'applicativo PSM, nel nodo affianco a quello nel quale è presente l'apice del relativo grafico (figura 5.27), ha individuato la massima tensione equivalente di picco associata ad un coefficiente di biassialità nullo che diventa critica per una vita a fatica, in termini di cicli a rottura N_f , maggiore di $1.2 \cdot 10^5$ cicli. Nell'analisi "a

mano”, invece, nessun nodo associato ad un coefficiente di biassialità nullo ha rappresentato una criticità.

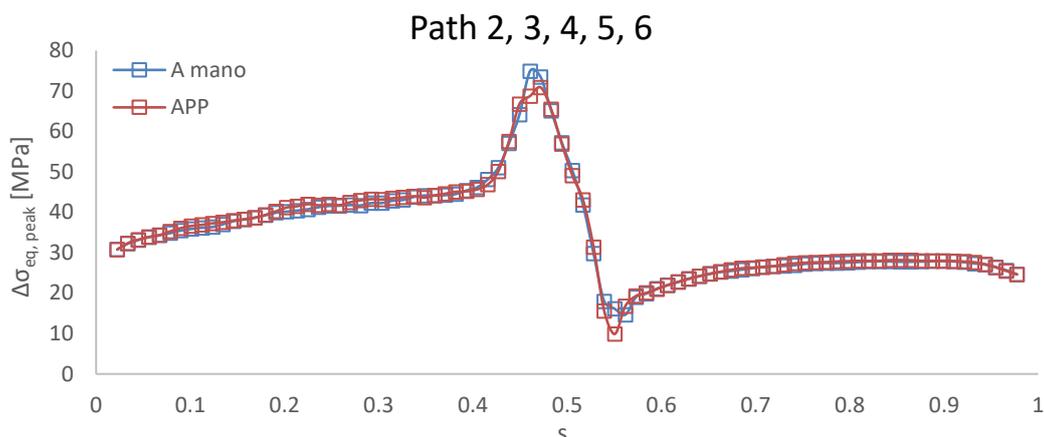


Figura 5.38 Confronto degli andamenti della tensione equivalente di picco lungo i path 2, 3, 4, 5 e 6 nella analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1$ ottenuti manualmente e mediante l'applicativo PSM utilizzando i settaggi avanzati; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 5.7. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1\,643\text{ N}$ e $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$ sul giunto completo.

Nei restanti piedi cordone le differenze tra i risultati delle due analisi presenti in ciascun nodo sono rimaste quasi sempre all'interno del range $\Delta=\pm 5\%$. I valori esterni a questo intervallo sono stati individuati nelle zone in cui il cordone presenta delle curvature e in quelle nelle quali gli angoli di apertura 2α sono maggiori di 135° . In tali zone i Δ hanno raggiunto un valore massimo di $+14.471\%$ e minimo, nel nodo della figura 5.37 di cui si è già discusso, di -60.357% .

5.4.1.2 Analisi delle radici

Nella figura 5.39 sono confrontati gli andamenti della tensione equivalente di picco rilevati lungo la radice che ne ha presentato il valore massimo, ossia quella costituita dai path 145, 146 e 147, nelle analisi a flessione-torsione con rapporto tra le ampiezze di tensione τ_a/σ_a pari a 1. I due grafici presentano i valori massimi, la cui differenza è di $+0.275\text{ MPa}$, corrispondente a $\Delta=+0.607\%$, non in due nodi coincidenti ma affiancati. Inoltre, entrambi i metodi non hanno individuato nodi associati a coefficienti di biassialità λ nulli.

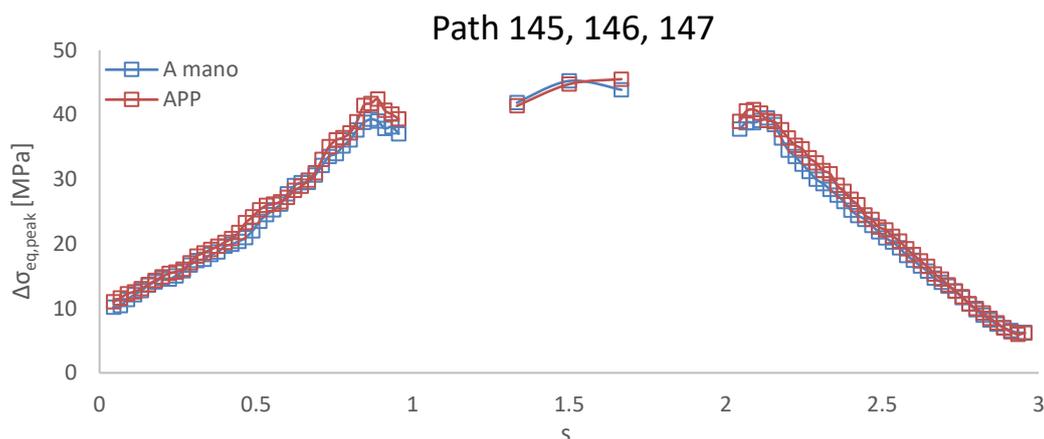


Figura 5.39 Confronto degli andamenti della tensione equivalente di picco lungo i path 145, 146 e 147 nella analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1$ ottenuti manualmente e mediante l'applicativo PSM senza utilizzare i settaggi avanzati; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 5.9. Valori ricavati con $\Delta F_y = -1\,643\text{ N}$ e $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$ sul giunto completo.

Infine, nelle restanti radici, le differenze tra i risultati delle due analisi presenti in ciascun nodo sono rimaste in buona parte all'interno del range $\Delta=\pm 10\%$. I valori esterni a questo intervallo hanno raggiunto un massimo di $+32.310\%$ e minimo di -26.316% .

5.4.2 $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$

5.4.2.1 Analisi dei piedi cordone

Anche nelle analisi a flessione-torsione con rapporto tra le ampiezze di tensione τ_a/σ_a pari a $1/\sqrt{3}$ entrambi i metodi hanno individuato la massima tensione equivalente di picco lungo l'intaglio costituito dai path 102, 103, 104, 105 e 106 e, come si può notare dalla figura 5.40, lungo tutto il piede cordone gli andamenti sono in ottimo accordo. Entrambi i grafici presentano il valore massimo nello stesso nodo delle analisi precedenti, ossia l'ultimo avente un angolo di apertura 2α pari a 135° prima dell'inizio del tratto curvo costituito dal path 105 (figure 5.11 e 5.31). L'applicativo PSM ha stimato tale valore con una differenza di +0.945 MPa, corrispondente ad un Δ del +0.846%, rispetto all'analisi "a mano" ed entrambi vi hanno associato un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0. Inoltre, a differenza dell'analisi "a mano" che non ha segnalato la presenza di alcun nodo associato ad un coefficiente di biassialità λ nullo che rappresentasse una criticità, l'applicativo PSM, sempre lungo l'intaglio costituito dai path 102, 103, 104, 105 e 106, e in particolare nel nodo affianco a quello nel quale è presente l'apice del relativo grafico (figura 5.31), ha individuato la massima tensione equivalente di picco associata ad un coefficiente di biassialità λ nullo che diventa critica per una vita a fatica, in termini di cicli a rottura N_f , maggiore di $1.3 \cdot 10^5$ cicli.

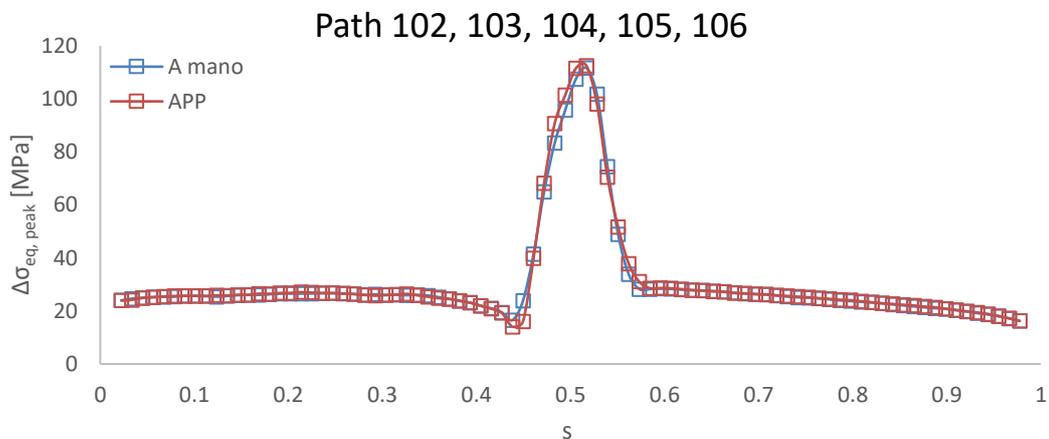


Figura 5.40 Confronto degli andamenti della tensione equivalente di picco lungo i path 102, 103, 104, 105 e 106 nella analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$ ottenuti manualmente e mediante l'applicativo PSM utilizzando i settaggi avanzati; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 5.11. Valori ricavati con $\Delta F_y = -2\,845$ N e $\Delta M_t = 10^6$ Nmm sul giunto completo.

Lungo i path 2, 3, 4, 5 e 6 i due metodi hanno rilevato degli andamenti della tensione equivalente di picco, ad eccezione del nodo in cui l'applicativo PSM, ricavando in modo errato gli angoli di apertura 2α nel suo intorno, ne ha sottostimato il valore, in ottimo accordo e, come si può notare dalle figure 5.13 e 5.33, presentano il massimo nello stesso nodo, ossia quello sul tratto curvo del cordone posizionato sulla faccia piana del tubo. Il valore in tale punto, stimato dall'applicativo PSM con una differenza di -2.870 MPa, corrispondente ad un Δ del -2.685%, rispetto all'analisi "a mano", è stato associato da entrambi i metodi ad un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0 e rappresenta un secondo possibile nodo critico per una vita a fatica, in termini di cicli a rottura N_f , inferiore a $1.3 \cdot 10^5$ cicli.

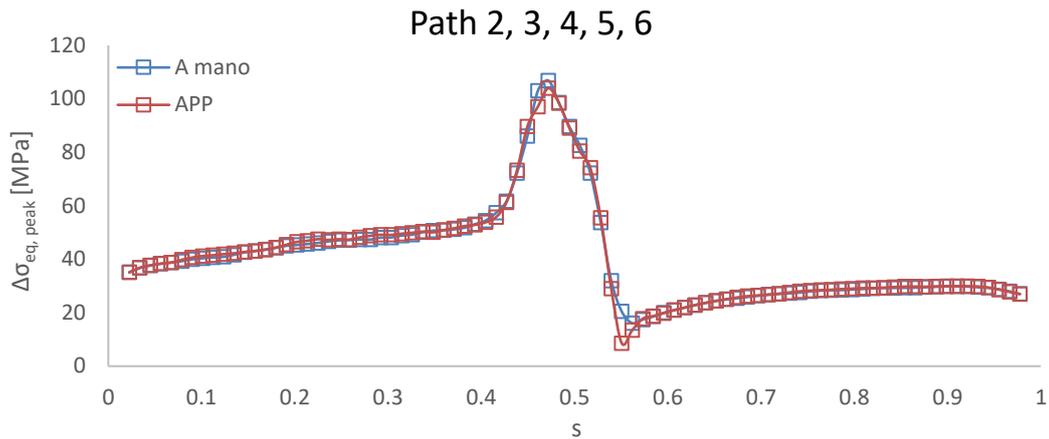


Figura 5.41 Confronto degli andamenti della tensione equivalente di picco lungo i path 2, 3, 4, 5 e 6 nella analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$ ottenuti manualmente e mediante l'applicativo PSM utilizzando i settaggi avanzati; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 5.13. Valori ricavati con $\Delta F_y = -2\,845\text{ N}$ e $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$ sul giunto completo.

Nei restanti piedi cordone le differenze tra i risultati delle due analisi presenti in ciascun nodo sono rimaste quasi sempre all'interno del range $\Delta=\pm 5\%$. I valori esterni a questo intervallo sono stati individuati nelle zone in cui il cordone presenta delle curvature e in quelle nelle quali gli angoli di apertura 2α sono maggiori di 135° . In tali zone i Δ hanno raggiunto un valore massimo di $+21.798\%$ e minimo, nel nodo della figura 5.41 di cui si è già discusso, di -57.994% .

5.4.2.2 Analisi delle radici

Nella figura 5.42 sono confrontati gli andamenti della tensione equivalente di picco rilevati lungo la radice che ne ha presentato il valore massimo nelle analisi a flessione-torsione con rapporto tra le ampiezze di tensione τ_a/σ_a pari a $1/\sqrt{3}$ e che, anche in questo caso, corrisponde a quella costituita dai path 145, 146 e 147. I due grafici presentano i massimi nello stesso nodo (figure 5.15 e 5.35) con una differenza di $+2.964\text{ MPa}$, corrispondente a $\Delta=+4.485\%$, e sono entrambi associati, come tutti i nodi appartenenti alle radici, ad un coefficiente di biassialità λ maggiore di 0.

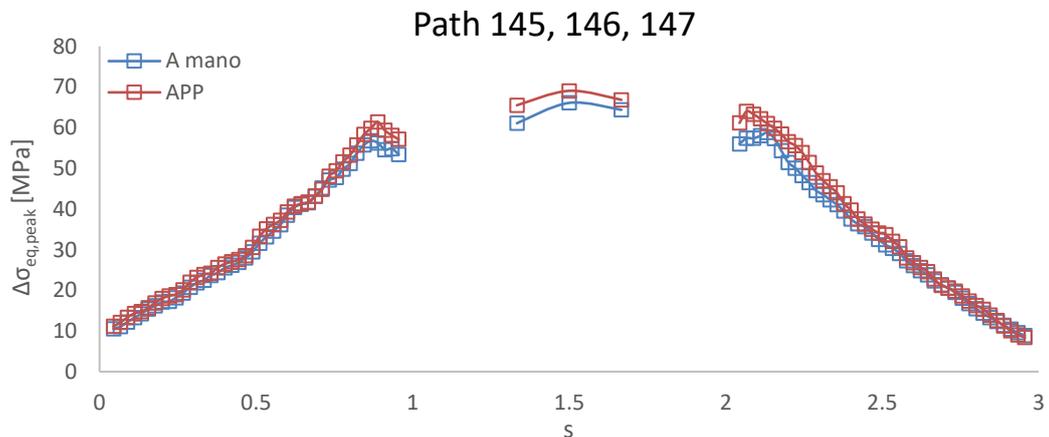


Figura 5.42 Confronto degli andamenti della tensione equivalente di picco lungo i path 145, 146 e 147 nella analisi a flessione-torsione con $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$ ottenuti manualmente e mediante l'applicativo PSM senza utilizzare i settaggi avanzati; la coordinata s è definita nello stesso modo della figura 5.15. Valori ricavati con $\Delta F_y = -2\,845\text{ N}$ e $\Delta M_t = 10^6\text{ Nmm}$ sul giunto completo.

Infine, nelle restanti radici, le differenze tra i risultati delle due analisi presenti in ciascun nodo sono rimaste in buona parte all'interno del range $\Delta=\pm 10\%$. I valori esterni a questo intervallo hanno raggiunto un massimo di $+36.280\%$ e minimo di -17.117% .

5.5 Commenti

Le analisi condotte manualmente e tramite l'applicativo PSM, considerando che l'utilizzo degli elementi tetra 10 porta ad una incertezza sui risultati del $\pm 20\%$ [20], sono in ottimo accordo in termini di andamenti delle tensioni equivalenti di picco, valori massimi e loro posizione. L'applicativo PSM, a differenza dell'analisi "a mano", ha però individuato diversi nodi caratterizzati da un coefficiente di biassialità λ inferiore a 0.02, e pertanto considerato nullo, per vite a fatica inferiori al run out del PSM.

Per assicurarsi che questa discordanza non fosse dovuta ad errori di stima dell'angolo di apertura 2α da parte dell'applicativo PSM, il giunto è stato rianalizzato utilizzando una dimensione di elemento inferiore. Al termine dell'analisi sono stati rilevati coefficienti di biassialità λ minori di 0.02 negli stessi nodi e, pertanto, è possibile considerare validi i risultati ottenuti nel paragrafo 5.3.2.

Le prove al banco, oltre ad essere utilizzate per validare i valori di tensione equivalente di picco e le posizioni dell'innesco della cricca, permetteranno di capire quale dei due metodi ha previsto in maniera corretta il comportamento del giunto per vite a fatica, in termini di cicli a rottura N_f , all'interno dell'intervallo $1.2 \cdot 10^5 \div 2 \cdot 10^6$ cicli fornendo, inoltre, ulteriori e più accurate informazioni sul valore di soglia da utilizzare per considerare il coefficiente di biassialità λ maggiore o pari a 0.

Si riassumono, infine, nella tabella 5.5 i risultati ottenuti con l'analisi "a mano" e nella tabella 5.6 quelli ottenuti con l'applicativo PSM.

Tabella 5.5 Risultati delle analisi condotte in questo capitolo con il metodo "a mano".

T_a/σ_a	$\Delta\sigma_{eq,peak,max}$ [MPa]	λ	Stima dei siti d'innesco delle cricche	Range di carico applicati sul giunto completo
1	76.471	>0	5.43a	$F_y = -1\ 642.736\ N$ $M_t = 10^6\ Nmm$
$1/\sqrt{3}$	106.864	>0	5.43a	$F_y = -2\ 845.302\ N$ $M_t = 10^6\ Nmm$

Tabella 5.6 Risultati delle analisi condotte in questo capitolo con l'applicativo PSM.

T_a/σ_a	N_f [cicli]	$\Delta\sigma_{eq,peak,max}$ [MPa]	λ	Stima dei siti d'innesco delle cricche	Range di carico applicati sul giunto completo
1	$<1.2 \cdot 10^5$	77.751	>0	5.43a	$F_y = -1\ 642.736\ N$ $M_t = 10^6\ Nmm$
	$>1.2 \cdot 10^5$	68.736	0	5.43b	
$1/\sqrt{3}$	$<1.3 \cdot 10^5$	112.586	>0	5.43a	$F_y = -2\ 845.302\ N$ $M_t = 10^6\ Nmm$
	$>1.3 \cdot 10^5$	98.132	0	5.43c	

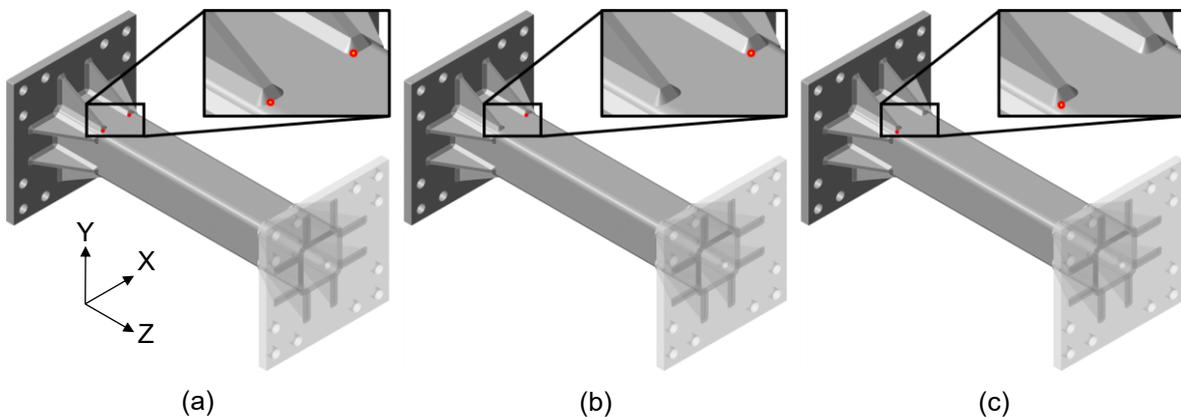


Figura 5.43 Siti d'innesco delle cricche stimati dalle varie analisi a flessione-torsione.

CAPITOLO 6

Prove estensimetriche

Prima di avviare le prove sperimentali, per assicurarsi che il banco funzionasse correttamente, si è estensimetrato un giunto e lo si è sottoposto ad una serie di prove statiche e dinamiche, sia a flessione che a torsione, monitorandone le deformazioni. Le prime sono state utilizzate per validare il funzionamento degli estensimetri e verificare che il giunto venisse sollecitato nel modo corretto, mentre le seconde per verificare la presenza di effetti inerziali e, nel caso, definire un modello per quantificarli.

6.1 Estensimetri utilizzati

Per rilevare i valori di deformazione si sono incollati, sulle due facce del tubo parallele al piano X-Z, un estensimetro Kyowa KFGS-3-120-C1-11 (figura 6.1a) ed una rosetta estensimetrica Kyowa SKF-24233 costituita da tre griglie estensimetriche disposte a -45° , 0° e 45° (figura 6.1b). Il primo è stato montato sulla faccia inferiore del tubo, mentre la rosetta su quella superiore.

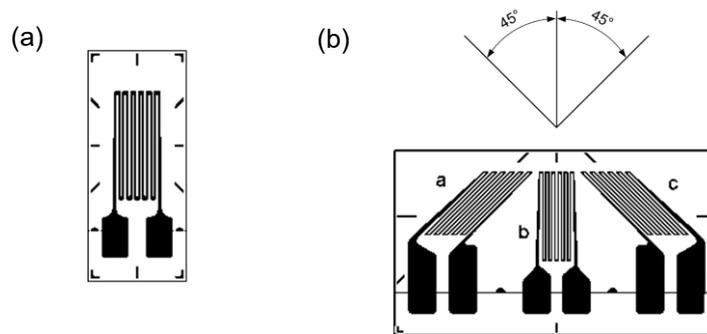


Figura 6.1 Rappresentazione schematica di un estensimetro (a) e di una rosetta $-45^\circ/0^\circ/45^\circ$ (b).

Nella tabella 6.1 sono riportate le proprietà dell'estensimetro e della rosetta ricavate dai rispettivi data sheet; per ulteriori informazioni fare riferimento ai data sheet riportati nell'appendice C.

Tabella 6.1 Proprietà degli estensimetri ricavate dai rispettivi data sheet; per ulteriori informazioni fare riferimento ai data sheet riportati nell'appendice C.

	Estensimetro	Rosetta 0°	Rosetta -45°	Rosetta 45°
Gage factor	$2.11 \pm 1.0\%$ (23°C , 50% RH)	$2.08 \pm 1.0\%$ (24°C , 50% RH)	$2.01 \pm 1.0\%$ (24°C , 50% RH)	$2.01 \pm 1.0\%$ (24°C , 50% RH)
Gage length	3 mm	2 mm	2 mm	2 mm
Gage resistance	$120.4 \Omega \pm 0.4\%$ (23°C , 50% RH)	$120.0 \pm 0.8 \Omega$ (24°C , 50% RH)	$120.0 \pm 0.8 \Omega$ (24°C , 50% RH)	$120.0 \pm 0.8 \Omega$ (24°C , 50% RH)

6.2 Preparazione delle prove

6.2.1 Stima del punto di incollaggio

Per ottenere delle misurazioni ottimali è stato necessario incollare l'estensimetro e la rosetta in una posizione sufficientemente lontana dall'estremità caricata, così da massimizzare l'effetto delle forze esercitate dagli attuatori, ma non eccessivamente vicina agli irrigiditori per non risentire degli effetti locali che questi generano. Per individuare tale posizione si è dunque eseguita un'analisi di convergenza nella quale si sono confrontate le deformazioni (longitudinali per la sollecitazione di flessione e tangenziali per quella di torsione) rilevate dai modelli agli elementi finiti utilizzati nel capitolo 4, con quelle calcolate analiticamente lungo la linea di mezzzeria della faccia superiore del tubo (figura 6.2).

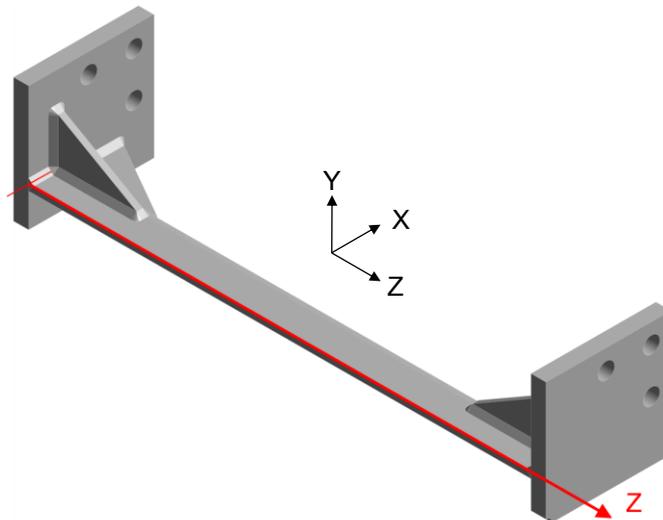


Figura 6.2 Linea lungo la quale si è eseguita l'analisi di convergenza.

Per ricavare le deformazioni longitudinali dal modello sollecitato a flessione si è utilizzato il comando *Outline > Model > Static Structural > Solution > clic con il tasto destro > Insert > Strain > Normal* selezionando come geometria di riferimento la linea indicata nella figura 6.2 e, come "Orientation", "Z Axis".

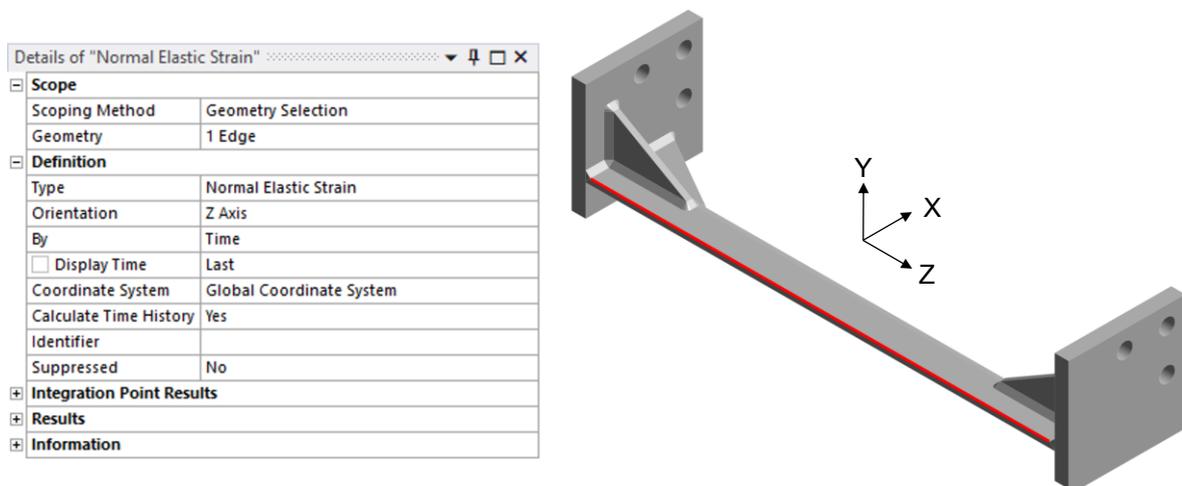


Figura 6.3 Finestra "Details" per l'estrapolazione della deformazione longitudinale.

I valori analitici con i quali eseguire il confronto sono stati ottenuti utilizzando l'equazione

$$\varepsilon_{zz,an} = \frac{M_f}{W_f \cdot E} \quad (6.1)$$

dove $E=206\,000$ MPa e il momento flettente è stato calcolato moltiplicando la forza verticale utilizzata nella simulazione a flessione, pari a $1.5 \cdot 10^4$ N, con la sua distanza dal nodo. Il modulo di rigidezza flessionale W_f , ricavato utilizzando Solidworks®, è pari a $40\,500$ mm³.

Gli effetti degli irrigiditori si sono considerati trascurabili quando la deviazione percentuale tra i due andamenti è risultata inferiore al 2%; tale valore si è ottenuto ad una distanza di 156 mm dalla faccia della piastra vincolata saldata al tubo.

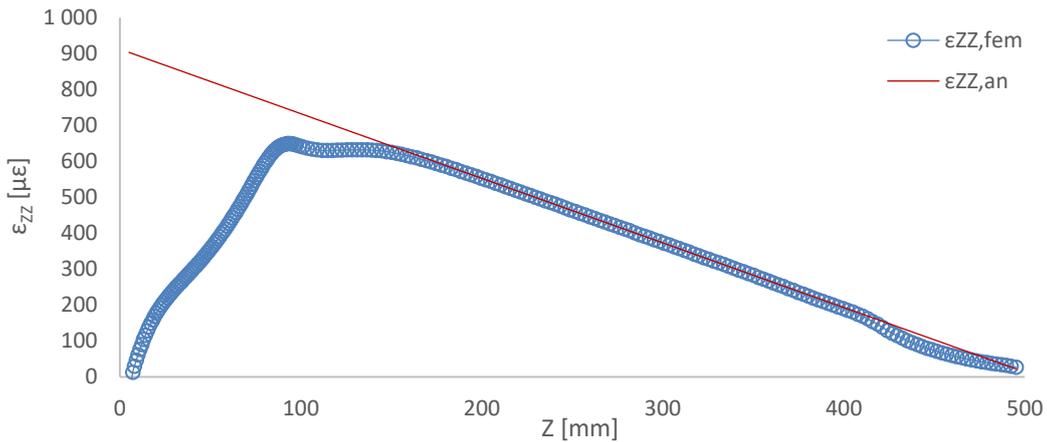


Figura 6.4 Confronto tra le deformazioni ricavate dall'analisi FEM (in azzurro) e analiticamente (in rosso) nel caso di sollecitazione di flessione.

Per ricavare i valori della deformazione tangenziale nel modello sollecitato a torsione si è invece utilizzato il comando

Outline > Model > Static Structural > Solution > clic con il tasto destro > Insert > Strain > Shear

utilizzando la stessa geometria di riferimento del modello sollecitato a flessione e, come "Orientation", "XZ Component".

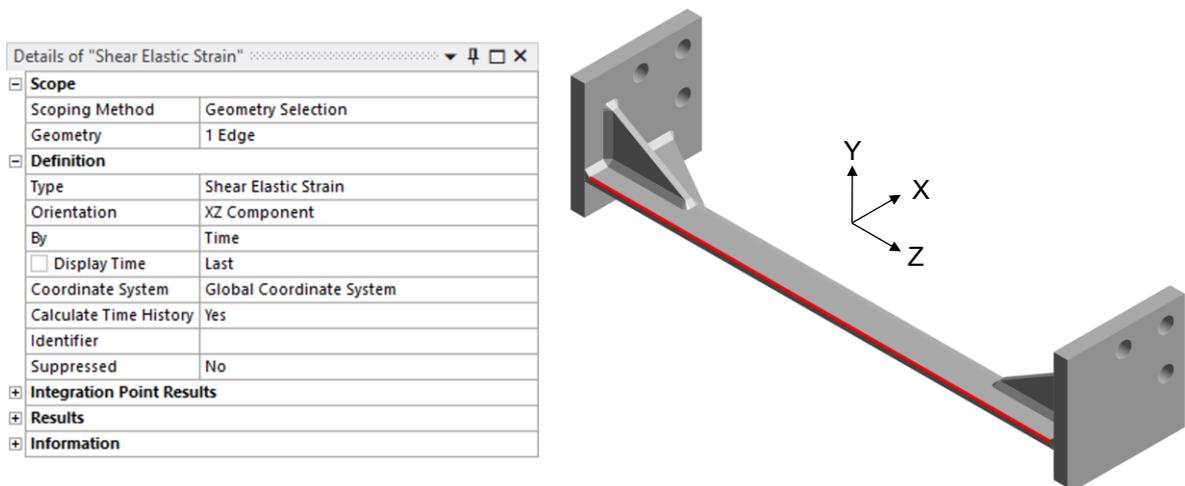


Figura 6.5 Finestra "Details" per l'estrapolazione della deformazione longitudinale.

I valori analitici con i quali fare il confronto sono stati ricavati con l'equazione

$$\varepsilon_{ZX,an} = \frac{M_t}{W_t \cdot G} \quad (6.2)$$

dove $M_t=10^6$ Nmm e, considerando $E=206\,000$ MPa e $\nu=0.3$, $G=E/2(1+\nu)=79\,230$ MPa. Anche il modulo di rigidezza torsionale W_t è stato ricavato utilizzando Solidworks® ed è risultato pari a $58\,700\text{mm}^3$.

In questo caso la deviazione percentuale tra i due andamenti è risultata inferiore al 2% ad una distanza di 90 mm dalla faccia della piastra vincolata saldata al tubo.

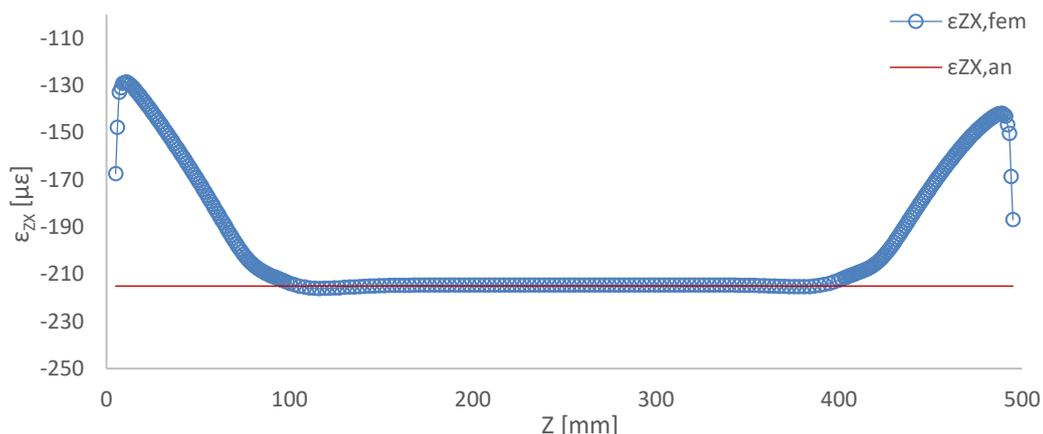


Figura 6.6 Confronto tra le deformazioni ricavate dall'analisi FEM (in azzurro) e analiticamente (in rosso) nel caso di sollecitazione di torsione.

Ad una distanza di 156 mm dalla faccia della piastra vincolata saldata al tubo si ha dunque la convergenza delle deformazioni di entrambe le sollecitazioni. In favore di sicurezza, si è deciso di aggiungere ulteriori 24 mm a tale risultato. Pertanto, si sono posizionati gli estensimetri ad una distanza di 180 mm dalla faccia della piastra vincolata saldata al tubo; in tale posizione la deviazione percentuale tra le deformazioni a flessione è risultata pari a 0.5%, mentre tra quelle a torsione a -0.174%.

6.2.2 Procedura di incollaggio

Individuati i punti nei quali applicare l'estensimetro e la rosetta estensimetrica, si è potuto procedere con il loro incollaggio. La procedura seguita è la medesima e sarà illustrata prendendo a riferimento il solo estensimetro.

6.2.2.1 Preparazione della zona di incollaggio

Per prima cosa, utilizzando carta abrasiva con grana via via più fina, si è lucidata quasi a specchio l'area nella quale si è incollato l'estensimetro. Per ottenere un risultato ottimale, ogni volta che si è cambiata la grana si è cambiata anche la direzione di lucidatura, alternando quella longitudinale a quella trasversale. Le grane utilizzate sono state P100, P250, P500, P800 e P1000 e, prima di passare alla successiva, ci si è assicurati di aver rimosso le scanalature lasciate da quella precedente.

Successivamente, utilizzando calibro, squadre e truschino si è tracciata, ad una distanza di 180 mm dalla faccia della piastra vincolata saldata al tubo, una croce da utilizzare per allineare correttamente l'estensimetro.

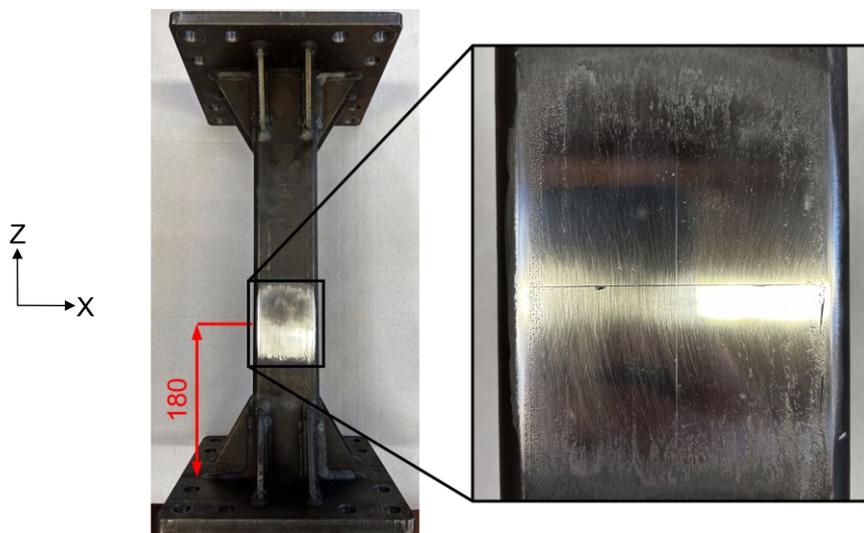


Figura 6.7 Croce realizzata per allineare l'estensimetro.

Per consentire il corretto incollaggio dell'estensimetro si è poi sgrassata la superficie utilizzando alcol etilico, strofinando con singole passate e variando ogni volta l'area della carta utilizzata.

6.2.2.2 Incollaggio

A questo punto, nello stesso modo illustrato per la superficie di incollaggio, si è pulita una lastra in plexiglass, vi si è appoggiato sopra l'estensimetro rivolgendo la faccia opaca verso il basso e lo si è ricoperto con un pezzo di nastro adesivo trasparente a bassa adesività.

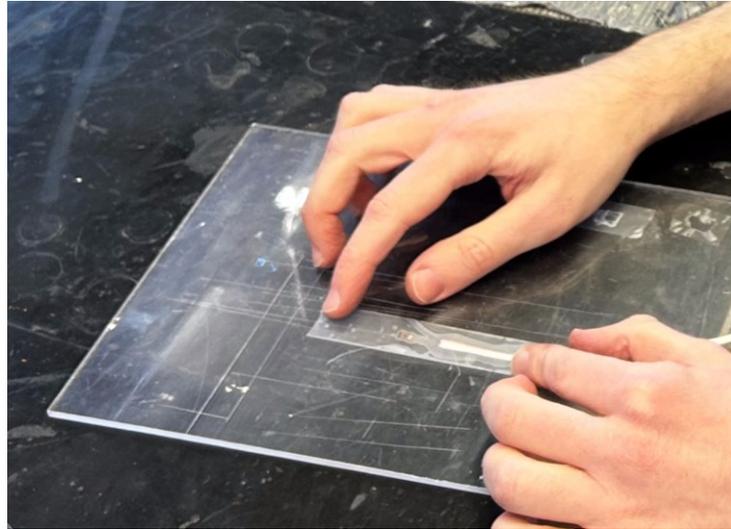


Figura 6.8 Incollaggio dell'estensimetro sul nastro a bassa adesività.

Aiutandosi con il nastro, si è posizionato l'estensimetro sul giunto allineando i segni in esso presente con la croce realizzata nella fase precedente e la griglia con la direzione delle fibre tese, ossia quella dell'asse Z. Durante queste fasi è stato importante fare attenzione a non toccare l'estensimetro per evitare di depositarvi grasso e rovinare così le misurazioni.

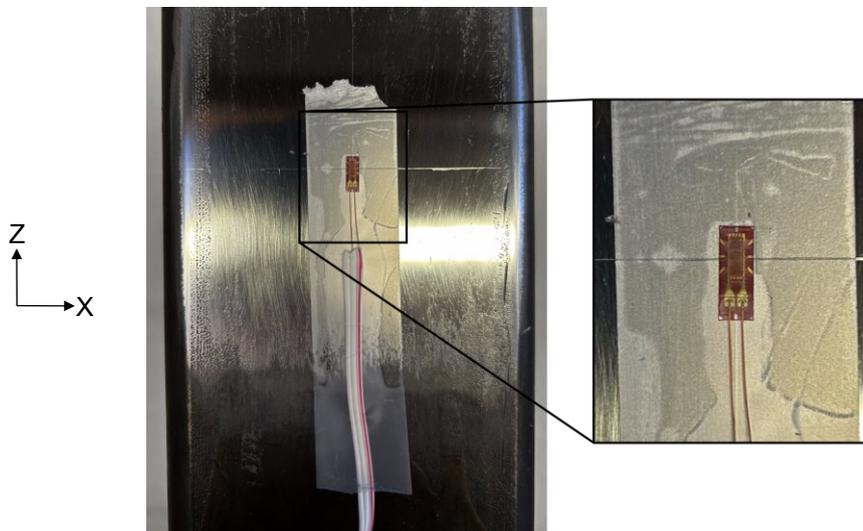


Figura 6.9 Posizionamento dell'estensimetro sul giunto allineandolo ai segni fatti precedentemente.

Per fissare l'estensimetro al giunto, si è sollevato il nastro partendo dalla parte dei cavi e si è depositata, mantenendo in tensione il nastro, una goccia di colla siliconica tra i due. Per fornire resistenza meccanica alla trazione, ed evitare così danneggiamenti dovuti ad eventuali strattolamenti, si sono fissati i cavi nella stessa maniera. Interponendo poi un foglio di teflon tra il dito e il nastro si è mantenuta una pressione costante per circa tre minuti mentre la colla polimerizzava.

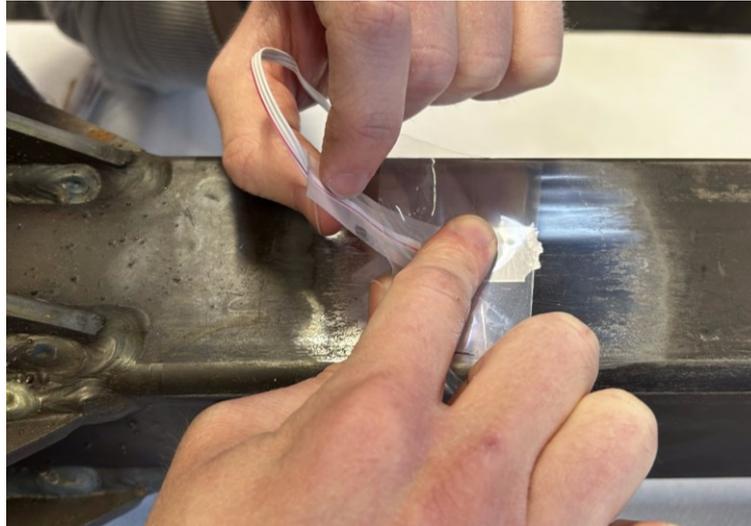


Figura 6.10 Mantenimento della pressione durante la polimerizzazione della colla siliconica.

A polimerizzazione conclusa è stato possibile rimuovere, lentamente e partendo dall'estremità più vicina al primo punto di incollaggio, il nastro.

Completato l'incollaggio dell'estensimetro lo si è ricoperto con silicone SG250 per proteggerlo.

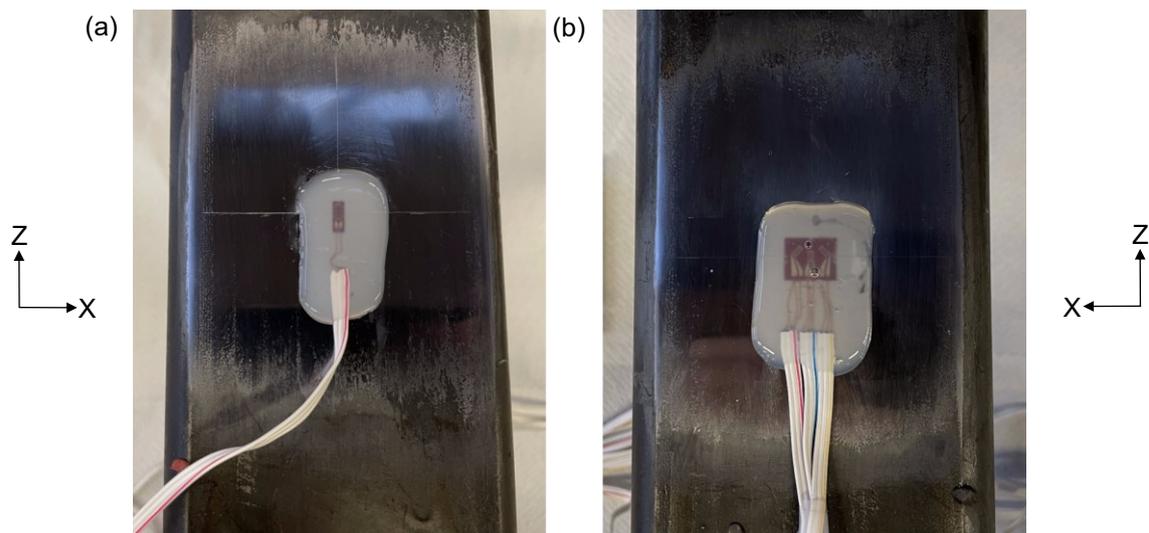


Figura 6.11 Estensimetro (a) e rosetta estensimetrica (b) ricoperti di silicone al termine della fase di incollaggio.

6.2.3 Collegamento degli estensimetri alla centralina

Gli estensimetri utilizzati sono precablati e hanno tre cavi l'uno: due bianchi e uno colorato. Nell'estensimetro singolo questo è di colore rosso, mentre, nei tre estensimetri della rosetta, sono rispettivamente: blu per quello longitudinale, giallo per quello inclinato di -45° e rosso per quello inclinato di 45° .

Utilizzando un multimetro sono state misurate le resistenze che intercorrono tra il cavo colorato e un cavo bianco, e quella tra i due cavi bianchi. Tra il cavo colorato e quello bianco è stata misurata la resistenza dell'estensimetro in serie a quella del cavo, mentre, tra i due cavi bianchi, solamente quella del cavo. La prima è risultata pari a 121.2Ω (figura 6.9a), mentre la seconda a 1.2Ω (figura 6.9b); la loro differenza, ossia 120Ω , è pari alla resistenza del solo estensimetro e corrisponde a quella riportata nei data sheets (tabella 6.1). Il doppio cavo bianco è quindi utilizzato dal sistema di acquisizione per compensarne la resistenza.

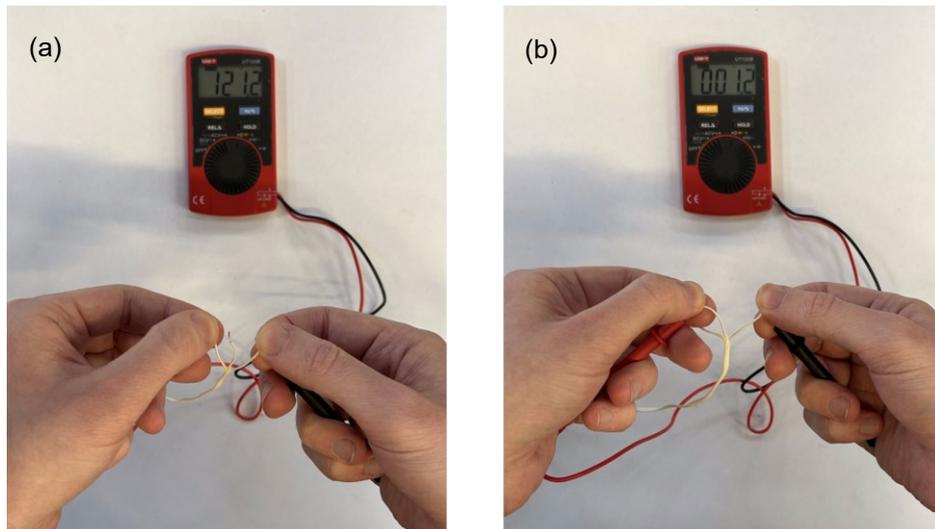


Figura 6.12 Misurazione della resistenza presente tra il cavo colorato e un cavo bianco (a) e tra due cavi bianchi (b). La prima corrisponde alla resistenza dell'estensimetro in serie a quella del cavo mentre la seconda a quella del cavo.

Per acquisire i segnali generati dagli estensimetri si è utilizzata una centralina IMC CS-7008-FD alla quale, ognuno di essi, vi è stato collegato con una configurazione a quarto di ponte (figura 6.13).

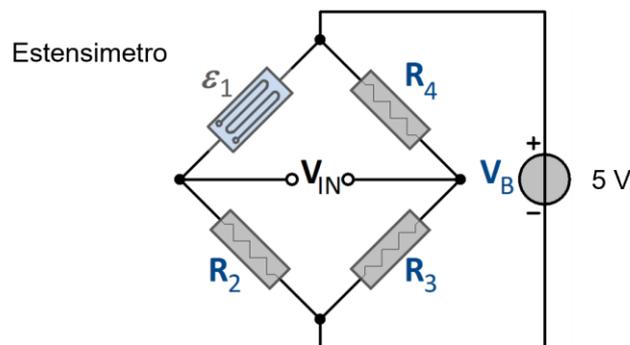


Figura 6.13 Collegamento a quarto di ponte [33].

Per collegare gli estensimetri agli ingressi analogici della centralina si sono utilizzati due connettori IMC ACC/DSUBM-UNI2 aventi due canali ciascuno. Ciascuno di essi è stato cablato nel seguente modo secondo lo schema riportato nel manuale della centralina (figura 6.14a) [33]:

- Il cavo colorato è stato collegato all'ingresso +VB in quanto tra +VB e -VB è presente la tensione di alimentazione, pari a 5 V;
- Uno dei due cavi bianchi è stato collegato all'ingresso $[i_{1/4}Bi]$, dove $i=1,2$ in base al canale del connettore utilizzato, per chiudere internamente il circuito del ponte di Wheatstone collegato alla resistenza interna pari a quella dell'estensimetro;
- L'altro cavo bianco, invece, è stato collegato all'ingresso +IN dal quale viene eseguita, dalla centralina, la lettura dello sbilanciamento del ponte;
- Cortocircuito tra gli ingressi +IN e SENSE come da manuale.

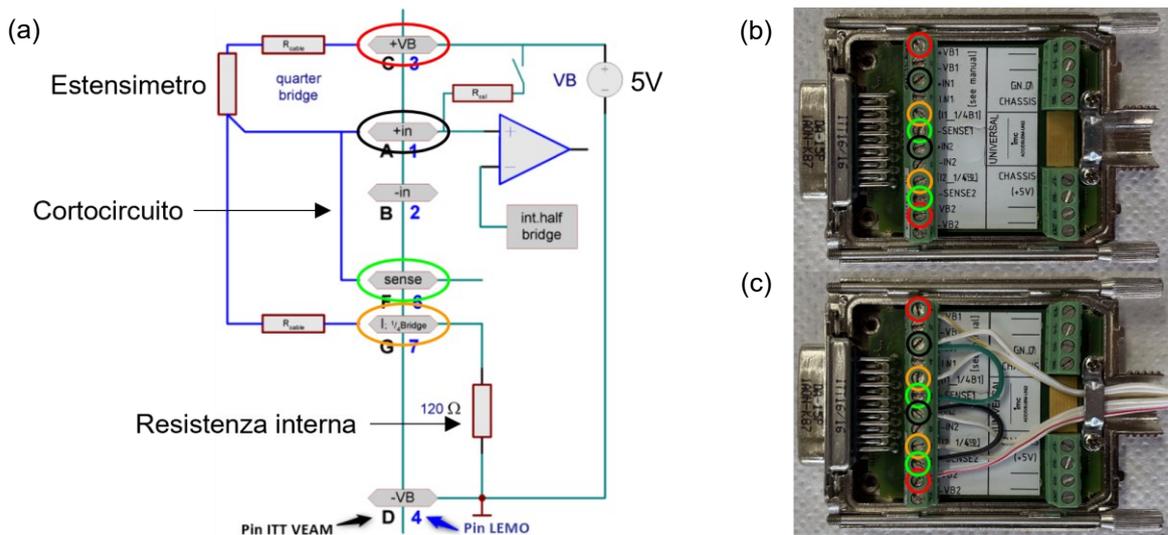


Figura 6.14 Schema di riferimento per realizzare il collegamento ad un quarto di ponte (a) [33], ingressi presenti nel connettore (b) e collegamenti realizzati (c).

Si riportano di seguito gli accoppiamenti canali-estensimetri realizzati:

- Al canale numero 1 è stato collegato l'estensimetro;
- Al canale numero 2 è stato collegato l'estensimetro longitudinale della rosetta;
- Al canale numero 3 è stato collegato l'estensimetro della rosetta inclinato di -45° ;
- Al canale numero 4 è stato collegato l'estensimetro della rosetta inclinato di 45° .

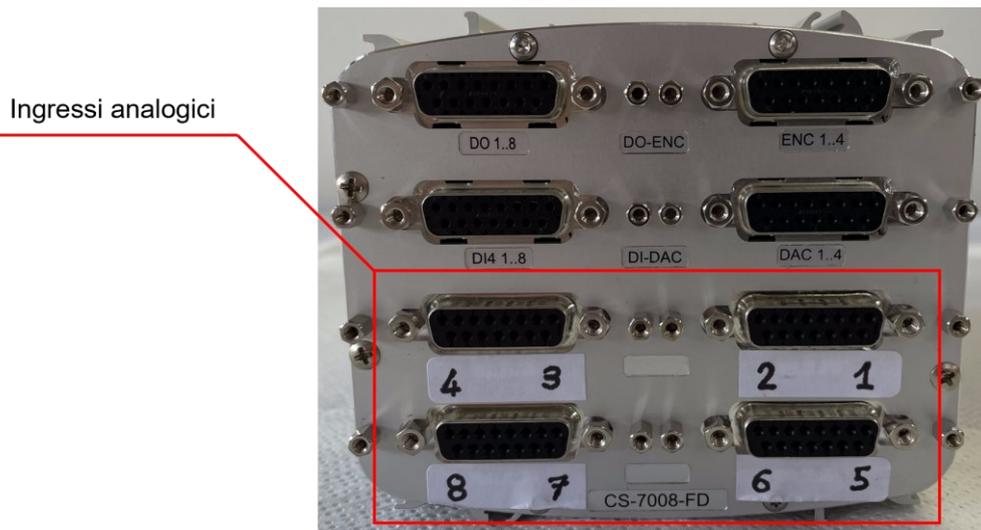


Figura 6.15 Ingressi della centralina IMC CS-7008-FD.

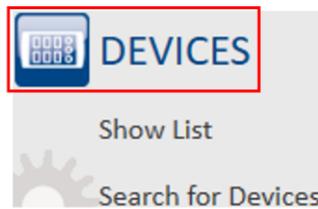
6.2.4 Set-up del programma per la rilevazione delle deformazioni

Per controllare la centralina si è utilizzato il software "imc STUDIO 5.2 R22" dalla cui home page, cliccando su "New Experiment", si è creata, con il nome "Giunto Zamperla_Prova", la directory in cui si sono salvate le configurazioni dei canali e le misurazioni eseguite.



Figura 6.16 Pulsante per la creazione di una nuova directory e finestra per la sua ridenominazione.

Sempre dalla home page si è poi cliccato su “Devices” e, nella scheda aperta, attivata la spunta relativa alla centralina in uso, ossia “imc_CS_7008_FD_14648”.



Selected	Device name	SN	Device specification	Connection status	Measurement status	Device control
<input checked="" type="checkbox"/>	imc_CS_7008_FD_146348	146348	imc C-SERIES	disconnected	stopped	Prepare

Figura 6.17 Pulsante per aprire la scheda “Devices” e spunta da attivare.

Dopodiché, per attivare i canali ai quali sono stati collegati gli estensimetri, si è seguito il percorso *Analog channels > Channel type: Analog inputs (Conteggio =8) > selezionato i canali da 1 a 4 > Channel definition* e impostato “Status” su “Active”.

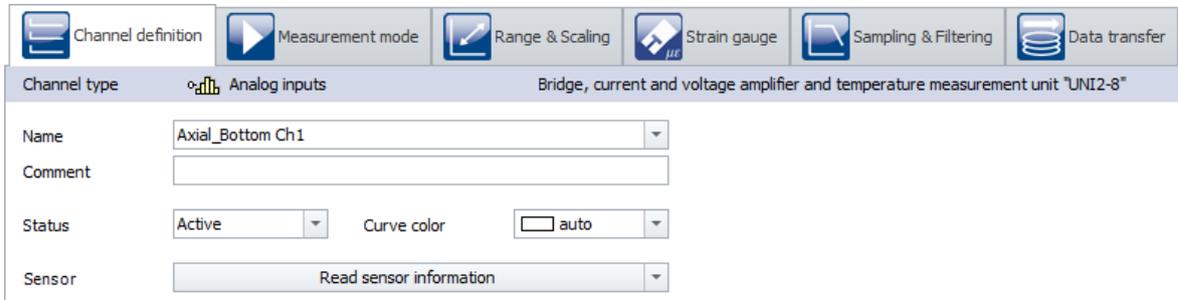


Figura 6.18 Scheda “Channel definition”.

Restando nella scheda “Channel definition” si sono poi rinominati i canali nel seguente modo:

- Canale 1, nel quale è stato collegato l’estensimetro: Axial_Bottom;
- Canale 2, nel quale è stato collegato l’estensimetro longitudinale della rosetta: Axial_Up;
- Canale 3, nel quale è stato collegato l’estensimetro della rosetta inclinato di -45°: Rosetta_1;
- Canale 4, nel quale è stato collegato l’estensimetro della rosetta inclinato di 45°: Rosetta_2.

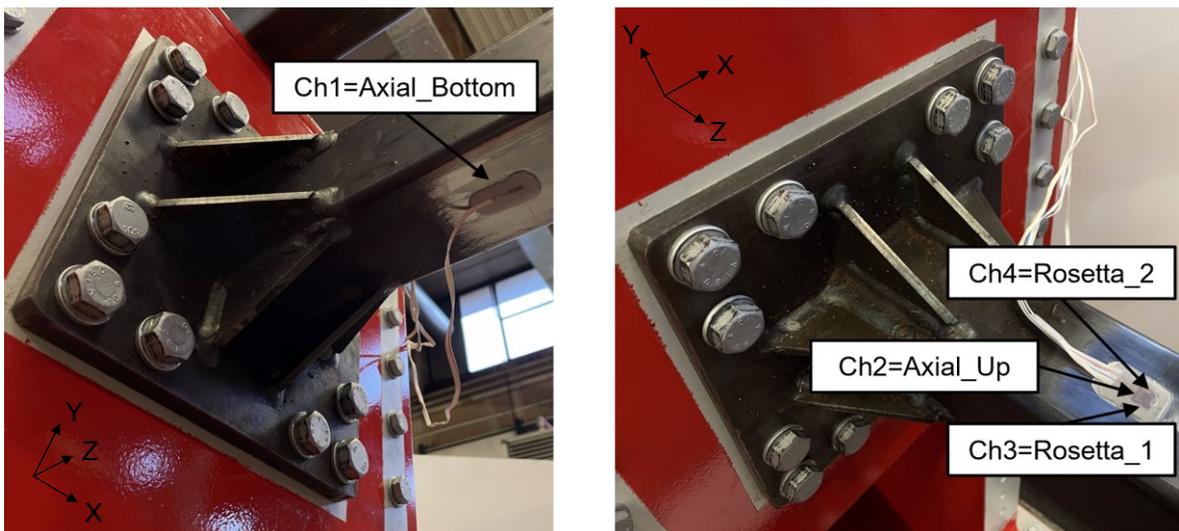


Figura 6.19 Estensimetri associati ai vari canali analogici della centralina.

Passando alla scheda “Measurement mode” si sono impostati “Mode” su “Strain gauge”, ossia ponte estensimetrico come modalità di acquisizione, e “Supply”, tensione di alimentazione, su “5 V”.

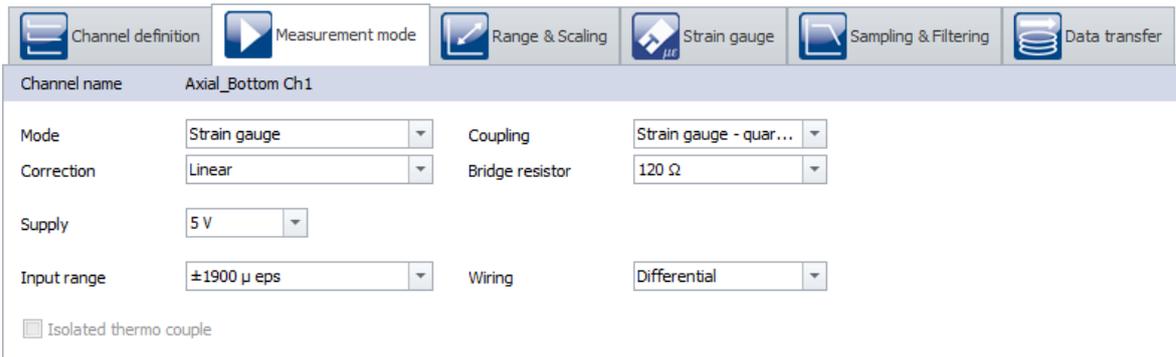


Figura 6.20 Scheda "Measurement mode".

Per inserire le proprietà degli estensimetri si è utilizzata la scheda "Strain gauge" nella quale, per ognuno di essi, si è posto "Coupling" su "Strain gauge – quarter bridge", ossia configurazione a quarto di ponte, e "Resistor" su "120 Ω". Il "Gauge factor", facendo riferimento ai data sheets (tabella 6.1), è stato posto pari a 2.11 per l'estensimetro singolo, a 2.08 per quello longitudinale della rosetta e a 2.01 per i due inclinati. Infine, si è impostato "Input range" pari a "± 1 900 μ eps" per gli estensimetri longitudinali e a "± 2 000 μ eps" per quelli inclinati di 45° in quanto questi sono i range all'interno dei quali si è previsto rientrassero le misurazioni.

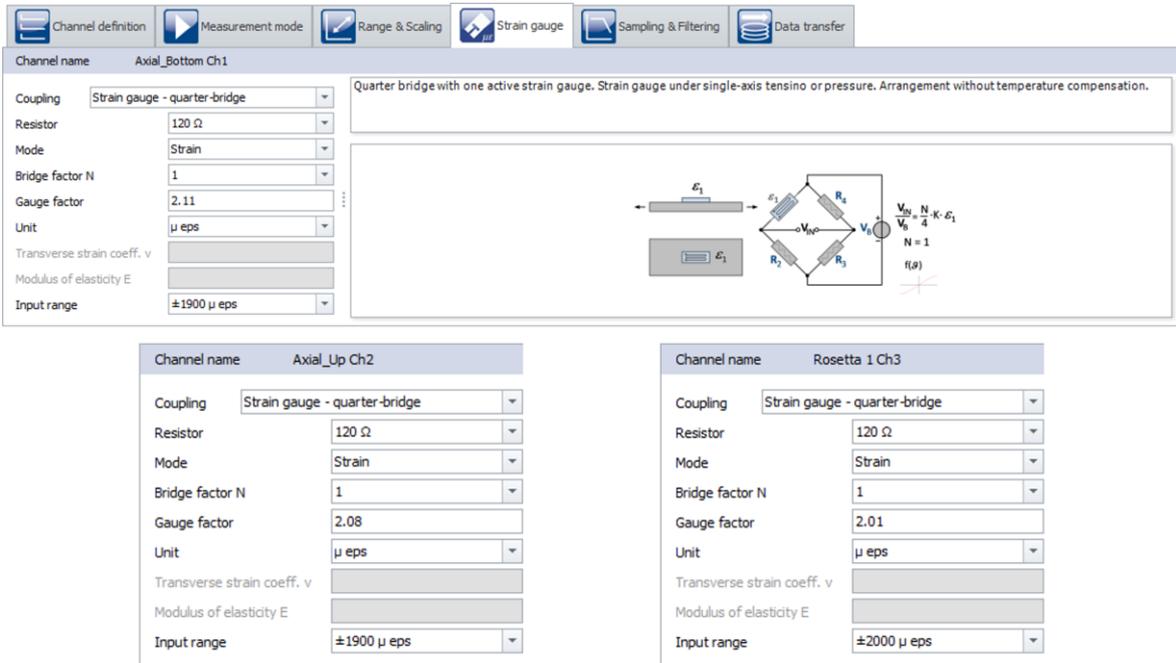
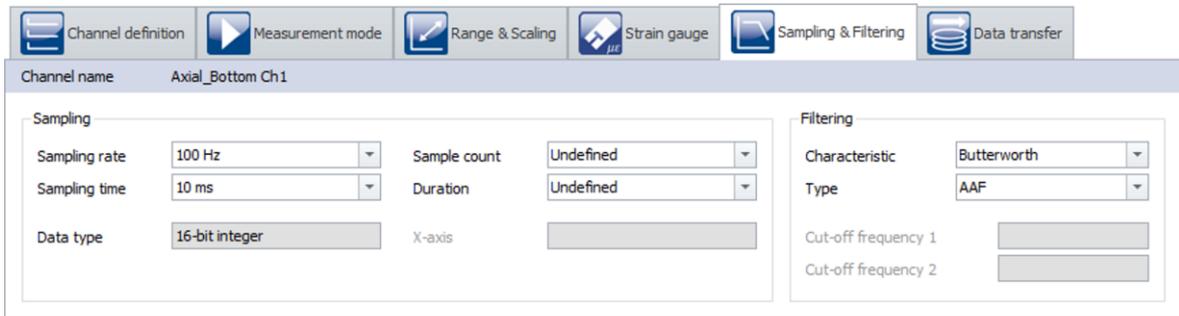
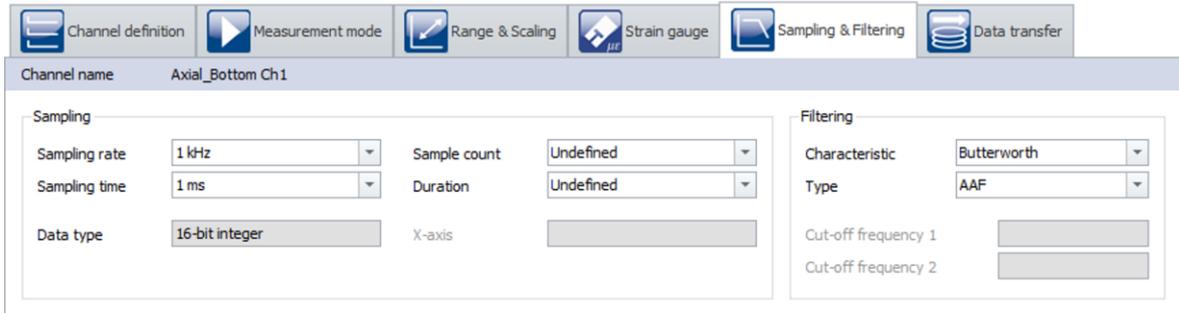


Figura 6.21 Scheda "Strain gauge compilata per l'estensimetro (a), per l'estensimetro longitudinale della rosetta (b) e per gli estensimetri inclinati della rosetta (c).

Con la scheda "Sampling & Filtering" si sono impostate le frequenze di acquisizione. Per le prove statiche si è utilizzata una frequenza di 100 Hz, mentre, per quelle dinamiche, tale valore è stato alzato ad 1 kHz con il fine di rilevare in maniera ottimale i valori delle deformazioni di picco e di valle anche nelle prove in cui i carichi sono stati applicati con frequenze elevate.



(a)



(b)

Figura 6.22 Scheda “Sampling & Filtering” compilata per le prove statiche (a) e dinamiche (b).

Questi dati, spuntando le relative caselle nella scheda “Data transfer”, sono stati salvati solamente all’interno della centralina, mentre a schermo se ne è mantenuta la sola visualizzazione.

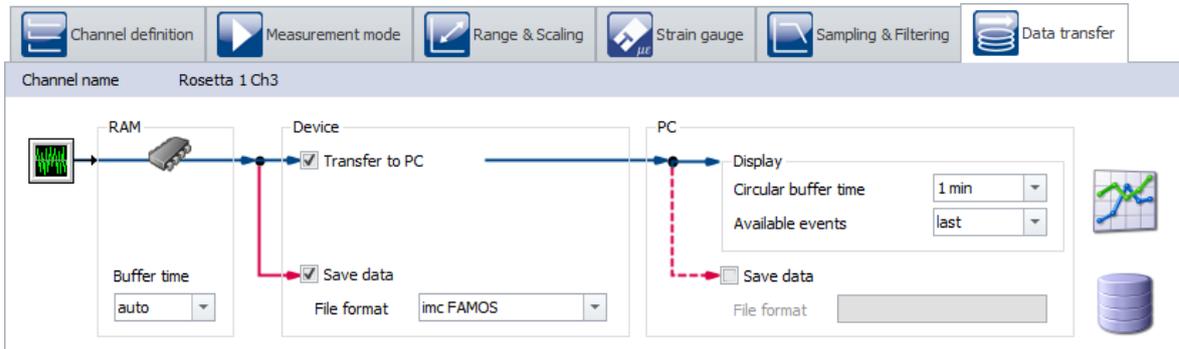
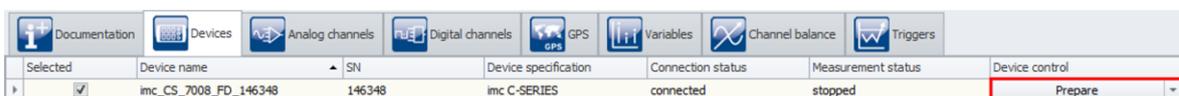


Figura 6.23 Scheda “Data transfer”.

Completato il set-up del programma, si è collegata la centralina al PC utilizzando un cavo LAN e la si è accesa. Per connettere il software alla centralina si è tornati nella scheda “Devices” e si è cliccato il pulsante “Connect”. A connessione completata il pulsante “Connect” è stato sostituito da quello “Prepare”, che si è cliccato per caricare all’interno della centralina le impostazioni create.



(a)



(b)

Figura 6.24 Pulsanti “Connect” (a) e “Prepare” (b) nella scheda “Devices”.

6.2.5 Acquisizione delle deformazioni durante le prove

Per visualizzare i valori e gli andamenti nel tempo delle deformazioni rilevate da ciascun estensimetro durante le prove, si sono create le due finestre riportate nella figura 6.25 utilizzando il comando *Ribbon > Home > Panel > Show Panel*.

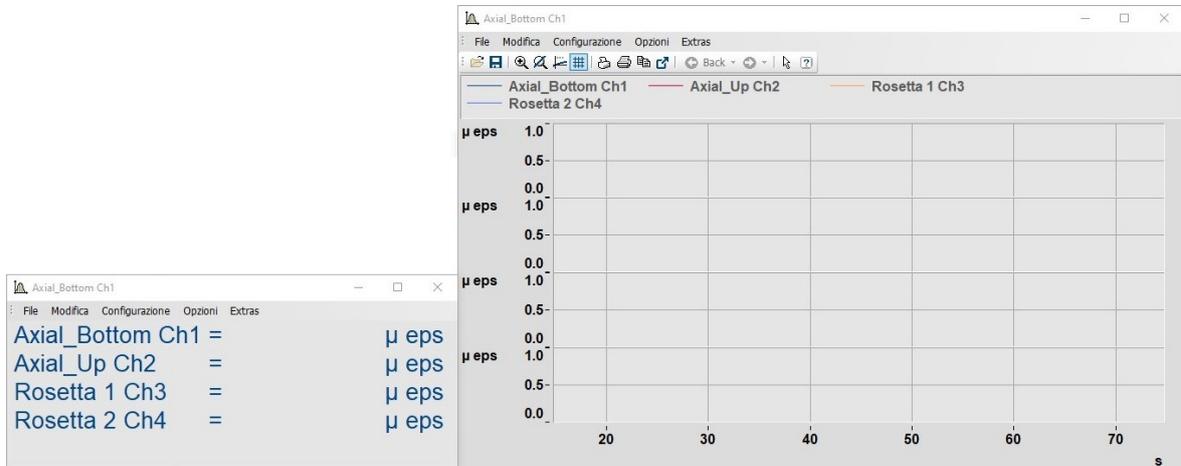


Figura 6.25 Finestre utilizzate per visualizzare i valori e gli andamenti nel tempo delle deformazioni.

Il comando utilizzato per avviare le acquisizioni è *Ribbon > Home > Device control > Start*, mentre, quello per interromperle, è *Ribbon > Home > Device control > Stop*.

I valori così acquisiti sono stati salvati all'interno della centralina in una cartella denominata come la directory e organizzata in sottocartelle con la data e l'ora di ciascuna acquisizione. Per scaricarli nel PC è stato sufficiente seguire il percorso

Ribbon > Home > Explorer > Data (Device) > Devices > imc_CS_7008_FD_146348 > Removeable disk > Giunta_Zamperla_Prova

Questi vengono salvati con estensione *.raw* e, volendoli rielaborare utilizzando Excel®, è stato necessario convertirli in file *.xls* utilizzando il programma "imc FAMOS Enterprise 2021".



Figura 6.26 Ribbon e comandi utilizzati in questo paragrafo

6.2.6 Azzeramento degli estensimetri

Per azzerare i segnali letti dagli estensimetri si è posizionato il giunto in verticale, ossia in una configurazione nella quale è possibile considerare l'assenza di carichi, e si è utilizzato, per ogni canale, il comando

Channel balance > Balance > Bridge

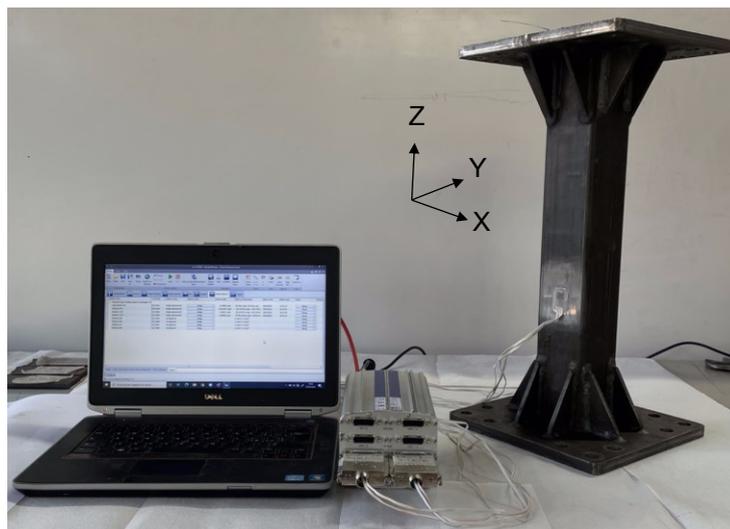


Figura 6.27 Configurazione per l'azzeramento degli estensimetri.

Channel name	Connector	Balance status	Balance action	Current value	Balance compensation
Channel type: Analog inputs (Conteggio=8)					
Axial_Bottom Ch1	[01] IN01	bridge balancing OK	Bridge	-0.809995 μ eps	428.371 μ eps; 428.371 μ eps
Axial_Up Ch2	[01] IN02	bridge balancing OK	Bridge	-0.586912 μ eps	-1145.8877 μ eps; -1145.8877 ...
Rosetta 1 Ch3	[01] IN03	bridge balancing OK	Bridge	-0.485882 μ eps	-825.99878 μ eps; -825.99878 ...
Rosetta 2 Ch4	[01] IN04	bridge balancing OK	Bridge	-0.364411 μ eps	-1416.83081 μ eps; -1416.8308...
Channel_005	[01] IN05	not balanced	Bridge	0 "mV/V"; 0 "mV/V"	
Channel_006	[01] IN06	not balanced	Bridge	0 "mV/V"; 0 "mV/V"	
Channel_007	[01] IN07	not balanced	Bridge	0 "mV/V"; 0 "mV/V"	
Channel_008	[01] IN08	not balanced	Bridge	0 "mV/V"; 0 "mV/V"	

Scaling / Cable compensation without Sense configuration Shunt calibration Balance

Figura 6.28 Scheda "Channel balance" e comandi utilizzati per azzerare le letture degli estensimetri.

6.2.7 Azzeramento delle forze

A questo punto è stato possibile montare il giunto sul banco.

In questa posizione gli estensimetri leggevano però dei valori di deformazione non nulli a causa della flessione statica generata dal montaggio a sbalzo del giunto e dalle masse presenti sull'estremità caricata, ossia quelle della leva, dei bulloni, dei perni e dei rod ends. Per garantire che le prove fossero svolte con il rapporto di ciclo desiderato, è stato necessario eliminare tale pretensionamento e, per fare ciò, si sono aumentate gradualmente le forze esercitate dagli attuatori fino ad ottenere delle letture nulle, corrispondenti a quelle degli estensimetri nella configurazione di Figura 6.27. Raggiunta la condizione di giunto scarico è stato dunque possibile azzerare le forze lette dalle celle di carico e, assumendo che i giunti siano tutti fra loro uguali in termini di massa, tale impostazione è stata mantenuta per tutte le prove.

Valore attuale		Offset	
Canale 03 Spostamer	0.03 mm	<input type="checkbox"/>	6.84 mm
Canale 03 Forza:	0.040 kN	<input type="checkbox"/>	-0.471 kN
Canale 04 Spostamer	-0.00 mm	<input type="checkbox"/>	5.22 mm
Canale 04 Forza:	0.025 kN	<input type="checkbox"/>	-0.434 kN

Figura 6.29 Offset applicati.

6.3 Prove statiche

Per assicurarsi che il giunto fosse sollecitato nel modo corretto si sono eseguite due prove statiche, una a flessione e una a torsione, nelle quali si sono applicate delle rampe di carico e si sono confrontate le deformazioni rilevate degli estensimetri con quelle ricavate analiticamente e tramite analisi agli elementi finiti.

6.3.1 Prova a flessione

6.3.1.1 Svolgimento della prova

La prova statica a flessione è stata eseguita sollecitando il giunto con due rampe carico-scarico; una rampa è stata effettuata movimentando gli attuatori verso l'alto (figure 6.30a e 6.31); l'altra rampa è stata effettuata movimentando gli attuatori verso il basso (figure 6.30b e 6.32). I valori delle forze applicate, uguali per ciascun attuttore, sono stati determinati utilizzando i risultati delle analisi eseguite nel capitolo 4 tramite il foglio di calcolo descritto nel paragrafo 7.1.1.1 e corrispondono a quelli massimi da usare per raggiungere vite a fatica, in termini di numeri di cicli N_f , comprese tra $5 \cdot 10^4$ e $2 \cdot 10^6$ cicli.

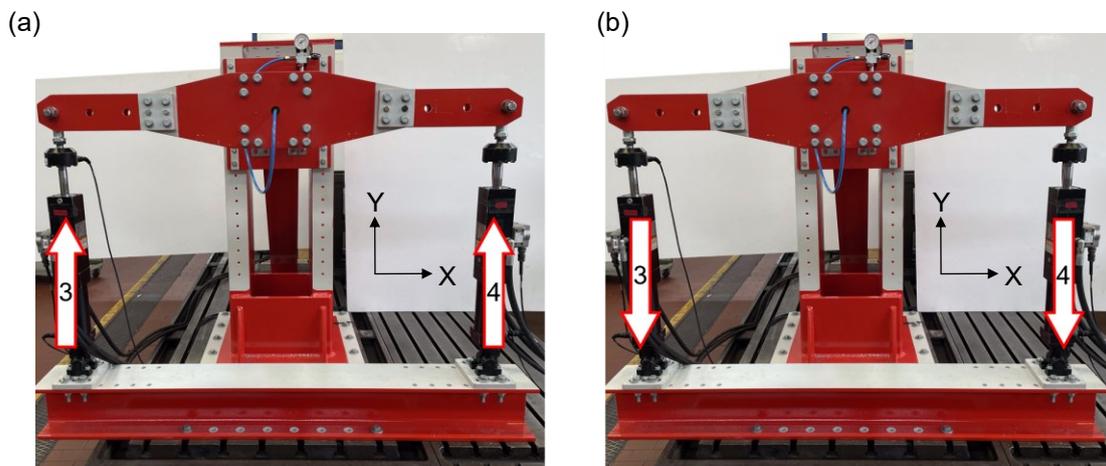


Figura 6.30 Versi di applicazione delle forze utilizzati per realizzare le rampe statiche a flessione.

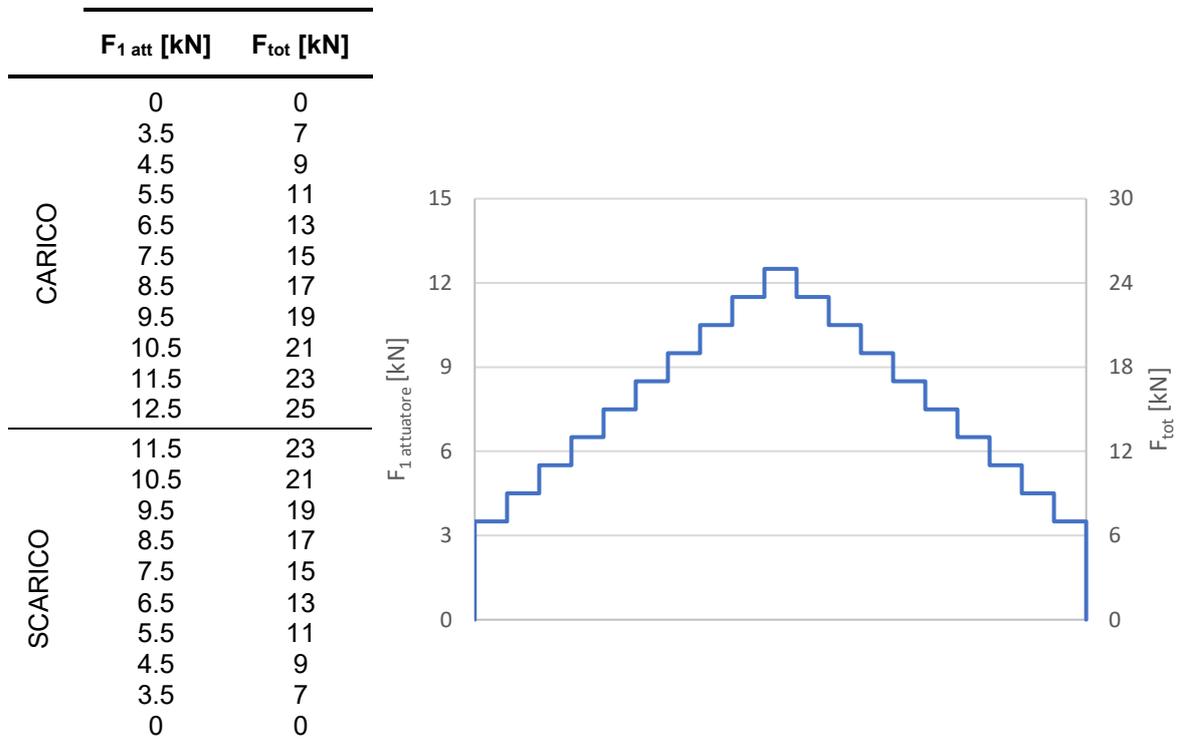


Figura 6.31 Rampa di carico-scarico applicata al giunto estensimetrato secondo la modalità di carico in Figura 6.30a.

	$F_{1\text{ att}} \text{ [kN]}$	$F_{\text{tot}} \text{ [kN]}$
CARICO	0	0
	-3.5	-7
	-4.5	-9
	-5.5	-11
	-6.5	-13
	-7.5	-15
	-8.5	-17
	-9.5	-19
	-10.5	-21
	-11.5	-23
SCARICO	-12.5	-25
	-11.5	-23
	-10.5	-21
	-9.5	-19
	-8.5	-17
	-7.5	-15
	-6.5	-13
	-5.5	-11
	-4.5	-9
	-3.5	-7
0	0	

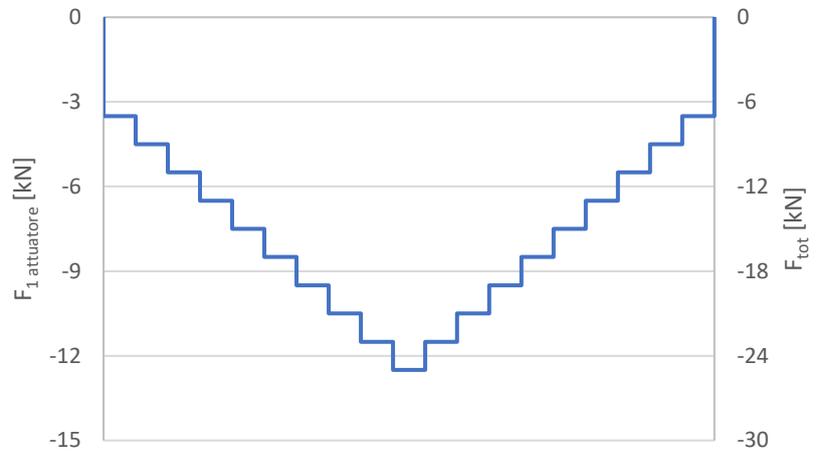


Figura 6.32 Rampa di carico-scarico applicata al giunto estensimetro secondo la modalità di carico in Figura 6.30b.

I valori di deformazione rilevati da ciascun estensimetro sono stati poi confrontati con quelli calcolati analiticamente e con quelli ricavati dall'analisi agli elementi finiti. I primi sono stati ottenuti utilizzando la formula (6.1) nella quale il momento flettente M_f è stato ricavato moltiplicando la forza totale applicata F_{tot} con la sua distanza dagli estensimetri, ossia 345 mm. Per i secondi, invece, si è sfruttata l'ipotesi di lineare elasticità per scalare, tramite la formula (6.3), la deformazione rilevata con l'analisi FEM nel nodo in cui sono stati incollati gli estensimetri in funzione della forza totale F_{tot} . In tale analisi la forza è stata applicata al centro della piastra caricata, mentre, nella realtà, il punto di applicazione si trova al centro dell'asta e, pertanto, nella formula (6.3) è stato inserito il termine correttivo $345/327.5$ corrispondente al rapporto tra la distanza del punto di applicazione della forza da quello di incollaggio degli estensimetri reale (fig. 6.33a) con quella utilizzata nella simulazione (fig. 6.33b).

$$\varepsilon_{ZZ,fem} = \frac{\varepsilon_{ZZ,fem} \cdot F_{\text{tot}}}{F_{fem}} \cdot \frac{345}{327.5} \quad (6.3)$$

dove $\varepsilon_{ZZ,fem} = 603 \mu\epsilon$ e $F_{fem} = 15\,000 \text{ N}$.

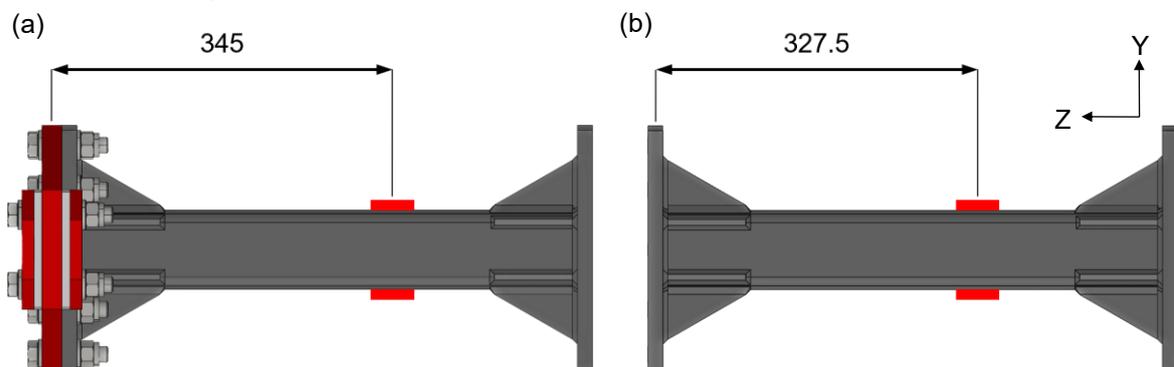


Figura 6.33 Distanza tra il punto di applicazione delle forze e quello di incollaggio degli estensimetri reale (a) e quella utilizzata nelle analisi agli elementi finiti (b); valori in mm.

Le deformazioni lette dagli estensimetri Axial_Up e Axial_Bottom, essendo questi disposti longitudinalmente, sono state confrontate direttamente con $\varepsilon_{ZZ,an}$ e $\varepsilon_{ZZ,fem}$. Gli estensimetri Rosetta_1 e Rosetta_2, invece, rilevano le deformazioni rispetto una direzione inclinata di 45° rispetto l'asse Z

del giunto ed è stato dunque necessario confrontarne le letture con $\varepsilon'_{ZZ,an}$ e $\varepsilon'_{ZZ,fem}$, ossia i valori delle deformazioni analitiche e da FEM in un sistema di riferimento ruotato di 45° (figura 6.34) definite con la formula (6.4).

$$\varepsilon'_{ZZ,i} = \frac{\varepsilon_{ZZ,i}}{2} + \frac{\varepsilon_{XX,i}}{2} \pm \frac{\varepsilon_{ZX,i}}{2} \quad (6.4)$$

dove $i=an,fem$ in base alla deformazione da ruotare di 45° , il segno $-$ è utilizzato per Rosetta_1 e il segno $+$ per Rosetta_2. Inoltre, essendo il giunto sollecitato a flessione, $\varepsilon_{ZX,i}=0$ e $\varepsilon_{XX,i}=-v \cdot \varepsilon_{ZZ,i}$, dove $v=0.3$. Con queste considerazioni, la formula (6.4) si è ridotta a

$$\varepsilon'_{ZZ,i} = \frac{(1-v) \cdot \varepsilon_{ZZ,i}}{2} \quad (6.5)$$

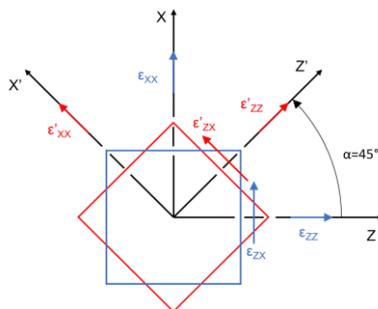


Figura 6.34 Rotazione dal sistema di riferimento globale del giunto (Z-X) a quello ruotato di 45° degli estensimetri Rosetta_1 e Rosetta_2 (Z'-X').

6.3.1.2 Risultati

Si riportano di seguito le misurazioni lette da ciascun estensimetro, i valori analitici, quelli da analisi agli elementi finiti e i rispettivi andamenti.

- **Axial_Bottom** (estensimetro singolo incollato sulla faccia inferiore del tubo)

Tabella 6.2 Deformazioni calcolate e rilevate dall'estensimetro Axial_Bottom durante la rampa carico-scarico con forze applicate verso l'alto; vedi figure 6.30a e 6.31.

	$F_{1\text{ att}}$ [kN]	F_{tot} [kN]	$\varepsilon_{ZZ,exp}$ [$\mu\varepsilon$]	$\varepsilon_{ZZ,an}$ [$\mu\varepsilon$]	Δ [%]	$\varepsilon_{ZZ,fem}$ [$\mu\varepsilon$]	Δ [%]
CARICO	0	0	2	0		0	
	3.5	7	292	289	0.876	288	1.458
	4.5	9	374	372	0.492	370	1.072
	5.5	11	457	455	0.468	452	1.048
	6.5	13	539	538	0.265	534	0.844
	7.5	15	623	620	0.438	617	1.018
	8.5	17	703	703	0.002	699	0.580
	9.5	19	785	786	-0.088	781	0.489
	10.5	21	861	868	-0.851	863	-0.279
	11.5	23	942	951	-0.956	946	-0.385
SCARICO	12.5	25	1022	1034	-1.141	1028	-0.571
	11.5	23	942	951	-0.956	946	-0.385
	10.5	21	859	868	-1.082	863	-0.510
	9.5	19	780	786	-0.724	781	-0.151
	8.5	17	703	703	0.002	699	0.580
	7.5	15	622	620	0.277	617	0.856
	6.5	13	541	538	0.637	534	1.218
	5.5	11	457	455	0.468	452	1.048
	4.5	9	377	372	1.298	370	1.883
	3.5	7	295	289	1.912	288	2.501
0	0	3	0		0		

Tabella 6.3

Deformazioni calcolate e rilevate dall'estensimetro Axial_Bottom durante la rampa carico-scarico con forze applicate verso il basso; vedi figure 6.30b e 6.32

	$F_{1\text{ att}}$ [kN]	F_{tot} [kN]	$\epsilon_{ZZ,\text{exp}}$ [$\mu\epsilon$]	$\epsilon_{ZZ,\text{an}}$ [$\mu\epsilon$]	Δ [%]	$\epsilon_{ZZ,\text{fem}}$ [$\mu\epsilon$]	Δ [%]
CARICO	0	0	2	0		0	
	-3.5	-7	-289	-289	0	-288	0.416
	-4.5	-9	-373	-372	0.223	-370	0.802
	-5.5	-11	-458	-455	0.688	-452	1.269
	-6.5	-13	-539	-538	0.265	-534	0.844
	-7.5	-15	-622	-620	0.277	-617	0.856
	-8.5	-17	-705	-703	0.287	-699	0.866
	-9.5	-19	-787	-786	0.167	-781	0.745
	-10.5	-21	-862	-868	-0.736	-863	-0.163
	-11.5	-23	-944	-951	-0.746	-946	-0.173
-12.5	-25	-1027	-1034	-0.658	-1028	-0.084	
SCARICO	-11.5	-23	-948	-951	-0.326	-946	0.250
	-10.5	-21	-867	-868	-0.160	-863	0.416
	-9.5	-19	-786	-786	0.040	-781	0.617
	-8.5	-17	-708	-703	0.713	-699	1.295
	-7.5	-15	-628	-620	1.245	-617	1.829
	-6.5	-13	-547	-538	1.753	-534	2.340
	-5.5	-11	-466	-455	2.446	-452	3.038
	-4.5	-9	-385	-372	3.448	-370	4.045
	-3.5	-7	-303	-289	4.676	-288	5.281
0	0	-10	0		0		

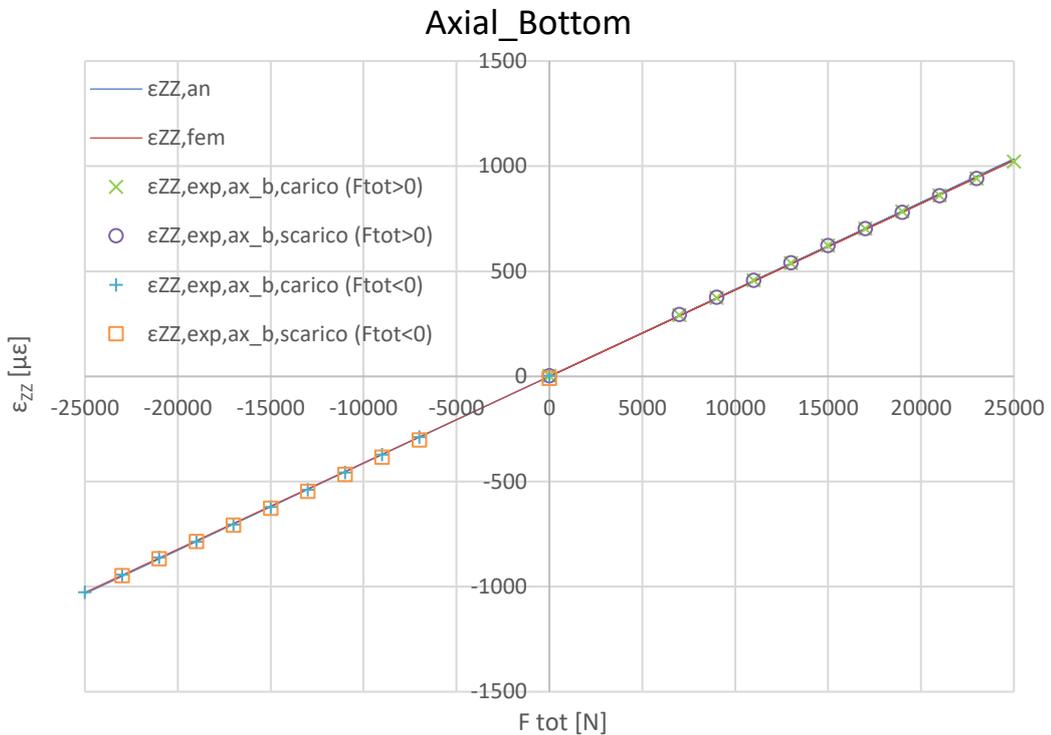


Figura 6.35

Confronto tra gli andamenti della deformazione ϵ_{zz} ricavati da calcoli analitici, da calcolo FEM e da acquisizioni sperimentali con l'estensimetro Axial_Bottom.

- **Axial_Up** (estensimetro longitudinale della rosetta)

Tabella 6.4 Deformazioni calcolate e rilevate dall'estensimetro Axial_Up durante la rampa carico-scarico con forze applicate verso l'alto; vedi figure 6.30a e 6.31.

	$F_{1 \text{ att}}$ [kN]	F_{tot} [kN]	$\epsilon_{zz, \text{exp}}$ [$\mu\epsilon$]	$\epsilon_{zz, \text{an}}$ [$\mu\epsilon$]	Δ [%]	$\epsilon_{zz, \text{fem}}$ [$\mu\epsilon$]	Δ [%]
CARICO	0	0	-4	0		0	
	3.5	7	-282	-289	-2.579	-288	-2.016
	4.5	9	-364	-372	-2.195	-370	-1.630
	5.5	11	-445	-455	-2.170	-452	-1.606
	6.5	13	-527	-538	-1.967	-534	-1.401
	7.5	15	-610	-620	-1.657	-617	-1.090
	8.5	17	-689	-703	-1.989	-699	-1.423
	9.5	19	-770	-786	-1.997	-781	-1.431
	10.5	21	-843	-868	-2.924	-863	-2.364
	11.5	23	-923	-951	-2.954	-946	-2.394
	12.5	25	-1003	-1034	-2.979	-1028	-2.419
SCARICO	11.5	23	-930	-951	-2.218	-946	-1.654
	10.5	21	-841	-868	-3.154	-863	-2.595
	9.5	19	-768	-786	-2.251	-781	-1.687
	8.5	17	-691	-703	-1.705	-699	-1.137
	7.5	15	-612	-620	-1.335	-617	-0.765
	6.5	13	-533	-538	-0.851	-534	-0.279
	5.5	11	-451	-455	-0.851	-452	-0.279
	4.5	9	-373	-372	0.223	-370	0.802
	3.5	7	-292	-289	0.876	-288	1.458
	0	0	-5	0		0	

Tabella 6.5 Deformazioni calcolate e rilevate dall'estensimetro Axial_Up durante la rampa carico-scarico con forze applicate verso il basso; vedi figure 6.30b e 6.32.

	$F_{1 \text{ att}}$ [kN]	F_{tot} [kN]	$\epsilon_{zz, \text{exp}}$ [$\mu\epsilon$]	$\epsilon_{zz, \text{an}}$ [$\mu\epsilon$]	Δ [%]	$\epsilon_{zz, \text{fem}}$ [$\mu\epsilon$]	Δ [%]
CARICO	0	0	-4	0		0	
	-3.5	-7	283	289	-2.233	288	-1.669
	-4.5	-9	365	372	-1.926	370	-1.360
	-5.5	-11	447	455	-1.731	452	-1.163
	-6.5	-13	528	538	-1.781	534	-1.214
	-7.5	-15	610	620	-1.657	617	-1.090
	-8.5	-17	690	703	-1.847	699	-1.280
	-9.5	-19	772	786	-1.742	781	-1.175
	-10.5	-21	856	868	-1.427	863	-0.858
	-11.5	-23	937	951	-1.482	946	-0.913
	-12.5	-25	1019	1034	-1.432	1028	-0.863
SCARICO	-11.5	-23	939	951	-1.272	946	-0.702
	-10.5	-21	858	868	-1.197	863	-0.626
	-9.5	-19	777	786	-1.106	781	-0.535
	-8.5	-17	692	703	-1.563	699	-0.994
	-7.5	-15	612	620	-1.335	617	-0.765
	-6.5	-13	531	538	-1.223	534	-0.653
	-5.5	-11	450	455	-1.071	452	-0.500
	-4.5	-9	370	372	-0.583	370	-0.009
	-3.5	-7	288	289	-0.506	288	0.069
	0	0	-2	0		0	

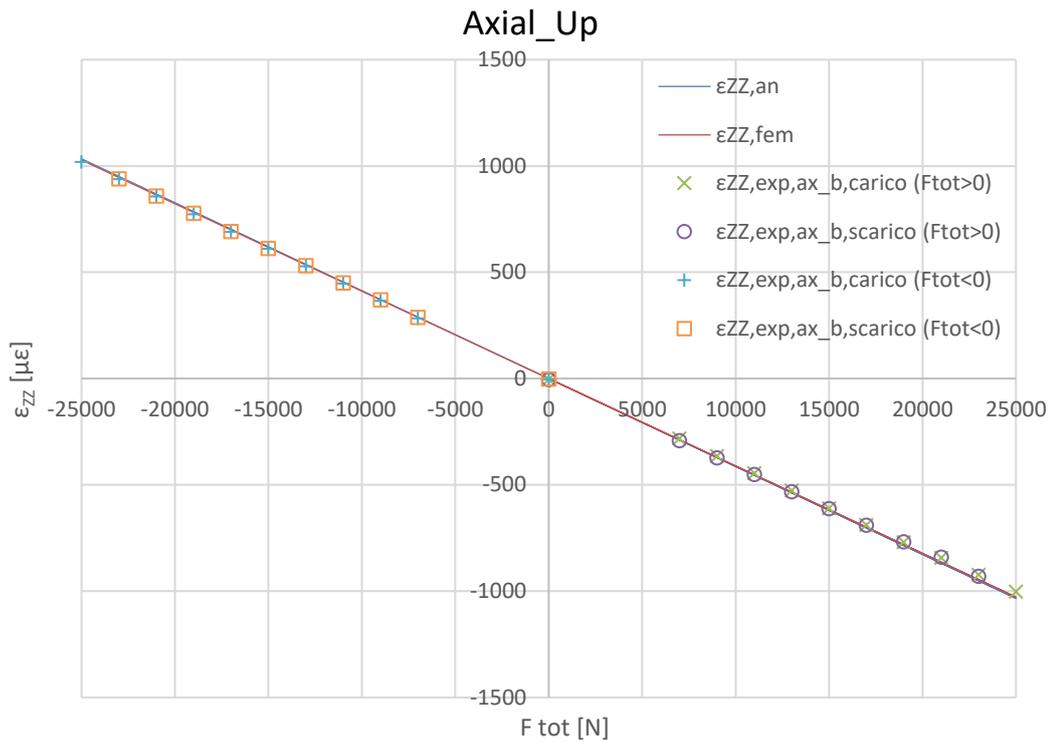


Figura 6.36 Confronto tra gli andamenti della deformazione ε_{zz} ricavati da calcoli analitici, da calcolo FEM e da acquisizioni sperimentali con l'estensimetro Axial_Up.

- **Rosetta_1** (estensimetro della rosetta inclinato di -45°)

Tabella 6.6 Deformazioni calcolate e rilevate dall'estensimetro Rosetta_1 durante la rampa carico-scarico con forze applicate verso l'alto; vedi figure 6.30a e 6.31.

	$F_{1\text{ att}}$ [kN]	F_{tot} [kN]	$\varepsilon'_{zz,\text{exp}}$ [με]	$\varepsilon'_{zz,\text{an}}$ [με]	Δ [%]	$\varepsilon'_{zz,\text{fem}}$ [με]	Δ [%]
CARICO	0	0	0	0		0	
	3.5	7	-102	-101	0.679	-101	1.260
	4.5	9	-132	-130	1.337	-130	1.922
	5.5	11	-163	-159	2.384	-158	2.975
	6.5	13	-194	-188	3.108	-187	3.704
	7.5	15	-227	-217	4.561	-216	5.165
	8.5	17	-255	-246	3.640	-245	4.238
	9.5	19	-284	-275	3.276	-273	3.872
	10.5	21	-313	-304	2.982	-302	3.576
	11.5	23	-344	-333	3.339	-331	3.936
	12.5	25	-377	-362	4.192	-360	4.794
SCARICO	11.5	23	-346	-333	3.940	-331	4.540
	10.5	21	-314	-304	3.311	-302	3.907
	9.5	19	-284	-275	3.276	-273	3.872
	8.5	17	-255	-246	3.640	-245	4.238
	7.5	15	-225	-217	3.640	-216	4.238
	6.5	13	-194	-188	3.108	-187	3.704
	5.5	11	-165	-159	3.640	-158	4.238
	4.5	9	-134	-130	2.872	-130	3.466
	3.5	7	-104	-101	2.653	-101	3.245
		0	0	1	0		0

Tabella 6.7

Deformazioni calcolate e rilevate dall'estensimetro Rosetta_1 durante la rampa carico-scarico con forze applicate verso il basso; vedi figure 6.30b e 6.32.

	$F_{1\text{ att}}$ [kN]	F_{tot} [kN]	$\epsilon'_{zz,\text{exp}}$ [$\mu\epsilon$]	$\epsilon'_{zz,\text{an}}$ [$\mu\epsilon$]	Δ [%]	$\epsilon'_{zz,\text{fem}}$ [$\mu\epsilon$]	Δ [%]
CARICO	0	0	0	0		0	
	-3.5	-7	108	101	6.601	101	7.216
	-4.5	-9	138	130	5.943	130	6.555
	-5.5	-11	169	159	6.152	158	6.765
	-6.5	-13	200	188	6.297	187	6.911
	-7.5	-15	230	217	5.943	216	6.555
	-8.5	-17	260	246	5.672	245	6.282
	-9.5	-19	290	275	5.458	273	6.067
	-10.5	-21	318	304	4.627	302	5.231
	-11.5	-23	348	333	4.541	331	5.145
-12.5	-25	376	362	3.916	360	4.516	
SCARICO	-11.5	-23	345	333	3.640	331	4.238
	-10.5	-21	316	304	3.969	302	4.569
	-9.5	-19	286	275	4.003	273	4.604
	-8.5	-17	259	246	5.265	245	5.873
	-7.5	-15	232	217	6.864	216	7.481
	-6.5	-13	199	188	5.766	187	6.376
	-5.5	-11	168	159	5.524	158	6.133
	-4.5	-9	137	130	5.175	130	5.782
	-3.5	-7	111	101	9.562	101	10.195
	0	0	0	0		0	

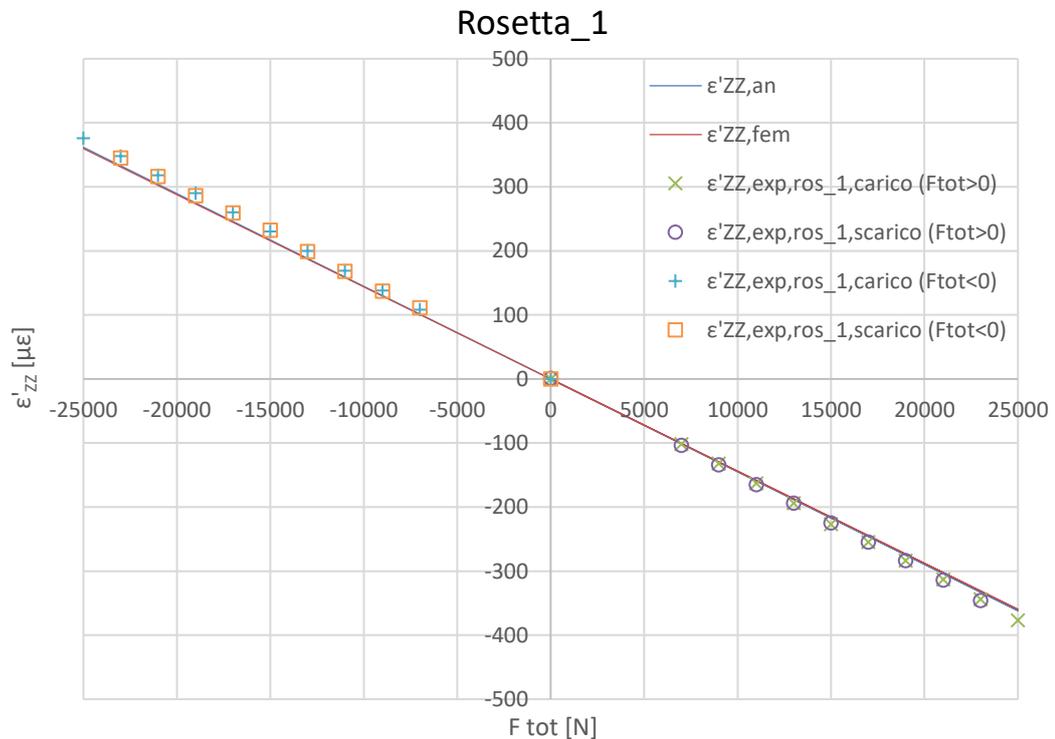


Figura 6.37

Confronto tra gli andamenti della deformazione ϵ'_{zz} ricavati da calcoli analitici, da calcolo FEM e da acquisizioni sperimentali con l'estensimetro Rosetta_1.

- **Rosetta_2** (estensimetro della rosetta inclinato di 45°)

Tabella 6.8 Deformazioni calcolate e rilevate dall'estensimetro Rosetta_2 durante la rampa carico-scarico con forze applicate verso l'alto; vedi figure 6.30a e 6.31.

	$F_{1\text{ att}}$ [kN]	F_{tot} [kN]	$\epsilon'_{zz,\text{exp}}$ [$\mu\epsilon$]	$\epsilon'_{zz,\text{an}}$ [$\mu\epsilon$]	Δ [%]	$\epsilon'_{zz,\text{fem}}$ [$\mu\epsilon$]	Δ [%]
CARICO	0	0	1	0		0	
	3.5	7	-101	-101	-0.308	-101	0.267
	4.5	9	-132	-130	1.337	-130	1.922
	5.5	11	-161	-159	1.127	-158	1.711
	6.5	13	-191	-188	1.514	-187	2.100
	7.5	15	-219	-217	0.876	-216	1.458
	8.5	17	-253	-246	2.827	-245	3.421
	9.5	19	-284	-275	3.276	-273	3.872
	10.5	21	-307	-304	1.008	-302	1.591
	11.5	23	-337	-333	1.237	-331	1.821
12.5	25	-363	-362	0.323	-360	0.903	
SCARICO	11.5	23	-334	-333	0.335	-331	0.915
	10.5	21	-305	-304	0.350	-302	0.929
	9.5	19	-276	-275	0.367	-273	0.946
	8.5	17	-256	-246	4.046	-245	4.647
	7.5	15	-225	-217	3.640	-216	4.238
	6.5	13	-197	-188	4.703	-187	5.307
	5.5	11	-165	-159	3.640	-158	4.238
	4.5	9	-136	-130	4.407	-130	5.010
	3.5	7	-106	-101	4.627	-101	5.231
	0	0	0	0		0	

Tabella 6.9 Deformazioni calcolate e rilevate dall'estensimetro Rosetta_2 durante la rampa carico-scarico con forze applicate verso il basso; vedi figure 6.30b e 6.32.

	$F_{1\text{ att}}$ [kN]	F_{tot} [kN]	$\epsilon'_{zz,\text{exp}}$ [$\mu\epsilon$]	$\epsilon'_{zz,\text{an}}$ [$\mu\epsilon$]	Δ [%]	$\epsilon'_{zz,\text{fem}}$ [$\mu\epsilon$]	Δ [%]
CARICO	0	0	3	0		0	
	-3.5	-7	106	101	4.627	101	5.231
	-4.5	-9	135	130	3.640	130	4.238
	-5.5	-11	164	159	3.012	158	3.606
	-6.5	-13	194	188	3.108	187	3.704
	-7.5	-15	224	217	3.179	216	3.775
	-8.5	-17	252	246	2.420	245	3.012
	-9.5	-19	284	275	3.276	273	3.872
	-10.5	-21	303	304	-0.308	302	0.267
	-11.5	-23	333	333	0.035	331	0.612
-12.5	-25	364	362	0.600	360	1.180	
SCARICO	-11.5	-23	336	333	0.936	331	1.519
	-10.5	-21	307	304	1.008	302	1.591
	-9.5	-19	278	275	1.094	273	1.678
	-8.5	-17	255	246	3.640	245	4.238
	-7.5	-15	224	217	3.179	216	3.775
	-6.5	-13	198	188	5.234	187	5.842
	-5.5	-11	170	159	6.780	158	7.397
	-4.5	-9	139	130	6.711	130	7.327
	-3.5	-7	109	101	7.588	101	8.209
	0	0	5	0		0	

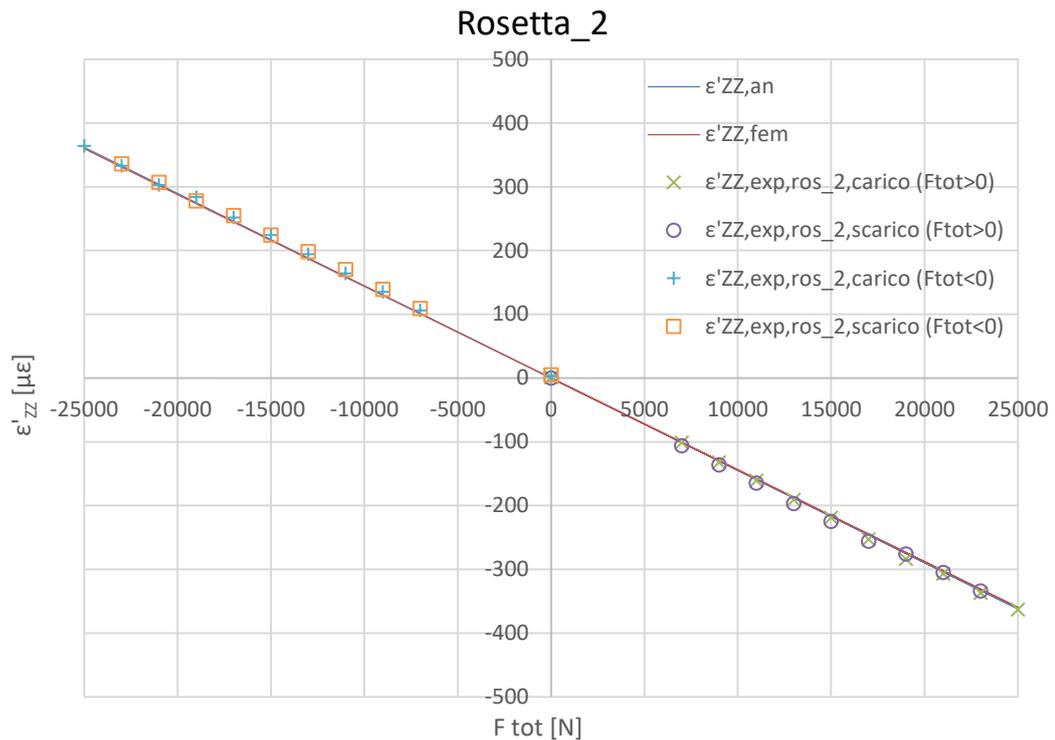


Figura 6.38 Confronto tra gli andamenti della deformazione ϵ'_{zz} ricavati da calcoli analitici, da FEM e da acquisizioni sperimentali con l'estensimetro Rosetta_2.

6.3.2 Prova a torsione

6.3.2.1 Svolgimento della prova

La prova statica a torsione è stata eseguita sollecitando il giunto con due rampe carico-scarico; una rampa è stata effettuata applicando momenti torcenti antiorari (figure 6.39a e 6.40); l'altra rampa è stata effettuata applicando momenti torcenti orari (figure 6.39b e 6.41). I valori delle forze esercitate dagli attuatori, uguali e opposti, sono stati determinati utilizzando i risultati delle analisi eseguite nel capitolo 4 tramite il foglio di calcolo descritto nel paragrafo 7.1.2.1 e corrispondono a quelli massimi da usare per raggiungere vite a fatica, in termini di numeri di cicli N_f , comprese tra $7.5 \cdot 10^5$ e $2 \cdot 10^6$ cicli.

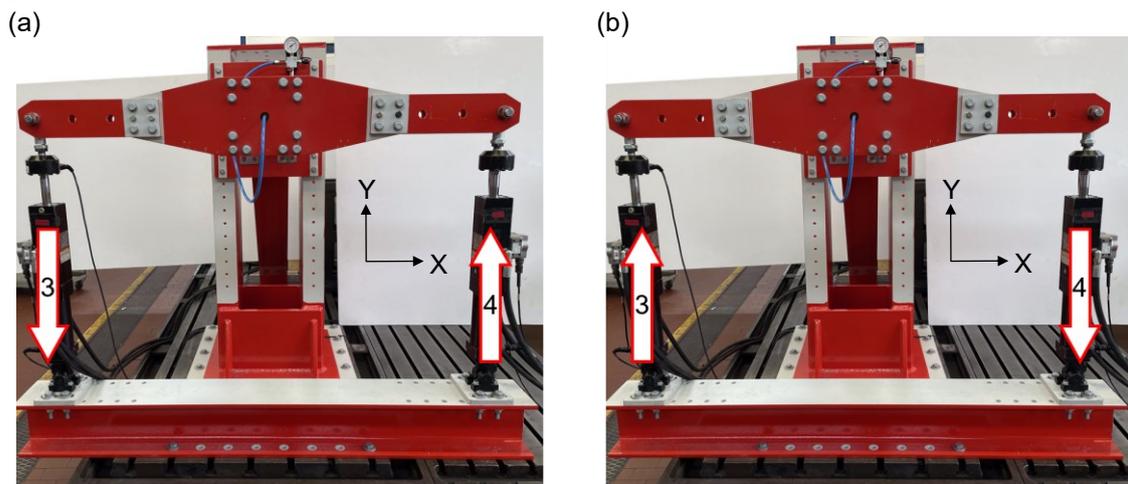


Figura 6.39 Versi di applicazione delle forze utilizzati per realizzare le rampe statiche a torsione.

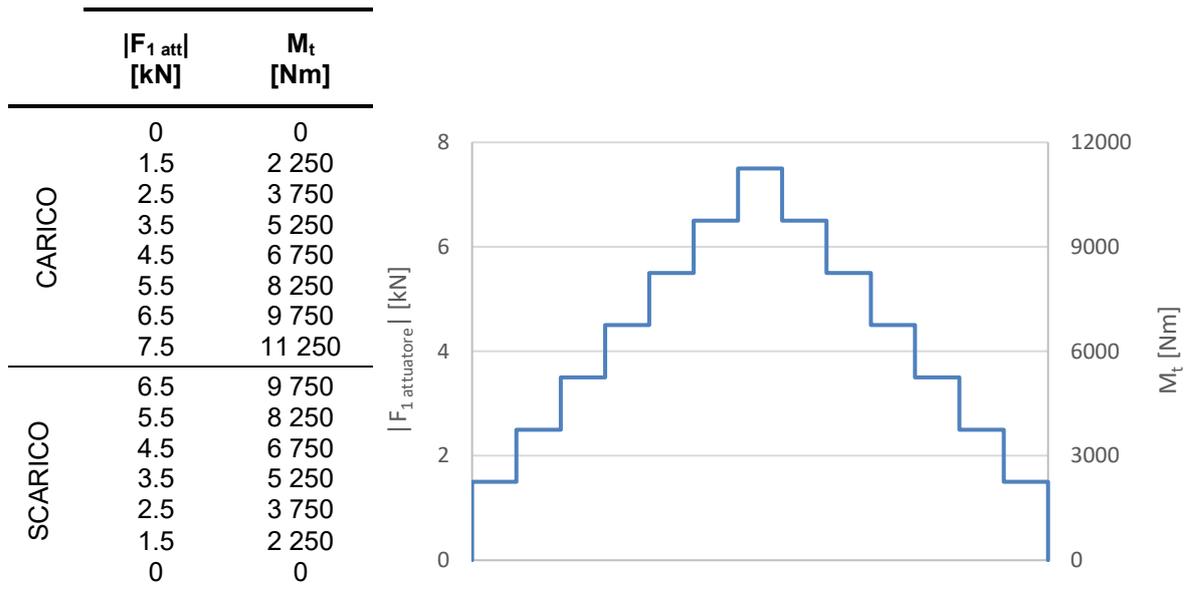


Figura 6.40 Rampa di carico-scarico applicata al giunto estensimetrato applicando momenti torcenti anteriori.

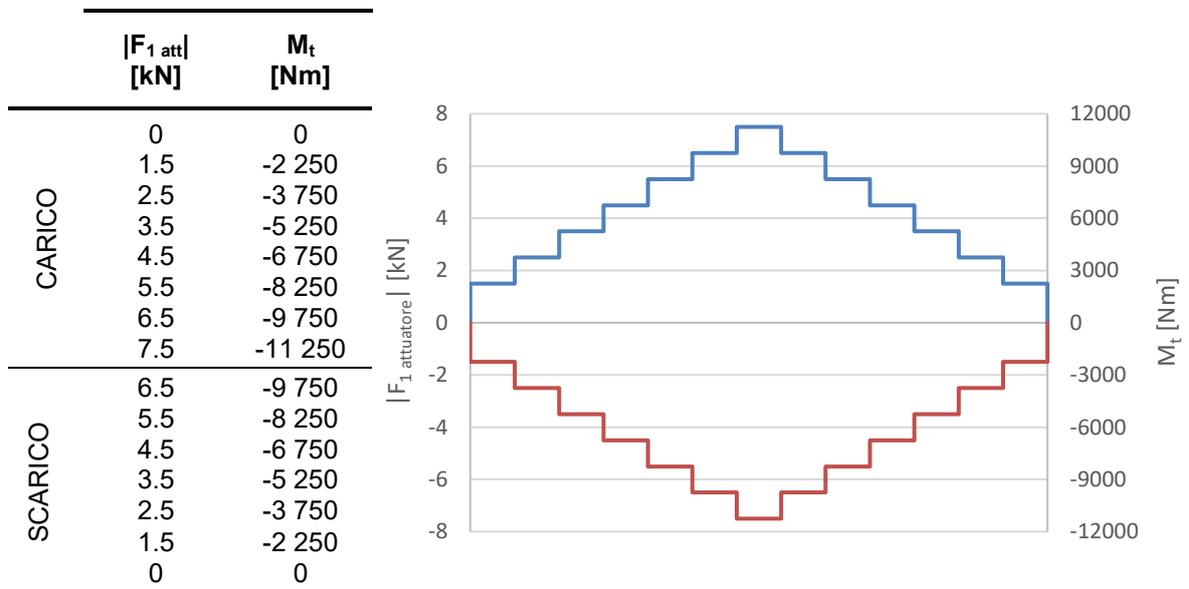


Figura 6.41 Rampa di carico-scarico applicata al giunto estensimetrato applicando momenti torcenti orari.

I valori di deformazione rilevati da ciascun estensimetro sono stati poi confrontati con quelli calcolati analiticamente e con quelli ricavati dall'analisi agli elementi finiti. I primi sono stati ottenuti utilizzando la formula (6.2), mentre per i secondi si è sfruttata l'ipotesi di lineare elasticità per scalare, tramite la formula (6.6), la deformazione rilevata con l'analisi FEM nel nodo in cui sono stati incollati gli estensimetri in funzione del momento torcente M_t applicato.

$$\varepsilon_{ZX,fem} = \frac{\varepsilon_{ZX,fem} \cdot M_t}{M_{t,fem}} \quad (6.6)$$

dove $\varepsilon_{ZX,fem}=221 \mu\epsilon$ e $M_{t,fem}=1\ 000\ Nm$.

Poiché il giunto è stato sollecitato a torsione, gli estensimetri longitudinali Axial_Up e Axial_Bottom dovevano avere delle letture nulle, mentre quelle dei due inclinati di 45° sono state confrontate con $\varepsilon'_{ZZ,an}$ e $\varepsilon'_{ZZ,fem}$ calcolati con la formula (6.4) che, essendo $\varepsilon_{ZZ,i}=\varepsilon_{XX,i}=0$, è stata ridotta a

$$\varepsilon'_{ZZ,i} = \pm \frac{\varepsilon_{ZX,i}}{2} \quad (6.7)$$

dove $i=an,fem$ in base alla deformazione da ruotare di 45° , il segno $-$ è utilizzato per Rosetta_1 e il segno $+$ per Rosetta_2.

6.3.2.2 Risultati

Si riportano di seguito le misurazioni lette da ciascun estensimetro, i valori analitici, quelli da analisi agli elementi finiti e i rispettivi andamenti.

- **Axial_Bottom** (estensimetro singolo incollato sulla faccia inferiore del tubo)

Tabella 6.10 Deformazioni calcolate e rilevate dall'estensimetro Axial_Bottom durante la rampa carico-scarico con momenti torcenti antiorari; vedi figure 6.39a e 6.40.

	$ F_{1\text{ att}} $ [kN]	M_t [Nm]	$\epsilon_{ZZ,exp}$ [$\mu\epsilon$]	$\epsilon_{ZZ,an}$ [$\mu\epsilon$]	$\epsilon_{ZZ,fem}$ [$\mu\epsilon$]
CARICO	0	0	-11	0	0
	1.5	2 250	-4	0	0
	2.5	3 750	0	0	0
	3.5	5 250	5	0	0
	4.5	6 750	11	0	0
	5.5	8 250	17	0	0
	6.5	9 750	26	0	0
	7.5	11 250	36	0	0
SCARICO	6.5	9 750	32	0	0
	5.5	8 250	27	0	0
	4.5	6 750	22	0	0
	3.5	5 250	17	0	0
	2.5	3 750	13	0	0
	1.5	2 250	7	0	0
	0	0	1	0	0

Tabella 6.11 Deformazioni calcolate e rilevate dall'estensimetro Axial_Bottom durante la rampa carico-scarico con momenti torcenti orari; vedi figure 6.39b e 6.41.

	$ F_{1\text{ att}} $ [kN]	M_t [Nm]	$\epsilon_{ZZ,exp}$ [$\mu\epsilon$]	$\epsilon_{ZZ,an}$ [$\mu\epsilon$]	$\epsilon_{ZZ,fem}$ [$\mu\epsilon$]
CARICO	0	0	1	0	0
	1.5	-2 250	-7	0	0
	2.5	-3 750	-10	0	0
	3.5	-5 250	-14	0	0
	4.5	-6 750	-17	0	0
	5.5	-8 250	-20	0	0
	6.5	-9 750	-20	0	0
	7.5	-11 250	-21	0	0
SCARICO	6.5	-9 750	-17	0	0
	5.5	-8 250	-14	0	0
	4.5	-6 750	-10	0	0
	3.5	-5 250	-6	0	0
	2.5	-3 750	-3	0	0
	1.5	-2 250	0	0	0
	0	0	6	0	0

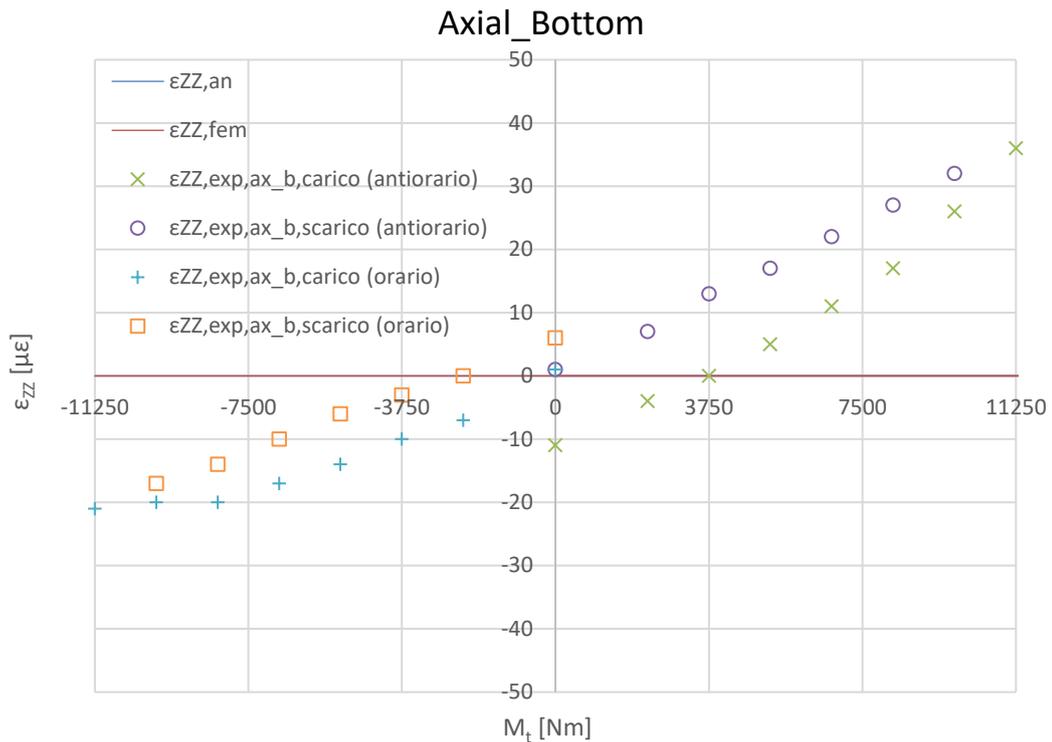


Figura 6.42 Confronto tra gli andamenti della deformazione ϵ_{zz} ricavati da calcoli analitici e da FEM e quelli ottenuti sperimentalmente con l'estensimetro Axial_Bottom.

- **Axial_Up** (estensimetro longitudinale della rosetta)

Tabella 6. 12 Deformazioni calcolate e rilevate dall'estensimetro Axial_Up durante la rampa carico-scarico con momenti torcenti antiorari; vedi figure 6.39a e 6.40.

	$ F_{1\text{ att}} $ [kN]	M_t [Nm]	$\epsilon_{ZZ,exp}$ [$\mu\epsilon$]	$\epsilon_{ZZ,an}$ [$\mu\epsilon$]	$\epsilon_{ZZ,fem}$ [$\mu\epsilon$]
CARICO	0	0	-1	0	0
	1.5	2 250	0	0	0
	2.5	3 750	1	0	0
	3.5	5 250	3	0	0
	4.5	6 750	5	0	0
	5.5	8 250	7	0	0
	6.5	9 750	12	0	0
	7.5	11 250	20	0	0
SCARICO	6.5	9 750	21	0	0
	5.5	8 250	19	0	0
	4.5	6 750	15	0	0
	3.5	5 250	14	0	0
	2.5	3 750	12	0	0
	1.5	2 250	11	0	0
	0	0	8	0	0

Tabella 6.13

Deformazioni calcolate e rilevate dall'estensimetro Axial_Up durante la rampa carico-scarico con momenti torcenti orari; vedi figure 6.39b e 6.41.

	$ F_{1\text{ att}} $ [kN]	M_t [Nm]	$\epsilon_{ZZ,\text{exp}}$ [$\mu\epsilon$]	$\epsilon_{ZZ,\text{an}}$ [$\mu\epsilon$]	$\epsilon_{ZZ,\text{fem}}$ [$\mu\epsilon$]
CARICO	0	0	7	0	0
	1.5	-2 250	6	0	0
	2.5	-3 750	5	0	0
	3.5	-5 250	5	0	0
	4.5	-6 750	6	0	0
	5.5	-8 250	9	0	0
	6.5	-9 750	14	0	0
	7.5	-11 250	23	0	0
SCARICO	6.5	-9 750	23	0	0
	5.5	-8 250	23	0	0
	4.5	-6 750	24	0	0
	3.5	-5 250	23	0	0
	2.5	-3 750	25	0	0
	1.5	-2 250	25	0	0
	0	0	26	0	0

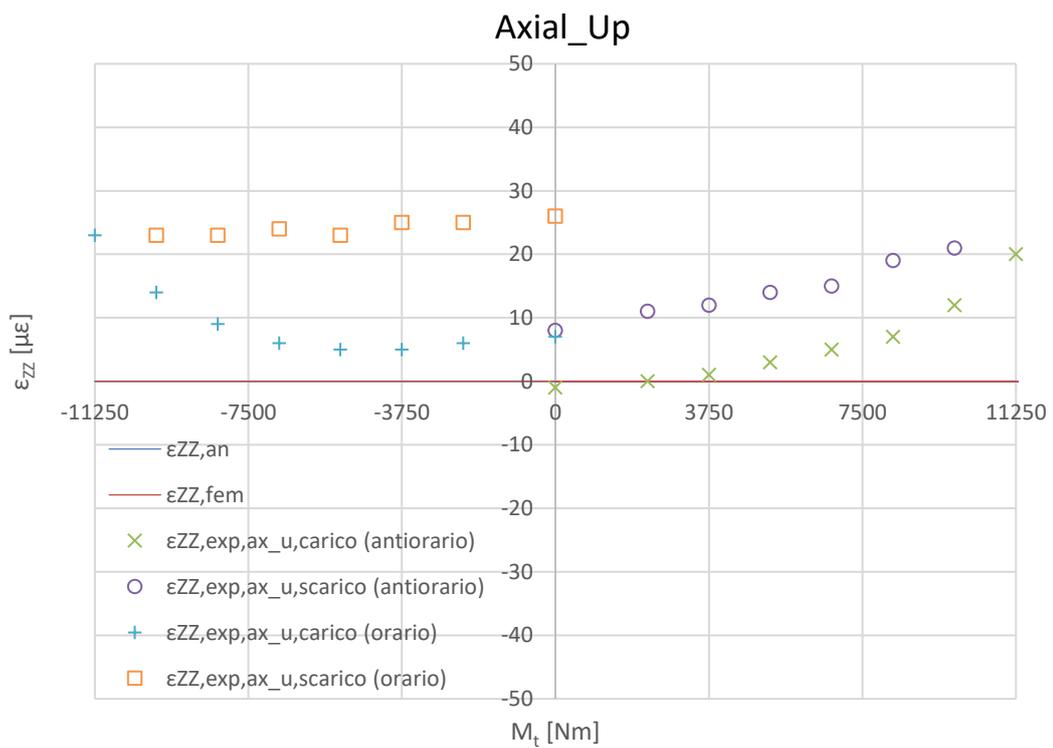


Figura 6.43

Confronto tra gli andamenti della deformazione ϵ_{zz} ricavati da calcoli analitici e da FEM e quelli ottenuti sperimentalmente con l'estensimetro Axial_Up.

- **Rosetta_1** (estensimetro della rosetta inclinato di -45°)

Tabella 6.14 Deformazioni calcolate e rilevate dall'estensimetro Rosetta_1 durante la rampa carico-scarico con momenti torcenti antiorari; vedi figure 6.39a e 6.40.

	$ F_{1\text{ att}} $ [kN]	M_t [Nm]	$\varepsilon'_{zz,exp}$ [$\mu\varepsilon$]	$\varepsilon'_{zz,an}$ [$\mu\varepsilon$]	Δ [%]	$\varepsilon'_{zz,fem}$ [$\mu\varepsilon$]	Δ [%]
CARICO	0	0	-1	0		0	
	1.5	2 250	-240	-242	-0.782	-241	-0.573
	2.5	3 750	-402	-403	-0.286	-402	-0.076
	3.5	5 250	-563	-564	-0.250	-563	-0.041
	4.5	6 750	-725	-726	-0.093	-724	0.117
	5.5	8 250	-886	-887	-0.105	-885	0.105
	6.5	9 750	-1049	-1048	0.077	-1046	0.287
	7.5	11 250	-1213	-1209	0.293	-1207	0.504
SCARICO	6.5	9 750	-1065	-1048	1.603	-1046	1.817
	5.5	8 250	-910	-887	2.600	-885	2.816
	4.5	6 750	-750	-726	3.352	-724	3.570
	3.5	5 250	-587	-564	4.002	-563	4.221
	2.5	3 750	-423	-403	4.923	-402	5.144
	1.5	2 250	-256	-242	5.833	-241	6.055
	0	0	-10	0		0	

Tabella 6.15 Deformazioni calcolate e rilevate dall'estensimetro Rosetta_1 durante la rampa carico-scarico con momenti torcenti orari; vedi figure 6.39b e 6.41.

	$ F_{1\text{ att}} $ [kN]	M_t [Nm]	$\varepsilon'_{zz,exp}$ [$\mu\varepsilon$]	$\varepsilon'_{zz,an}$ [$\mu\varepsilon$]	Δ [%]	$\varepsilon'_{zz,fem}$ [$\mu\varepsilon$]	Δ [%]
CARICO	0	0	-8	0		0	
	1.5	-2 250	236	242	-2.436	241	-2.230
	2.5	-3 750	398	403	-1.278	402	-1.070
	3.5	-5 250	557	564	-1.313	563	-1.106
	4.5	-6 750	718	726	-1.058	724	-0.849
	5.5	-8 250	877	887	-1.120	885	-0.912
	6.5	-9 750	1038	1048	-0.973	1046	-0.764
	7.5	-11 250	1197	1209	-1.030	1207	-0.822
SCARICO	6.5	-9 750	1048	1048	-0.019	1046	0.192
	5.5	-8 250	894	887	0.797	885	1.009
	4.5	-6 750	735	726	1.285	724	1.498
	3.5	-5 250	573	564	1.521	563	1.735
	2.5	-3 750	412	403	2.195	402	2.410
	1.5	-2 250	245	242	1.285	241	1.498
	0	0	-1	0		0	

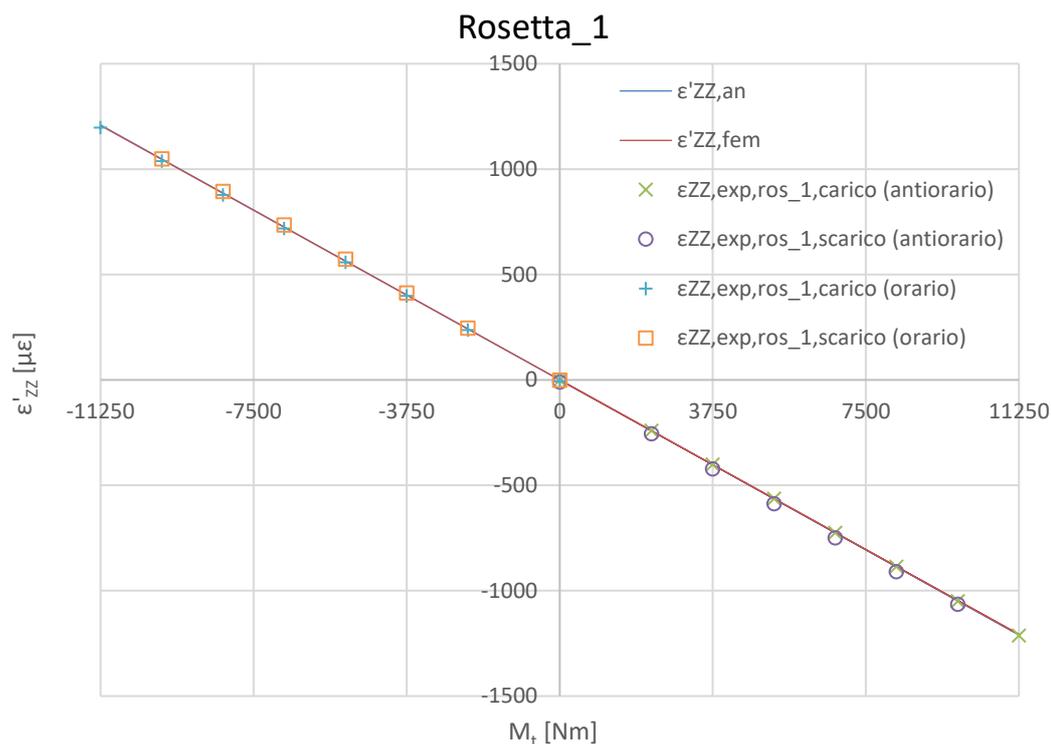


Figura 6.44 Confronto tra gli andamenti della deformazione ϵ'_{zz} ricavati da calcoli analitici e da FEM e quelli ottenuti sperimentalmente con l'estensimetro Rosetta_1.

- **Rosetta_2** (estensimetro della rosetta inclinato di 45°)

Tabella 6.16 Deformazioni calcolate e rilevate dall'estensimetro Rosetta_2 durante la rampa carico-scarico con momenti torcenti antiorari; vedi figure 6.39a e 6.40.

	$ F_{1\text{ att}} $ [kN]	M_t [Nm]	$\epsilon'_{zz,exp}$ [$\mu\epsilon$]	$\epsilon'_{zz,an}$ [$\mu\epsilon$]	Δ [%]	$\epsilon'_{zz,fem}$ [$\mu\epsilon$]	Δ [%]
CARICO	0	0	9	0		0	
	1.5	2 250	242	242	0.045	241	0.255
	2.5	3 750	400	403	-0.782	402	-0.573
	3.5	5 250	557	564	-1.313	563	-1.106
	4.5	6 750	713	726	-1.747	724	-1.540
	5.5	8 250	869	887	-2.022	885	-1.816
	6.5	9 750	1026	1048	-2.118	1046	-1.912
	7.5	11 250	1183	1209	-2.188	1207	-1.982
SCARICO	6.5	9 750	1042	1048	-0.591	1046	-0.382
	5.5	8 250	892	887	0.571	885	0.783
	4.5	6 750	736	726	1.423	724	1.636
	3.5	5 250	580	564	2.762	563	2.978
	2.5	3 750	419	403	3.931	402	4.150
	1.5	2 250	258	242	6.659	241	6.884
	0	0	18	0		0	

Tabella 6.17

Deformazioni calcolate e rilevate dall'estensimetro Rosetta_2 durante la rampa carico-scarico con momenti torcenti orari; vedi figure 6.39b e 6.41.

	$ F_{1 \text{ att}} $ [kN]	M_t [Nm]	$\epsilon'_{zz,exp}$ [$\mu\epsilon$]	$\epsilon'_{zz,an}$ [$\mu\epsilon$]	Δ [%]	$\epsilon'_{zz,fem}$ [$\mu\epsilon$]	Δ [%]
CARICO	0	0	15	0		0	
	1.5	-2 250	-223	-242	-7.810	-241	-7.616
	2.5	-3 750	-382	-403	-5.247	-402	-5.047
	3.5	-5 250	-539	-564	-4.503	-563	-4.302
	4.5	-6 750	-698	-726	-3.814	-724	-3.611
	5.5	-8 250	-856	-887	-3.488	-885	-3.285
	6.5	-9 750	-1020	-1048	-2.690	-1046	-2.485
	7.5	-11 250	-1182	-1209	-2.270	-1207	-2.065
SCARICO	6.5	-9 750	-1033	-1048	-1.450	-1046	-1.242
	5.5	-8 250	-880	-887	-0.782	-885	-0.573
	4.5	-6 750	-722	-726	-0.506	-724	-0.297
	3.5	-5 250	-562	-564	-0.428	-563	-0.218
	2.5	-3 750	-403	-403	-0.038	-402	0.173
	1.5	-2 250	-238	-242	-1.609	-241	-1.402
	0	0	1	0		0	

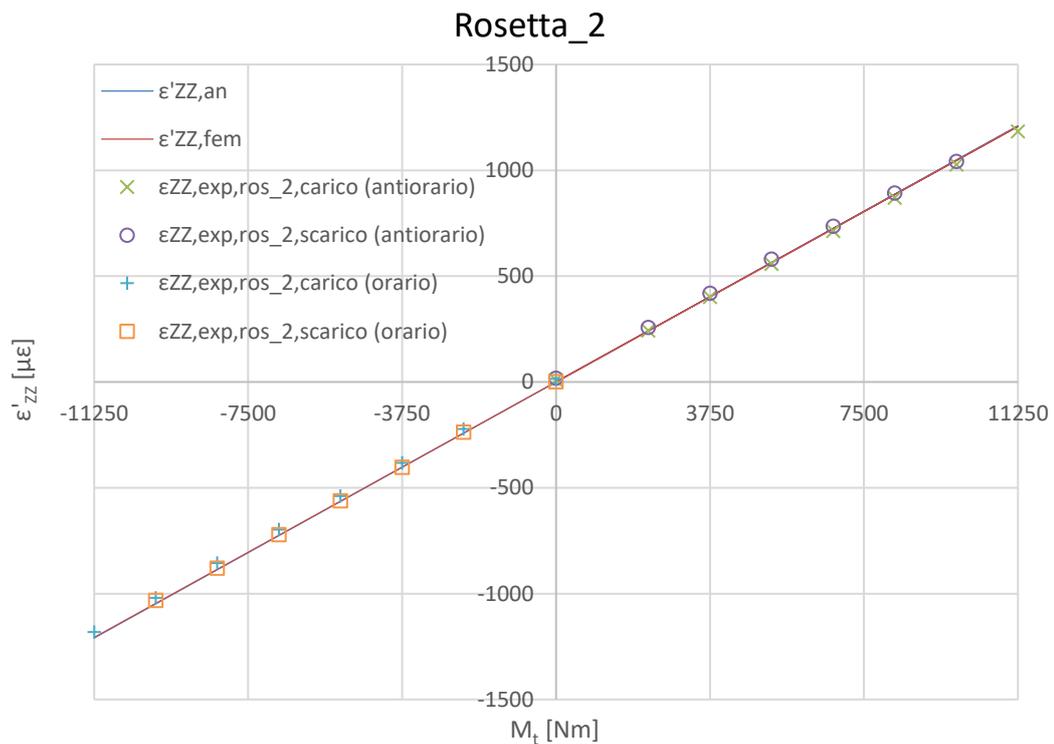


Figura 6.45 Confronto tra gli andamenti della deformazione ϵ'_{zz} ricavati da calcoli analitici e da FEM e quelli ottenuti sperimentalmente con l'estensimetro Rosetta_2.

6.3.3 Commenti

Le deformazioni rilevate dagli estensimetri nelle due prove statiche sono in ottimo accordo con quelli attesi e, pertanto, è possibile assumere che il giunto venga sollecitato correttamente e in analogia con quanto previsto.

Inoltre, essendo i valori misurati durante le fasi di carico uguali a quelli misurati durante le fasi di scarico, non è presente comportamento isteretico del materiale.

6.4 Prove dinamiche

Per verificare la presenza di effetti inerziali in funzione dei carichi e delle frequenze con cui questi sono applicati, si sono eseguite due prove dinamiche, una a flessione e una a torsione, nelle quali si è sollecitato il giunto con carichi aventi forma sinusoidale incrementando di volta in volta il modulo e la frequenza. Per ciascuna combinazione di carico e frequenza si sono acquisite le deformazioni e, prese cinque onde a regime, se ne sono mediati i massimi e i minimi per definirne il range.

Poiché le deformazioni analitiche e da FEM non dipendono dalla frequenza, e poiché dal paragrafo precedente è possibile notare che questi due metodi restituiscono valori equivalenti, si è deciso di confrontare i range di deformazione rilevati con gli estensimetri solamente con quelli analitici.

Inoltre, durante l'esecuzione delle prove dinamiche, a causa dell'elevata rigidità del sistema, il controllo PID degli attuatori generava overshoot troppo elevati che portavano all'attivazione degli interblocchi idraulici. Per garantire dunque che i carichi applicati dagli attuatori seguissero il comando a loro imposto si è ridotto, in maniera iterativa, il valore del proporzionale del controllo PID che, dai valori iniziali di $P=3.5$ per l'attuatore 3 e $P=3.6$ per il 4, è stato portato a $P=0.6$ per entrambi gli attuatori.

6.4.1 Prova a flessione

6.4.1.1 Svolgimento della prova

Dai risultati delle prove condotte nel paragrafo 6.3.1 è possibile notare che, quando sollecitato verso l'alto, il giunto si comporta allo stesso modo di quando viene sollecitato verso il basso. Pertanto, si è deciso di condurre la prova dinamica solamente con la prima modalità di sollecitazione. Tale prova è stata eseguita sollecitando il giunto con frequenze crescenti da 1 Hz fino a 16 Hz e, per ognuna di esse, si sono utilizzati i range di forza da applicare al giunto che portano a vite a fatica, in termini di numeri di cicli N_f , comprese tra $5 \cdot 10^4$ e $2 \cdot 10^6$ cicli ricavati utilizzando il foglio di calcolo descritto nel paragrafo 7.1.1.1. Le prove sono state eseguite fino alla frequenza di 16 Hz in quanto, per valori superiori, le forze applicate dai giunti non seguivano più la forza comando imposta a causa degli effetti inerziali presenti.

Per evitare di danneggiare i rod end portando gli attuatori a 0 N, si è preferito applicare i carichi con un rapporto di ciclo 'R' leggermente superiore a 0 ma ingegneristicamente equivalente, ossia $R=0.05$. Pertanto, i valori di forza massimi e minimi applicati sono stati ricavati con le seguenti formule

$$F_{tot,max} = \frac{\Delta F_{tot}}{2 \cdot (1 - R)} \quad (6.8a)$$

$$F_{tot,min} = F_{tot,max} \cdot R \quad (6.8b)$$

I valori massimi e minimi da applicare a ciascun attuatore sono stati ottenuti dimezzando quelli totali.

Tabella 6.18 Carichi totali e per ogni attuatore applicati durante la prova dinamica.

Totale			1 attuatore		
ΔF_{tot} [kN]	$F_{tot,max}$ [kN]	$F_{tot,min}$ [kN]	$\Delta F_{1\text{ att}}$ [kN]	$F_{1\text{ att},max}$ [kN]	$F_{1\text{ att},min}$ [kN]
8.55	9	0.45	4.275	4.5	0.225
10.45	11	0.55	5.225	5.5	0.275
12.35	13	0.65	6.175	6.5	0.325
14.25	15	0.75	7.125	7.5	0.375
16.15	17	0.85	8.075	8.5	0.425
18.05	19	0.95	9.025	9.5	0.475
19.95	21	1.05	9.975	10.5	0.525
21.85	23	1.15	10.925	11.5	0.575

Per semplificare la trattazione, e poiché dalle prove statiche si è notato che le misure degli estensimetri inclinati di 45° non forniscono informazioni aggiuntive rispetto a quelle degli estensimetri longitudinali, si è deciso di eseguire i confronti con i valori analitici, calcolati con la formula (6.9), solamente con queste ultime.

$$\Delta\varepsilon_{zz,an} = \frac{\Delta F_{tot} \cdot b}{W_f \cdot E} \quad (6.9)$$

Dove $b=345$ mm è la distanza tra il punto di applicazione delle forze e gli estensimetri, $E=206\,000$ MPa e $W_f=40\,500$ mm³.

6.4.1.2 Risultati

Si riportano di seguito i range di deformazione rilevati dai due estensimetri longitudinali in funzione del range di carico e della frequenza, i rispettivi valori analitici e la loro deviazione percentuale.

- **Axial_Bottom** (estensimetro singolo incollato sulla faccia inferiore del tubo)

Tabella 6.19 Range di deformazione rilevati dall'estensimetro Axial_Bottom durante la prova dinamica a flessione in funzione del range di carico e della frequenza e rispettivi valori analitici; valori in $\mu\epsilon$.

$\Delta\varepsilon_{zz,exp}$		ΔF_{tot} [kN]							
		8.55	10.45	12.35	14.25	16.15	18.05	19.95	21.85
f [Hz]	1	353	431	509	585	663	746	821	901
	2	350	427	505	582	664	739	818	898
	3	351	429	506	583	664	744	818	898
	4	351	430	508	585	664	743	820	896
	5	354	434	511	589	667	750	831	906
	6	355	434	514	593	675	750	829	908
	7	359	444	519	598	677	756	838	912
	8	364	442	523	604	687	764	844	920
	9	359	442	527	611	689	774	850	928
	10	370	453	534	614	695	784	857	938
	11	376	464	547	627	709	793	862	956
	12	382	467	549	639	716	809	889	963
	13	388	473	557	642	731	821	902	985
	14	402	482	559	631	734	837	912	990
	15	398	489	581	680	765	853	944	1035
	16	403	498	584	683	787	882	969	1065
$\Delta\varepsilon_{zz,an}$		354	432	511	589	668	746	825	904

Tabella 6.20 Deviazioni percentuali tra i range di deformazione rilevati dall'estensimetro Axial_Bottom e i rispettivi valori analitici in funzione del range di carico e della frequenza.

$\Delta\%$		ΔF_{tot} [kN]							
		8.55	10.45	12.35	14.25	16.15	18.05	19.95	21.85
f [Hz]	1	0.21	0.20	0.35	0.71	0.72	0.04	0.51	0.28
	2	1.02	1.09	1.19	1.19	0.52	1.05	0.86	0.64
	3	0.76	0.71	0.86	1.11	0.55	0.26	0.79	0.64
	4	0.71	0.50	0.43	0.67	0.57	0.48	0.66	0.79
	5	0.21	0.46	0.04	0.05	0.05	0.49	0.71	0.23
	6	0.42	0.42	0.62	0.57	1.03	0.52	0.51	0.48
	7	1.53	2.75	1.62	1.40	1.36	1.32	1.62	0.99
	8	2.87	2.33	2.36	2.52	2.92	2.39	2.35	1.85
	9	1.62	2.33	3.14	3.65	3.16	3.68	2.98	2.67
	10	4.72	4.77	4.58	4.27	3.99	4.98	3.85	3.84
	11	6.39	7.37	7.10	6.37	6.10	6.22	4.51	5.84
	12	8.08	8.06	7.54	8.41	7.18	8.38	7.70	6.63
	13	9.74	9.49	8.97	8.99	9.49	9.97	9.34	9.06
	14	13.62	11.51	9.46	7.11	9.87	12.18	10.50	9.58
	15	12.64	13.08	13.84	15.41	14.56	14.29	14.40	14.53
	16	13.84	15.18	14.35	15.99	17.84	18.10	17.41	17.88

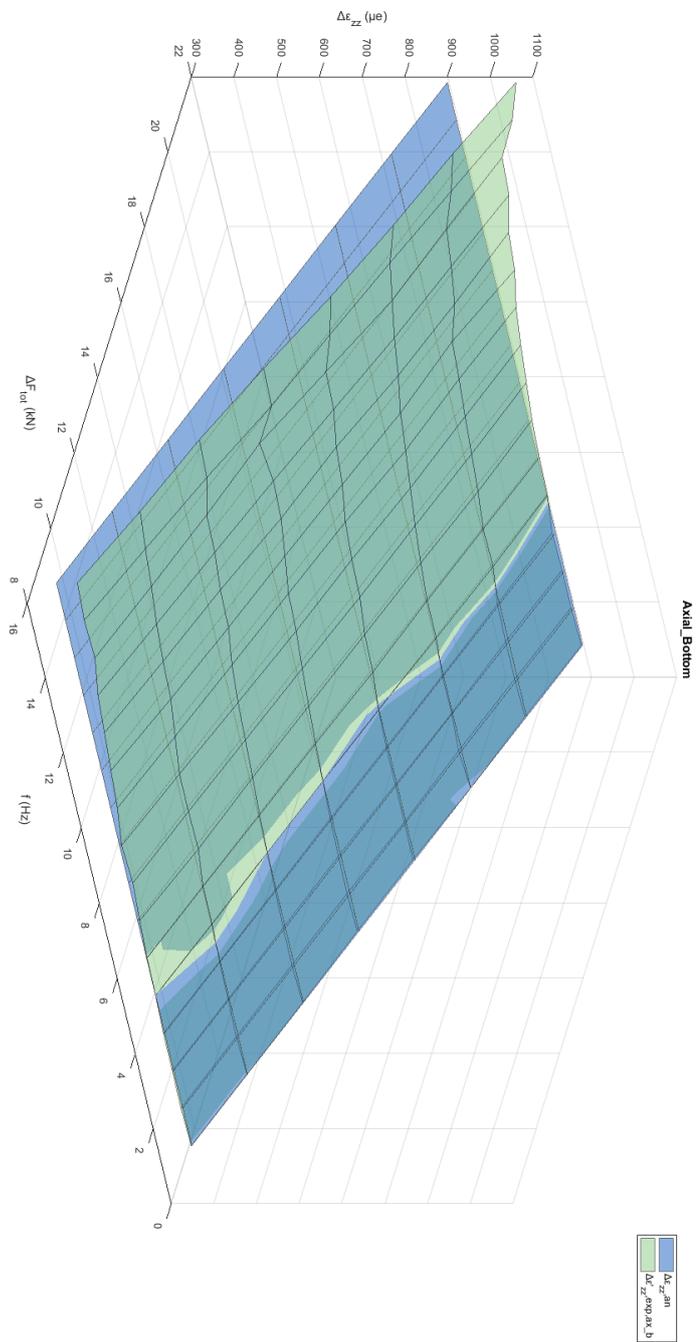


Figura 6.46

Confronto tra gli andamenti del range di deformazione $\Delta\varepsilon_{zz}$ ricavati da calcoli analitici e quelli ottenuti sperimentalmente con l'estensimetro Axial_Bottom.

- **Axial_Up** (estensimetro longitudinale della rosetta)

Tabella 6.21 Range di deformazione rilevati dall'estensimetro Axial_Up durante la prova dinamica a flessione in funzione del range di carico e della frequenza e rispettivi valori analitici; valori in $\mu\epsilon$.

$\Delta\epsilon_{zz,exp}$		ΔF_{tot} [kN]							
		8.55	10.45	12.35	14.25	16.15	18.05	19.95	21.85
f [Hz]	1	347	424	500	575	651	731	804	882
	2	345	421	496	572	652	724	801	879
	3	346	422	498	572	653	730	802	877
	4	346	423	500	575	653	729	803	878
	5	349	427	502	579	655	737	814	886
	6	351	428	506	581	664	736	813	889
	7	354	438	510	587	665	742	822	893
	8	358	435	514	594	676	750	827	901
	9	354	435	517	600	676	760	832	908
	10	365	445	525	604	682	770	840	918
	11	371	456	538	616	696	778	845	937
	12	376	460	540	628	703	793	870	944
	13	382	466	547	631	718	805	883	964
	14	395	474	550	621	721	821	893	969
	15	392	481	572	668	751	837	925	1013
	16	396	490	574	671	772	864	949	1043
$\Delta\epsilon_{zz,an}$		354	432	511	589	668	746	825	904

Tabella 6.22 Deviazioni percentuali tra i range di deformazione rilevati dall'estensimetro Axial_Up e i rispettivi valori analitici in funzione del range di carico e della frequenza.

$\Delta\%$		ΔF_{tot} [kN]							
		8.55	10.45	12.35	14.25	16.15	18.05	19.95	21.85
f [Hz]	1	1.79	1.78	2.09	2.47	2.56	2.03	2.54	2.38
	2	2.51	2.67	2.84	2.88	2.36	2.98	2.88	2.73
	3	2.19	2.44	2.48	2.92	2.29	2.21	2.73	2.90
	4	2.13	2.05	2.12	2.36	2.27	2.36	2.66	2.88
	5	1.16	1.08	1.73	1.75	1.95	1.32	1.37	1.98
	6	0.86	1.05	0.87	1.35	0.62	1.41	1.51	1.56
	7	0.09	1.26	0.07	0.36	0.46	0.58	0.40	1.14
	8	1.25	0.58	0.72	0.72	1.17	0.45	0.30	0.26
	9	0.11	0.58	1.26	1.87	1.21	1.78	0.82	0.51
	10	3.24	3.06	2.80	2.47	2.11	3.12	1.80	1.64
	11	4.81	5.50	5.33	4.60	4.18	4.20	2.40	3.68
	12	6.38	6.41	5.75	6.65	5.20	6.23	5.51	4.43
	13	8.16	7.78	7.17	7.14	7.51	7.90	7.02	6.69
	14	11.85	9.75	7.70	5.30	7.90	10.05	8.27	7.30
	15	11.00	11.30	11.91	13.33	12.48	12.18	12.17	12.10
	16	12.07	13.39	12.30	13.94	15.64	15.79	14.99	15.39

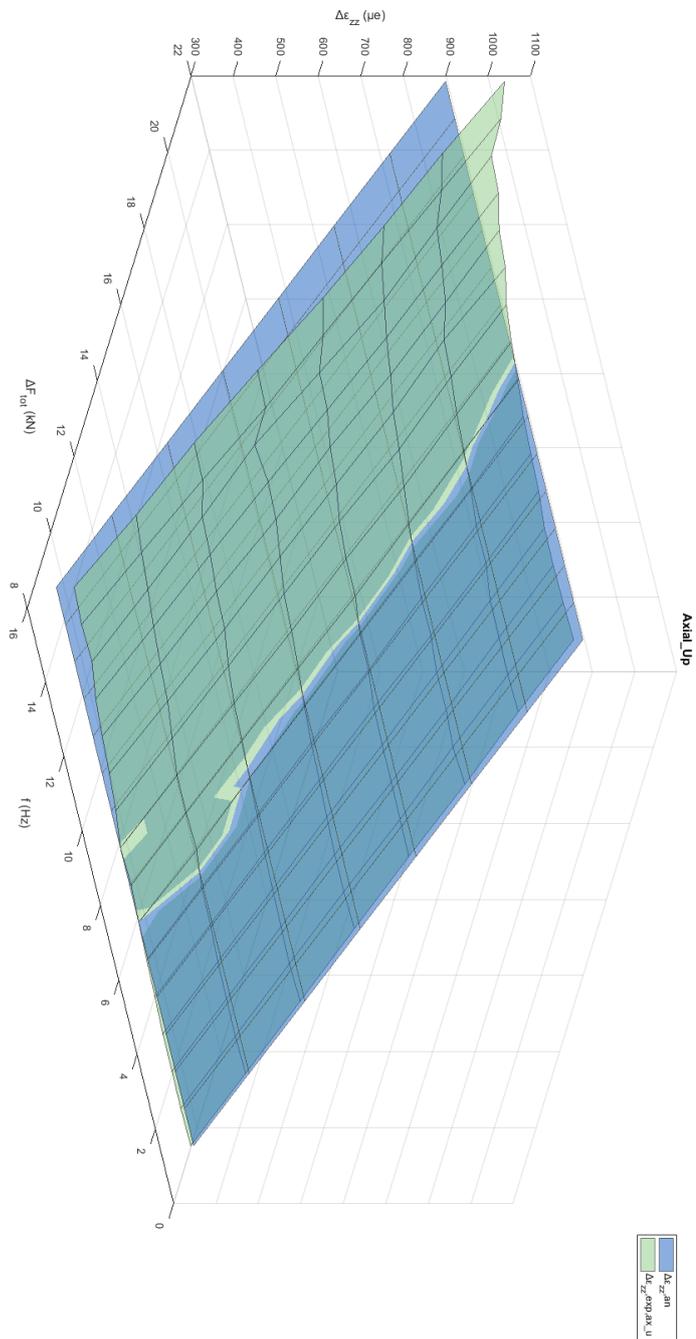


Figura 6.47

Confronto tra gli andamenti del range di deformazione $\Delta\varepsilon_{zz}$ ricavati da calcoli analitici e quelli ottenuti sperimentalmente con l'estensimetro Axial_Up.

6.4.2 Prova a torsione

6.4.2.1 Svolgimento della prova

Dai risultati delle prove condotte nel paragrafo 6.3.2 è possibile notare che, quando viene sollecitato in senso antiorario, il giunto si comporta nello stesso modo di quando viene sollecitato in senso orario e, pertanto, si è deciso di condurre la prova dinamica solamente con la prima modalità di sollecitazione. Tale prova è stata eseguita sollecitando il giunto con frequenze crescenti da 1 Hz fino a 8 Hz e, per ognuna di esse, si sono utilizzati i range di momento torcente da applicare al giunto che portano a vite, in termini di numeri di cicli N_f , comprese tra $7.5 \cdot 10^5$ e $2 \cdot 10^6$ cicli ricavati utilizzando il foglio di calcolo descritto nel paragrafo 7.1.2.1. Le prove sono state eseguite fino alla frequenza di 8 Hz in quanto, per valori superiori, le forze applicate dai giunti non seguivano più la forza comando imposta a causa degli effetti inerziali presenti.

Per evitare di danneggiare i rod end portando gli attuatori a 0 N, si è preferito applicare i carichi con un rapporto di ciclo 'R' leggermente superiore a 0 ma ingegneristicamente equivalente, ossia $R=0.1$. Pertanto, i valori massimi e minimi del momento torcente sono stati ricavati con le seguenti formule

$$M_{t,max} = \frac{\Delta M_t}{(1 - R)} \quad (6.10a)$$

$$M_{t,min} = M_{t,max} \cdot R \quad (6.10b)$$

e, i rispettivi valori massimi e minimi di forza, in valore assoluto, applicati a ciascun attuatore con

$$|F_{1 \text{ attuatore},max}| = \frac{\Delta M_t}{2i \cdot (1 - R)} \quad (6.11a)$$

$$|F_{1 \text{ attuatore},min}| = |F_{1 \text{ attuatore},max}| \cdot R \quad (6.11b)$$

dove $2i$, ossia la distanza tra i due attuatori, è stata posta pari a 1 500 mm.

Tabella 6.23 Momenti torcenti e carichi applicati a ciascun attuatore durante la prova dinamica.

Momento torcente			Forza su singolo attuatore		
ΔM_t [Nm]	$M_{t,max}$ [Nm]	$M_{t,min}$ [Nm]	$ \Delta F_{1 \text{ att}} $ [kN]	$ F_{1 \text{ att},max} $ [kN]	$ F_{1 \text{ att},min} $ [kN]
6075	6750	675	4	4.50	0.45
7425	8250	825	5	5.50	0.55
8775	9750	975	6	6.50	0.65
10125	11250	1125	7	7.50	0.75

Per semplificare la trattazione, e poiché dalle prove statiche si è notato che le misure degli estensimetri longitudinali non forniscono informazioni aggiuntive rispetto a quelle degli estensimetri inclinati di 45° , si è deciso di eseguire i confronti con i valori analitici, calcolati con la formula (6.12) considerando la rotazione del sistema di riferimento (figura 6.34), solamente con queste ultime.

$$\Delta \varepsilon'_{zz,an} = \frac{\Delta M_t}{2 \cdot W_t \cdot G} \quad (6.12)$$

dove $W_t=58\,700 \text{ mm}^3$ e, considerando $E=206\,000 \text{ MPa}$ e $\nu=0.3$, $G=E/2(1+\nu)=79\,230 \text{ MPa}$.

6.4.2.2 Risultati

Si riportano di seguito i range di deformazione rilevati dai due estensimetri inclinati di 45° in funzione del range del momento torcente e della frequenza, i rispettivi valori analitici e la loro deviazione percentuale.

- **Rosetta_1** (estensimetro della rosetta inclinato di -45°)

Tabella 6.24 Range di deformazione rilevati dall'estensimetro Rosetta_1 durante la prova dinamica a torsione in funzione del range del momento torcente e della frequenza e rispettivi valori analitici; valori in $\mu\epsilon$.

$\Delta\epsilon'_{zz,exp}$		ΔM_t [Nm]			
		6075	7425	8775	10125
f [Hz]	1	653	789	954	1089
	2	657	803	939	1084
	3	657	808	960	1095
	4	674	812	963	1097
	5	668	819	972	1118
	6	669	823	978	1123
	7	684	828	982	1153
	8	696	845	979	1122
$\Delta\epsilon'_{zz,an}$		653	798	943	1089

Tabella 6.25 Deviazioni percentuali tra i range di deformazione rilevati dall'estensimetro Rosetta_1 e i rispettivi valori analitici in funzione del range del momento torcente e della frequenza 'f'.

$\Delta\%$		ΔM_t [Nm]			
		6075	7425	8775	10125
f [Hz]	1	0.02	1.14	1.15	0.08
	2	0.52	0.56	0.50	0.38
	3	0.67	1.23	1.74	0.58
	4	3.22	1.70	2.05	0.74
	5	2.21	2.61	2.98	2.72
	6	2.43	3.05	3.62	3.18
	7	4.72	3.71	4.13	5.90
	8	6.57	5.86	3.78	3.09

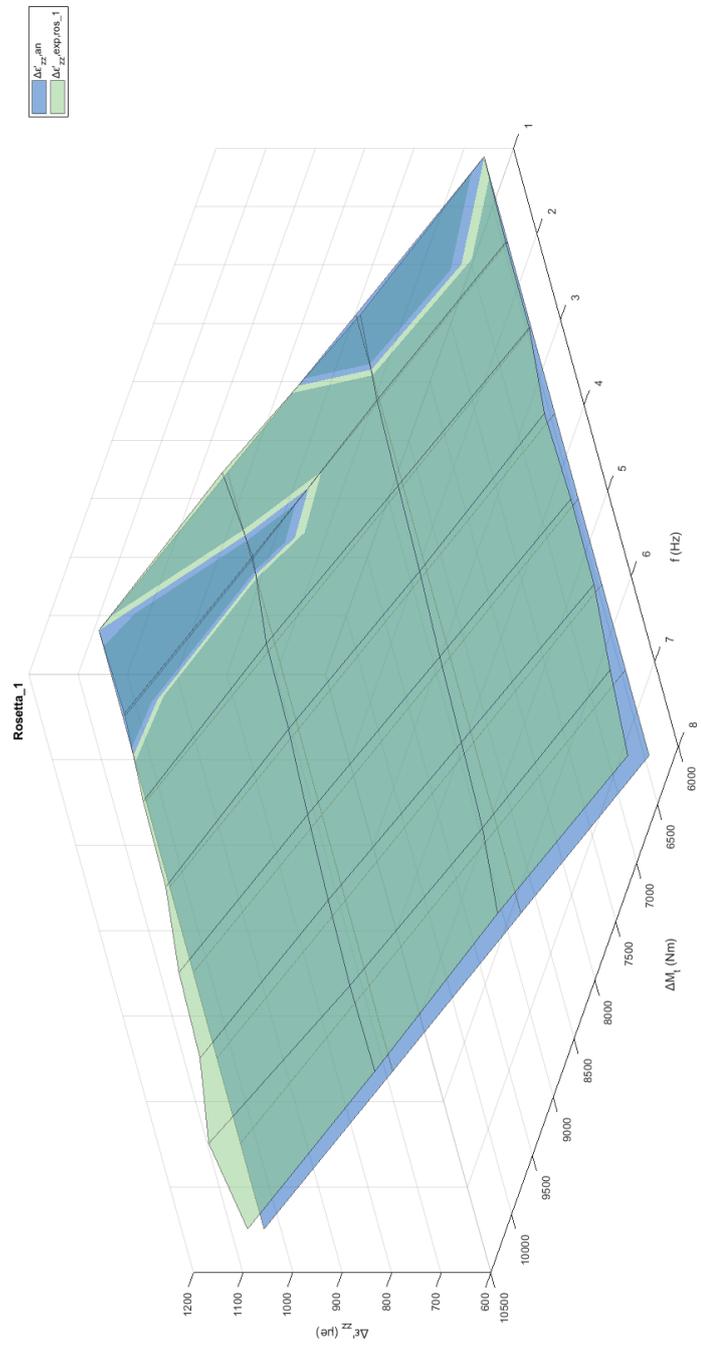


Figura 6.48

Confronto tra gli andamenti del range di deformazione $\Delta \varepsilon'_{zz}$ ricavati da calcoli analitici e quelli ottenuti sperimentalmente con l'estensimetro Rosetta_1.

- **Rosetta_2** (estensimetro della rosetta inclinato di 45°)

Tabella 6.26 Range di deformazione rilevati dall'estensimetro Rosetta_2 durante la prova dinamica a torsione in funzione del range del momento torcente e della frequenza e rispettivi valori analitici; valori in $\mu\epsilon$.

$\Delta\epsilon'_{zz,exp}$		ΔM_t [Nm]			
		6075	7425	8775	10125
f [Hz]	1	645	773	922	1054
	2	638	779	913	1049
	3	639	785	929	1064
	4	657	786	927	1068
	5	649	792	940	1085
	6	648	799	945	1086
	7	665	801	953	1112
	8	677	820	950	1088
$\Delta\epsilon'_{zz,an}$		653	798	943	1089

Tabella 6.27 Deviazioni percentuali tra i range di deformazione rilevati dall'estensimetro Rosetta_2 e i rispettivi valori analitici in funzione del range del momento torcente e della frequenza 'f'.

$\Delta\%$		ΔM_t [Nm]			
		6075	7425	8775	10125
f [Hz]	1	1.21	3.15	2.25	3.16
	2	2.36	2.39	3.21	3.60
	3	2.11	1.67	1.57	2.26
	4	0.65	1.51	1.69	1.91
	5	0.63	0.81	0.38	0.33
	6	0.84	0.13	0.21	0.20
	7	1.82	0.39	0.98	2.16
	8	3.62	2.67	0.72	0.06

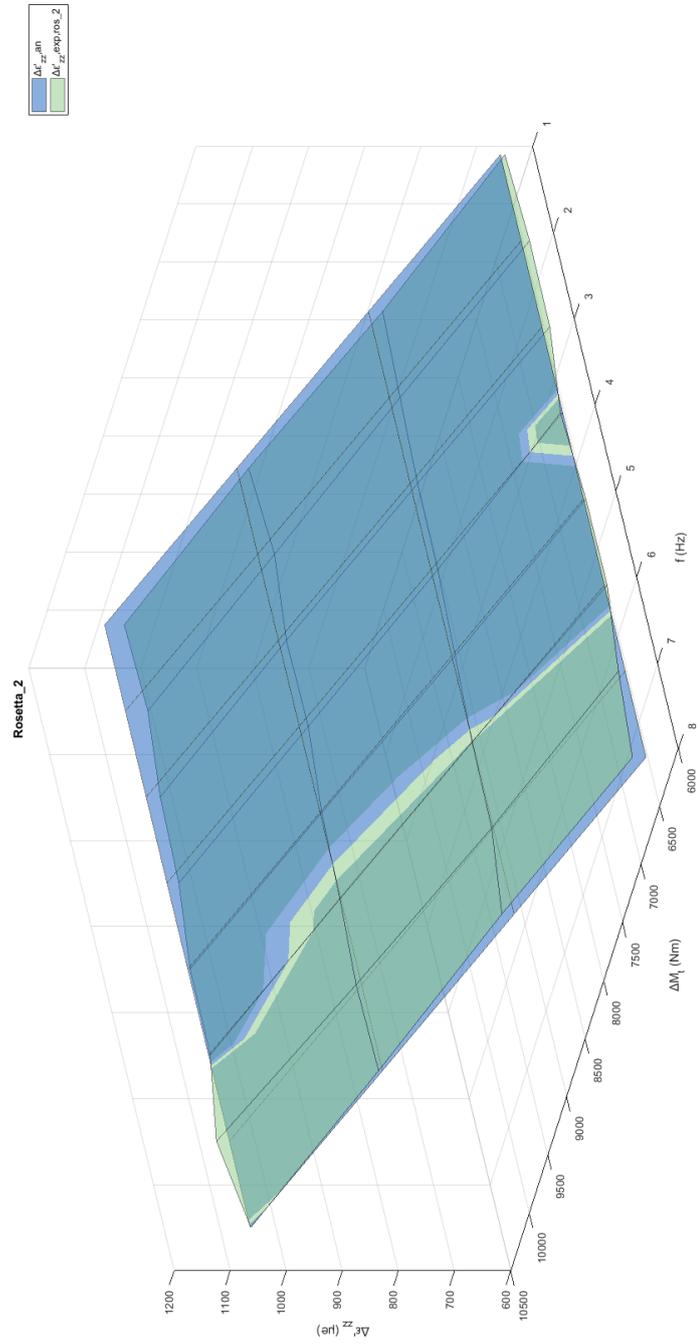


Figura 6.49

Confronto tra gli andamenti del range di deformazione $\Delta \epsilon'_{zz}$ ricavati da calcoli analitici e quelli ottenuti sperimentalmente con l'estensimetro Rosetta_2.

6.4.3 Commenti

Le deformazioni rilevate durante le prove dinamiche presentano una deviazione da quelle analitiche crescente con la frequenza. Ciò è causato dall'inerzia del sistema asta-bulloni-rod end che porta a sollecitare il giunto con tensioni maggiori di quelle previste.

Per condurre le prove correttamente, e sollecitare il giunto nel modo desiderato, è stato dunque necessario definire un modello con il quale compensare tale effetto.

6.5 Definizione di un modello per compensare l'effetto inerziale

6.5.1 Modello dell'oscillatore armonico

Per compensare l'effetto inerziale del sistema asta-bulloni-rod end si è pensato di utilizzare il modello dell'oscillatore armonico (figura 6.50) nel quale, tale insieme, rappresenta la massa oscillante m_{osc} nelle prove a flessione e il volano I_{zz} in quelle a torsione; la molla, flessionale k_{fless} o torsionale k_{tors} in base alla sollecitazione, è invece costituita dal giunto.

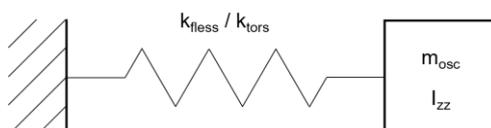


Figura 6.50 Modello dell'oscillatore armonico.

In tale modello, il rapporto tra la sollecitazione che raggiunge il giunto e quella applicata dagli attuatori dipende dal rapporto tra la frequenza con cui questa è applicata e quella naturale del sistema ed è rappresentata dalla seguente funzione di trasferimento

$$\left| H\left(\frac{f}{f_n}\right) \right| = \frac{1}{\left| 1 - \left(\frac{f}{f_n}\right)^2 \right|} \quad (6.13)$$

dove f_n è la frequenza naturale del sistema ed è ottenuta con la formula (6.14) per le prove a flessione e con (6.15) per quelle a torsione.

$$f_{n,fless} = \sqrt{\frac{k_{fless}}{m_{osc}}} \cdot \frac{1}{2\pi} \quad (6.14)$$

dove k_{fless} è la rigidità flessionale del giunto e m_{osc} la massa dell'insieme asta-bulloni-rod end.

$$f_{n,tors} = \sqrt{\frac{k_{tors}}{I_{zz}}} \cdot \frac{1}{2\pi} \quad (6.15)$$

dove k_{tors} è la rigidità torsionale del giunto e I_{zz} il momento di inerzia polare dell'insieme asta-bulloni-rod end.

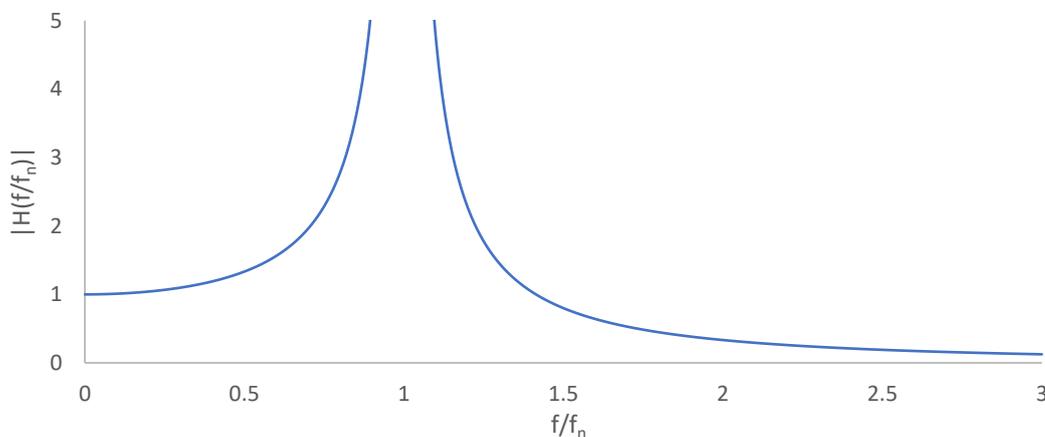


Figura 6.51 Andamento della funzione di trasferimento H del modello dell'oscillatore armonico in funzione del rapporto tra la frequenza di applicazione dei carichi e quella naturale.

6.5.2 Determinazione delle rigidità del giunto

Per poter applicare il modello dello smorzatore armonico è necessario conoscere la rigidità del giunto in esame e, per fare ciò, durante l'esecuzione delle prove statiche si sono rilevati gli spostamenti degli attuatori.

Per determinare la rigidità flessionale k_{fless} si sono plottate le forze totali applicate al giunto F_{tot} in funzione del valore medio degli spostamenti dei due attuatori s_{fless} ottenuti dalle rampe statiche e si sono interpolate con una retta la cui pendenza rappresenta il valore desiderato.

Tabella 6.28 Spostamenti degli attuatori rilevati durante la prova statica a flessione.

	$F_{1\text{ att}} [\text{kN}]$	$F_{tot} [\text{kN}]$	$s_3 [\text{mm}]$	$s_4 [\text{mm}]$	$s_{fless} [\text{mm}]$
SPINTA VERSO ALTO	0	0	0	0	0
	3.5	7	1.761	1.755	1.758
	4.5	9	2.255	2.245	2.250
	5.5	11	2.745	2.735	2.740
	6.5	13	3.225	3.245	3.235
	7.5	15	3.740	3.740	3.740
	8.5	17	4.225	4.255	4.240
	9.5	19	4.725	4.765	4.745
	10.5	21	5.215	5.285	5.250
	11.5	23	5.740	5.780	5.760
12.5	25	6.265	6.335	6.300	
TIRO VERSO BASSO	0	-7	0	0	0
	-3.5	-9	-1.758	-1.858	-1.808
	-4.5	-11	-2.290	-2.355	-2.323
	-5.5	-13	-2.810	-2.920	-2.865
	-6.5	-15	-3.510	-3.410	-3.460
	-7.5	-17	-4.020	-3.990	-4.005
	-8.5	-19	-4.590	-4.530	-4.560
	-9.5	-21	-5.110	-5.140	-5.125
	-10.5	-23	-5.710	-5.700	-5.705
	-11.5	-25	-6.320	-6.340	-6.330
-12.5	-7	-6.940	-6.920	-6.930	

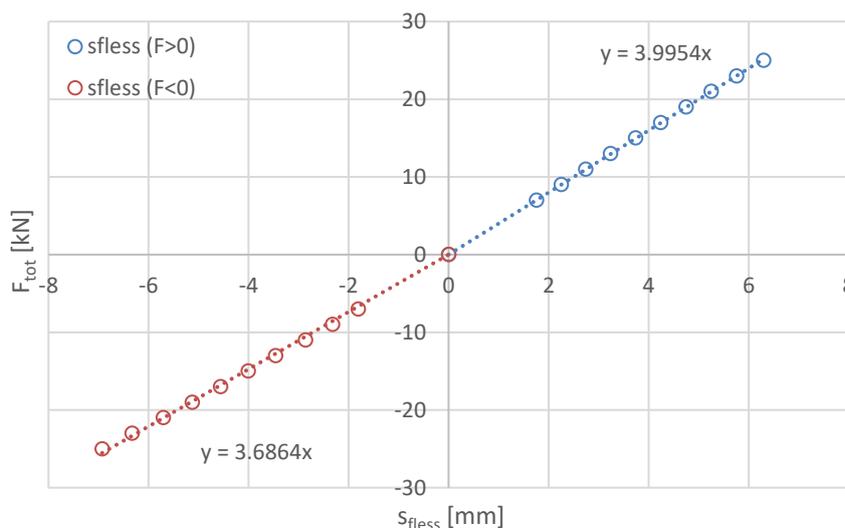


Figura 6.52 Grafico della forza totale applicata al giunto in funzione dello spostamento medio degli attuatori durante la prova statica di flessione (vedi Figura 6.30).

Come su può notare dalla figura 6.52, i valori rilevati spingendo il giunto verso l'alto e tirandolo verso il basso presentano una leggera discrepanza e, poiché durante le prove sperimentali si utilizzerà la seconda modalità di sollecitazione, si è deciso di considerare $k_{fless}=3.686 \text{ kN/mm}=3.686 \cdot 10^6 \text{ N/m}$.

Per determinare invece la rigidezza torsionale k_{tors} si è utilizzata la pendenza della retta interpolatrice del plot dei valori del momento torcente M_t in funzione della rotazione del giunto θ_{tors} calcolata con la formula

$$\theta_{tors} = \arcsin\left(\frac{S_{tors}}{i}\right) \quad (6.16)$$

dove S_{tors} è la media dei valori assoluti degli spostamenti degli attuatori durante la prova statica a torsione e i la loro semidistanza, pari a 750 mm.

Tabella 6.29 Spostamenti degli attuatori rilevati durante la prova statica a torsione e relative rotazioni.

	$ F_{1 \text{ att}} \text{ [kN]}$	$M_t \text{ [Nm]}$	$s_3 \text{ [mm]}$	$s_4 \text{ [mm]}$	$S_{tors} \text{ [mm]}$	$\theta_{tors} \text{ [rad]}$
S. ANTIORARIO	0	0	0	0	0	0
	1.5	2 250	-3.730	3.730	3.730	0.005
	2.5	3 750	-6.220	6.210	6.215	0.008
	3.5	5 250	-8.770	8.690	8.730	0.012
	4.5	6 750	-11.150	11.180	11.165	0.015
	5.5	8 250	-13.660	13.720	13.690	0.018
	6.5	9 750	-16.110	16.110	16.110	0.021
	7.5	11 250	-18.640	18.650	18.645	0.025
S. ORARIO	0	0	0	0	0	0
	1.5	-2250	3.820	-3.890	3.855	-0.005
	2.5	-3750	6.190	-6.300	6.245	-0.008
	3.5	-5250	8.710	-8.830	8.770	-0.012
	4.5	-6750	11.170	-11.300	11.235	-0.015
	5.5	-8250	13.830	-13.850	13.840	-0.018
	6.5	-9750	16.340	-16.370	16.355	-0.022
	7.5	-11250	18.800	-18.870	18.835	-0.025

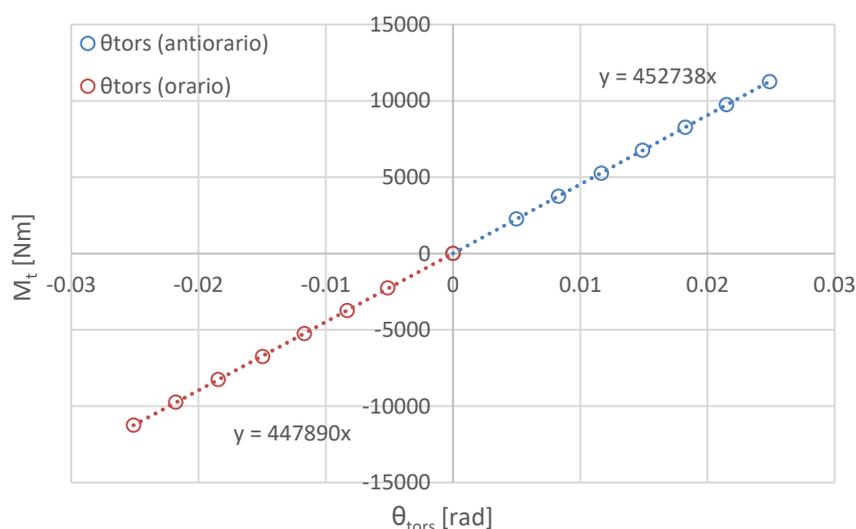


Figura 6.53 Grafico del momento torcente applicato al giunto in funzione della sua rotazione durante la prova statica di torsione (vedi Figura 6.39).

In questo caso, i valori rilevati torcendo il giunto in senso antiorario sono in buon accordo con quelli rilevati torcendolo in senso orario e, poiché durante le prove sperimentali si utilizzerà la prima modalità di sollecitazione, si è deciso di considerare $k_{tors}=4.527 \cdot 10^5 \text{ Nm/rad}$.

6.5.3 Verifica del modello

Per verificare che il modello dell'oscillatore armonico cogliesse correttamente la realtà sperimentale del sistema in esame, si sono utilizzate le formule (6.17a) e (6.17b) per calcolare le sollecitazioni che erano effettivamente agenti sul giunto durante le prove dinamiche.

$$\Delta F_{eff} = \Delta F_{tot} \cdot \frac{1}{\left|1 - \left(\frac{f}{f_n}\right)^2\right|} \quad (6.17a)$$

$$\Delta M_{t,eff} = \Delta M_t \cdot \frac{1}{\left|1 - \left(\frac{f}{f_n}\right)^2\right|} \quad (6.17b)$$

Le frequenze naturali sono state calcolate utilizzando le formule (6.14) e (6.15) dove, i valori della massa oscillante e del momento d'inerzia polare dell'insieme asta-bulloni-rod ends (con riferimento ad un semi-braccio di torsione $i = 750$ mm), sono stati ricavati utilizzando Solidworks® e sono risultati pari a $m_{osc} = 56.86$ kg e $I_{zz} = 10.95$ kg·m².

Tabella 6.30 Forze effettivamente agenti sul giunto durante la prova dinamica a flessione; valori in kN.

ΔF_{eff}		ΔF_{tot} [kN]							
		8.55	10.45	12.35	14.25	16.15	18.05	19.95	21.85
f [Hz]	1	8.56	10.46	12.36	14.26	16.16	18.06	19.96	21.86
	2	8.57	10.48	12.38	14.29	16.19	18.10	20.00	21.91
	3	8.60	10.51	12.42	14.33	16.24	18.15	20.06	21.97
	4	8.64	10.56	12.48	14.40	16.31	18.23	20.15	22.07
	5	8.69	10.62	12.55	14.48	16.41	18.34	20.27	22.20
	6	8.75	10.69	12.64	14.58	16.53	18.47	20.41	22.36
	7	8.82	10.78	12.74	14.70	16.66	18.63	20.59	22.55
	8	8.91	10.89	12.87	14.85	16.83	18.81	20.79	22.77
	9	9.01	11.01	13.01	15.02	17.02	19.02	21.02	23.03
	10	9.13	11.15	13.18	15.21	17.24	19.26	21.29	23.32
	11	9.26	11.31	13.37	15.43	17.48	19.54	21.60	23.65
	12	9.40	11.49	13.58	15.67	17.76	19.85	21.94	24.03
	13	9.57	11.70	13.82	15.95	18.08	20.20	22.33	24.46
	14	9.76	11.92	14.09	16.26	18.43	20.59	22.76	24.93
	15	9.96	12.18	14.39	16.61	18.82	21.03	23.25	25.46
	16	10.20	12.46	14.73	16.99	19.26	21.52	23.79	26.05

Tabella 6.31 Momenti effettivamente agenti sul giunto durante la prova dinamica a torsione; valori in Nm.

$\Delta M_{t,eff}$		ΔM_t [Nm]			
		6075	6075	6075	6075
f [Hz]	1	6081	7432	8783	10135
	2	6098	7453	8809	10164
	3	6128	7489	8851	10213
	4	6169	7540	8911	10282
	5	6223	7606	8989	10372
	6	6291	7689	9087	10485
	7	6373	7789	9205	10622
	8	6470	7908	9346	10784

Con le sollecitazioni effettivamente agenti sul giunto stati poi calcolati, utilizzando le formule (6.8) e (6.12), i range di deformazione analitici in corrispondenza degli estensimetri e, i valori ottenuti, sono stati confrontati con quelli rilevati durante le prove dinamiche (tabelle 6.19, 6.21, 6.24 e 6.26).

6.5.4 Risultati

Si riportano di seguito i range di deformazione analitici calcolati utilizzando le sollecitazioni effettivamente agenti sul giunto e il confronto con quelli misurati sperimentalmente.

6.5.4.1 Prove a flessione

Tabella 6.32 Range di deformazione analitici in corrispondenza degli estensimetri calcolati utilizzando il range di forza effettivamente agente sul giunto nella prova dinamica a flessione (secondo correzione con modello dell'oscillatore armonico); valori in $\mu\epsilon$.

$\Delta\epsilon_{ZZ,an,osc}$		ΔF_{tot} [kN]							
		8.55	10.45	12.35	14.25	16.15	18.05	19.95	21.85
f [Hz]	1	354	432	511	590	668	747	825	904
	2	354	433	512	591	670	748	827	906
	3	356	435	514	593	672	751	830	909
	4	357	437	516	595	675	754	833	913
	5	359	439	519	599	679	758	838	918
	6	362	442	523	603	683	764	844	925
	7	365	446	527	608	689	770	851	932
	8	368	450	532	614	696	778	860	942
	9	373	455	538	621	704	787	869	952
	10	377	461	545	629	713	797	880	964
	11	383	468	553	638	723	808	893	978
	12	389	475	562	648	735	821	907	994
	13	396	484	572	660	747	835	923	1011
	14	403	493	583	672	762	852	941	1031
	15	412	504	595	687	778	870	961	1053
	16	422	515	609	703	796	890	984	1077

- **Axial_Bottom** (estensimetro singolo incollato sulla faccia inferiore del tubo)

Tabella 6.33 Deviazioni percentuali tra i range di deformazione rilevati dall'estensimetro Axial_Bottom e i rispettivi valori analitici calcolati utilizzando il range di forza effettivamente agente sul giunto nella prova dinamica a flessione (secondo correzione con modello dell'oscillatore armonico).

$\Delta\%$		ΔF_{tot} [kN]							
		8.55	10.45	12.35	14.25	16.15	18.05	19.95	21.85
f [Hz]	1	0.27	0.26	0.42	0.77	0.79	0.11	0.57	0.34
	2	1.27	1.34	1.44	1.44	0.77	1.30	1.11	0.89
	3	1.32	1.28	1.42	1.67	1.12	0.83	1.35	1.20
	4	1.71	1.51	1.44	1.67	1.57	1.48	1.66	1.79
	5	1.37	1.13	1.53	1.62	1.63	1.09	0.88	1.35
	6	1.86	1.85	1.67	1.72	1.26	1.76	1.77	1.80
	7	1.60	0.43	1.52	1.73	1.77	1.81	1.52	2.13
	8	1.28	1.80	1.77	1.62	1.23	1.75	1.77	2.26
	9	3.57	2.89	2.13	1.64	2.11	1.62	2.28	2.57
	10	1.88	1.84	2.01	2.30	2.56	1.64	2.70	2.71
	11	1.73	0.82	1.07	1.74	2.00	1.88	3.46	2.23
	12	1.73	1.75	2.22	1.44	2.55	1.46	2.08	3.05
	13	1.95	2.18	2.64	2.62	2.17	1.74	2.31	2.56
	14	0.42	2.27	4.07	6.13	3.70	1.68	3.16	3.96
	15	3.34	2.96	2.30	0.96	1.69	1.92	1.82	1.71
	16	4.53	3.41	4.11	2.73	1.18	0.96	1.54	1.15

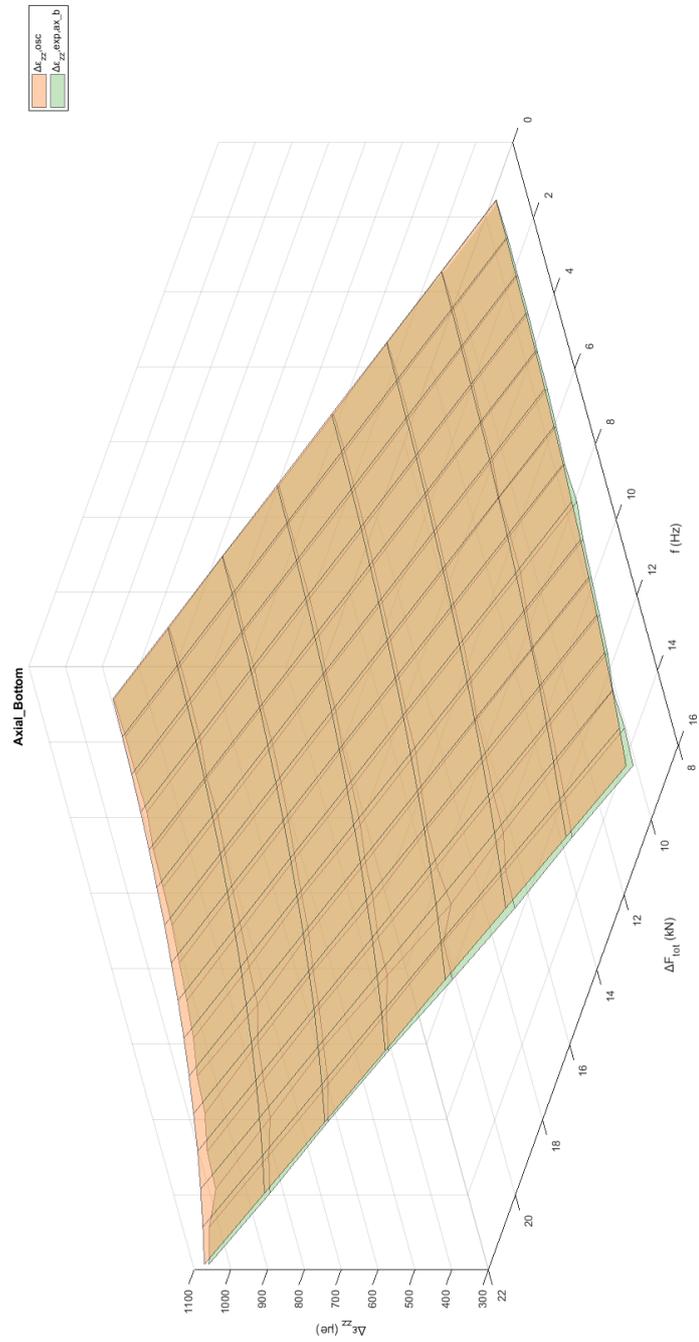


Figura 6.54

Confronto tra gli andamenti del range di deformazione $\Delta\varepsilon_{zz}$ calcolati utilizzando il range di forza effettivamente agente sul giunto nella prova dinamica a flessione (secondo correzione con modello dell'oscillatore armonico) e quelli ottenuti sperimentalmente con l'estensimetro Axial_Bottom.

- **Axial_Up** (estensimetro longitudinale della rosetta)

Tabella 6.34 Deviazioni percentuali tra i range di deformazione rilevati dall'estensimetro Axial_Up e i rispettivi valori analitici calcolati utilizzando il range di forza effettivamente agente sul giunto nella prova dinamica a flessione (secondo correzione con modello dell'oscillatore armonico).

$\Delta\%$		ΔF_{tot} [kN]							
		8.55	10.45	12.35	14.25	16.15	18.05	19.95	21.85
f [Hz]	1	1.85	1.85	2.15	2.53	2.63	2.10	2.60	2.44
	2	2.76	2.92	3.08	3.12	2.61	3.23	3.12	2.97
	3	2.74	2.99	3.03	3.47	2.85	2.76	3.28	3.45
	4	3.11	3.04	3.11	3.34	3.26	3.35	3.64	3.86
	5	2.72	2.64	3.28	3.30	3.49	2.88	2.92	3.52
	6	3.11	3.30	3.12	3.59	2.87	3.65	3.74	3.79
	7	3.00	1.87	3.16	3.43	3.54	3.65	3.48	4.19
	8	2.84	3.48	3.35	3.34	2.91	3.60	3.75	4.29
	9	5.00	4.56	3.91	3.33	3.95	3.41	4.32	4.62
	10	3.27	3.43	3.68	3.99	4.33	3.39	4.61	4.77
	11	3.18	2.55	2.70	3.38	3.77	3.75	5.41	4.23
	12	3.27	3.25	3.85	3.04	4.35	3.42	4.07	5.05
	13	3.36	3.70	4.25	4.27	3.94	3.59	4.39	4.67
	14	1.97	3.81	5.61	7.71	5.44	3.54	5.11	5.96
	15	4.74	4.49	3.96	2.75	3.48	3.73	3.74	3.80
	16	6.01	4.91	5.82	4.45	3.02	2.89	3.57	3.23

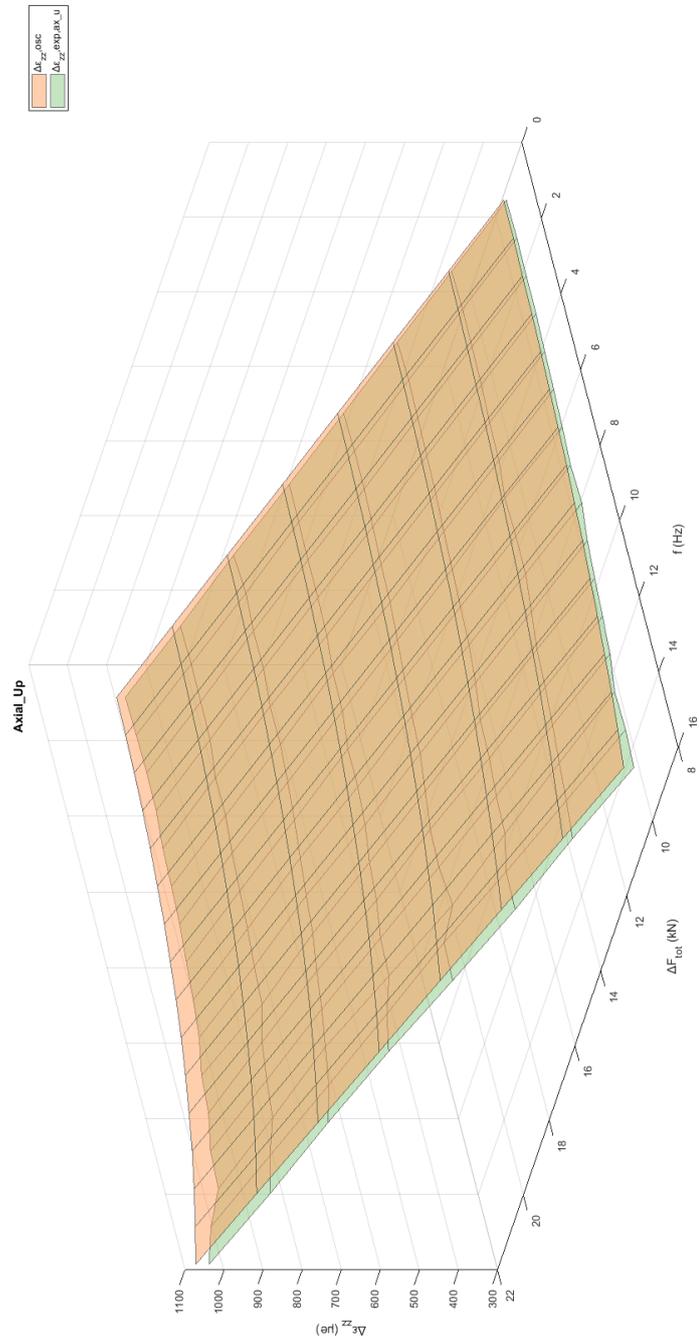


Figura 6.55

Confronto tra gli andamenti del range di deformazione $\Delta \varepsilon_{zz}$ calcolati utilizzando il range di forza effettivamente agente sul giunto nella prova dinamica a flessione (secondo correzione con modello dell'oscillatore armonico) e quelli ottenuti sperimentalmente con l'estensimetro Axial_Up.

6.5.4.2 Prove a torsione

Tabella 6.35 Range di deformazione analitici in corrispondenza degli estensimetri calcolati utilizzando il range di momento torcente effettivamente agente sul giunto nella prova dinamica a torsione (secondo correzione con modello dell'oscillatore armonico); valori in $\mu\epsilon$.

$\Delta\epsilon_{ZZ,an,osc}^1$		ΔM_t [Nm]			
		6075	6075	6075	6075
f [Hz]	1	654	799	944	1090
	2	656	801	947	1093
	3	659	805	952	1098
	4	663	811	958	1105
	5	669	818	966	1115
	6	676	827	977	1127
	7	685	837	990	1142
	8	696	850	1005	1159

- **Rosetta_1** (estensimetro della rosetta inclinato di -45°)

Tabella 6.36 Deviazioni percentuali tra i range di deformazione rilevati dall'estensimetro Rosetta_1 e i rispettivi valori analitici calcolati utilizzando il range di momento torcente effettivamente agente sul giunto nella prova dinamica a torsione (secondo correzione con modello dell'oscillatore armonico).

		ΔM_t [Nm]			
		6075	7425	8775	10125
f [Hz]	1	0.11	1.23	1.05	0.02
	2	0.14	0.17	0.88	0.76
	3	0.20	0.36	0.87	0.28
	4	1.64	0.14	0.49	0.80
	5	0.23	0.16	0.53	0.27
	6	1.09	0.49	0.06	0.36
	7	0.18	1.14	0.74	0.94
	8	0.06	0.60	2.56	3.20

- **Rosetta_2** (estensimetro della rosetta inclinato di 45°)

Tabella 6.37 Deviazioni percentuali tra i range di deformazione rilevati dall'estensimetro Rosetta_2 e i rispettivi valori analitici calcolati utilizzando il range di momento torcente effettivamente agente sul giunto nella prova dinamica a torsione (secondo correzione con modello dell'oscillatore armonico).

		ΔM_t [Nm]			
		6075	7425	8775	10125
f [Hz]	1	1.30	3.24	2.35	3.25
	2	2.73	2.76	3.58	3.97
	3	2.95	2.52	2.41	3.10
	4	0.89	3.01	3.19	3.41
	5	3.00	3.17	2.76	2.71
	6	4.25	3.31	3.24	3.63
	7	2.94	4.31	3.74	2.62
	8	2.71	3.60	5.43	6.16

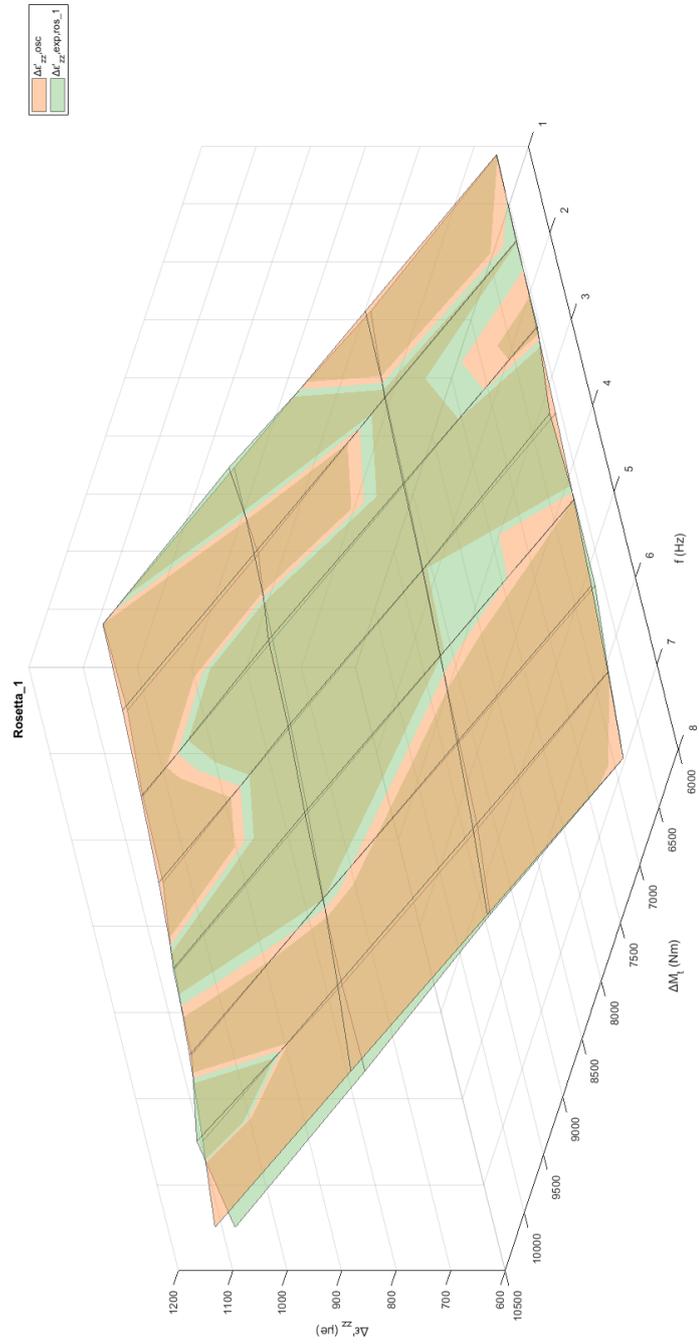


Figura 6.56

Confronto tra gli andamenti del range di deformazione $\Delta \epsilon'_{zz}$ calcolati utilizzando il range di momento torcente effettivamente agente sul giunto nella prova dinamica (secondo correzione con modello dell'oscillatore armonico) a torsione e quelli ottenuti sperimentalmente con l'estensimetro Rosetta_1.

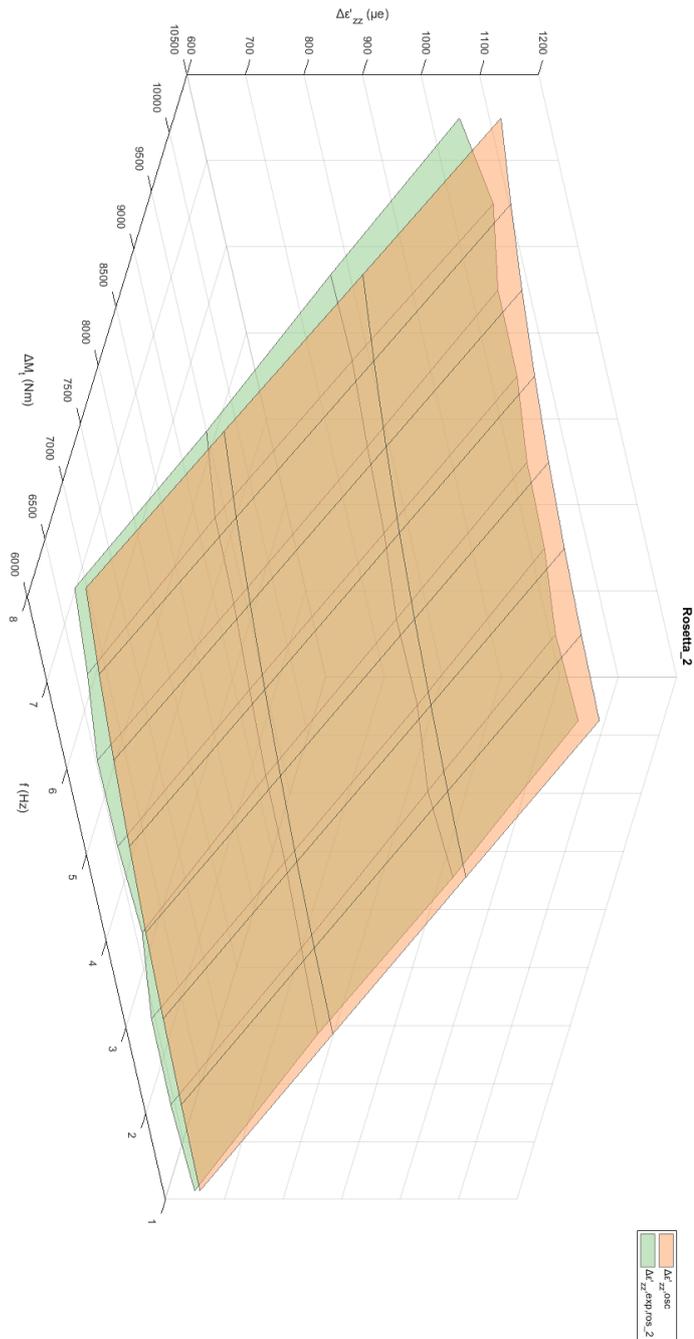


Figura 6.57

Confronto tra gli andamenti del range di deformazione $\Delta\varepsilon'_{zz}$ calcolati utilizzando il range di momento torcente effettivamente agente sul giunto nella prova dinamica a torsione (secondo correzione con modello dell'oscillatore armonico) e quelli ottenuti sperimentalmente con l'estensimetro Rosetta_2.

6.5.5 Commenti

I range di deformazione ottenuti con il modello dell'oscillatore armonico sono in ottimo accordo con quelli ricavati sperimentalmente (deviazioni osservate entro il 10% per tutti i casi di flessione ciclica e torsione ciclica analizzati) e, pertanto, si è deciso di utilizzare questo metodo per compensare gli effetti inerziali dell'insieme asta-bulloni-rod ends e sollecitare così il giunto con i carichi desiderati.

CAPITOLO 7

Prove sperimentali

Completate le simulazioni, constatato il corretto funzionamento del banco e definito il modello per compensare gli effetti inerziali presenti, è stato possibile avviare le prove sperimentali oggetto di questo lavoro di Tesi. A causa del guasto della pompa necessaria per alimentare il banco è stato possibile condurre solamente alcune prove a flessione pura e a torsione pura, mentre quelle a flessione-torsione, per le quali si è già predisposto apposito foglio di calcolo per la determinazione dei carichi, saranno eseguite in futuro.

7.1 Determinazione dei carichi

Durante le prove sperimentali, le forze sono state applicate dagli attuatori seguendo un comando sinusoidale e il software per il loro controllo ha richiesto come input la frequenza, il valore massimo e minimo della forza da applicare con ciascun attuatore e, nel caso delle prove a flessione-torsione, lo sfasamento fra le forze applicate dai martinetti. Per definire tali valori in funzione della vita a fatica desiderata, si è creato un file Excel® contenente cinque fogli: due per le prove a flessione, due per quelle a torsione e uno per quelle a flessione-torsione. Per ciascuna sollecitazione si è creato un foglio dove tali valori vengono ricavati utilizzando i risultati delle analisi dei capitoli 4 e 5. In aggiunta a questi, con il fine di considerare la realtà sperimentale osservata, si sono creati due fogli aggiuntivi, uno per le prove a flessione e uno per quelle a torsione, nei quali i carichi vengono determinati utilizzando i risultati sperimentali di vita a fatica ottenuti dalle rispettive prime prove.

7.1.1 Prove a flessione pura

I fogli di calcolo creati per determinare i carichi da applicare ai due attuatori nelle prove a flessione pura richiedono come input il numero di cicli desiderato N_f e il rapporto di ciclo effettivo R . Per compensare l'inerzia della leva, a questi si devono poi aggiungere la frequenza con cui si vuole eseguire la prova f , la forza utilizzata per eseguire la rampa statica iniziale $F_{rampa\ statica}$ e il valore medio degli spostamenti conseguenti degli attuatori s .

7.1.1.1 Calcolo delle forze da applicare al giunto

Le prove sperimentali sono state programmate per analizzare vite a fatica comprese tra $5 \cdot 10^5$ e $2 \cdot 10^6$ cicli; pertanto, nel calcolo delle forze da applicare, si è utilizzato solamente il risultato associato al coefficiente di biasialità λ pari a 0, ossia $\Delta\sigma_{eq,peak,fem}=469.793$ MPa e, di conseguenza, si è fatto riferimento alla sola curva di progettazione PSM avente pendenza inversa $k=3$ (figura 1.17a).

Si riportano di seguito i passaggi implementati nel foglio di calcolo per ottenere il range di forza da applicare al giunto:

1. Determinazione del range di tensione equivalente di picco che deve essere presente sui nodi critici (figura 4.74b) per avere l'innescò della cricca al numero di cicli desiderato e con una probabilità di sopravvivenza pari a $PS=50\%$, utilizzando la formula

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = 214 \cdot \left(\frac{2 \cdot 10^6}{N_f} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (7.1)$$

dove 214 MPa corrisponde al range della tensione equivalente di picco che, secondo il Peak Stress Method, è necessaria per avere l'innescò a $2 \cdot 10^6$ cicli con $PS=50\%$ per la banda di progettazione avente pendenza inversa $k=3$ [9].

2. Utilizzando il valore ricavato al passo 1 e il $\Delta\sigma_{eq,peak,fem}$ ottenuto con l'analisi del capitolo 4, calcolo del range di forza da applicare al giunto con la formula

$$\Delta F_{tot,giunto} = \Delta F_{fem} \cdot \frac{\Delta\sigma_{eq,peak}}{\Delta\sigma_{eq,peak,fem}} \cdot \frac{420}{437.5} \quad (7.2)$$

dove ΔF_{fem} , ossia il range di forza utilizzato nella simulazione, è pari a $1.5 \cdot 10^4$ N e $420/437.5$ è un fattore correttivo utilizzato per compensare la differenza tra il punto di applicazione della forza totale nella simulazione e nella realtà sperimentale. Infatti, come evidenziato nel capitolo precedente, nella simulazione la forza è stata applicata al centro della piastra caricata ad una distanza di 420 mm dal nodo critico (figura 7.1a), mentre, nella realtà, il punto di applicazione si

trova al centro dell'asta ad una distanza di 437.5 mm dal sito d'innescò della cricca previsto (figura 7.1b).

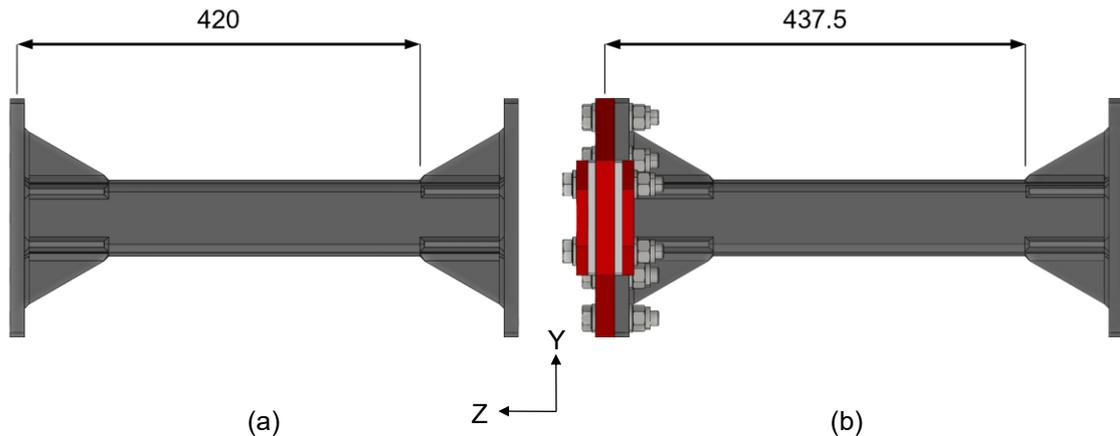


Figura 7.1 Distanza tra il punto di applicazione della forza e il sito d'innescò della cricca previsto nella simulazione agli elementi finiti (a) e nella realtà (b).

7.1.1.2 Calcolo delle forze da applicare con ciascun attuatore considerando l'effetto inerziale

A causa dell'inerzia dell'insieme asta-bulloni-rod ends, alle forze applicate dagli attuatori si aggiunge una componente inerziale che genera una sollecitazione amplificata sul giunto, maggiore di quella calcolata. Per fare in modo che questo riceva il range di forza desiderato, è stato dunque necessario ridurre i carichi applicati dagli attuatori utilizzando il modello dell'oscillatore armonico introdotto nel capitolo precedente.

Per poter compensare l'effetto inerziale, prima di avviare la prova sperimentale è richiesta l'esecuzione di una rampa statica di flessione con una forza totale $F_{rampa\ statica}$ pari al valore di forza massimo che si vuole applicare al giunto nel corso della prova ciclica. Questo valore, insieme al valore medio degli spostamenti conseguenti degli attuatori s , è richiesto dal foglio di calcolo per ricavare i valori di forza massima e minima da inserire nel programma per il controllo degli attuatori con i seguenti passaggi:

1. Calcolo della rigidità flessionale del giunto in esame $k_{giunto, fless}$ con la formula

$$k_{giunto, fless} = \frac{F_{rampa\ statica}}{s} \quad (7.3)$$

2. Determinazione della frequenza naturale del sistema con la formula

$$f_n = \sqrt{\frac{k_{giunto, fless}}{m}} \cdot \frac{1}{2\pi} \quad (7.4)$$

dove m è la massa dell'insieme leva-bulloni-rod end ricavata con SolidWorks®, pari a 58.86 kg.

3. Utilizzando il modello dell'oscillatore armonico, determinazione del range di forza totale da esercitare con gli attuatori con la formula

$$\Delta F_{tot, attuatori} = \Delta F_{tot, giunto} \cdot \frac{1}{1 - \left(\frac{f}{f_n}\right)^2} \quad (7.5)$$

Il range di forza da applicare a ciascun attuatore $\Delta F_{1\ attuatore}$ è ricavato dimezzando $\Delta F_{tot, attuatori}$.

4. In funzione del valore di R inserito, le forze massime e minime da applicare con ciascun attuatore sono calcolate con le formule

$$F_{max} = \frac{\Delta F_{1\ attuatore}}{1 - R} \quad (7.6a)$$

$$F_{min} = F_{max} \cdot R \quad (7.6b)$$

Per evitare di danneggiare i rod ends portando gli attuatori a 0 N, è consigliabile applicare i carichi con rapporti di ciclo leggermente superiori a R=0 ma ingegneristicamente equivalenti, quali R=0.05 e R=0.1.

7.1.1.3 Calcolo delle forze da applicare con ciascun attuatore considerando la realtà sperimentale

Per considerare la realtà sperimentale osservata durante la prima prova, si è creato un secondo foglio di calcolo nel quale i carichi da applicare agli attuatori sono determinati utilizzando il risultato ottenuto con essa. I passaggi implementati sono i seguenti:

1. Determinazione del range di forza da applicare al giunto per avere l'innesco della cricca al numero di cicli desiderato e con una probabilità di sopravvivenza pari a PS=50%, utilizzando la formula

$$\Delta F_{tot,giunto} = \Delta F_{tot,giunto,l\ prova} \cdot \left(\frac{N_{f,l\ prova}}{N_f} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (7.7)$$

dove $\Delta F_{tot,giunto,l\ prova}=17\ 805$ N e $N_{f,l\ prova}=244\ 614$ cicli.

2. Compensazione dell'effetto inerziale tramite i passaggi riportati nel paragrafo 7.1.1.2.

7.1.2 Prove a torsione pura

I fogli di calcolo creati per determinare i carichi da applicare ai due attuatori nelle prove a torsione pura richiedono come input il numero di cicli desiderato N_f , la semidistanza tra gli attuatori i e il rapporto di ciclo effettivo R . Per compensare l'inerzia della leva, a questi si devono poi aggiungere la frequenza con cui si vuole eseguire la prova f , la forza applicata da ciascun attuatore per eseguire la rampa statica iniziale $F_{1\ attuatore,rampa\ statica}$ e la media dei loro spostamenti conseguenti s .

7.1.2.1 Calcolo del momento da applicare al giunto

Dalle analisi condotte nel capitolo 4 si è ricavato $\Delta\sigma_{eq,peak,fem}=39.226$ MPa con $\lambda>0$ e, pertanto, si è fatto riferimento alla curva di progettazione PSM avente pendenza inversa $k=5$ (figura 1.17b).

Si riportano di seguito i passaggi implementati nel foglio di calcolo per ottenere il range del momento torcente da applicare al giunto:

1. Determinazione del range di tensione equivalente di picco che deve essere presente sui nodi critici (figura 4.75) per avere l'innesco della cricca al numero di cicli desiderato e con una probabilità di sopravvivenza pari a PS=50%, utilizzando la formula

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = 354 \cdot \left(\frac{2 \cdot 10^6}{N_f} \right)^{\frac{1}{5}} \quad (7.8)$$

dove 354 MPa corrisponde al range della tensione equivalente di picco che, secondo il Peak Stress Method, è necessaria per avere l'innesco a $2 \cdot 10^6$ cicli con PS=50% per la banda di progettazione avente pendenza inversa $k=5$ [9].

2. Utilizzando il valore ricavato al passo 1 e il $\Delta\sigma_{eq,peak,fem}$ ottenuto con l'analisi del capitolo 4, calcolo del range del momento torcente da applicare al giunto con la formula

$$\Delta M_{t,giunto} = \Delta M_{t,fem} \cdot \frac{\Delta\sigma_{eq,peak}}{\Delta\sigma_{eq,peak,fem}} \quad (7.9)$$

dove $\Delta M_{t,fem}$, ossia il range del momento torcente utilizzato nella simulazione, è pari a 10^6 Nmm.

7.1.2.2 Calcolo delle forze da applicare con ciascun attuatore considerando l'effetto inerziale

Anche nel caso della torsione, a causa dell'inerzia dell'insieme asta-bulloni-rod end, al momento torcente applicato dagli attuatori si aggiunge una componente inerziale che genera una sollecitazione amplificata sul giunto, maggiore di quella calcolata. Per fare in modo che il giunto riceva il range del momento torcente desiderato, è stato dunque necessario ridurre i carichi applicati dagli attuatori utilizzando il modello dell'oscillatore armonico introdotto nel capitolo precedente.

Per poter compensare l'effetto inerziale, prima di avviare la prova sperimentale è richiesta l'esecuzione di una rampa statica di torsione con un momento torcente $M_{t,rampa\ statica}$ pari al valore di momento torcente massimo che si vuole applicare al giunto nel corso della prova ciclica. Questo valore, insieme alla media degli spostamenti conseguenti degli attuatori s , è richiesto dal foglio di calcolo per calcolare le forze massime e minime da inserire nel programma per il controllo degli attuatori con i seguenti passaggi:

1. Calcolo della rigidità torsionale del giunto in esame $k_{giunto,tors}$ con la formula

$$k_{giunto,tors} = \frac{M_{t,rampa\ statica}}{\theta} \quad (7.10)$$

dove l'angolo di rotazione, espresso in radianti, è ricavato dal rapporto tra la media degli spostamenti degli attuatori s e la loro semidistanza i .

2. Determinazione della frequenza naturale del sistema con la formula

$$f_n = \sqrt{\frac{k_{giunto,tors}}{I_{ZZ}}} \cdot \frac{1}{2\pi} \quad (7.11)$$

dove I_{ZZ} è il momento polare d'inerzia dell'insieme leva-bulloni-rod end ricavato con SolidWorks®, pari a 10.95 kg·m².

3. Utilizzando il modello dell'oscillatore armonico, determinazione del range del momento torcente da esercitare con gli attuatori tramite la formula

$$\Delta M_{t,attuatori} = \Delta M_{t,giunto} \cdot \frac{1}{1 - \left(\frac{f}{f_n}\right)^2} \quad (7.12)$$

Il range di forza da applicare a ciascun attuatore $\Delta F_{1\ attuttore}$ è ricavato, in valore assoluto, dividendo $\Delta M_{t,attuatori}$ per la loro distanza $2i$.

4. Le forze massime e minime da applicare a ciascun attuatore sono calcolate con le formule (7.6a) e (7.6b). Inoltre, anche per le prove di torsione vale il consiglio dato nel paragrafo 7.1.1.2 in merito al valore di R.

7.1.2.3 Calcolo delle forze da applicare con ciascun attuatore considerando la realtà sperimentale

Per considerare la realtà sperimentale osservata durante la prima prova, si è creato un secondo foglio di calcolo nel quale i carichi da applicare agli attuatori sono determinati utilizzando il risultato ottenuto con essa. I passaggi implementati sono i seguenti:

1. Determinazione del range del momento torcente da applicare al giunto per avere l'innesco della cricca al numero di cicli desiderato e con una probabilità di sopravvivenza pari a PS=50%, utilizzando la formula

$$\Delta M_{t,giunto} = \Delta M_{t,giunto,1\ prova} \cdot \left(\frac{N_{f,1\ prova}}{N_f}\right)^{\frac{1}{5}} \quad (7.13)$$

dove $\Delta M_{t,giunto,1\ prova} = 1.18 \cdot 10^4$ Nm e $N_{f,1\ prova} = 508\ 250$ cicli.

2. Compensazione dell'effetto inerziale tramite i passaggi riportati nel paragrafo 7.1.2.2.

7.1.3 Prove a flessione-torsione

Come anticipato, non è stato possibile condurre le prove a flessione-torsione e, pertanto, non è stato possibile verificare l'applicabilità del modello dell'oscillatore armonico per compensare l'inerzia, né creare un foglio per il calcolo delle forze da applicare considerando la realtà sperimentale. In preparazione alle prove future, però, si è creato il foglio per il calcolo dei range di forza da applicare a ciascun attuatore e il loro sfasamento al netto della compensazione dell'inerzia.

Tale foglio richiede in input il numero di cicli desiderato N_f , la semidistanza tra gli attuatori i , la frequenza con cui si vuole eseguire la prova f , il rapporto tra le ampiezze di tensione τ_a/σ_a , il loro sfasamento δ e, se questo è nullo, il rapporto di ciclo effettivo R.

7.1.3.1 Calcolo delle forze da applicare con ciascun attuatore al netto della compensazione dell'inerzia

Per calcolare le forze da applicare durante le prove a flessione-torsione si è deciso di fare utilizzare i risultati ottenuti dall'analisi "a mano" (tabella 5.5) e, pertanto, i range di tensione equivalente di picco adoperati sono stati $\Delta\sigma_{eq,peak}=76.471$ MPa per $\tau_a/\sigma_a=1$ e $\Delta\sigma_{eq,peak}=106.864$ MPa per $\tau_a/\sigma_a=1/\sqrt{3}$. Essendo entrambi associati ad un coefficiente di biassialità maggiore di 0, si è fatto riferimento alla curva di progettazione PSM avente pendenza inversa $k=5$ (figura 1.17b).

Si riportano di seguito i passaggi implementati nel foglio di calcolo per ottenere i range di forza da applicare a ciascun attuatore al netto della compensazione dell'inerzia:

1. Determinazione del range di tensione equivalente di picco che deve essere presente sui nodi critici (figura 5.43a) per avere l'innesco della cricca al numero di cicli desiderato e con una probabilità di sopravvivenza pari a PS=50%, utilizzando l'equazione

$$\Delta\sigma_{eq,peak} = 354 \cdot \left(\frac{2 \cdot 10^6}{N_f} \right)^{\frac{1}{5}} \quad (7.14)$$

dove 354 MPa corrisponde al range della tensione equivalente di picco che, secondo il Peak Stress Method, è necessaria per avere l'innesco a $2 \cdot 10^6$ cicli con PS=50% [9].

2. Calcolo del rapporto tra i range del momento torcente e flettente con l'equazione

$$\frac{\Delta M_t}{\Delta M_f} = \frac{W_t}{W_f} \cdot \left(\frac{\tau_a}{\sigma_a} \right) \quad (7.15)$$

dove i moduli di rigidezza, ricavati con SolidWorks®, sono pari a $W_t=58\,700$ mm³ e $W_f=40\,500$ mm³.

3. Determinazione dei range dei momenti torcente e flettente con le equazioni

$$\Delta M_t = \frac{\Delta M_{t,fem} \cdot \Delta\sigma_{eq,peak}}{\Delta\sigma_{eq,peak,fem}} \quad (7.16a)$$

$$\Delta M_f = \Delta M_t \cdot \frac{1}{(\Delta M_t / \Delta M_f)} \quad (7.16b)$$

dove $\Delta M_{t,fem}$, ossia il range momento torcente utilizzato nella simulazione, è pari a 10^6 Nmm.

4. Determinazione dei range di tensione nominale con le equazioni

$$\Delta\tau = \frac{\Delta M_t}{W_t} \quad (7.17a)$$

$$\Delta\sigma = \frac{\Delta M_f}{W_f} \quad (7.17b)$$

5. Calcolo delle costanti A, B, C e D con le equazioni [34]

$$A = C = \frac{\Delta\sigma}{2} \quad (7.18a)$$

$$B = D = \frac{\Delta\tau}{2} \quad (7.18b)$$

6. Calcolo delle costanti α , β , ξ e η con le equazioni [34]

$$\alpha = \frac{1}{2} \cdot \frac{W_f}{b} \cdot A \quad (7.19a)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \cdot \frac{W_t}{i} \cdot B \quad (7.19b)$$

$$\xi = \alpha + \beta \quad (7.19c)$$

$$\eta = \alpha - \beta \quad (7.19d)$$

dove b è la distanza tra il sito d'innesco della cricca previsto, ossia gli apici degli irrigiditori dal lato vincolato, e il punto in cui la forza totale è applicata al giunto (figura 7.1b).

7. Determinazione degli andamenti delle forze applicati dai due attuatori in funzione del tempo con le equazioni [34]

$$F_3(t) = \alpha \sin(\omega t) + \beta \sin(\omega t + \delta) + \xi \quad (7.20a)$$

$$F_4(t) = \alpha \sin(\omega t) - \beta \sin(\omega t + \delta) + \eta \quad (7.20b)$$

8. Se $\delta=0$ le forze massime e minime da applicare con ciascun attuatore corrispondono a

$$F_{i,max} = MAX(F_i(t)) \quad (7.21a)$$

$$F_{i,min} = F_{i,max} \cdot R \quad (7.21b)$$

dove $i=3,4$ in funzione dell'attuatore.

Se $\delta \neq 0$, invece, queste corrispondono a

$$F_{i,max} = MAX(F_i(t)) \quad (7.22a)$$

$$F_{i,min} = MIN(F_i(t)) \quad (7.22b)$$

dove $i=3,4$ in funzione dell'attuatore.

9. Inoltre, se $\delta \neq 0$, le forze devono essere applicate dagli attuatori con uno sfasamento calcolato con equazione [34]

$$2\gamma = 2 \cdot \arcsin\left(\frac{\beta}{\sqrt{\alpha^2 + \beta^2}}\right) \quad (7.23)$$

7.2 Procedura di esecuzione delle prove

Si riporta di seguito la procedura seguita per eseguire le prove.

1. Smontaggio del provino rotto e montaggio di un nuovo provino con nipplo di collegamento al sensore di pressione;
2. Collegamento del sensore di pressione alla rete pneumatica del laboratorio. Al raggiungimento della pressione di esercizio all'interno del provino, ossia ~ 8.5 bar, chiusura del rubinetto che collega il sensore alla rete e rimozione il tubo;
3. Utilizzando il controllo manuale di forza portare entrambi gli attuatori a 0 N;



Figura 7.2 Finestra per il controllo in forza degli attuatori.

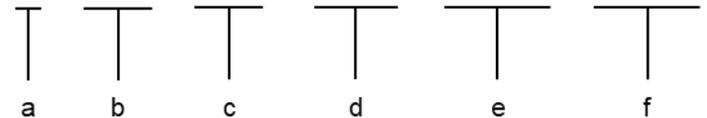
4. Azzeramento degli spostamenti degli attuatori dallo station manager utilizzando ;



Figura 7.3 Finestra per l'azzeramento degli spostamenti.

5. Esecuzione della rampa statica per la determinazione della rigidità del giunto con i carichi ricavati dai fogli 7.1.1.1 per la flessione e 7.1.2.1 per la torsione. Carichi impiegati e spostamenti degli attuatori rilevati vanno inseriti nel file Excel® di cui ai paragrafi 7.1.1.2 (flessione) e 7.1.2.2 (torsione);

6. Ripetizione dei passi 3 e 4;
7. Utilizzando il file Excel® ricavare i carichi da applicare. Se è la prima prova utilizzare i fogli "Calcolo da PSM" (paragrafi 7.1.1.1 e 7.1.1.2 per la flessione, 7.1.2.1 e 7.1.2.2 per la torsione), mentre per quelle successive "Calcolo da realtà sperimentale" (paragrafo 7.1.1.3 per la flessione e 7.1.2.3 per la torsione);
8. Dallo station manager creazione di un nuovo provino con  e denominazione seguendo la seguente codifica

B_xxx_AW_0.05_8385_8355


- a. Sollecitazione imposta al giunto: B (flessione), T (torsione), B+T (flesso-torsione);
 - b. Solo per la flesso-torsione, valore dello sfasamento fra le tensioni nominali;
 - c. Condizioni del materiale del giunto: AW (as-welded), SW (stress-relieved);
 - d. Rapporto di ciclo R;
 - e. Range di forza applicato all'attuatore 3;
 - f. Range di forza applicato all'attuatore 4.
9. Dall'editor procedura  impostazione dei seguenti parametri
 - Frequenza di prova;
 - Carichi massimi e minimi di ciascun attuatore;
 - Sfasamento tra i carichi, solo per flesso-torsione.

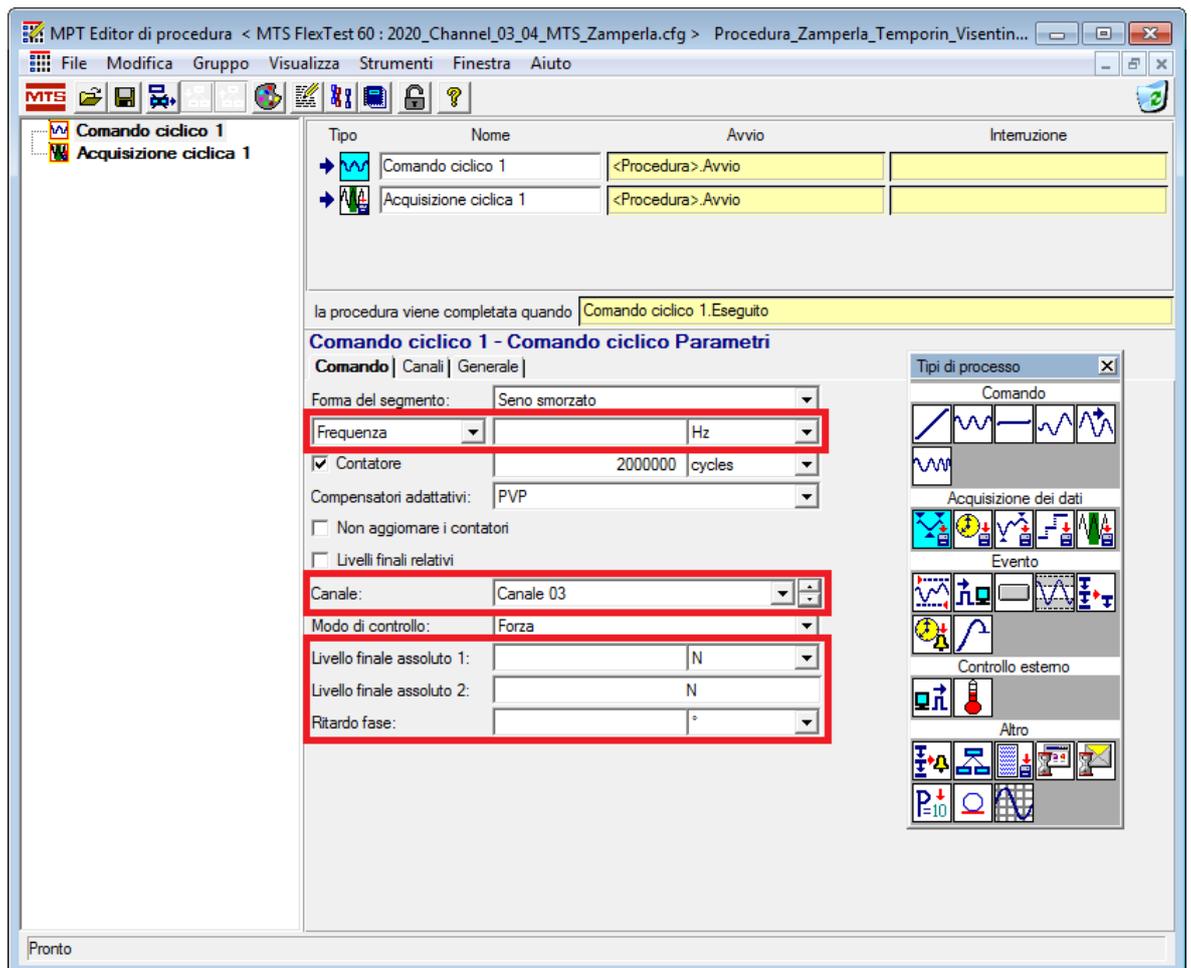


Figura 7.4 Editor di procedura e parametri da impostare.

10. Dalla finestra "Rilevatori" impostazione dei limiti di forza con un margine di 2 kN da quelli massimi e minimi previsti;

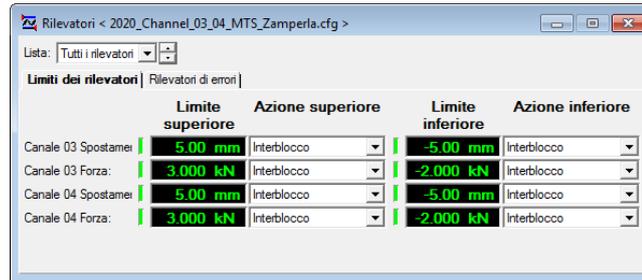


Figura 7.5 Finestra per l'impostazione dei limiti di forza e di spostamento.

11. Dallo station manager avviamento della prova e del rilevamento della pressione;

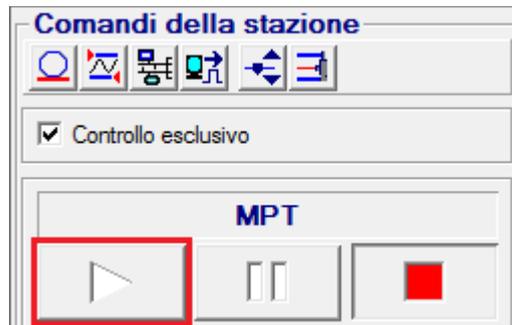


Figura 7.6 Pulsante per avviare la prova.

12. In funzione degli spostamenti degli attuatori a regime impostazione dei relativi limiti con un margine di 1 mm dalla finestra "Rilevatori".

Per considerare concluse le prove devono verificarsi, in ordine, questi eventi:

- Decremento del 10% rispetto al valore iniziale della pressione all'interno del giunto (fuoriuscita dell'aria in quanto la cricca è diventata passante); allo stato attuale, il decremento di pressione viene monitorato e visualizzato nel log del sensore di pressione. Tale controllo verrà in futuro integrato con il software MTS di controllo degli attuatori.
- Stop degli attuatori al seguito del superamento i limiti di spostamento imposti (perdita di rigidità del giunto conseguente alla propagazione della cricca).

In alcuni casi, volendo analizzare la cricca innescata e non propagata, è prevista la conclusione della prova in corrispondenza del solo decremento di pressione.

A prova conclusa si rilevano, se disponibili, i numeri di cicli in corrispondenza dell'innescò della cricca N_1 dal log del sensore di pressione (si considera il valore corrispondente ad un calo di pressione del 2%) e della perdita di rigidità N_2 dallo Station Manager.

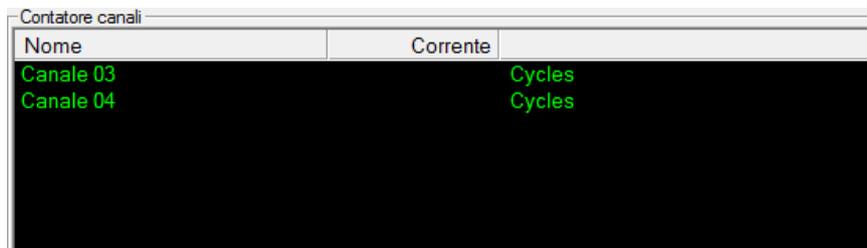


Figura 7.7 Contatore dello station manager dal quale ricavare i numeri di cicli in corrispondenza della perdita di rigidità.

Per condurre le prove, si sono utilizzati i seguenti valori dei parametri dei controllori PID e PVP, uguali per ciascun attuatore.

Tabella 7.1 Valori dei parametri dei controllori PID e PVP durante le prove cicliche. I valori sono stati ottenuti iterativamente, con l'obiettivo di massimizzare la qualità di riproduzione della forza comando e la frequenza di prova.

Controllore PID			Controllore PVP	
P	I	D	Velocità di convergenza	Sensibilità
0.6	0.8	0	10%	0.5%

7.3 Prove condotte e risultati

Come anticipato, a causa del guasto della pompa necessaria per alimentare il banco è stato possibile eseguire solamente un numero limitato di prove; le rimanenti verranno completate in futuro, a valle di questo lavoro di Tesi.

Tabella 7.2 Riassunto delle prove ad ampiezza costante condotte.

	Flessione pura	Torsione pura	Flesso-torsione
Prove programmate	6	6	24
Prove condotte	4	1	0

7.3.1 Risultati sperimentali

Si riportano di seguito i risultati delle prove sperimentali condotte e il loro confronto con le bande del PSM. Per ulteriori informazioni fare riferimento alle schede provino riportate nell'appendice D.

Tabella 7.3 Risultati sperimentali delle prove a flessione pura; per ulteriori informazioni fare riferimento alle schede provino riportate nell'appendice D.

Codice giunto	N ₁ [cicli]	N ₂ [cicli]	ΔF_{tot} agente sul giunto [kN]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
B_AW_0.05_8385_8385	244 640	299 700	17.155	146.1	566.0
B_AW_0.05_11200_11200	91 320	109 000	23.378	199.1	771.2
B_AW_0.05_5610_5610	1 381 600	1 577 000	11.689	99.6	385.7
B_AW_0.1_6550_6550	514 530	611 560	14.443	123.0	476.5

Tabella 7.4 Risultato sperimentale della prova a torsione pura; per ulteriori informazioni fare riferimento alle schede provino riportate nell'appendice D.

Codice giunto	N ₁ [cicli]	N ₂ [cicli]	ΔM_t agente sul giunto [Nm]	$\Delta\sigma_{nom}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{eq,peak}$ [MPa]
T_AW_0.05_-7505_7505	508 250	-	$1.18 \cdot 10^4$	201.2	463.3

7.3.2 Grafico ampiezza di tensione nominale – numero di cicli

Si riportano di seguito i valori di ampiezza di tensione nominale utilizzati nelle prove a fatica in funzione dei numeri di cicli richiesti per avere l'innesco della cricca N₁. Le bande di dispersione riportate nella figura 7.8 sono state ricavate utilizzando la macro di Excel® introdotta nel capitolo 2 (paragrafo 2.1.5.4).

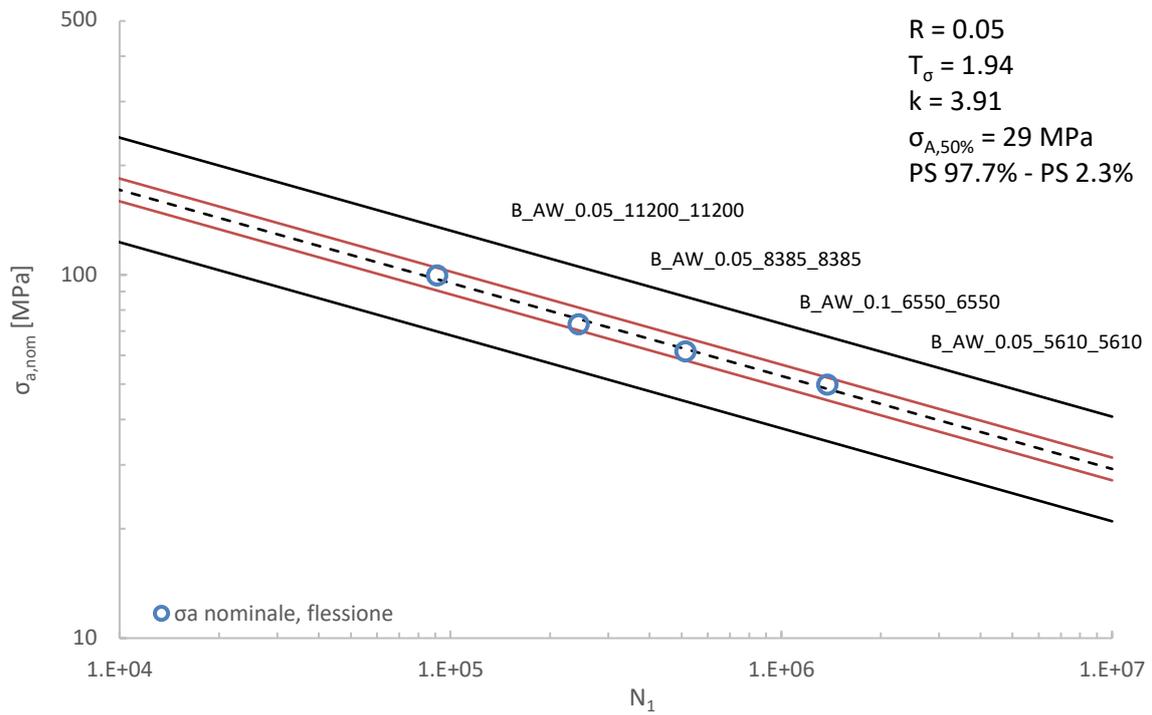


Figura 7.8 Risultati delle prove a flessione pura in termini di ampiezza di tensione nominale versus numero di cicli N_1 registrato all'innescò della cricca. La banda di dispersione nera è stata ricavata con una probabilità di sopravvivenza PS 97.7%, mentre quella rossa considera la sola dispersione dei punti sperimentali senza considerare la probabilità di sopravvivenza.

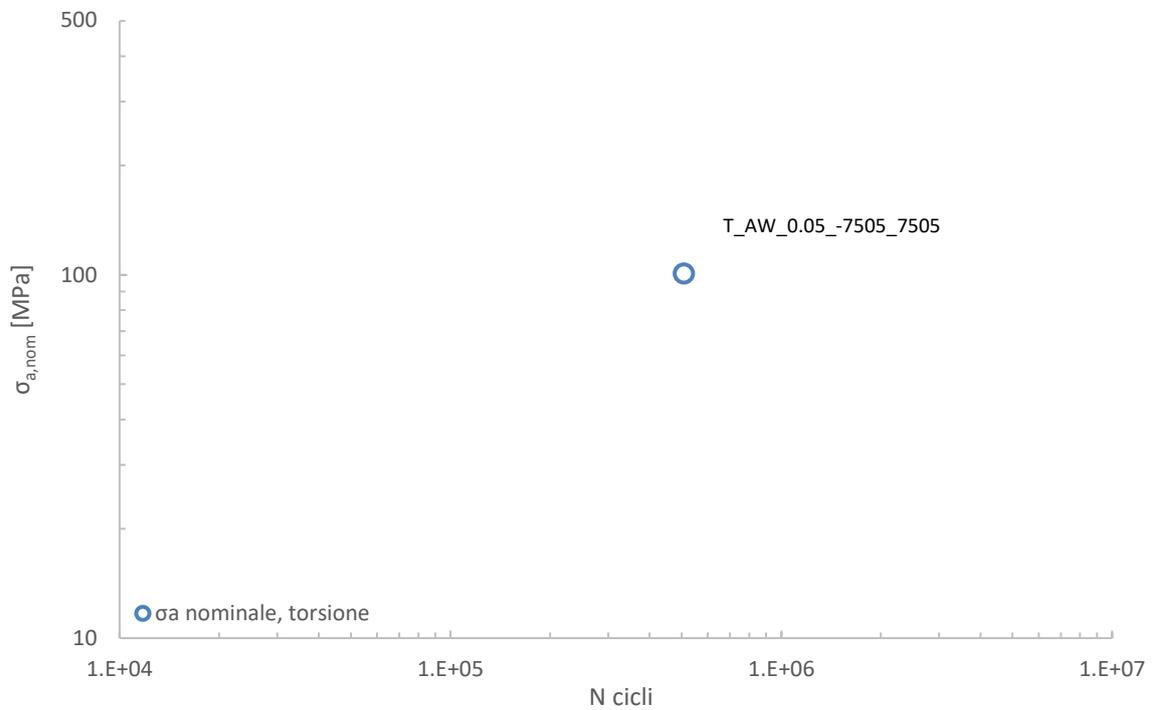


Figura 7.9 Risultati delle prove a torsione pura in termini di ampiezza di tensione nominale versus numero di cicli N_1 registrato all'innescò della cricca.

7.3.3 Confronto con curve di progettazione PSM

Si riportano di seguito i confronti tra i risultati sperimentali e le curve di progettazione PSM utilizzate per definire i carichi, ossia la curva a pendenza inversa $k=3$ (figura 1.17a) per le prove a flessione pura e quella a pendenza inversa $k=5$ (figura 1.17b) per la prova a torsione pura.

Si ricorda che:

- N_{f1} corrisponde al numero di cicli ai quali si è rilevato un calo della pressione pari al 2% (cricca passante);
- N_{f2} corrisponde al numero di cicli ai quali si è rilevato un incremento degli spostamenti degli attuatori pari a 1mm con conseguente interblocco di questi per perdita di rigidità del provino.

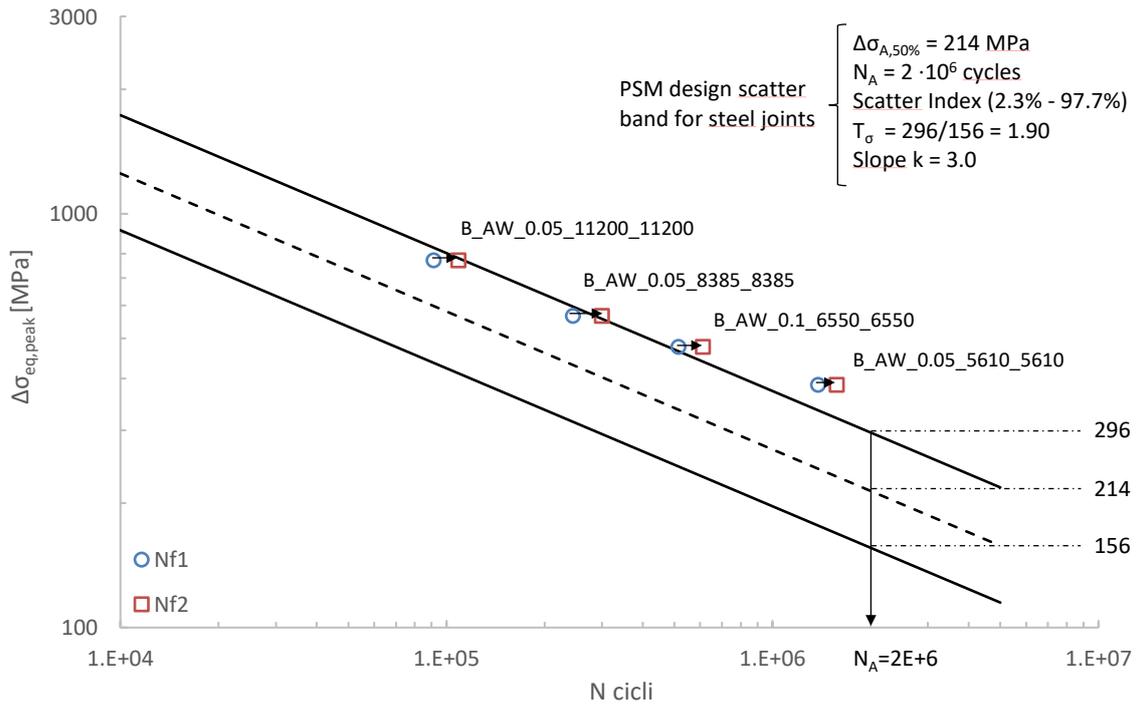


Figura 7.10 Confronto tra i risultati sperimentali ricavati con le prove a flessione pura e la curva di progettazione PSM avente pendenza inversa $k=3$ (figura 1.17a).

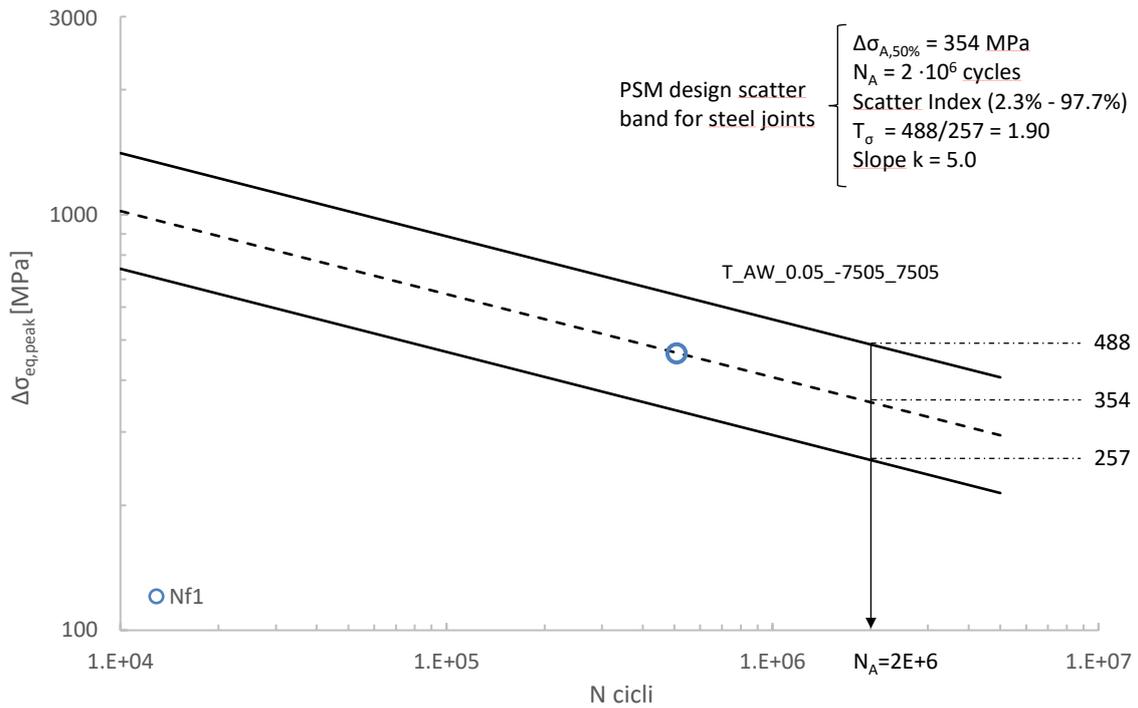


Figura 7.11 Confronto tra il risultato sperimentale ricavato con la prova a torsione pura e la curva di progettazione PSM avente pendenza inversa $k=5$ (figura 1.17b).

Da una prima analisi della figura 7.10 si è notato che i valori sperimentali rilevati con le prove a flessione pura presentano una pendenza inversa differente dal valore $k=3$ della curva di progettazione PSM e, pertanto, si sono confrontati con quella avente pendenza inversa $k=5$.

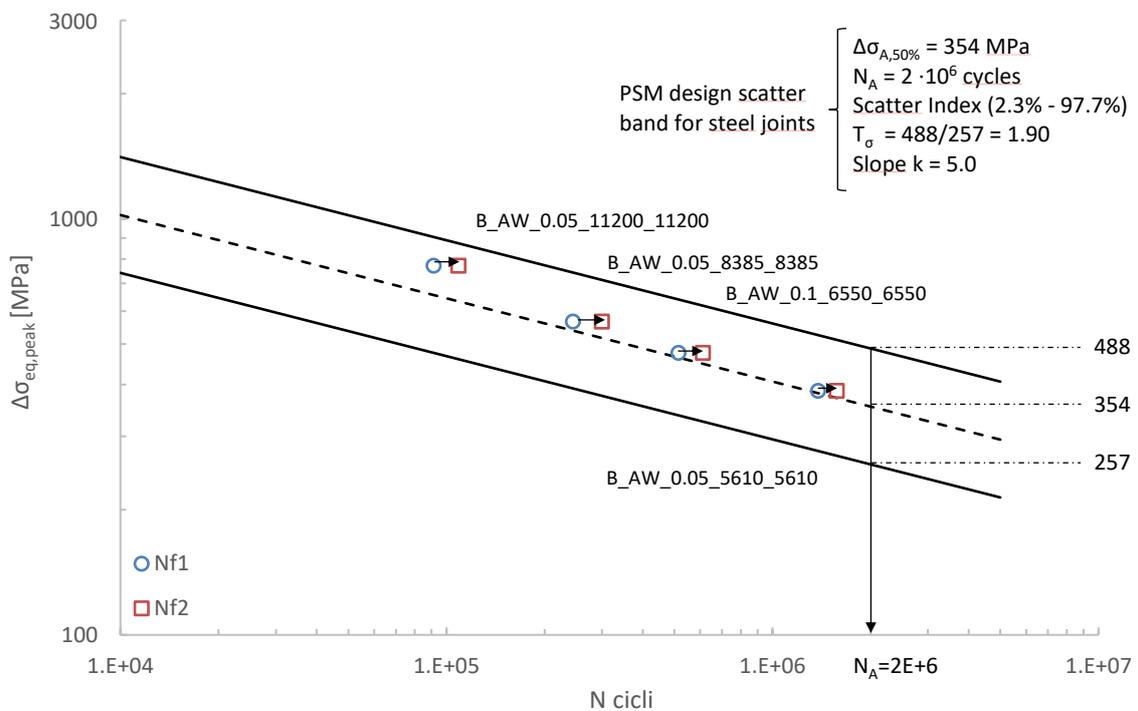


Figura 7.12 Confronto tra i risultati sperimentali ricavati con le prove a flessione pura e la curva di progettazione PSM avente pendenza inversa $k=5$ (figura 1.17b).

7.4 Commenti

I valori sperimentali rilevati durante la prova a flessione pura, contrariamente a quanto previsto, presentano una maggiore affinità con la curva di progettazione PSM avente pendenza inversa $k=5$. Una possibile motivazione di tale comportamento è da ricercarsi nella realizzazione dei cordoni di saldatura che, a differenza delle simulazioni FEM, in corrispondenza degli apici degli irrigiditori non presentano angoli di apertura 2α pari a 135° . La diversa conformazione dell'intaglio può infatti portare ad uno spostamento del punto critico sui tratti curvi dei cordoni di saldatura dove, per l'appunto, le analisi hanno individuato coefficienti di biassialità λ maggiori di 0. Questa ipotesi è avvalorata dalle prime analisi con i liquidi penetranti che hanno evidenziato due punti dai quali la cricca sembra essere innescata: uno in corrispondenza dell'apice dell'irrigiditore e uno in corrispondenza del tratto curvo del cordone di saldatura. Per avere maggiori informazioni in merito, sarà necessario sezionare il giunto e, tramite l'analisi della sezione, individuare il sito d'innescò della cricca.



Figura 7.13 Analisi con liquidi penetranti eseguita sul giunto sollecitato a flessione pura B_AW_0.05_11200_11200. Come si può notare sono presenti due punti dai quali la cricca sembra essere innescata: uno in corrispondenza dell'apice dell'irrigiditore e uno in corrispondenza del tratto curvo del cordone di saldatura.

Il risultato della prova a torsione pura, invece, è in buon accordo con la previsione del PSM.

CONCLUSIONI

Alla luce dei risultati analitici e sperimentali ottenuti durante lo svolgimento del presente lavoro di Tesi è possibile trarre le seguenti conclusioni.

In merito all'applicativo "PSM App", dalle analisi dei capitoli quarto e quinto è risultato che:

- L'applicativo "PSM App" restituisce risultati in ottimo accordo con quelli ricavati manualmente;
- I tempi richiesti per applicare il Peak Stress Method ad un modello di grandi dimensioni sono di almeno un ordine di grandezza inferiore a quelli richiesti per applicare manualmente il metodo;
- La visualizzazione dei risultati sul modello consente di individuare facilmente i punti più critici;
- L'interfaccia è semplice e facilmente utilizzabile anche da utenti che non hanno una conoscenza approfondita del PSM.

Si può dunque concludere che l'applicativo "PSM App" è uno strumento affidabile, in grado di velocizzare e semplificare la progettazione a fatica di componenti saldati mantenendo un elevato grado di accuratezza.

In merito alle prove sperimentali svolte nel capitolo settimo è risultato che:

- La prova a torsione pura ha presentato una vita a fatica e un sito d'innescio della cricca coerenti con quelli previsti dalle analisi. Un solo valore non è però sufficiente per confermare o meno l'affidabilità del metodo; pertanto, si rimandano al futuro le conclusioni in merito alle prove a torsione;
- I risultati delle prove a flessione pura, contrariamente a quanto previsto, si sono disposti lungo la curva di progettazione PSM avente pendenza inversa $k=5$ e probabilità di sopravvivenza $PS=50\%$. Questo risultato, però, non è da imputarsi ad un errore delle analisi, ma bensì ad una condizione di non perfetta aderenza tra i modelli agli elementi finiti analizzati e la reale geometria dei giunti. Infatti, i cordoni di saldatura non appaiono né rettilinei né con un angolo di apertura $2\alpha=135^\circ$ come invece si era assunto in fase di analisi; ciò può aver causato uno spostamento del punto critico in zone nelle quali sono presenti coefficienti di biassialità λ maggiori di 0; questa ipotesi è avvalorata dalle prime analisi con i liquidi penetranti con le quali si è notato un possibile innescio di cricca proprio da un punto avente $\lambda>0$. Per avere la conferma o meno di questa teoria si attendono i risultati di future analisi sui siti d'innescio dei provini rotti. Se si dimostrerà che i provini presentavano come nodi più critici quelli associati a coefficienti di biassialità λ maggiori di 0, sarà possibile concludere che il PSM ne aveva stimato con accuratezza la vita a fatica poiché i valori ricavati con le prove a flessione pura sono in ottimo accordo con la curva di progettazione PSM avente pendenza inversa $k=5$ e probabilità di sopravvivenza $PS=50\%$.

Tra gli sviluppi futuri del presente lavoro di Tesi vi sono il completamento delle prove a flessione pura e torsione pura, l'esecuzione delle prove a flessione-torsione e ad ampiezza variabile, ulteriori analisi con liquidi penetranti e analisi micrografiche delle superfici di cricca.

APPENDICE B

Codice sensore di pressione

Si riporta di seguito il codice IronPhyton® utilizzato per leggere il segnale del sensore di pressione introdotto nel capitolo 3 e applicare un filtro a media mobile per eliminarne il rumore.

```
#Libraries
import os
import serial
import time

# User Parameters
print("")
print('PRESSURE SENSOR LOG')
print("")
n_p = input('Enter the number of the COM port connected to Arduino: ')
print("")

# Input parameters
frequency = 1                # data write frequency [Hz]
f_print = 1                  # data print interval [s]
port = f"COM{n_p}"          # serial port of Arduino
baud = 9600                  # Arduino Uno Rev3 runs at 9600 baud
file_name="pressure-data.txt" # name of the TXT file

# Arduino COM port instance
try: arduino = serial.Serial(port, baud, timeout=None)
except:
    print("")
    print(f'No device found in port COM{n_p}!')
    print("")
    raise SystemExit

# Functions
def read_data():
    # Read data from Arduino port
    d = arduino.readline().decode().rstrip()
    return d

# Workflow
start_time = time.time()    # start time
prev_time = start_time     # time parameter for data logging
print_time = start_time    # time parameter for data printing

t = []                      # time data list (UNUSED)
p = []                      # pressure data list (UNUSED)
init_u = 0                  # initial pressure value
cons_clear = 0              # console log clear parameter
```

```

# Reset output file
file = open(file_name, 'w')
file.close()

while True:
    # Extract time instant
    mid_time = time.time()

    # Read data from Arduino port
    try: data = read_data()
    except: continue

    if data == "": break      # loop break for null data values

    # Initial pressure set (after 10 seconds)
    if mid_time - start_time >= 10 and init_u == 0: init_u = float(data)

    # Print data to console
    if mid_time - print_time > f_print:
        cons_clear += 1      # increase console clear counter

        # Clear console
        if cons_clear == 5:
            os.system('cls')
            cons_clear = 0 # reset console clear counter
            print('PRESSURE SENSOR LOG')
            print("")

        # Print console log
        print(f'Time: {round(mid_time - start_time, 2)}; u: {data}')
        if init_u != 0: print(f'Initial pressure: {init_u}')
        print("")
        print_time = mid_time # update print time parameter

        # Pressure variation log
        if init_u != 0 and abs((float(data) - init_u) / init_u) > 0.1:
            print('WARNING! Pressure variation > 10%')
            print(f'Initial u: {init_u}; Actual u: {data}')
            print("")

    # Data logging
    if mid_time - prev_time > 1 / frequency:
        file = open(file_name, 'a')
        file.write('%s\t%s\n' % (str(round(mid_time - start_time, 2)), str(data)))
        file.close()

    prev_time = mid_time      # update log time parameter

```

APPENDICE C

Data sheet estensimetro e rosetta

Si riportano di seguito i data sheet dell'estensimetro e della rosetta estensimetrica utilizzati per le prove estensimetriche del capitolo 6.

C.1 Data sheet estensimetro Kyowa KFGS-3-120-C1-11

Model 型式 KFGS-3-120-C1-11 L3M3R	Lot No. Y4856M Batch No. 032A	Quantity 数量 10
Gage Factor (23°C, 50%) ゲージ率 2.11 ± 1.0%	Temperature Compensation for 主な適合材料 STEEL	
Gage Length ゲージ長 3 mm	Adoptable Thermal Expansion 適合線膨張係数 11.7 × 10 ⁻⁶ /°C	
Gage Resistance (23°C, 50%) excluding the leadwires ゲージ抵抗 リード線除く 120.4 Ω ± 0.4%	Applicable Adhesive 主な適用接着剤 CC-33A, EP-340	
Transverse Sensitivity Ratio (23°C, 50%) 横感度比 (0.7 ± 0.3)%	Temperature Coefficient of Gage Factor ゲージ率の温度係数 Refer to Graph グラフ参照	
Thermal Output 熱出力 Refer to Graph グラフ参照	S/N: 202009-1237 	共和品-1437B A12_10 


RoHS

See the back of package for installation of Kyowa strain gages.
共和ひずみゲージのお取扱いは裏面をご覧ください。



KYOWA
ELECTRONIC INSTRUMENTS CO., LTD.
3-5-1 Chofujsaka Chofu-shi Tokyo 182-8520 Japan
TEL: +81-42-489-7220 FAX: +81-42-489-1122
www.kyowa-ei.com

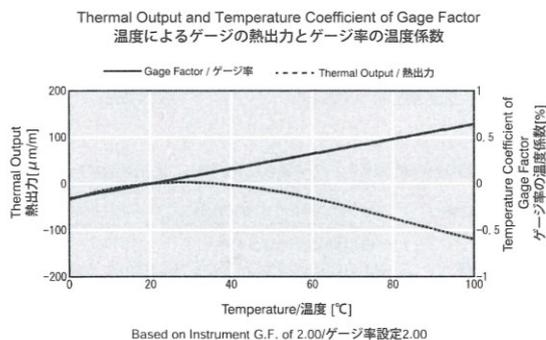
株式会社 共和電業
〒182-8520 東京都調布市調布ヶ丘3-5-1
TEL: 042-488-1111 FAX: 042-481-3258
www.kyowa-ei.com



表紙、台紙



外装: PP
ゲージ保護材: PET
接着用フィルム: PE



The thermal output includes the characteristics of the following gage leads. For the strain gage with pre-attached leadwire. You should add the temperature effect on lead wires to the above equation.

熱出力は右記ゲージリードを含んだ状態での特性です。リード線付ゲージの場合は右式にリード線の温度影響分が加わります。

Test Conditions / 試験条件	
Model	型式 KFGS-3-120-C1-11
Lot No.	ロット番号 Y4856M
Adhesive	接着剤 PC-600
Tested on	試験片材質 SS400(11.7 × 10 ⁻⁶ /°C)
Gage Lead	ゲージリード φ0.16 × 25mm Silver-covered copper wires 銀被覆銅線
Graph Data / グラフデータ	
Thermal Output / 熱出力 (T: Temperature / 温度 [°C]) = -0.3519 × 10 ² + 0.2892 × 10 ¹ × T ¹ - 0.6118 × 10 ⁻¹ × T ² + 0.2256 × 10 ⁻³ × T ³ + 0.1253 × 10 ⁻⁶ × T ⁴ (μm/m)	
Tolerance / 許容差	± 0.41(μm/m)/°C
Temperature Coefficient of Gage Factor ゲージ率の温度係数	0.8 ± 0.5(%/100°C)

C.2 Data sheet rosetta estensimetrica Kyowa SKF-24233

TYPE SKF-24233			
GAGE FACTOR (24°C,50%RH)	(1)2.01 (2)2.01 (3)2.08 ±1.0%	LOT No. Y4461S	BATCH 013A
GAGE LENGTH	2 mm	TEMPERATURE COEFFICIENT OF GAGE FACTOR	+0.008 %/°C
GAGE RESISTANCE (24°C,50%RH)	120.0±0.8Ω	APPLICABLE GAGE CEMENT	CC-33A, EP-34B
ADOPTABLE THERMAL EXPANSION	11.7 PPM/°C	QUANTITY	10

KYOWA STRAIN GAGES

共和ひずみゲージのお取扱いは裏面をご覧ください。
 See the back of package for installation of Kyowa strain gages.

KYOWA STRAIN GAGES

共和専業
 〒182-8520 東京都調布市調布ヶ丘3-5-1
 TEL : 042-488-1111(大代) FAX : 042-481-3258
 URL : <http://www.kyowa-ei.co.jp>

KYOWA
 KYOWA ELECTRONIC INSTRUMENTS CO., LTD.
 3-5-1, Chofugaoka, Chofu, Tokyo, 182-8520, Japan
 Phone : +81-42-488-1111 Fax : +81-42-481-3258
 URL : <http://www.kyowa-ei.com>

X07

表紙, 台紙

外袋 : PP
ゲージ保護シート : PET
接着用フィルム : PE

APPENDICE D

Raccolta dati giunti utilizzati nelle prove sperimentali

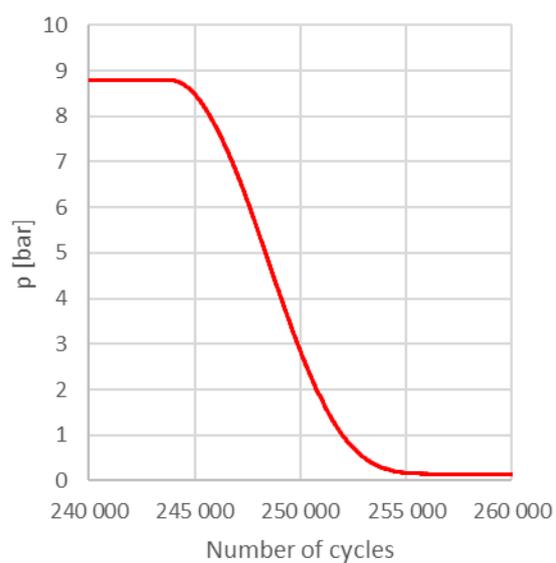
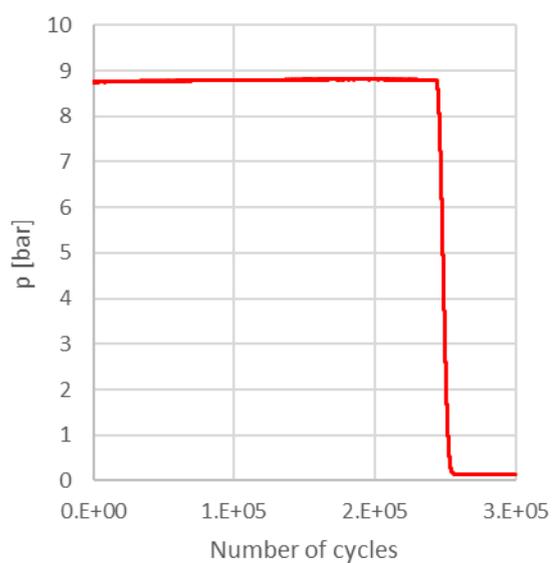
Si riportano di seguito i dettagli relativi a ciascun giunto testato durante le prove sperimentali del capitolo 7. In particolare, le informazioni riportate sono:

- Codice del giunto;
- Materiale;
- Condizione del materiale (as welded o stress relieved);
- Punto di innesco della cricca;
- Rapporto di ciclo R con cui è stata eseguita la prova;
- Frequenza di prova f ;
- Range di forza esercitato da entrambi gli attuatori e dal singolo attuatore (prove a flessione pura);
- Range di forza effettivamente agente sul giunto (prove a flessione pura);
- Range di momento torcente esercitato dagli attuatori e range di forza esercitato dal singolo attuatore (prove a torsione pura);
- Range di momento torcente effettivamente agente sul giunto (prove a torsione pura);
- Forza massima esercitata da entrambi gli attuatori e dal singolo attuatore (prove a flessione pura);
- Forza minima esercitata da entrambi gli attuatori e dal singolo attuatore (prove a flessione pura);
- Momento torcente massimo esercitato dagli attuatori e valore assoluto della forza massima esercitata dal singolo attuatore (prove a torsione pura);
- Momento torcente minimo esercitato dagli attuatori e valore assoluto della forza minima esercitata dal singolo attuatore (prove a torsione pura);
- Tensione equivalente di picco;
- Numero di cicli a rottura N_1 (innesco cricca);
- Numero di cicli a stop attuatori N_2 (perdita rigidità);
- Eventuali note;
- Grafico del pressure drop rilevato con il sensore di pressione;
- Foto complessiva del giunto;
- Foto di dettaglio della cricca.

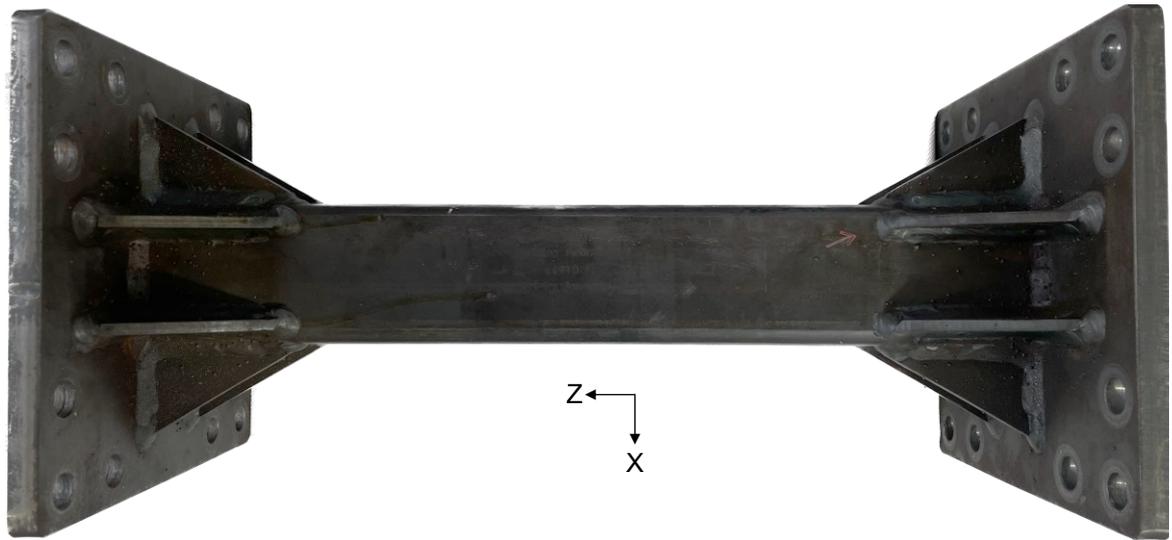
D.1 Giunto B_AW_0.05_8385_8385

MATERIALE	Tubo: S 355 J2H – EN 10210 Piastre e irrigiditori: S 355 J2 – EN 10025	
CONDIZIONE	As welded	
PUNTO DI INNESCO DELLA CRICCA	Piede cordone irrigiditore-tubo	
RAPPORTO DI CICLO	0.05	
FREQUENZA DI PROVA	6 Hz	
RANGE DI FORZA TOTALE PER ATTUATORE	16 770 N	8 385 N
RANGE DI FORZA EFFETTIVO SUL GIUNTO	17 155 N	
FORZA MASSIMA TOTALE PER ATTUATORE	17 652 N	8 826 N
FORZA MINIMA TOTALE PER ATTUATORE	882 N	441 N
TENSIONE EQ. DI PICCO $\Delta\sigma_{eq,peak}$	146.14 MPa	
N° DI CICLI A ROTTURA	244 640 cicli	
N° DI CICLI A STOP ATTUATORI	299 700 cicli	
NOTE	-	

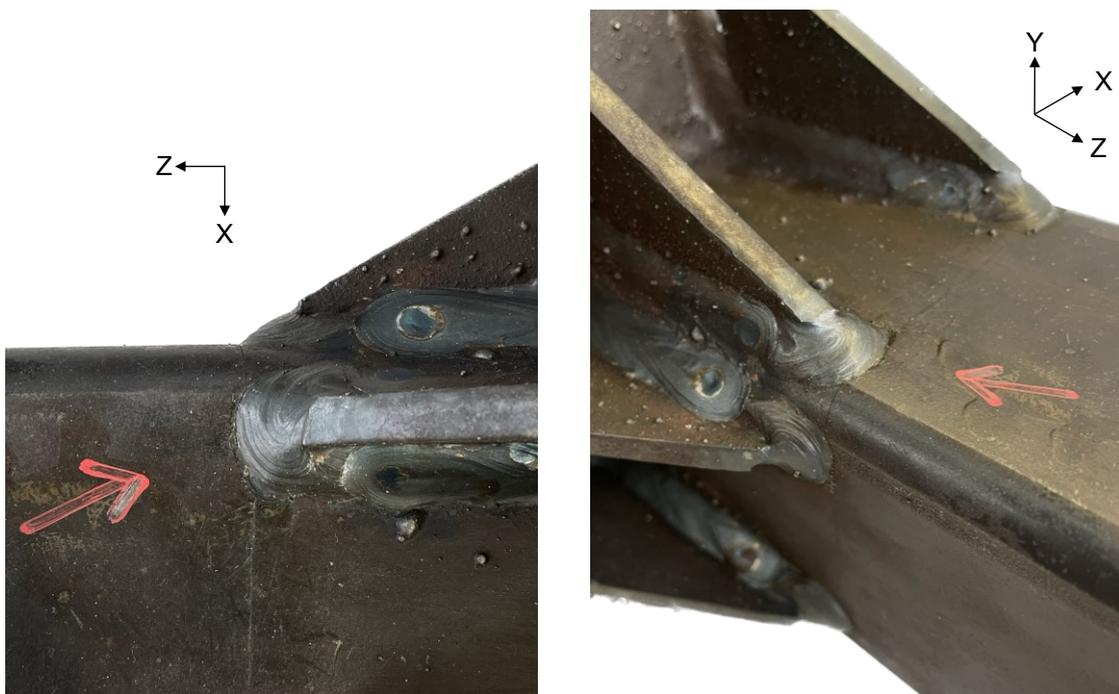
GRAFICO PRESSIONE – NUMERO DI CICLI



VISTA COMPLESSIVA



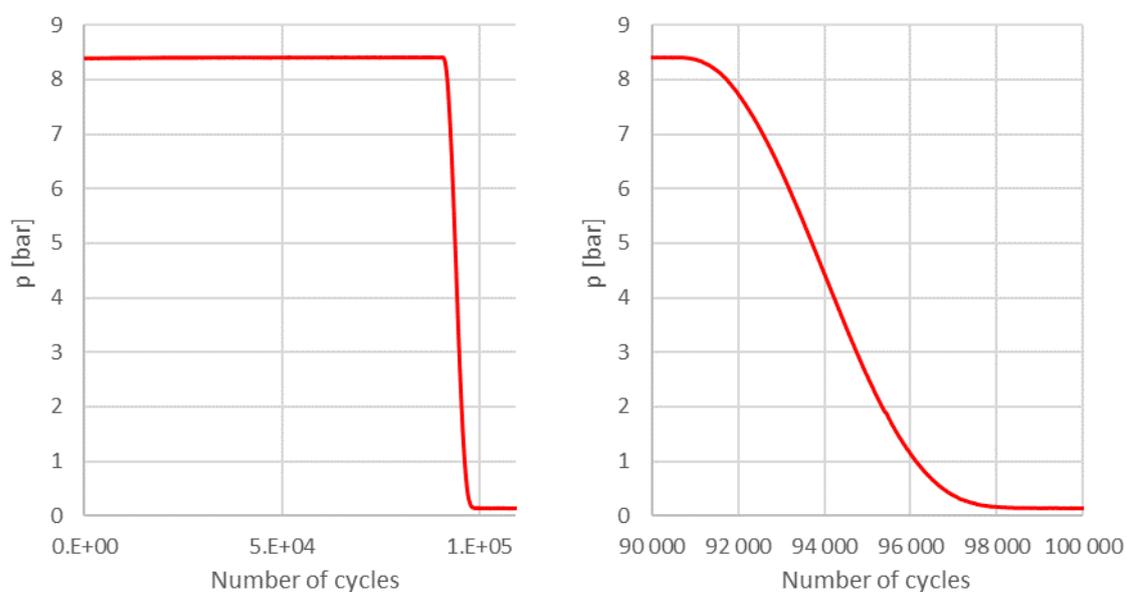
DETTAGLIO ZONA DI ROTTURA



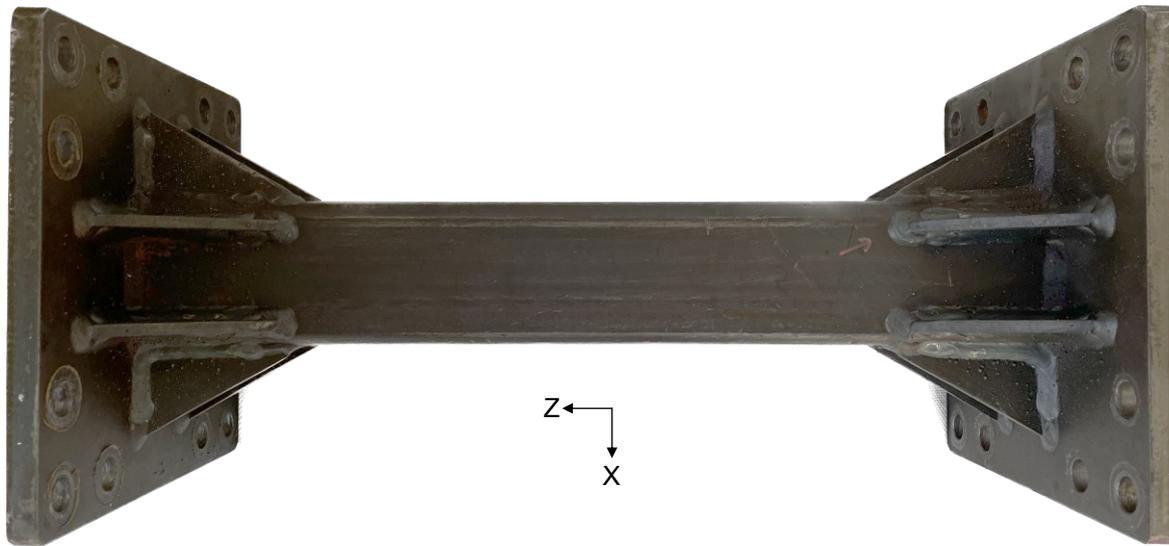
D.2 Giunto B_AW_0.05_11200_11200

MATERIALE	Tubo: S 355 J2H – EN 10210 Piastre e irrigiditori: S 355 J2 – EN 10025	
CONDIZIONE	As welded	
PUNTO DI INNESCO DELLA CRICCA	Piede cordone irrigiditore-tubo	
RAPPORTO DI CICLO	0.05	
FREQUENZA DI PROVA	8 Hz	
RANGE DI FORZA TOTALE PER ATTUATORE	22 400 N	11 200 N
RANGE DI FORZA EFFETTIVO SUL GIUNTO	23 378 N	
FORZA MASSIMA TOTALE PER ATTUATORE	23 600 N	11 800 N
FORZA MINIMA TOTALE PER ATTUATORE	1 200 N	600 N
TENSIONE EQ. DI PICCO $\Delta\sigma_{eq,peak}$	771.27 MPa	
N° DI CICLI A ROTTURA	91 320 cicli	
N° DI CICLI A STOP ATTUATORI	109 000 cicli	
NOTE	-	

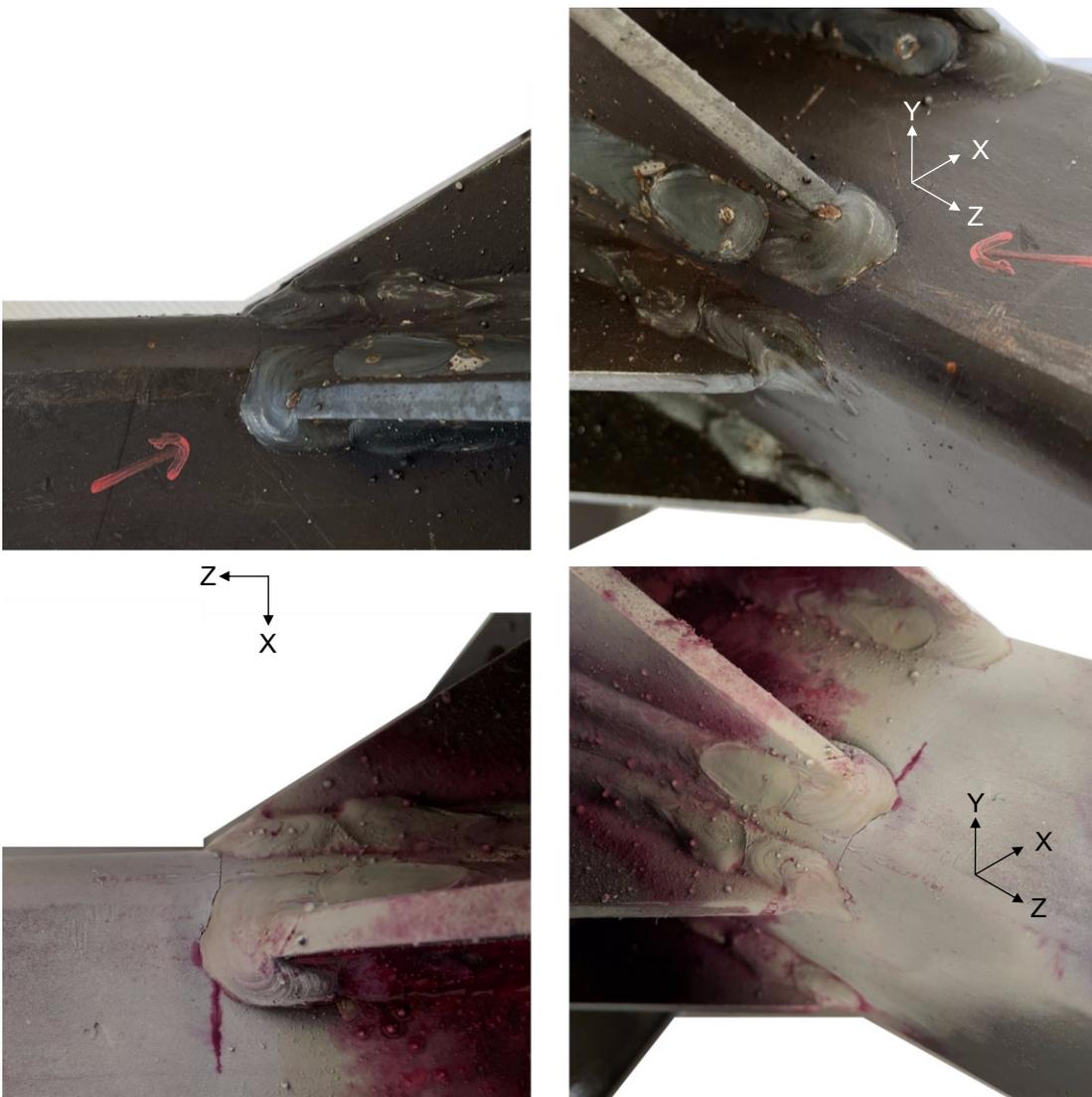
GRAFICO PRESSIONE – NUMERO DI CICLI



VISTA COMPLESSIVA



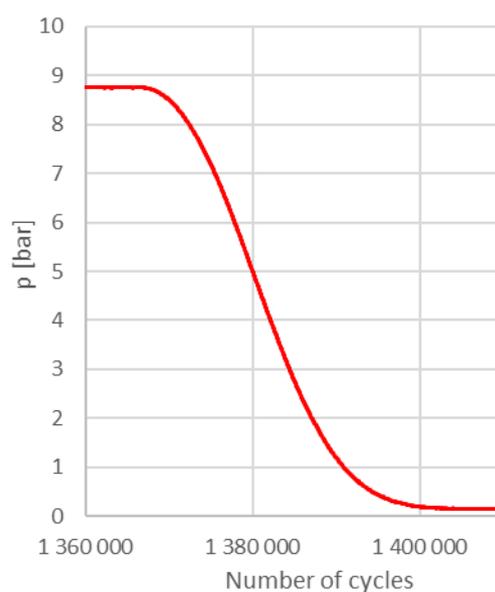
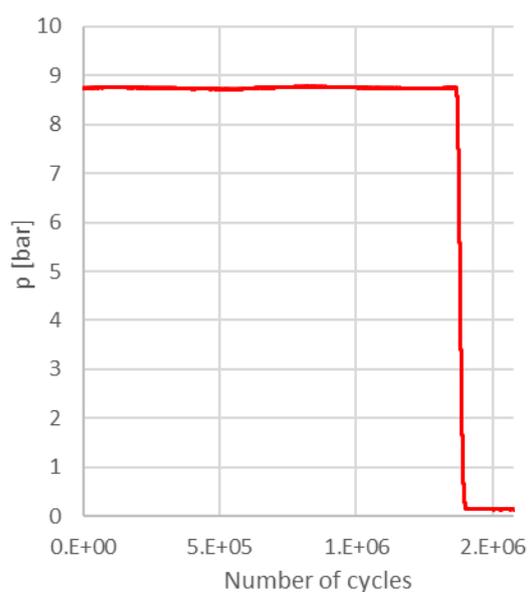
DETTAGLIO ZONA DI ROTTURA



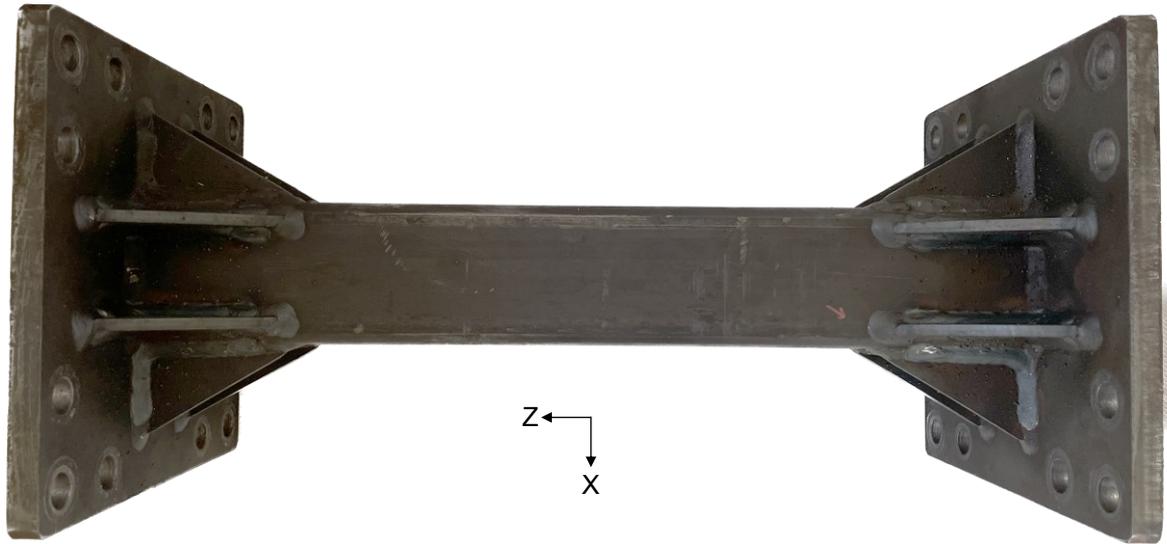
D.3 Giunto B_AW_0.05_5610_5610

MATERIALE	Tubo: S 355 J2H – EN 10210 Piastre e irrigiditori: S 355 J2 – EN 10025	
CONDIZIONE	As welded	
PUNTO DI INNESCO DELLA CRICCA	Piede cordone irrigiditore-tubo	
RAPPORTO DI CICLO	0.05	
FREQUENZA DI PROVA	8 Hz	
RANGE DI FORZA TOTALE PER ATTUATORE	11 220 N	5 610 N
RANGE DI FORZA EFFETTIVO SUL GIUNTO	11 689 N	
FORZA MASSIMA TOTALE PER ATTUATORE	11 800 N	5 900 N
FORZA MINIMA TOTALE PER ATTUATORE	580 N	290 N
TENSIONE EQ. DI PICCO $\Delta\sigma_{eq,peak}$	385.65 MPa	
N° DI CICLI A ROTTURA	1 381 600 cicli	
N° DI CICLI A STOP ATTUATORI	1 577 000 cicli	
NOTE	-	

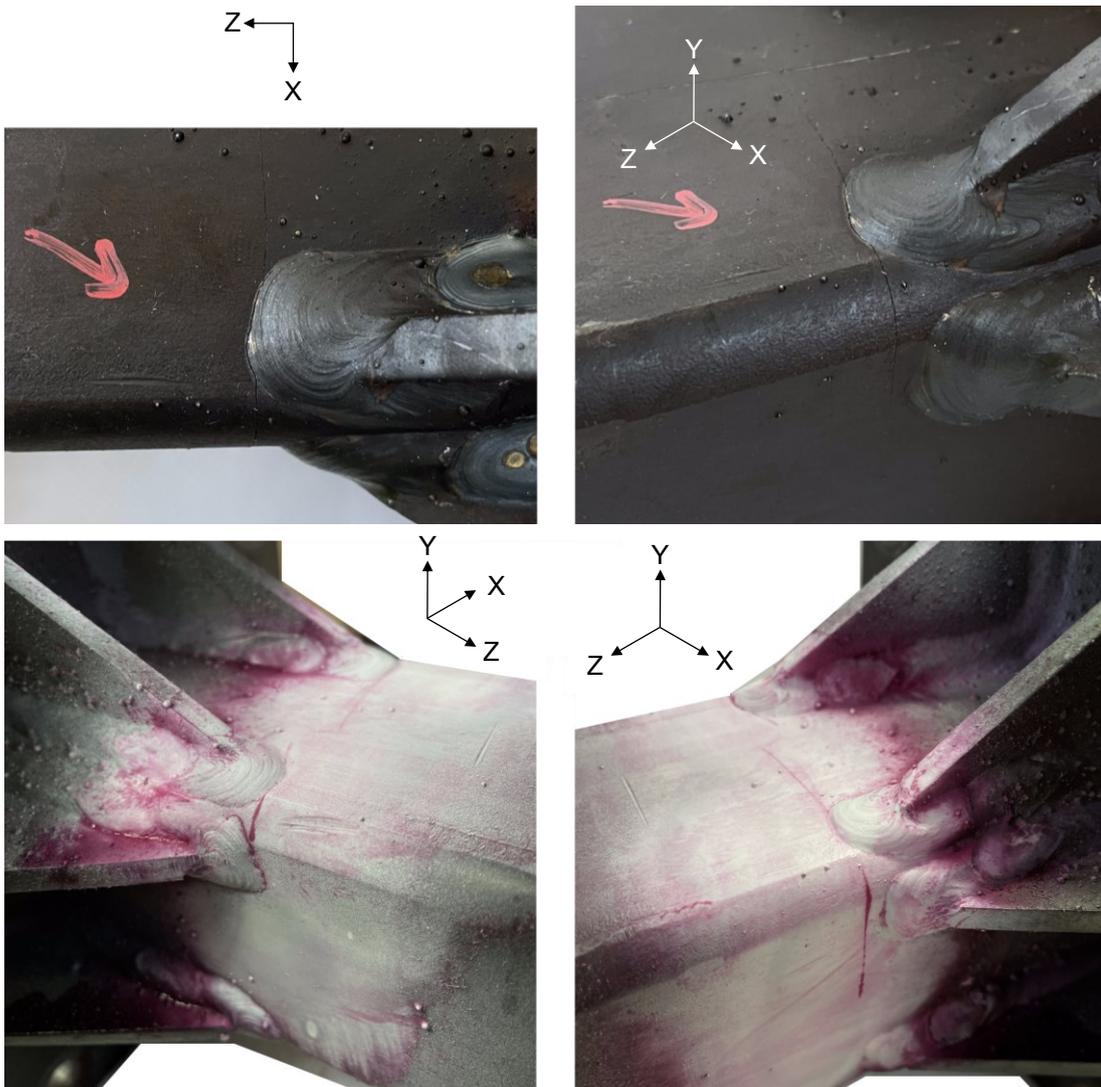
GRAFICO PRESSIONE – NUMERO DI CICLI



VISTA COMPLESSIVA



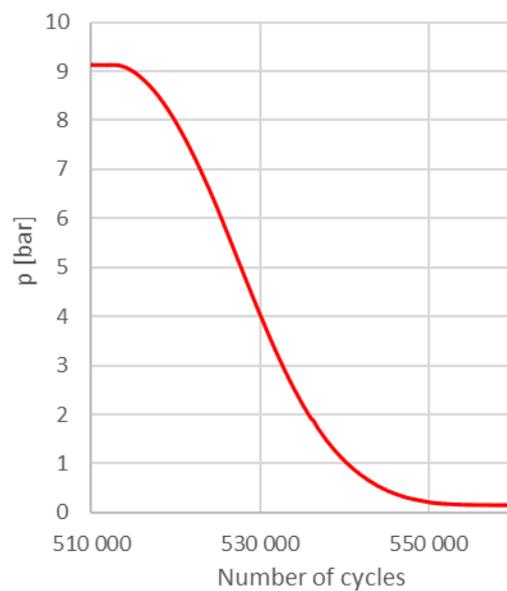
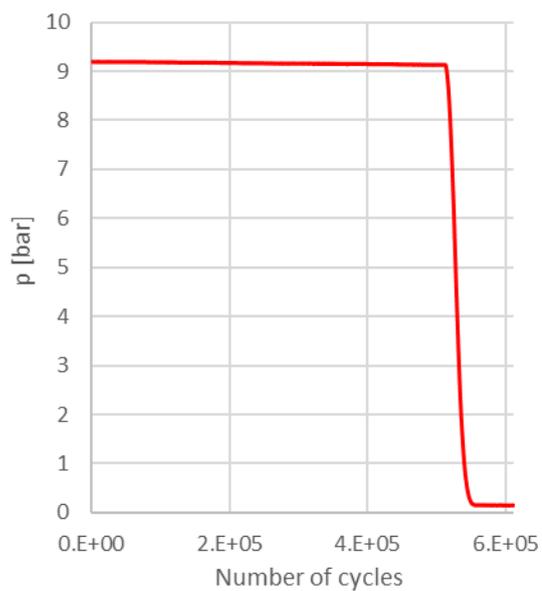
DETTAGLIO ZONA DI ROTTURA



D.4 Giunto B_AW_0.1_6550_6550

MATERIALE	Tubo: S 355 J2H – EN 10210 Piastre e irrigiditori: S 355 J2 – EN 10025	
CONDIZIONE	As welded	
PUNTO DI INNESCO DELLA CRICCA	Piede cordone irrigiditore-tubo	
RAPPORTO DI CICLO	0.1	
FREQUENZA DI PROVA	12 Hz	
RANGE DI FORZA TOTALE PER ATTUATORE	13 104 N	6 552 N
RANGE DI FORZA EFFETTIVO SUL GIUNTO	14 443 N	
FORZA MASSIMA TOTALE PER ATTUATORE	14 560 N	7 280 N
FORZA MINIMA TOTALE PER ATTUATORE	1 456 N	728 N
TENSIONE EQ. DI PICCO $\Delta\sigma_{eq,peak}$	476.49 MPa	
N° DI CICLI A ROTTURA	514 530 cicli	
N° DI CICLI A STOP ATTUATORI	611 560 cicli	
NOTE	Snervato durante rampa statica a torsione e ri-testato a flessione	

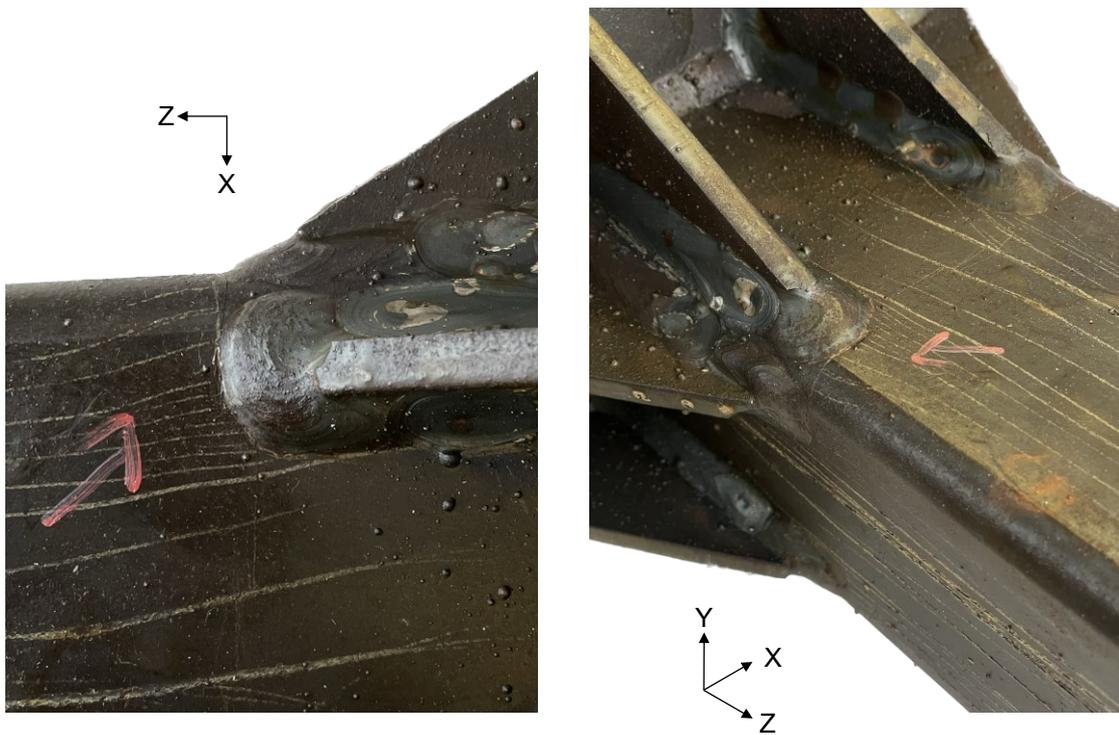
GRAFICO PRESSIONE – NUMERO DI CICLI



VISTA COMPLESSIVA



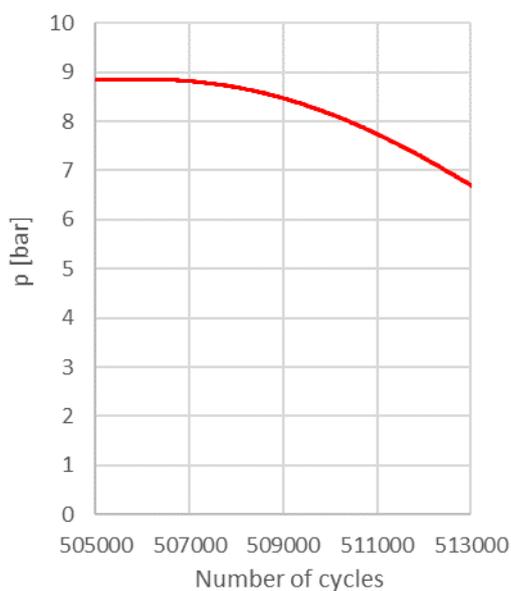
DETTAGLIO ZONA DI ROTTURA



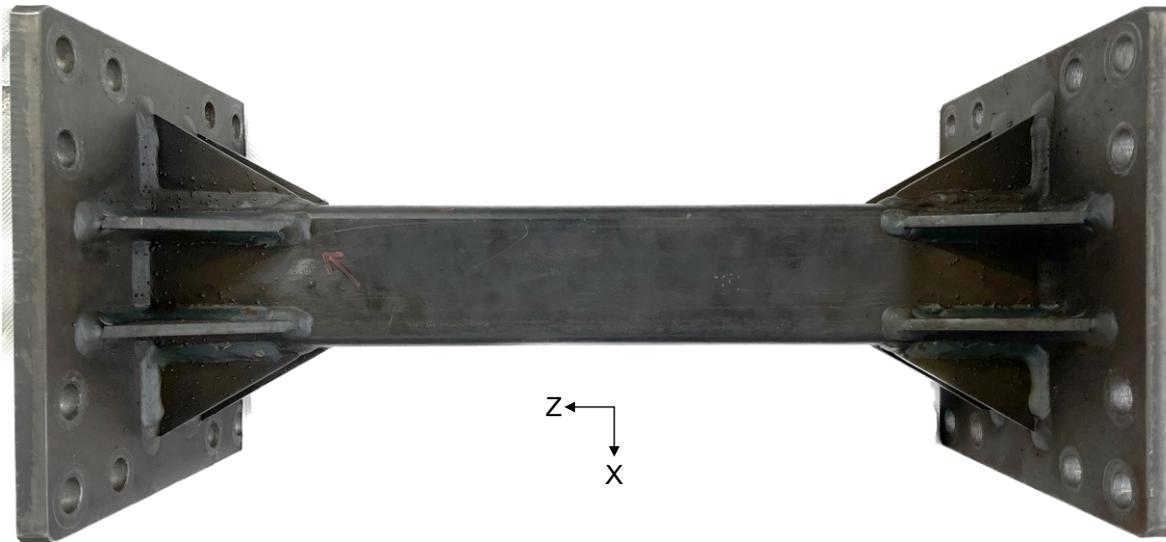
D.5 Giunto T_AW_0.05_-7505_7505

MATERIALE	Tubo: S 355 J2H – EN 10210 Piastre e irrigiditori: S 355 J2 – EN 10025	
CONDIZIONE	As welded	
PUNTO DI INNESCO DELLA CRICCA	Piede cordone irrigiditore-tubo	
RAPPORTO DI CICLO	0.05	
FREQUENZA DI PROVA	7 Hz	
RANGE DI M. TORC. F. PER ATTUATORE	11 258 Nm	7 505 N
RANGE DI MOMENTO TORC. EFFETTIVO SUL GIUNTO	11 810 Nm	
MASSIMO M. TORC. F. PER ATTUATORE	11 850 Nm	7 900 N
MINIMO M: TORC F. PER ATTUATORE	592 Nm	395 N
TENSIONE EQ. DI PICCO $\Delta\sigma_{eq,peak}$	391.72 MPa	
N° DI CICLI A ROTTURA	508 250 cicli	
N° DI CICLI A STOP ATTUATORI	-	
NOTE	Prova fermata nel momento in cui la cricca è diventata passante	

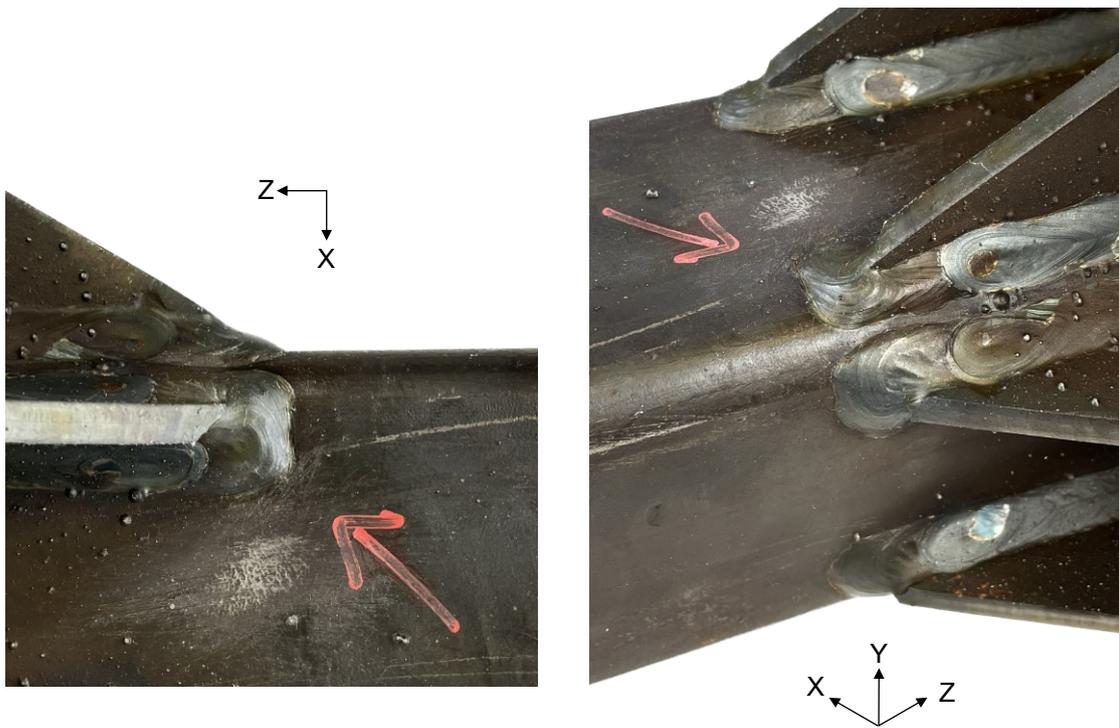
GRAFICO PRESSIONE – NUMERO DI CICLI



VISTA COMPLESSIVA



DETTAGLIO ZONA DI ROTTURA



BIBLIOGRAFIA

- [1] A.F. Hobbacher, Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, Springer International Publishing, Cham, 2016. <https://doi.org/10.1007/978-3-319-23757-2>.
- [2] Eurocode 3: Design of steel structures – part 1–9: Fatigue. CEN; 2005.
- [3] Eurocode 9: Design of aluminium structures - Part 1-3: Structures susceptible to fatigue. CEN; 2011.uns.
- [4] P. Lazzarin, R. Tovo, A notch intensity factor approach to the stress analysis of welds, *Fatigue Fract Eng Mater Struct.* 21 (1998). <https://doi.org/10.1046/j.1460-2695.1998.00097.x>.
- [5] P. Lazzarin, R. Zambardi, A finite-volume-energy based approach to predict the static and fatigue behavior of components with sharp V-shaped notches, *Int J Fract.* 112 (2001). <https://doi.org/10.1023/A:1013595930617>.
- [6] P. Livieri, P. Lazzarin, Fatigue strength of steel and aluminium welded joints based on generalised stress intensity factors and local strain energy values, *Int J Fract.* 133 (2005). <https://doi.org/10.1007/s10704-005-4043-3>.
- [7] P. Lazzarin, C.M. Sonsino, R. Zambardi, A notch stress intensity approach to assess the multiaxial fatigue strength of welded tube-to-flange joints subjected to combined loadings, *Fatigue Fract Eng Mater Struct.* 27 (2004). <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.2004.00733.x>.
- [8] G. Meneghetti, P. Lazzarin, Significance of the elastic peak stress evaluated by FE analyses at the point of singularity of sharp V-notched components, *Fatigue Fract Eng Mater Struct.* 30 (2007). <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.2006.01084.x>.
- [9] G. Meneghetti, A. Campagnolo, State-of-the-art review of peak stress method for fatigue strength assessment of welded joints, *Int J Fatigue.* 139 (2020). <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105705>.
- [10] M. Zanetti, V. Babini, G. Meneghetti, Fat classes of welded steel details derived from the master design curve of the peak stress method, *Welding in the World.* 65 (2021) 653–665. <https://doi.org/10.1007/s40194-020-01057-0>.
- [11] G. Meneghetti, A. Campagnolo, M. Avalle, D. Castagnetti, M. Colussi, P. Corigliano, M. de Agostinis, E. Dragoni, V. Fontanari, F. Frendo, L. Goglio, G. Marannano, G. Marulo, F. Moroni, A. Pantano, A. Rebor, A. Scattina, A. Spaggiari, B. Zuccarello, Rapid evaluation of notch stress intensity factors using the peak stress method: Comparison of commercial finite element codes for a range of mesh patterns, *Fatigue Fract Eng Mater Struct.* 41 (2018) 1044–1063. <https://doi.org/10.1111/ffe.12751>.
- [12] G. Meneghetti, A. Campagnolo, A. Visentin, M. Avalle, M. Benedetti, A. Bighelli, D. Castagnetti, A. Chiocca, L. Collini, M. de Agostinis, A. de Luca, E. Dragoni, S. Fini, V. Fontanari, F. Frendo, A. Greco, G. Marannano, F. Moroni, A. Pantano, A. Pirondi, A. Rebor, A. Scattina, R. Sepe, A. Spaggiari, B. Zuccarello, Rapid evaluation of notch stress intensity factors using the peak stress method with 3D tetrahedral finite element models: Comparison of commercial codes, *Fatigue Fract Eng Mater Struct.* 45 (2022) 1005–1034. <https://doi.org/10.1111/ffe.13645>.
- [13] A. Visentin. Automated Fatigue Strength Assessment of V - Notch Structures according to the Peak Stress Method. Master's degree thesis, Department of Industrial Engineering, University of Padova, 2020.
- [14] A. Visentin, A. Campagnolo, V. Babini, G. Meneghetti, Automated implementation of the Peak Stress Method for the fatigue assessment of complex welded structures, *Forces in Mechanics.* 6 (2022) 100072. <https://doi.org/10.1016/j.finmec.2022.100072>.
- [15] A.A. Griffiths, The phenomena of rupture and flow in solids, *Masinovedenie.* (1995). <https://doi.org/10.1098/rsta.1921.0006>.

- [16] G.R. Irwin, Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate, *J Appl Mech.* 24 (1957). <https://doi.org/10.1115/1.4011547>.
- [17] B. Gross, A. Mendelson, Plane elastostatic analysis of V-notched plates, *International Journal of Fracture Mechanics.* 8 (1972). <https://doi.org/10.1007/BF00186126>.
- [18] R.A. Smith, K.J. Miller, Prediction of fatigue regimes in notched components, *Int J Mech Sci.* 20 (1978). [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(78\)90082-6](https://doi.org/10.1016/0020-7403(78)90082-6).
- [19] G. Meneghetti, A. Campagnolo, Dispensa approcci SED e PSM del corso di Costruzione di Macchine 2 (2017).
- [20] A. Visentin, A. Campagnolo, G. Meneghetti, Analytical expressions to estimate rapidly the notch stress intensity factors at V-notch tips using the Peak Stress Method, *Fatigue Fract Eng Mater Struct.* (2022). <https://doi.org/10.1111/ffe.13912>.
- [21] P. Lazzarin, F. Berto, M. Zappalorto, Rapid calculations of notch stress intensity factors based on averaged strain energy density from coarse meshes: Theoretical bases and applications, *Int J Fatigue.* 32 (2010). <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2010.02.017>.
- [22] G. Meneghetti, P. Lazzarin, The peak stress method for fatigue strength assessment of welded joints with weld toe or weld root failures, *Welding in the World.* 55 (2011). <https://doi.org/10.1007/BF03321304>.
- [23] G. Meneghetti, The use of peak stresses for fatigue strength assessments of welded lap joints and cover plates with toe and root failures, *Eng Fract Mech.* 89 (2012). <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2012.04.007>.
- [24] G. Meneghetti, The peak stress method for fatigue strength assessment of tube-to-flange welded joints under torsion loading, *Welding in the World.* 57 (2013). <https://doi.org/10.1007/s40194-013-0022-x>.
- [25] G. Meneghetti, A. Campagnolo, The Peak Stress Method to assess the fatigue strength of welded joints using linear elastic finite element analyses, in: *Procedia Eng*, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2018.02.039>.
- [26] A. Campagnolo, G. Meneghetti, Rapid estimation of notch stress intensity factors in 3D large-scale welded structures using the peak stress method, in: *MATEC Web of Conferences*, 2018. <https://doi.org/10.1051/mateconf/201816517004>.
- [27] A. Campagnolo, I. Roveda, G. Meneghetti, The Peak Stress Method combined with 3D finite element models to assess the fatigue strength of complex welded structures, in: *Procedia Structural Integrity*, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2019.12.067>.
- [28] S.J. Maddox, The effect of plate thickness on the fatigue strength of fillet welded joints. Abington, Cambridge: Abington Publishing; (1987).
- [29] T.R. Gurney, The fatigue strength of transverse fillet welded joints. Abington, Cambridge: Abington Publishing; (1991).
- [30] T.R. Gurney, Fatigue of thinwalled joints under complex loading. Abington, Cambridge: Abington Publishing; (1997).
- [31] P. Gandhi, S. Berge, Fatigue Behavior of T-Joints: Square Chords and Circular Braces, *Journal of Structural Engineering.* 124 (1998) 399–404. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1998\)124:4\(399\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1998)124:4(399)).
- [32] G. Meneghetti, C. Guzzella, B. Atzori, The peak stress method combined with 3D finite element models for fatigue assessment of toe and root cracking in steel welded joints subjected to axial or bending loading, *Fatigue Fract Eng Mater Struct.* 37 (2014) 722–739. <https://doi.org/10.1111/ffe.12171>.
- [33] imc Test & Measurement GmbH, imc C-SERIES Manual, (2021).
- [34] F. Frendo, L. Bertini, Fatigue resistance of pipe-to-plate welded joint under in-phase and out-of-phase combined bending and torsion, *Int J Fatigue.* 79 (2015) 46–53. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2015.04.020>.

RINGRAZIAMENTI

Desidero ringraziare il Prof. Giovanni Meneghetti, il Prof. Alberto Campagnolo e l'Ing. Vittorio Babini per avermi dato l'opportunità di svolgere questo lavoro di Tesi. Un ringraziamento speciale va poi ad Alberto Visentin per tutto l'aiuto che con immensa pazienza mi ha dato in questi mesi.

Vorrei poi sfruttare questa ultima pagina per ringraziare quelle persone che in questi anni sono entrate a far parte della mia vita rendendola, giorno dopo giorno, un po' migliore.

In primis vorrei ringraziare la mia famiglia, quella presente qui con me oggi, quella in Svizzera e quella che ora è in Cielo, per essere da sempre la mia ispirazione, per aver sempre creduto in me, per l'affetto e il supporto che mi ha sempre dato. È grazie a voi se sono diventato la persona che sono oggi.

Vorrei ringraziare Ilenia, mio amore e mia più grande felicità, per essere sempre al mio fianco e riuscire a portare la luce anche nelle giornate più buie.

Vorrei ringraziare Matteo, Luca e Riccardo, per avermi dimostrato che l'amicizia nata tra i banchi è veramente qualcosa di speciale.

Vorrei ringraziare Erica, la cui amicizia mi ha aiutato a superare alcuni dei miei momenti peggiori.

Vorrei ringraziare Martina e Alessia, per le mille risate tra una rullata e una partita di carte.

E infine, vorrei ringraziare me stesso, per aver sempre tenuto duro e non aver mai rinunciato nonostante le difficoltà che la vita, e questa facoltà, hanno saputo mettermi davanti. Possa questa passione che mi accompagna fin da piccolo aiutarmi ad inseguire i miei sogni.

Nicolò