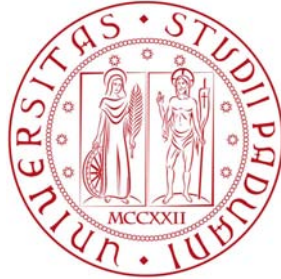


UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI PADOVA
Dipartimento di Ingegneria Industriale DII
Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica



SVILUPPO DEL METODO DELLA TENSIONE DI PICCO
PER LA PROGETTAZIONE A FATICA DI GIUNTI
SALDATI SOGGETTI A
STATI TENSIONALI MULTIASSIALI

Development of the Peak Stress Method for Multiaxial Fatigue
Assessments of Steel Welded Joints

Relatore: Prof. Giovanni Meneghetti
Correlatore: Ing. Alberto Campagnolo

Laureando: Daniele Rigon
N° matricola: 1057351-IM

ANNO ACCADEMICO 2014-2015

Ci sono soltanto due possibili conclusioni: se il risultato conferma l'ipotesi, allora hai appena fatto una misura. Se il risultato è contrario alle ipotesi, allora hai fatto una scoperta.

(“Enrico Fermi”).

INDICE

SOMMARIO	1
INTRODUZIONE	3
CAPITOLO 1 BASI TEORICO-SPERIMENTALI DEL PSM	5
1.1 Il Notch Stress Intensity Factor (N-SIF)	5
1.2 Il Peak Stress Method (PSM)	7
CAPITOLO 2 PROVE A FATICA	15
2.1 Descrizione dei provini	15
2.2 Esecuzione delle prove a fatica	16
2.3 Risultati delle prove	20
CAPITOLO 3 APPLICAZIONE DEL PSM	23
3.1 Esempio di analisi numerica	23
3.2 Tipologie di giunti saldati analizzate agli elementi finiti	33
3.3 Risultati complessivi	37
CAPITOLO 4 DATI DA LETTERATURA PER PROVE A FATICA MULTIASSIALE	39
4.1 Dati articolo di Siljander et al. [17]	39
4.2 Dati articolo Razmjoo	40
4.3 Dati articolo Yousefi et al. [19]	42
4.4 Dati articolo Bäckström et al. [20]	45
4.5 Dati articolo Dahle et al. [21]	46
CAPITOLO 5 ANALISI FEM PER IL PSM MULTIASSIALE	49
5.1 Modelli FEM dei giunti Siliander et al. [17]	49
5.2 Modello FEM dei giunti Razmjoo et al.	57
5.3 Modello FEM dei giunti Yousefi et al [19]	62
5.4 Modello FEM dei giunti testati da Bäckström et al. [20]	65
5.5 Modello FEM dei giunti Dahle et al. [21]	68
CAPITOLO 6 ANALISI DEI RISULTATI PSM MULTIASSIALE	73
6.1 Trattazione teorica del PSM applicato a casi di sollecitazioni Multiassiali	73
6.2 Risultati delle analisi FEM Siliander.	74
6.3 Risultati delle analisi FEM di Razmjoo [18]	82
6.4 Risultati delle analisi FEM di Yousefi et al. [19]	86
6.5 Risultati delle analisi FEM di Bäckström et al. [20]	91

6.6 Risultati delle analisi FEM di Dahle et al. [21]	94
CAPITOLO 7 CONCLUSIONI	99
APPENDICE A	101
APPENDICE B	102
APPENDICE C	167
BIBLIOGRAFIA.....	173

SOMMARIO

Il lavoro che è stato svolto durante la stesura della presente tesi è suddiviso in due parti principali: nella prima sono state eseguite prove a fatica su giunti forniti da Antonio Zamperla s.p.a., dove l'obiettivo è stato quello applicare su di essi il Peak Stress Method (PSM) attraverso analisi tridimensionali agli elementi finiti utilizzando la tecnica del *Submodeling*.

Nella seconda parte, l'obiettivo è stato quello di estendere il PSM su tipologie di giunti riportate in letteratura, soggette a stati di sollecitazione multiassiale.

Nel primo capitolo verrà illustrata la teoria del Peak Stress Method sintetizzando i contenuti trovati in letteratura.

Nel secondo capitolo verrà riportata tutta la procedura di test effettuata sui provini forniti da Zamperla s.p.a. mostrando i calcoli per applicare carichi nominali, e illustrando il metodo di ispezione scelto per osservare l'innesco della cricca.

Nel terzo capitolo verrà riportata la procedura di analisi FEM per ottenere i risultati in termini di tensione di picco equivalente con relativi risultati.

Nel quarto capitolo verranno riassunti tutti i dati ottenuti dalla letteratura di prove a fatica su giunti saldati soggetti a carichi multiassiali (flessione e torsione)

Nel quinto capitolo saranno riportati tutti i modelli realizzati in Ansys® spiegando in modo dettagliato: modelli geometrici, modelli di Mesh e condizioni al contorno di ogni tipologia di giunti saldati analizzati.

Nel sesto capitolo verranno riportati e discussi i risultati delle diverse geometrie analizzate riportato per ognuno di essi la curva di resistenza a fatica in termini di tensione equivalente di picco.

Nell'ultimo capitolo verrà data una interpretazione dei risultati ottenuti riassumendoli in un'unica curva di resistenza a fatica concludendo il lavoro di tesi.

INTRODUZIONE

La saldatura di giunzioni metalliche è un processo di fabbricazione molto importante in svariati campi dell'ingegneria, in quanto permette la realizzazioni di strutture e componenti meccaniche di geometria complessa, difficilmente realizzabili attraverso altri processi di fabbricazione.

Nel campo delle costruzioni meccaniche, i giunti saldati sono tanto importanti quanto difficili da progettare, in quanto la loro realizzazione induce una discontinuità geometrica e chimica che causa una concentrazione di tensioni irregolare e difficilmente replicabile con modelli numerici.

I classici metodi di progettazione a fatica di giunti saldati sono strettamente dipendenti alla geometria della struttura e da tipo di carico sollecitata. Per esempio la norma CNR-UNI 10011, vista nel corso di *Costruzioni di Macchine 1*, riporta un grafico con 14 tipi di curve a fatica in termini di *range* di tensione nominale $\Delta\sigma$ in funzione dei numeri di cicli N . Ogni curva si riferisce ad una nota geometria di giunzione sollecitata da un dato tipo di carico. In questo modo la concentrazione di tensioni causata, per esempio dal piede del cordone di saldatura, non compare esplicitamente.

In letteratura si trovano anche diversi metodi che si basano su approcci locali, i quali cercano di relazionare la resistenza a fatica dei giunti saldati alla tensione massima calcolata all'apice del piede/radice del cordone di saldatura. In questi però è necessario utilizzare analisi numeriche in cui il modello riporti un raggio al piede del cordone diverso da zero per evitare la singolarità nel campo di tensione. I risultati non sono soddisfacenti per causa dell'arbitrarietà della scelta del raggio al piede che rende questa via non è sviluppabile.

Per slegarsi dalla modellazione del raggio di raccordo in [1] è stata formulata una relazione analitica che esplicita il campo di tensione nell'intorno del piede del cordone di saldatura in maniera formalmente analoga a quella utilizzata nella meccanica della frattura.

Il modello considerato è quello che rappresenta il piede del cordone di saldatura come un intaglio a V con angolo di apertura 2α pari a 135° . (vedi Figura I.1)

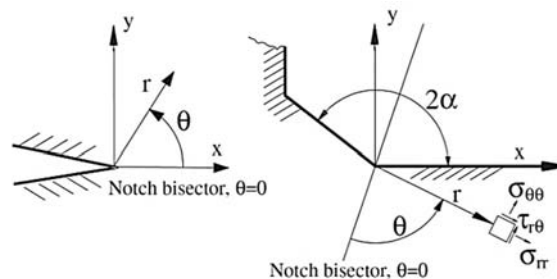


Figura I.1 Modello di intaglio a V con raggio di fondo intaglio nullo utilizzato per l'applicazione del PSM pr il piede e la radice del cordone di saldatura.

Questo a permesso di rappresentare la resistenza a fatica di giunti con geometria differente e modellati con raggi al piede pari a zero in un'unica curva di progetto in termini di *Notch Stress Intensity Factor* ΔK_i^V calcolabili mediante l'utilizzo di analisi numeriche agli elementi finiti. Tuttavia il calcolo dei valori dei parametri di campo (N-SIFs) risulta essere il punto debole, perché risulta laborioso e richiede la generazione di una mesh che si infittisce sempre di più avvicinandosi al piede del cordone di saldatura raggiungendo dimensioni degli elementi dell'ordine del micrometri.

Studi successivi hanno dimostrato che è possibile relazionare il *N-SIF* alla tensione massima calcolata all'apice del piede del cordone di saldatura mediante analisi agli elementi finiti. Queste analisi vengono condotte creando un modello di mesh generata con il comando automatico avendo impostato solo la dimensione globale degli elementi.

Questo è una aspetto fondamentale poiché oltre ad ottenere modelli con l'elementi dell'ordine del millimetro è possibile esprimere il N-SIF utilizzando una tensione equivalente in funzione della sola dimensione d dell'elemento una volta che è stato tarato il metodo per il software che si utilizza.

Il metodo prende quindi il nome di Peak Stress Method, e come si vedrà nel Capitolo 1, per ogni tipo di sollecitazione esiste una proporzionalità tra la tensione di picco e la dimensione dell'elemento.

Il passo avanti è stato quello di cercare una relazione che permettesse di calcolare una tensione equivalente in

funzione della multiassialità dello stato di tensione. Questo è stato reso possibile dall'equazione (I.1):

$$\Delta \bar{W}_{SED} = c_w \cdot \left(\frac{e_1}{E} \left[\frac{\Delta K_1}{R_0^{1-\lambda_1}} \right]^2 + \frac{e_2}{E} \left[\frac{\Delta K_2}{R_0^{1-\lambda_2}} \right]^2 + \frac{e_3}{E} \left[\frac{\Delta K_3}{R_0^{1-\lambda_3}} \right]^2 \right) \quad (I.1)$$

la quale calcola la densità di energia di deformazione *SED* (*Strain Energy Density*) mediata all'interno di un determinato volume di controllo che racchiude la discontinuità (quale il piede o la radice del cordone di saldatura).

Da questa relazione sostituendo ai ΔK_i le espressioni di proporzionalità del PSM richiamate nei successivi capitoli, e ponendo il $\Delta \bar{W}_{SED}$ mediato nel volume di controllo pari alla densità di energia di deformazione per uno stato di sollecitazione monoassiale:

$$\frac{1-\nu^2}{2E} \Delta \sigma_{eq}^2 = c_w \cdot \left(\frac{e_1}{E} \left[\frac{\Delta K_1}{R_0^{1-\lambda_1}} \right]^2 + \frac{e_2}{E} \left[\frac{\Delta K_2}{R_0^{1-\lambda_2}} \right]^2 + \frac{e_3}{E} \left[\frac{\Delta K_3}{R_0^{1-\lambda_3}} \right]^2 \right) \quad (I.2)$$

è possibile ricavare il parametro $\Delta \sigma_{eq}$ utilizzato nel PSM per la resistenza a fatica di giunti saldati soggetti a stati tensionali multiassiali.

Validare il metodo per stati di sollecitazione è il principale obiettivo della tesi a partire dal Capitolo 3.

CAPITOLO 1

BASI TEORICO-SPERIMENTALI DEL PSM

La progettazione a fatica dei giunti saldati è un tema delicato che tocca la maggior parte delle realtà industriali, soprattutto nel campo strutturale dove la presenza di essi è rilevante. In questo capitolo verrà descritto il percorso di sviluppo e gli aspetti teorici che stanno alla base del metodo di progettazione chiamato Peak Stress Method che semplifica il procedimento di valutazione del parametro di campo N-SIF (Notch Stress Intensity Factor) sulla punta di intagli a V o di cricche, applicabile rispettivamente alle zone fortemente sollecitate in un giunto saldato ovvero il piede e al radice del cordone di saldatura.

1.1 Il Notch Stress Intensity Factor (N-SIF)

I più comuni approcci per la valutazione della resistenza a fatica di componenti saldati sono basati sulla curve $S-N$ che si riferiscono alla tensione di progetto S sul numeri di cicli a rottura del pezzo N . Siccome in queste curve l'effetto di concentrazione delle tensioni non appare esplicitamente in quanto la resistenza a fatica è relazionata ad una distribuzione nominale di tensione, ogni geometria di giunto saldato deve avere una curva sperimentale propria riferita ad una precisa probabilità di sopravvivenza. Perciò se si dovesse progettare a fatica un giunto con geometria diversa da quelle già riportate in normativa si dovrebbe realizzare uno studio preliminare per la realizzazione di una nuova curva $S-N$ rendendo lenta e difficilmente realizzabile la fase di progettazione in ambito industriale.

Per superare questo problema, Lazzarin e Tovo [1] hanno proposto un approccio, che si basa sulla correlazione tra la resistenza a fatica di giunti saldati e un parametro locale di campo chiamato Notch Stress Intensity Factor, il quale descrive criticità del campo di tensione nelle vicinanze del piede di saldatura dipendente dal carico applicato e alla geometria dell'intaglio aperto.

Questo è stato reso possibile in principio da Williams [2] che ha esteso la teoria riguardante le cricche con angoli di apertura e raggio di fondo intaglio nulli ai casi di intagli con raggio di fondo nullo ma con angoli di apertura diversi da zero, e poi da Gross e Mendelson [3] i quali hanno esteso la definizione di Stress Intensity Factor, comunemente usata per descrivere il campo di tensione nelle vicinanze dell'apice delle cricche, agli intagli aperti. Prendendo in considerazione la direzione $\theta=0$ del sistema di riferimento polare in Figura 1.1a, in cui le componenti simmetriche e anti-metriche del campo di tensione sono disaccoppiate e dipendenti rispettivamente dalle sole condizioni di carico simmetriche e antisimmetriche, le definizioni dei N-SIF per il modo I e II di sollecitazione sono:

$$\begin{aligned}
 K_1^V &= \sqrt{2\pi} \lim_{x \rightarrow 0} (\sigma_\theta)_{\theta=0} r^{1-\lambda_1} \\
 K_2^V &= \sqrt{2\pi} \lim_{x \rightarrow 0} (\tau_{r\theta})_{\theta=0} r^{1-\lambda_2}
 \end{aligned}
 \tag{0.1}$$

dove λ_1 e λ_2 sono due autovalori ricavati da Williams che dipendono dall'angolo di apertura dell'intagli 2α .

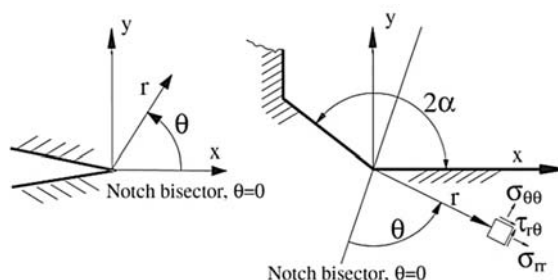


Figura 1.1. Sistema di riferimento e simboli utilizzati per le componenti del campo di tensione di un intagli aperto con raggio di fondo intaglio nullo, e sistema di riferimento applicato al piede del cordone di saldatura [8].

In particolare quando l'angolo di apertura è nullo, l'esponente λ_1 risulta pari a 0,5 ed in tale condizione K_1^V

assume il significato di Stress Intensity Factor già noto nella meccanica della frattura lineare elastica; se invece $2\alpha = 135^\circ$, l'esponente $(1 - \lambda_1)$ relativo al modo 1 diventa -0,326 e il corrispettivo del modo 2 $(1 - \lambda_2)$ risulta 0,302. Infine le equazioni che esprimono le componenti del campo di tensione in coordinate polari sono:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{\theta\theta} \\ \sigma_{rr} \\ \tau_{r\theta} \end{Bmatrix} = K_1^V \cdot r^{1-\lambda_1} \cdot \begin{Bmatrix} f_{1,\theta}(\theta) \\ f_{1,r}(\theta) \\ f_{1,r\theta}(\theta) \end{Bmatrix} + K_2^V \cdot r^{1-\lambda_2} \cdot \begin{Bmatrix} f_{2,\theta}(\theta) \\ f_{2,r}(\theta) \\ f_{2,r\theta}(\theta) \end{Bmatrix} \quad (0.2)$$

dove le termini f sono funzioni trigonometriche note. È facile notare che se 2α è pari a 135° solo la distribuzione di modo 1 risulta singolare.

Il N-SIF è perciò applicabile al piede del cordone di saldatura, schematizzando quest'ultimo come un intaglio aperto con $2\alpha = 135^\circ$ e raggio di fondo intaglio nullo (Figura 1.1b).

È stato dimostrato in [1] che assumendo ΔK_1^V come parametro di previsione della resistenza a fatica di giunti a croce di diverse geometrie (calcolato da un modello 2-D), la banda di dispersione si restringe passando da $\pm 40\%$ (la variazione si riferisce al valore medio della distribuzione) a $\pm 10\%$ come si vede Figura 1.2.

Oltre a questo si è verificato che modellando in 2D il piede cordone con raggio di raccordo nullo, l'errore che si commette è minore del 10% quindi per aspetti ingegneristici risulta tranquillamente trascurabile.

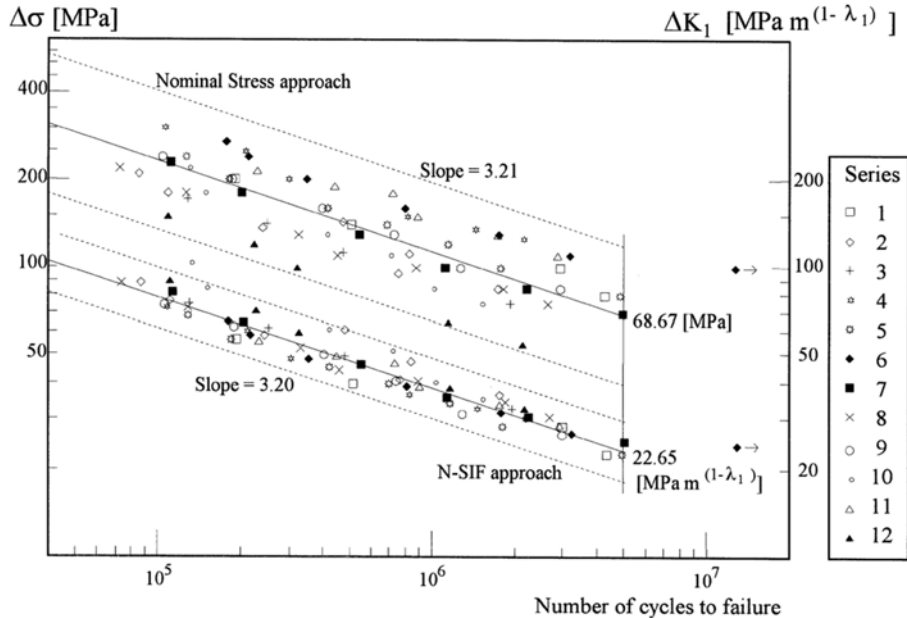


Figura 1.2. Resistenza a fatica di giunti saldati a croce in termini di intervallo di tensione nominale e di N-SIF [1].

1.1.1 Valutazione numerica del N-SIF.

Per il calcolo accurato del Notch Stress Intensity Factor si può implementare un modello ad elementi finiti dove è possibile ottenere le tensioni radiali, circonferenziali e di taglio nodali lungo la bisettrice dell'intaglio aperto, per poi applicare le definizioni (0.1) per ogni nodo j calcolando il N-SIF come segue:

$$\begin{aligned} K_{1,j}^V &= \sqrt{2\pi} \sigma_{\theta,j} r_j^{1-\lambda_1} \\ K_{2,j}^V &= \sqrt{2\pi} \tau_{r\theta,j} r_j^{1-\lambda_2} \end{aligned} \quad (0.3)$$

Si ricorda che lungo la bisettrice dell'intaglio aperto, i modi 1 e 2 di sollecitazione sono disaccoppiati: in particolare, le tensioni radiali e circonferenziali si riferiscono al solo modo 1 di apertura, mentre le tensioni di taglio dipendono solo dal modo 2 di slittamento.

Siccome il N-SIF è un limite per r che tende a zero, si deve "inseguire" il campo di tensione infittendo progressivamente la mesh avvicinandosi all'apice dell'intaglio raggiungendo rapporti di forma (i.e. la distanza r dall'apice sullo spessore t del piatto principale) vicini a 10^{-5} . In Figura 1.3 è riportato un esempio di

calcolo accurato del N-SIF.

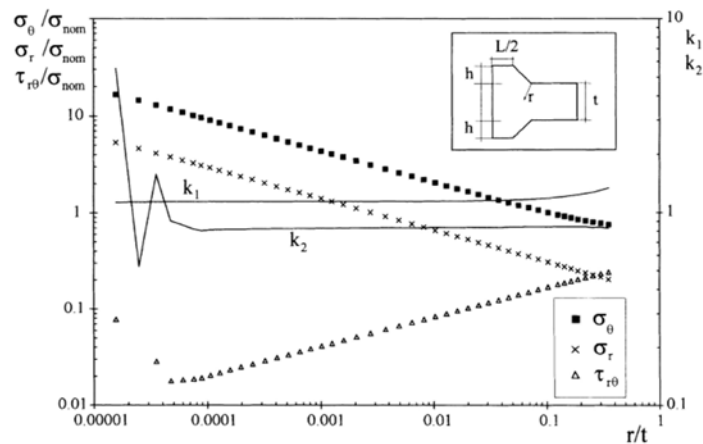


Figura 1.3. Componenti di tensione lungo la bisettrice, e valutazione di K_1^V e K_2^V [1].

1.1.2 Limiti del metodo.

Sebbene il calcolo del N-SIF sia utile per la valutazione della resistenza a fatica dei giunti saldati, il principale limite di questo metodo è la necessità di avere una mesh molto rifinita all'intorno dell'apice dell'intaglio nei modelli ad elementi finiti. Questa condizione deriva dal fatto che, oltre a dover applicare le relazioni (0.1), si deve ottenere un elevato numero di nodi lungo la bisettrice dell'intaglio per mediare i valori dei N-SIF.

Questo aspetto ha come conseguenza l'aumento del tempo di pre-processing per la realizzazione della mesh inoltre aumenta il tempo di post-processing per l'elevata potenza di calcolo richiesta dal modello 2D per il numero di elementi presenti.

1.2 Il Peak Stress Method (PSM)

Il limite di applicabilità del metodo del N-SIF, in termini di tempo richiesto al calcolo in analisi agli elementi finiti, ha dato modo di intraprendere percorsi di ricerca rivolti a rendere più rapida la valutazione dei parametri K_1^V e K_2^V , in modo da permettere l'utilizzo del metodo anche in realtà industriali dove i tempi destinati alla progettazione sono sempre più ristretti.

La metodologia che sta riscontrando maggior successo prende il nome di Peak Stress Method (detto anche PSM).

La principale peculiarità di questo metodo è quella di poter calcolare il N-SIF da un semplice relazione di proporzionalità con il picco di tensione all'apice dell'intaglio generato da un'analisi agli elementi finiti in campo lineare elastico, potendo inoltre, modellare una mesh con elementi di dimensione costante e di diversi ordini di grandezza più grandi di quelli usati per poter applicare le definizioni (0.1). Per assicurare la corretta esecuzione del metodo si dovrà rispettare alcune ipotesi che verranno descritte in seguito.

La schematizzazione del modello è la stessa di quella riportata in Figura 1.1, dove l'angolo di apertura dell'intaglio è di 135° e con raggio di fondo intaglio nullo.

È possibile notare subito i vantaggi che porta l'utilizzo di questa metodologia: la valutazione del K_i^V dal valore fornito da un singolo nodo, inoltre non è più necessario l'utilizzo di mesh estremamente rifinite; in questo modo si riducono drasticamente i tempi di progettazione a fatica di giunti saldati anche in ambito industriale.

1.2.1 PSM per modelli 2D sollecitati nel modo I

Il valore della tensione di picco che si calcola con un'analisi agli elementi finiti, in presenza di una singolarità (come ad esempio l'apice di un intaglio a V) dipende solamente dalla dimensione dell'elemento d e risulta essere una tensione priva di significato fisico.

Nisitani e Teranishi [5] hanno fornito una procedura numerica che calcola il K_1 di una cricca innescata da una cavità elicoidale utilizzando un semplice modello mesh con elementi di dimensione costante. In particolare hanno dimostrato che il rapporto tra il K_1 e la tensione di picco σ_{peak} dipende solo dalla dimensione

dell'elemento utilizzato, perciò una volta fissata quest'ultima il parametro SIF è noto.

L'estensione agli intagli a V è stata fornita da Meneghetti e Lazzarin [6], i quali tenendo in considerazione un riferimento teorico riguardante gli intagli blandi e acuti riportato in letteratura [7], hanno ricavato la seguente espressione che lega fornisce il rapporto tra σ_{peak} e il K_1^V per ogni angolo di apertura 2α :

$$\frac{\sigma_{peak}}{K_1^V} \cong (1 - \tilde{\omega}_1) \frac{\phi}{\sqrt{2\pi} \left(\frac{q-1}{q} \rho^*\right)^{1-\lambda_1}} \quad (0.4)$$

dove $\tilde{\omega}_1$, q e ϕ sono parametri che dipendono da 2α , mentre ρ^* è inteso come il raggio di fondo intaglio tale da produrre una σ_{peak} pari alla tensione fittizia all'apice di un intaglio a V calcolato con analisi ad elementi finiti mediante l'uso di una determinata dimensione di elemento. Quest'ultimo risulta indipendente sia dalla profondità dell'intaglio a sia dall'angolo di apertura 2α , ma è fortemente dipendente dalla dimensione e dal tipo di elemento e dal modello mesh utilizzato. In

Figura 1.4 sono riportati i valori dei parametri appena illustrati in funzione di alcuni angoli di apertura e il sistema di riferimento per l'intaglio blando.

2α	q	$\tilde{\omega}_1$	λ_1	ϕ	ψ	$\frac{K_1^V}{\sigma_{peak} d^{1-\lambda_1}}$ °
0°	2	1	0.5	1.097°		1.364
30°	1.833	1.034	0.501	1.0433	0.2409	1.341
90°	1.5	0.810	0.545	1.0105	0.1268	1.337
135°	1.25	0.432	0.674	1.0264	0.0246	1.418

(°) from FE analyses.

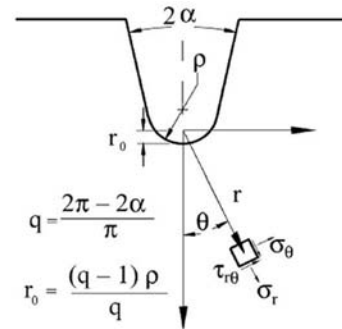


Figura 1.4. Parametri utilizzati nella equazione (1.4) e sistema di riferimento di un intaglio blando [6].

Successivamente la relazione (1.4), è stata riscritta nel seguente modo:

$$K_{FE}^* = \frac{K_1^V}{\sigma_{peak} \cdot d^{1-\lambda_1}} \cong \frac{\sqrt{2\pi} \cdot \left(\frac{q-1}{q}\right)^{1-\lambda_1} \left(\frac{\rho^*}{d}\right)^{1-\lambda_1}}{\phi(1 + \tilde{\omega}_1)} \quad (0.5)$$

così che una volta che una volta fissati il tipo e la dimensione dell'elemento il parametro K_{FE}^* è univocamente determinato, facendo risultare il calcolo del K_1^V semplice e rapido.

La Figura 1.5 mostra le geometrie che sono state analizzate in [14] al variare della profondità dell'intaglio a V (o cricca) mantenendo costante la dimensione dell'elemento e anche facendo variare la dimensione dell'elemento mantenendo costante la profondità dell'intaglio. Si può notare dalla Figura 1.5 che per rapporti di a/d maggiori di 3 il parametro K_{FE}^* si mantiene costante con un valore medio di 1.38.

In definitiva le ipotesi da rispettare per la corretta esecuzione del metodo per analisi 2D sono le seguenti:

- utilizzo dell'elemento PLANE182 (SOLID 182) nella rubrica di Ansys® 14 impostando la keyoption numero uno con "Simple Enhanced Strain";
- angolo 2α compreso tra 0° e 135°;
- generare la mesh con elementi di dimensione d costante mediante il solo comando "Global Element Size";
- il modello della mesh deve essere simile a quelli mostrati in Figura 1.6;
- verificare che il rapporto a/d sia maggiore di 3.

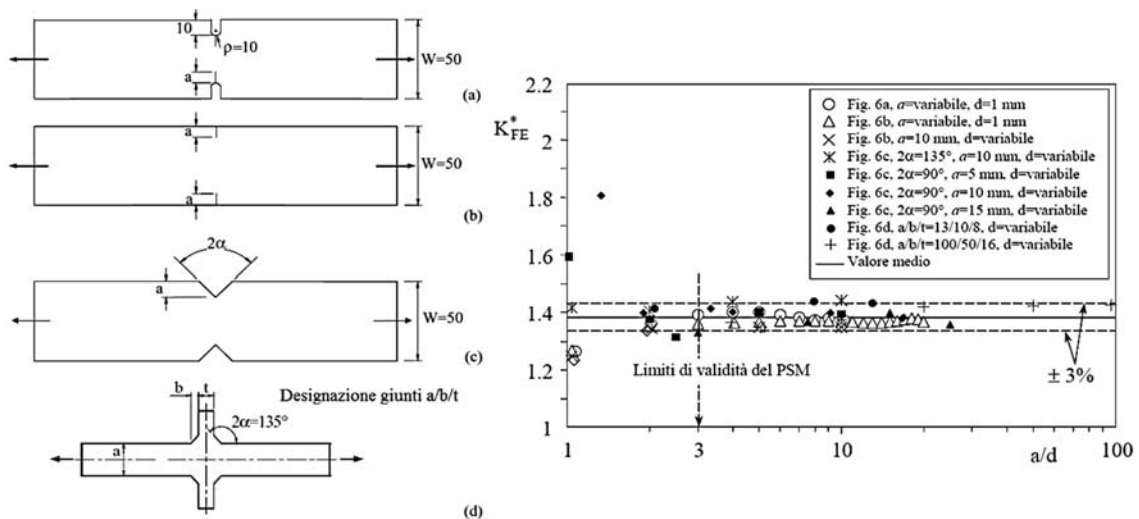


Figura 1.5 Geometrie utilizzate per la valutazione del campo di validità del PSM e relativo diagramma riportante il parametro K_{FE}^* per 61 analisi agli elementi finiti dove la linea continua rappresenta il valore medio dei risultati. [6]

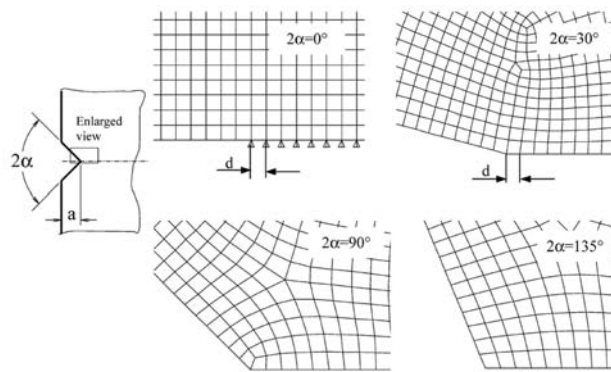


Figura 1.6 Modelli di mesh utilizzati per la taratura del parametro K_{FE}^* . [6]

Un esempio di applicazione del PSM è riportato in Figura 1.7, la quale riporta la resistenza a fatica di giunti saldati a croce in acciaio da costruzione, valutata in termini della tensione di picco valutata all'apice dell'intaglio aperto. I punti sono rappresentativi di giunti dove lo spessore del piatto principale t è stato fatto variare da 6 a 100 mm. Per maggiori dettagli su geometria e modelli mesh utilizzati si rimanda a [6].

Si comprende immediatamente la rapidità di esecuzione del metodo, perché oltre al vantaggio di riassumere in un'unica banda di dispersione la resistenza a fatica, è possibile confrontarla con la tensione di picco rilevata con analisi FE all'apice dell'intaglio aperto o piede del cordone di saldatura, utilizzando elementi con dimensioni dell'ordine di grandezza del mm.

1.2.2 PSM per modelli 2D sollecitati nel modo II.

Nel computo di analizzare la criticità del piede di saldatura in una struttura sollecitata a trazione come in Figura 1.5, l'unico contributo di tensione ad essere singolare nell'apice è quella che si riferisce al modo I, in quanto per angoli di apertura $2\alpha > 102.4^\circ$ l'esponente $(1-\lambda_2)$, che descrive il contributo di tensione appartenente al modo 2, risulta essere negativo.

In [8] è stata riportata la taratura del metodo del PSM anche per il caso di sollecitazione di modo 2, applicabile alla radice del cordone di saldatura, la quale rappresenta l'apice di una cricca formata dalla sovrapposizione del piatto di rinforzo sul piatto principale come mostrato in Figura 1.8.

La calibrazione segue la stessa procedura utilizzata per il modo 1, analizzando la geometria di Figura 1.9 agli elementi finiti con il software Ansys®, stendendo una mesh utilizzando il solo comando chiamato "global element size" su elementi PLANE 182 della libreria.

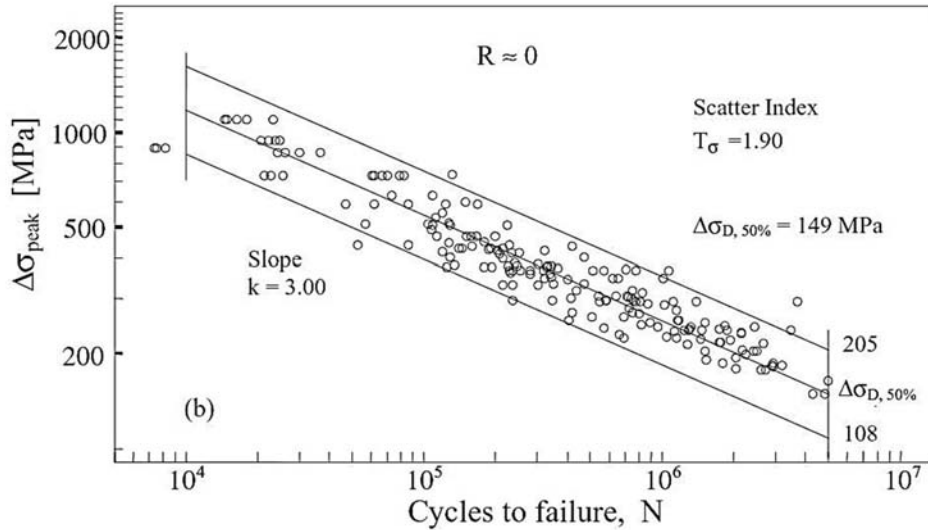


Figura 1.7 Resistenza a fatica di giunti saldati ad angolo in acciaio da costruzione.[6]

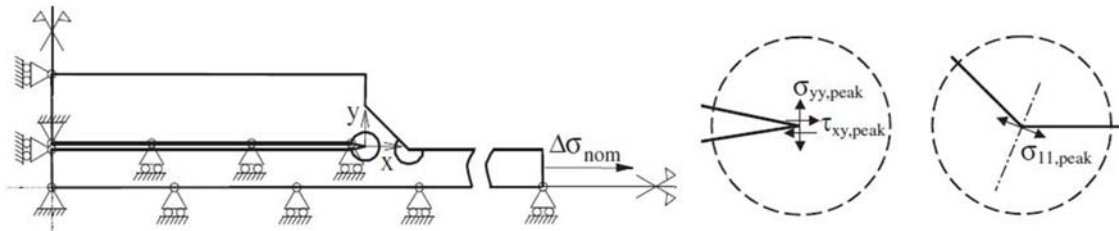


Figura 1.8 Geometria di una saldatura a sovrapposizione e componenti di tensione di picco all'apice della radice e piede del cordone di saldatura. [15]

Il parametro adimensionale di taratura è espresso come segue:

$$K_{FE}^{**} = \frac{K_2}{\tau_{xy,peak} \cdot d^{1-\lambda_2}} \quad (0.6)$$

dove $\lambda_2 = 0.5$ in accordo con la meccanica della frattura lineare elastica. Sempre in Figura 1.9 si nota che K_{FE}^{**} converge per rapporti a/d maggiori di 14 e assume un valore medio di 3.38.

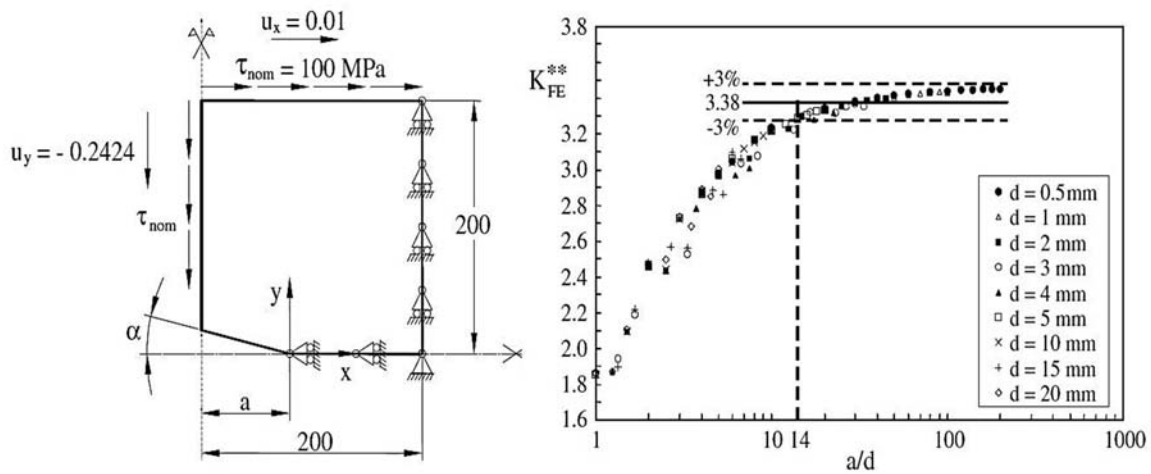


Figura 1.9 Geometria e condizioni di carico per l'analisi del caso di sollecitazione modo II (dimensioni e spostamenti in mm) e taratura del K_{FE}^{**} mediante analisi a elementi finiti (software Ansys®) variando solo la dimensione dell'elemento d . [8]

Si nota che il rapporto a/d minimo per garantire la convergenza del PSM esteso al modo II è più critico rispetto a quello per il modo I visto in precedenza.

1.2.3 La Tensione di Picco Equivalente

Può capitare che in un componente saldato vi siano più punti critici, che possono presentarsi in intagli con diversi angoli di apertura 2α . Non è quindi possibile confrontare direttamente i N-SIFs dei diversi punti perché le loro unità di misura cambiano in funzione dell'esponente del campo di tensione λ_i regolato dall'angolo di apertura dell'intaglio, inoltre nello stesso punto i contributi del campo di tensione potrebbe essere causati sia da sollecitazioni di modo 1 che di modo 2.

Prendendo come esempio il giunto saldato a sovrapposizione mostrato in Figura 1.8, nel piede cordone la componente del campo di tensione che risulta essere singolare è governata dal solo parametro K_1^V , il quale ha come unità di misura: $[MPa \cdot (m)^{0,326}]$. Nella radice del cordone invece, i parametri che governano il campo di tensione all'apice della cricca sono K_1 e K_2 , i quali hanno come unità di misura: $[MPa \cdot (m)^{0,5}]$.

Questo problema è stato superato da Lazzarin e Zambardi [9], i quali hanno proposto di valutare la resistenza a fatica tramite la variazione della densità di energia di deformazione mediata in un volumetto di raggio R_0 attorno il punto di criticità detto anche SED (Strain Energy Density) definita nel modo seguente:

$$\Delta \bar{W} = \frac{e_1}{E} \left[\frac{\Delta K_1}{R_0^{1-\lambda_1}} \right]^2 + \frac{e_2}{E} \left[\frac{\Delta K_2}{R_0^{1-\lambda_2}} \right]^2 \quad (0.7)$$

dove e_i sono parametri che dipendono da 2α e da il modulo di Poisson ν mentre R_0 dipende dal materiale. Il parametro SED sotto ipotesi di stato piano di tensione può essere espresso nel seguente modo:

$$\Delta W = \frac{1-\nu^2}{2E} \Delta \sigma_{eq}^2 \quad (0.8)$$

quindi sostituendo la (0.7) con le equazioni (0.5) e (0.6) si ottiene facilmente:

$$\Delta \bar{W} = \frac{e_1}{E} \left[K_{FE}^* \cdot \Delta \sigma_{yy,peak} \left(\frac{d}{R_0} \right)^{1-\lambda_1} \right]^2 + \frac{e_2}{E} \left[K_{FE}^{**} \cdot \Delta \tau_{xy,peak} \left(\frac{d}{R_0} \right)^{1-\lambda_2} \right]^2 \quad (0.9)$$

dove gli indici si riferiscono alla Figura 1.8. Ponendo l'uguaglianza delle espressioni (0.8) e (0.9) ed esplicitando $\Delta \sigma_{eq}$ si ottiene:

$$\Delta \sigma_{eq,peak} = \sqrt{f_{w1}^2 \cdot \Delta \sigma_{yy,peak}^2 + f_{w2}^2 \cdot \Delta \tau_{xy,peak}^2} \quad (0.10)$$

dove i parametri f_{w1} e f_{w2} sono dati dalle seguenti espressioni:

$$f_{w1} = K_{FE}^* \sqrt{\frac{2e_1}{1-\nu^2}} \left(\frac{d}{R_0} \right)^{1-\lambda_1} \quad (0.11)$$

$$f_{w2} = K_{FE}^{**} \sqrt{\frac{2e_2}{1-\nu^2}} \left(\frac{d}{R_0} \right)^{1-\lambda_2}$$

In definitiva la $\Delta \sigma_{eq,peak}$ permette di prevedere se l'innescio della cricca avviene nella radice oppure nel piede del cordone di saldatura.

Siccome nella maggior parte dei casi l'angolo di apertura dell'intaglio è maggiore di $102,4^\circ$, il contributo di taglio non risulta singolare ma tendente a zero in prossimità dell'apice, per cui la (0.10) diventa:

$$\Delta \sigma_{eq,peak} = f_{w1} \cdot \Delta \sigma_{yy,peak} \quad (0.12)$$

mentre per la radice del cordone di saldatura si deve calcolare sia il contributo tangenziale (modo I) che il contributo di taglio (modo II).

La relazione (0.10) estende il PSM in tutte le direzione attorno all'apice della cricca o intaglio quindi

consente di verificare diverse condizioni di rottura, per diverse geometrie, mantenendo la semplicità di utilizzo del metodo la rapidità di applicazione per il campo industriale.

Per validare il metodo sono state riportate in un'unica curva i punti di rottura di radice e piede del cordone di saldatura [8], e si è dimostrato che anche in questo caso tutti i punti sperimentali cadono all'interno di un'unica banda di dispersione come mostrato in Figura 1.10.

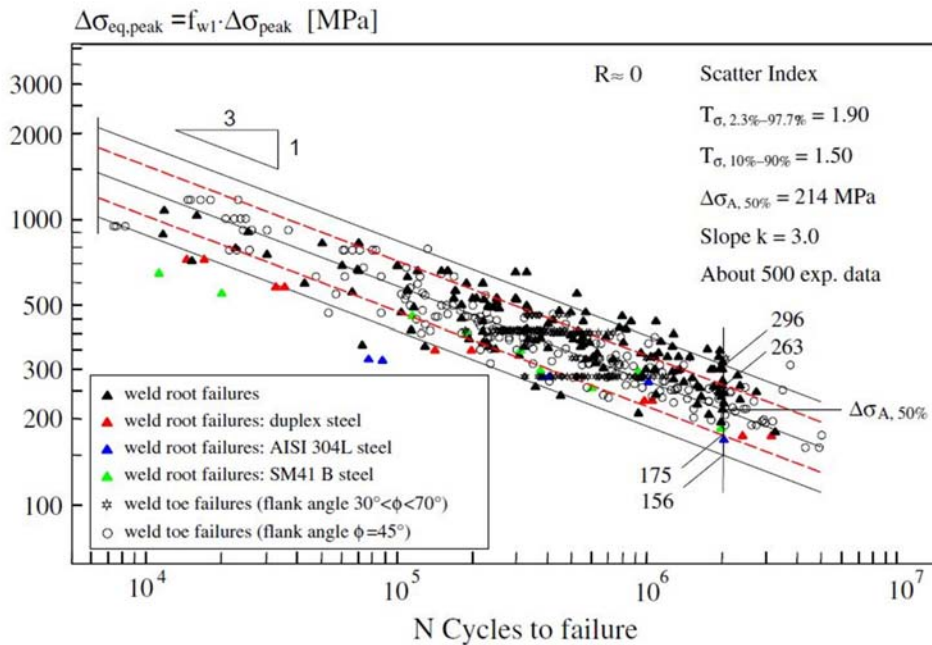


Figura 1.10 Curva di resistenza a fatica in termini di tensione di picco equivalente per diverse geometrie e punti di rottura. [8]

1.2.4 Estensione del PSM a geometrie 3D

L'applicazione del PSM fin ora esposta è computabile solamente per semplici giunzioni a T o a croce soggette a tensione assiale o flessionale, le quali possono essere schematizzate con modelli 2D. Nella realtà industriale, dove nella progettazione si fa largo uso di software CAD 3D, diventa necessario estendere metodo anche a geometrie più complesse di quelle sopra citate e allo stesso tempo che si possa sfruttare direttamente le geometrie tridimensionali senza passare ad una semplificazione bidimensionale che talvolta non è neanche possibile da realizzare.

Meneghetti e Guzzella [10] si sono preoccupati di estendere il metodo del PSM a geometrie 3D fornendo una giustificazione teorica e sperimentale confrontato i risultati numerici con geometrie semplici bidimensionali, per poi applicare il metodo a giunzioni saldate complesse già trattate in letteratura.

La giustificazione teorica si basa sul fatto che non c'è differenza tra la funzione di forma bidimensionale di elementi a 4 nodi e quella adottata da elementi solidi a 8 nodi (per la dimostrazione si rimanda a [10]). Detto questo, modellando mesh 3D simili a quelle utilizzate per i casi bidimensionali, le formule (0.5) e (0.6) sono ugualmente valide (in ipotesi di stati piani di tensione o deformazione). Inoltre è stato dimostrato che una volta analizzato con analisi FE un componente 3D il punto critico che governa la resistenza dell'intera giunzione è quello che ha la $\Delta\sigma_{eq,peak}$ maggiore lungo il percorso del piede o della radice del cordone di saldatura come mostra la Figura 1.11, quindi il metodo mantiene la caratteristica di rapidità di esecuzione che lo contraddistingue.

Per le geometrie più complesse è necessario applicare la tecnica del Submodeling dove la particolarità sta nel poter analizzare la struttura completa con una mesh molto grossolana per poi analizzare un sotto-modello con una mesh più raffinata tale da assomigliare al modello riportato in Figura 1.12, nei piani ortogonali allo sviluppo longitudinale del cordone di saldatura nelle vicinanze del picco massimo di tensione.

Se nel caso in cui una geometria non permettesse la realizzazione di una mesh simile a quella di Figura 1.12, si dovrebbe tarare nuovamente il metodo ricavando dei nuovi valori dei parametri di taratura K_{FE}^* e K_{FE}^{**} rispettivi al modello mesh realizzabile.

Un esempio di geometria complessa è riportata in Figura 1.13 dove si è applicata la tecnica del Submodeling.

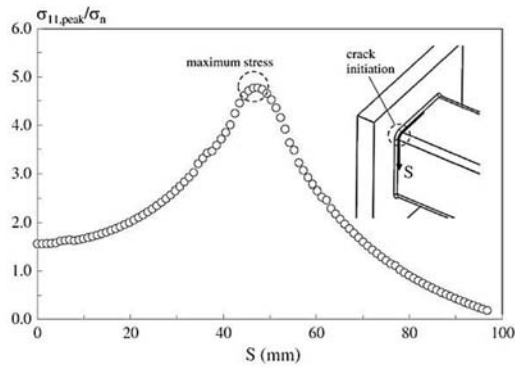


Figura 1.11: Distribuzione del picco di tensione lungo il piede cordone di un componente riportato in letteratura.[10]

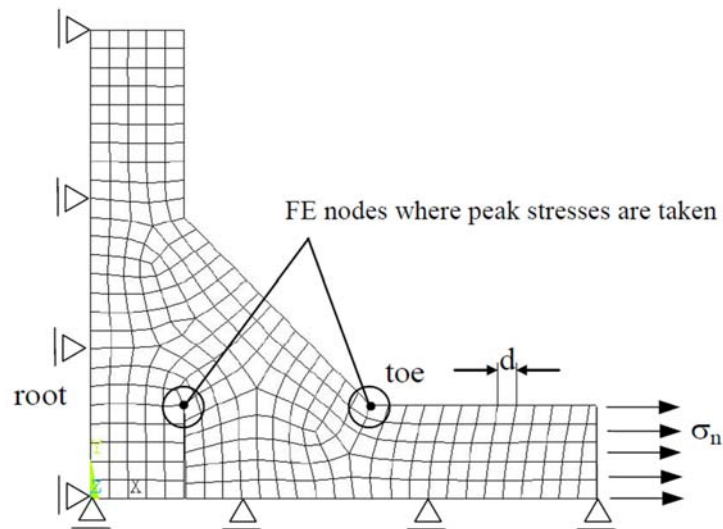


Figura 1.12: Modello mesh che soddisfa le ipotesi di lavoro del PSM [10].

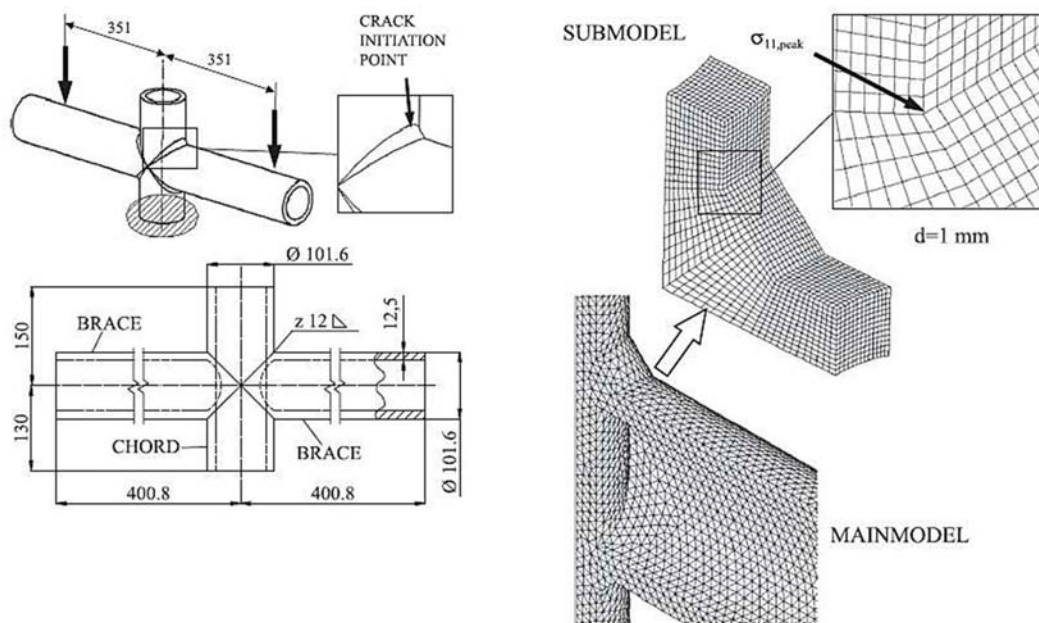


Figura 1.13: Esempio di applicazione del PSM ad una geometria tridimensionale complessa [11]

Le ipotesi che devono essere rispettate per l'applicazione del metodo del PSM per geometrie tridimensionali sono:

- utilizzare l'elemento solido a 8 nodi SOLID 185 nella libreria di Ansys® modificando la Key Option 2 in "simple enhanced strain";
- l'angolo di apertura dell'intaglio deve essere $0^\circ < 2\alpha < 135^\circ$;
- la mesh di elementi deve assomigliare a quella mostrata in Figura 1.12: si nota che due elementi condividono il nodo situato al piede del cordone ($2\alpha=135^\circ$), mentre quattro elementi condividono il nodo che rappresenta la radice del cordone di saldatura ($2\alpha=0^\circ$), per angoli di apertura diversi da tali valori si rimanda a [6];
- il rapporto tra la profondità dell'intaglio e la dimensione dell'elemento d deve essere maggiore di 3 per la validità della relazione (0.5), mentre deve essere maggiore di 14 per la validità di (0.6), tuttavia la violazione di quest'ultima non è pericoloso, per esempio se il rapporto fosse di 7 invece di 14 si otterrebbe un valore più basso del 10% del K_{FE}^{**} rispetto quello a convergenza.

CAPITOLO 2

PROVE A FATICA

In questo capitolo verranno descritte le prove fatica che sono state eseguite su due tipologie di giunti forniti da Antonio Zamperla S.p.a. effettuando ispezioni con i liquidi penetranti per ricavare il numero di cicli a innesco della cricca. Successivamente si presenteranno i risultati della prova fornendo la curva di Wöhler in termini di tensione nominale ricavando il limite a fatica dei giunti analizzati.

Lo scopo di queste prove è ricavare il numero di cicli in cui avviene l'innesco della cricca che causerà il cedimento del giunto saldato. Questo dato sarà utile nel successivo capitolo per la rielaborazione dei risultati attraverso il metodo del PSM.

2.1 Descrizione dei provini

I provini utilizzati nelle prove a fatica sono stati realizzati da Antonio Zamperla S.p.a. e sono un modello in scala di un giunto presente in diverse giostre prodotte dall'azienda.

In Figura 2.1 sono rappresentate le due geometrie che sono state sottoposte a prove a fatica.

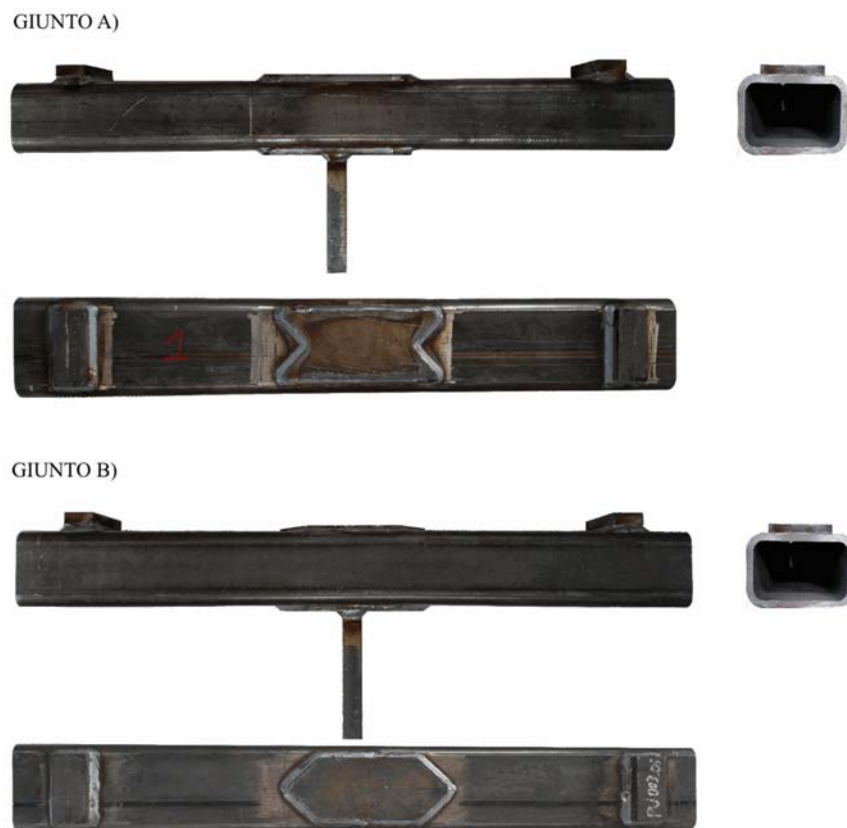


Figura 2.1. Tipologie di giunti fornite da Antonio Zamperla S.p.a.

Il materiale utilizzato è un acciaio S355 utilizzato per tutti i componenti del giunto e le saldature sono state realizzate in gas attivo con filo elettrodo fusibile (MAG). Si può notare subito che l'elemento caratteristico di ogni giunto è la geometria del fazzoletto di rinforzo (presente su due lati), il quale è stato saldato su un tubolare (per le specifiche sulla geometria si rimanda a Figura 2.2).

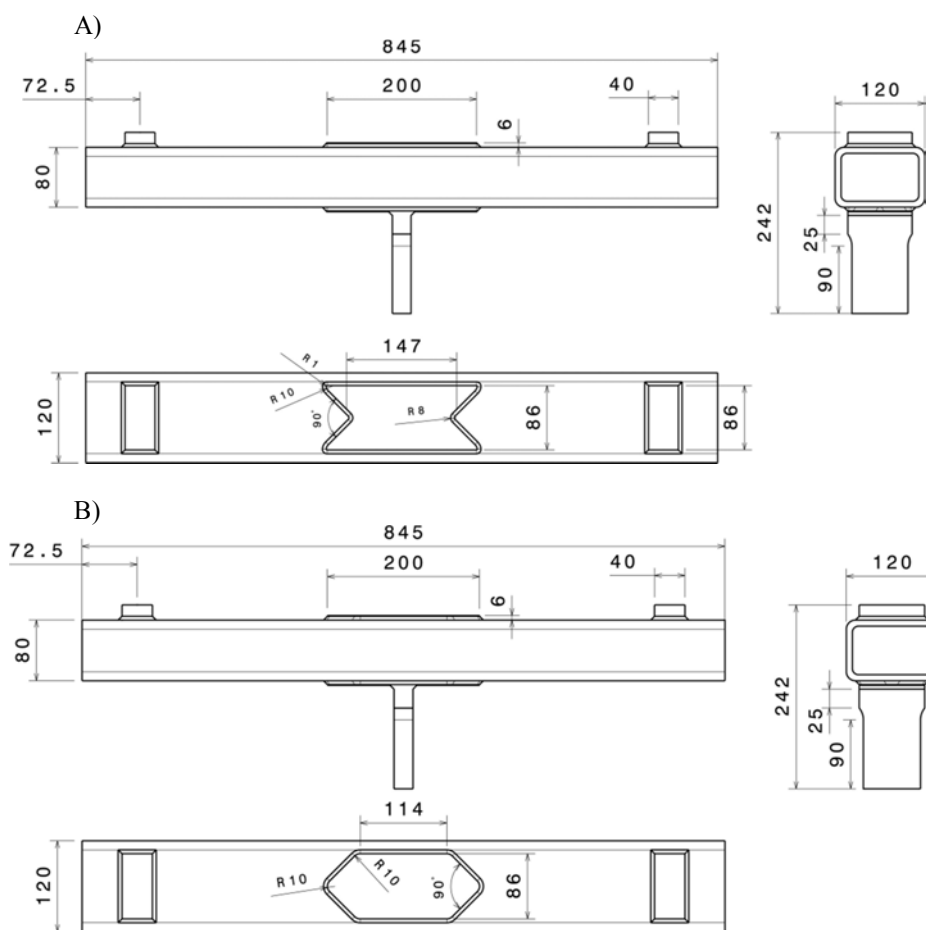


Figura 2.2 Dati geometrici delle tipologie di giunti.

2.2 Esecuzione delle prove a fatica

I provini sono stati sollecitati a momento flettente secondo lo schema strutturale riportato in Figura 2.3, in modo da creare una sollecitazione di modo I negli apici dei cordoni di salatura del fazzoletto di rinforzo presente sui giunti, i quali rappresentano i punti critici della struttura (Figura 2.4).

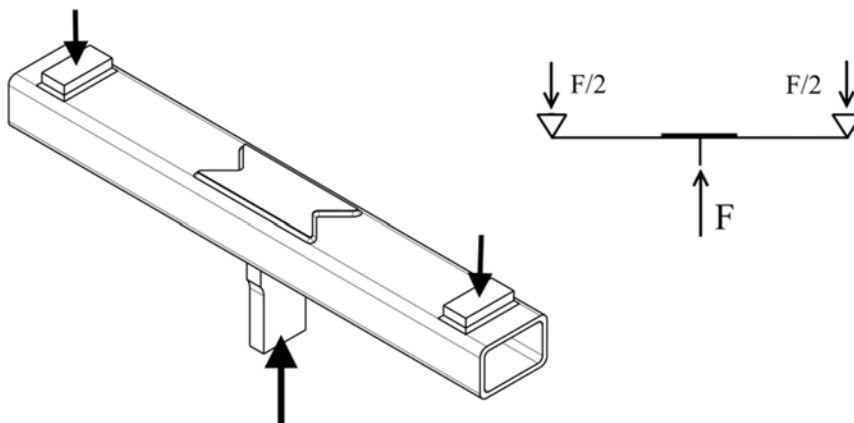


Figura 2.3. Schema strutturale dei giunti per l'esecuzione delle prove a fatica.

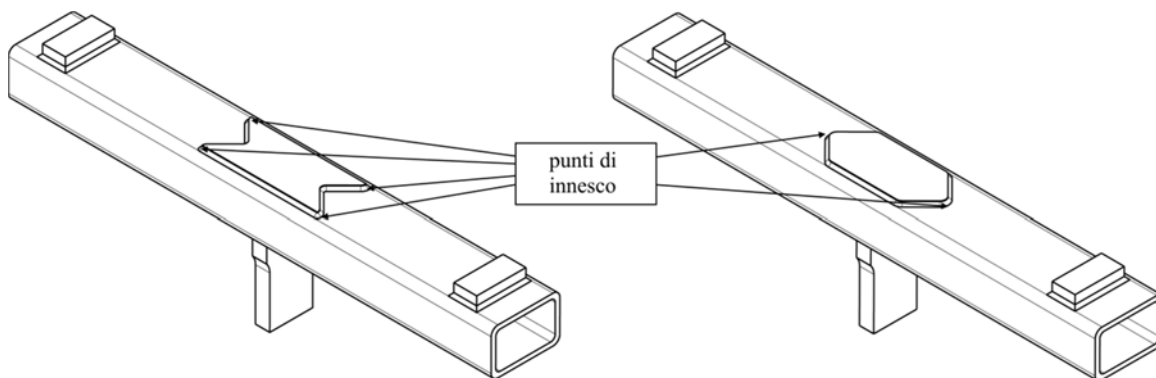


Figura 2.4 Punti di innesco di una cricca nei giunti sollecitati a fatica

Per l'esecuzione delle prove è stata utilizzata la macchina di prova a fatica MFL presente nella laboratorio di costruzione di macchine dell'università di Padova, la quale è in grado di applicare ciclicamente un carico massimo di 200 kN con una frequenza massima ragionevole di 10 Hz.

Per riprodurre lo schema strutturale mostrato in Figura 2.3 è stata fissata sulla testa superiore (che durante le prove rimane fissa) una traversa con rigidità tale da ipotizzarla infinita rispetto a quella del giunto, dal momento che questa deve riprodurre i vincoli di appoggio alle estremità del provino (Figura 2.5), mentre sulla ganascia inferiore sono stati fissati i giunti e successivamente portati a contatto con la traversa controllando la macchina in spostamento.

Il rapporto di ciclo è stato impostato a 0,1 e mantenuto costante per tutta la prova. La macchina è stata regolata per effettuare le prove in controllo di forza quindi gli input per descrivere il ciclo sinusoidale teorico sono valori di forza massima e minima e la frequenza di ciclo. Quest'ultima varia in funzione del carico applicato, ad esempio per carichi prossimi al massimo (200 kN) è stato utilizzata una frequenza di 10 Hz mentre per carichi bassi (70 kN) è stata impostata a 18 Hz, altrimenti con valori più elevati la macchina non riesce a riprodurre il ciclo sinusoidale teorico imposto. Risulta fondamentale controllare che l'andamento della funzione sinusoidale impostata sia effettivamente quello che realmente applica la macchina, per fare questo esiste una apposita finestra nel software di comando.

Durante le prove sono state fatte delle ispezioni ad intervalli regolari per osservare l'innesco della cricca nell'intorno dei punti di criticità del cordone di saldatura; il metodo di ispezione verrà illustrato successivamente. Una volta trovato il numero di cicli ad innesco, la prova non è stata più interrotta fino a quando il decadimento della rigidità del giunto provocava uno spostamento tale da superare il limite imposto nella macchina (nelle prove il limite in spostamento è stato impostato 1 mm superiore allo spostamento massimo misurato a inizio prova). Una volta superato questo limite la prova è stata ritenuta completata.



Figura 2.5 Traversa utilizzata per creare le condizioni di vincolo sul giunto, quest'ultima è afferrata dalla ganascia superiore che rimane fissa nelle prove a fatica (sinistra). Foto dello provino afferrato dalla ganascia inferiore che realizza la prova a fatica (destra).

2.2.1 Calcolo del range di tensione nominale

A scopo esemplificativo si riporta lo svolgimento previsto per il calcolo del valore di forza da inserire come input alla macchina per ottenere una tensione nominale voluta nei punti critici del cordone di saldatura. Facendo riferimento alla Figura 2.6, si supponga di determinare la forza F_{max} e la F_{min} che deve fornire la testa inferiore della macchina per ottenere un range di tensione nominale $\Delta\sigma_{nom} = 250$ MPa all'apice del cordone di saldatura in corrispondenza dei punti critici mostrati in Figura 2.4, imponendo un rapporto di ciclo $R = 0,1$.

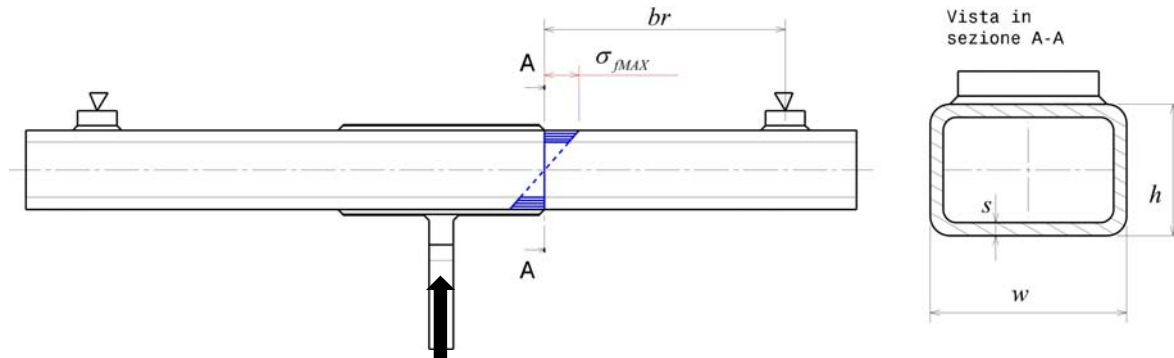


Figura 2.6 Rappresentazione geometrica del giunto saldato e la sezione critica in corrispondenza dei punti di criticità della struttura.

DATI:

- $\Delta\sigma_N = 250$ MPa con $R = 0,1$.
- $br = 245$ mm.
- $h = 80$ mm $w = 120$ mm $s = 8$ mm.
- distanza tra gli appoggi 700 mm.

Per il calcolo delle forze che si scaricano sul provino, si suppone che il sistema sia schematizzabile come in Figura 2.7, il quale è un caso ben noto dai corsi di costruzioni di macchine perciò i valori delle reazioni vincolari risultano essere: $F_V = F_{MFL}/2$.

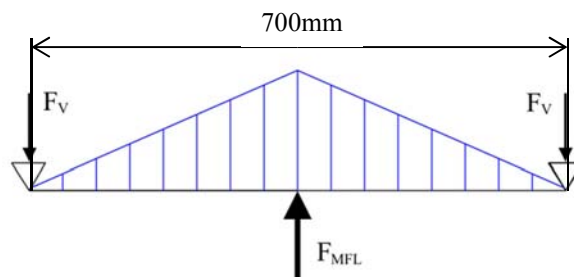


Figura 2.7 Schema monodimensionale per il calcolo delle forze da applicare

I parametri della sezione resistente sono il momento di inerzia J_{fl} e il modulo di resistenza a flessione W_{fl} , questi possono essere calcolati con le seguenti espressioni:

$$J_{fl} = \frac{1}{12} w \cdot h^3 - \frac{1}{12} (w - 2s) \cdot (h - 2s)^3 = 2,848 \times 10^6 [mm^4] \quad (0.13)$$

$$W_{fl} = \frac{J_{fl}}{h/2} = 7,120 \times 10^4 [mm^3] \quad (0.14)$$

ipotizzando che la sezione resistente sia rettangolare e priva di raccordi. Per un calcolo accurato, molti software CAD oramai dispongono di un tool in grado di calcolare i parametri della sezione in automatico direttamente dal modello disegnato, quindi i valori per la sezione rappresentata in Figura 2.6 risultano:

$$J_{fl} = 2,726 \times 10^6 [mm^4] \quad W_{fl} = 6,814 \times 10^4 [mm^3]$$

tuttavia l'errore che si commette utilizzando l'equazione (0.13) è del 4,5%.

Successivamente si ricava la σ_{fMAX} utilizzando la definizione del rapporto di ciclo $R = \sigma_{fMIN} / \sigma_{fMAX}$ come segue:

$$\Delta\sigma_N = \sigma_{fMAX} - \sigma_{fMIN} = \sigma_{fMAX} \left(1 - \frac{\sigma_{fMIN}}{\sigma_{fMAX}} \right) \quad (0.15)$$

$$\rightarrow \sigma_{fMAX} = \frac{\Delta\sigma_N}{(1-R)} = \frac{250}{(1-0,1)} = 277,78 [MPa] \quad (0.16)$$

Una volta nota la σ_{fMAX} si può utilizzare la relazione di Navier per ricavare la forza che si scarica all'estremità del giunto ovvero F_{vMAX} :

$$\sigma_{fMAX} = \frac{M_{fMAX}}{W_{fl}} = \frac{F_{vMAX} \cdot br}{W_{fl}} \quad (0.17)$$

$$\rightarrow F_{vMAX} = \frac{\sigma_{fMAX} \cdot W_{fl}}{br} = \frac{277,78 \cdot 6.814 \times 10^4}{245} = 77255 [N]$$

dove br rappresenta il braccio del momento flettente presente nella sezione critica.

Ricordando che la forza che deve imprimere la testa inferiore della macchina risulta essere due volte la forza vincolare calcolata precedentemente si ottiene:

$$F_{MFLmax} = 2 \cdot F_{vMAX} = 154511N = 154,51 [kN] \quad (0.18)$$

ed infine la forza minima si ottiene semplicemente:

$$F_{MFLmin} = F_{MFLmax} \cdot R = 154,51 \cdot 0,1 = 15,451 [kN] \quad (0.19)$$

Si noti che questo svolgimento può essere usato per tutte e due le tipologie di giunto saldato in quanto il braccio br è il medesimo.

2.2.2 Metodi di ispezione dell'innesco durante le prove a fatica.

Nei casi di giunti saldati reali e di geometria complessa come quelli presi in esame, i N-SIFs che si calcolano nei punti di criticità (principalmente nella radice e nel piede del cordone di saldatura) descrivono bene il campo di tensione presente fino a quando non avviene l'innesco e la cricca non diventa di dimensioni tali da entrare nel campo della meccanica della frattura lineare elastica.

In queste prove, il criterio per la valutazione del numero di cicli ad innesco si è determinato per i primi provini con una ispezione visiva mentre per i restanti si è utilizzato il metodo di ispezione mediante l'uso di liquidi penetranti. Il motivo per cui si è passato ai liquidi penetranti è per identificare l'innesco della cricca quando ancora la sua ampiezza era dell'ordine del centimetro, il quale risultava alquanto difficile da individuare con una ispezione visiva a causa della irregolarità della superficie di saldatura.

Le ispezioni venivano eseguite ad intervalli di 5000 cicli quando i carichi sottoposti erano elevati, ogni 50000 cicli quando erano bassi, mentre per carichi intermedi si procedeva ogni 10000 cicli.

Per innesco si è considerato il numero di cicli in cui il test con i liquidi penetranti presentava una cricca per la prima volta. Un esempio di innesco è mostrato in Figura 2.8.

Una volta che il test risultava positivo, si faceva proseguire la prova fino a quando il cedimento di rigidità non superasse il limite di spostamento imposto alla macchina (1 mm maggiore allo spostamento massimo che misurato nei primi 1000 cicli).

L'ispezione con i liquidi penetranti si esegue con le seguenti fasi:

- FASE 1: pulizia della zona considerata mediante un apposito solvente, il quale ha il compito di eliminare le impurità che potrebbero falsificare la prova. Il solvente va cosparso abbondantemente e asciugato con carta pulita.
- FASE 2: coprire tutta la zona interessata con del liquido di penetrante, e attendere una decina di minuti per permettere al liquido di addentrarsi nelle eventuali fessure non visibili ad occhio.

- FASE 3: mediante l'uso del solvente rimuovere il liquido penetrante in eccesso e asciugare tamponando delicatamente con un pezzo di carta pulito.
- FASE 4: applicare il rilevatore (che si presenta come un talco) sulla zona interessata in modo da formare un film più uniforme possibile. Il rilevatore favorisce la naturale fuoriuscita del penetrante dalle discontinuità presenti nella superficie, con effetto di ingrandire notevolmente le dimensioni del difetto. I tempi di questo effetto sono variabili, il penetrante può fuoriuscire subito dopo l'applicazione del rilevatore ma alcune volte anche dopo 15 minuti. Per velocizzare questo processo, si è fatta proseguire la prova a fatica per un centinaio di cicli, in modo da facilitare la fuoriuscita del penetrante.

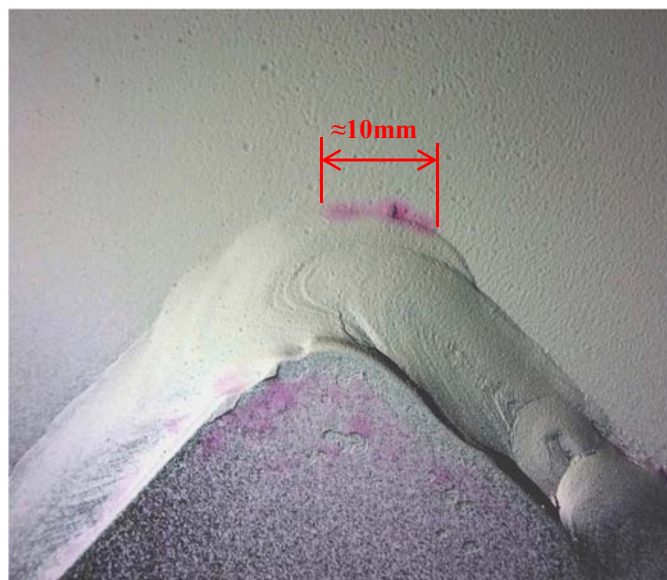


Figura 2.8 Test positivo con liquidi penetranti che mostra una cricca che segue l'apice del cordone di saldatura del tipologia di giunto B.

2.3 Risultati delle prove

Una volta ottenuto il numero di cicli a innesco, la prova a fatica è stata arrestata automaticamente quando la posizione della testa inferiore della macchina supera il limite di spostamento massimo imposto. Tale condizione viene raggiunta a causa del decadimento della rigidità dovuto alla propagazione della cricca innescata nel piede del cordone di saldatura all'aumentare del numero di cicli. Se la tensione applicata è inferiore al limite a fatica del materiale la prova si interrompe automaticamente a 2×10^6 cicli, ritenendo dunque che il provino abbia vita infinita per quel livello di carico.

In Appendice A sono state riportate le schede dettagliate delle prove a fatica eseguite in laboratorio dove riportano i parametri caratteristici delle prove, un diagramma che mostra l'andamento della rigidità relativa in funzione del numero di cicli e delle foto dettagliate dei provini sia a rottura che a innesco.

Nelle Tabella 2.1 e Tabella 2.2 sono stati riportati i risultati delle prove a fatica svolte e successivamente è stata proposta la curva di Wöhler per il giunto di tipologia B, essendo l'unico ad avere una quantità di punti accettabile per rappresentare la curva come mostrato in Figura 2.9. Le bande di dispersione si riferiscono ad una probabilità di sopravvivenza del 2,3% e del 97,7%.

Nel prossimo capitolo verrà illustrata l'applicazione del PSM per i giunti affrontati (insieme a giunti trovati in letteratura) e si riporteranno i risultati rielaborati in termini di tensione di picco.

Tabella 2.1 Risultati prove a fatica per il provino di tipologia A.

Provino	F_{max} [kN]	F_{min} [kN]	σ_{max} [MPa]	σ_{min} [MPa]	$\Delta\sigma_N$ [MPa]	Cicli Innesco	Cicli Rottura	Condizione
1-A	-154.51	-15.451	277.78	27.778	250	50000	118151	
2-A	-154.51	-15.451	277.78	27.778	250	50000	119456	
3-A	-80.35	-8.035	144.44	14.444	130	310000	//	Sezionato

Tabella 2.2 Risultati prove a fatica per i provini di tipologia B.

Provino	F_{max} [kN]	F_{min} [kN]	σ_{max} [MPa]	σ_{min} [MPa]	$\Delta\sigma_N$ [MPa]	Cicli Innesco	Cicli Rottura	Condizione
1-B	-111.25	-11.125	200.00	20.000	180	non affidabile	399834	Isp. Visiva
2-B	-98.89	-9.889	177.78	17.778	160	non affidabile	421774	Isp. Visiva
3-B	-197.77	-19.777	355.56	35.556	320	non affidabile	35844	Isp. Visiva
4-B	-154.51	-15.451	277.78	27.778	250	40000	67733	
5-B	-154.51	-15.451	277.78	27.778	250	40000	73315	
6-B	-98.89	-9.889	177.78	17.778	160	175000	353537	
7-B	-197.77	-19.777	355.56	35.556	320	16000	//	Sezionato
8-B	-80.35	-8.035	144.44	14.444	130	325000	801579	
9-B	-67.98	-6.798	122.22	12.222	110	540000	1171000	
10-B	-154.51	-15.451	277.78	27.778	250	40000	//	Sezionato

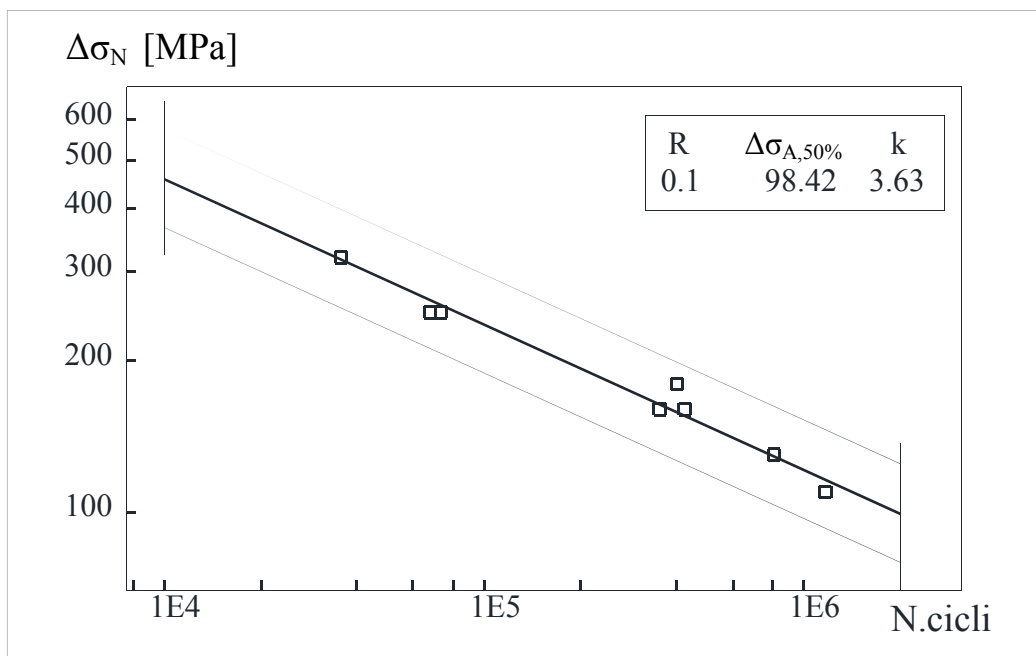


Figura 2.9 Curva di Wöhler rappresentativa del giunto B con in ascissa il numero di cicli a rottura. Le bande di dispersione si riferiscono al 2,3% e al 97,7% di probabilità di sopravvivenza. I punti corrispondenti ai provini 7-B e 10-B non sono stati riportati perché una volta raggiunto l'innescio sono stati sezionati.

CAPITOLO 3

APPLICAZIONE DEL PSM

Nel presente capitolo verrà illustrata l'applicazione del PSM ai componenti su cui sono state svolte le prove a fatica nel CAPITOLO 2, verificando successivamente che i risultati rielaborati in termini di tensione di picco cadano all'interno della banda di dispersione riportata nel grafico in Figura 1.10.

Oltre i componenti del capitolo precedente, saranno analizzati ulteriori giunti [12-16] trovati in letteratura per consolidare validità del metodo proposto.

Le analisi numeriche agli elementi finiti verranno effettuate con il software Ansys® 14.0 utilizzando la tecnica del Submodeling per rispettare le ipotesi sui requisiti della mesh descritte nel paragrafo (1.2.4).

3.1 Esempio di analisi numerica

Con scopo esemplificativo si riporta l'applicazione del metodo del PSM al giunto saldato B) descritto nel CAPITOLO 2.

In virtù del fatto che le geometrie complesse hanno ingombri importati, la modellazione di una mesh simile a quella in Figura 1.12, generata impostando la sola dimensione dell'elemento d ("global element size"), comporterebbe un dispendio esagerato di tempo per la soluzione. Per ovviare questo problema è stata utilizzata la tecnica del *Submodeling*, che consiste nel risolvere il modello della struttura completa (detto *Coarse Model*) con una mesh grossolana, e successivamente di isolare un sottomodello (*Submodel*) dove si utilizzerà una mesh più raffinata cercando di farla assomigliare al tipo di mesh richiesto dalle ipotesi del metodo e avendo come condizioni al contorno le soluzioni nodali del *Coarse model* in corrispondenza della superficie di confine.

3.1.1 Modello geometrico del Coarse model

Partendo dai disegni in tavola il *Coarse model* è stato modellato mediante software Catia® sfruttando le simmetrie e successivamente è stato importato in Ansys Mechanical APDL (Figura 3.1). Il fazzoletto di rinforzo superiore è stato mantenuto separato dal tubolare in modo da realizzare successivamente la cricca che si forma sul contatto tra tubolare e il fazzoletto di rinforzo avente angolo di apertura $2\alpha = 0$, con una sequenza di comandi di Ansys®.

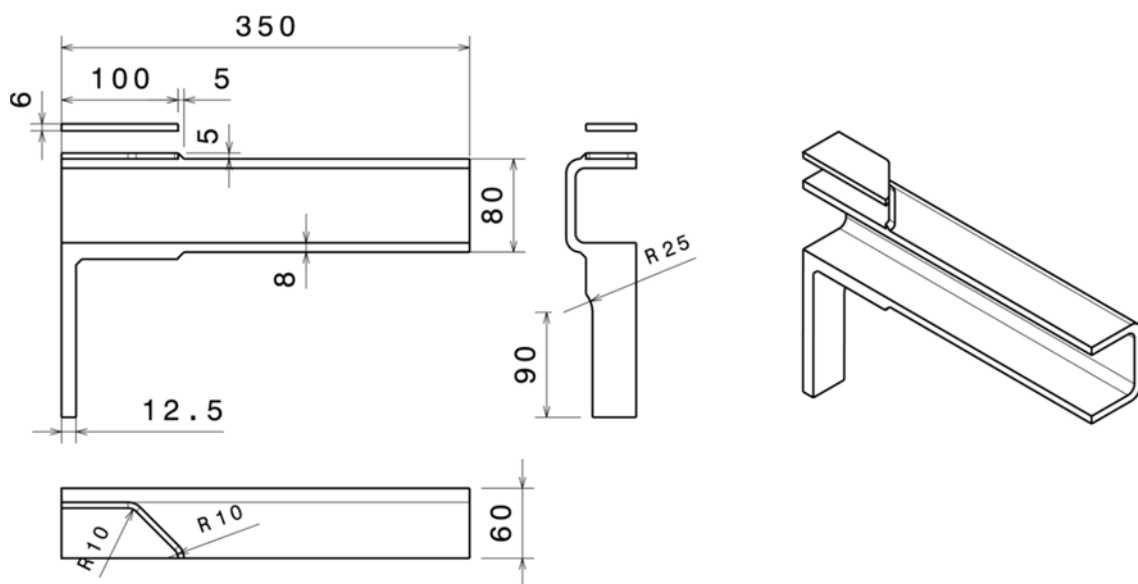


Figura 3.1. Modello Coarse utilizzato per le simulazioni agli elementi finiti mediante software Ansys®.

3.1.2 Modello FEM del Coarse model

Il tipo di elemento da utilizzare nelle analisi numeriche eseguite con la tecnica del *Submodeling* può essere solo solido o planare (shell). Possono essere inclusi anche altri elementi ma quando si eseguirà la soluzione questi non verranno presi in considerazione.

Per il *Coarse model* è stato scelto il SOLID 186 presente nella libreria di Ansys® mantenendo le *key-options* di default, mentre come proprietà del materiale (considerato isotropo lineare elastico) sono stati inseriti $E = 206000 \text{ MPa}$ e $\nu = 0,3$.

Per quanto concerne la mesh del modello, essa deve avere elementi fini abbastanza da produrre una soluzione ragionevolmente accurata. Questo è importante perché i risultati del *Submodel* si basano quasi interamente su l'interpolazione dei gradi di libertà sulla superficie di confine calcolati dal *Coarse model*.

L'unione del fazzoletto di rinforzo è stata realizzata con una tecnica avente lo scopo di accoppiare tra di loro i nodi appartenenti a due aree uguali realizzando dunque la stessa metrica per la mesh.

Di seguito sono presentate le varie fasi per realizzare una mesh adeguata per il *Coarse Model* del modello preso in considerazione.

Come primo step si genera una Mesh di tipo *Free* sul tubolare principale utilizzando il SOLID 186 con una dimensione dell'elemento pari a 3 mm costante lungo tutto il componente utilizzando solo il comando *Global Element Size*, il risultato che si ottiene è mostrato in Figura 3.2. Se la dimensione dell'elemento è tale da generare una mesh troppo fitta (i.e. tempi di calcolo elevati) si può utilizzare una dimensione maggiore per poi eseguire un infittimento locale con il comando *refine at* in prossimità del piede cordone.

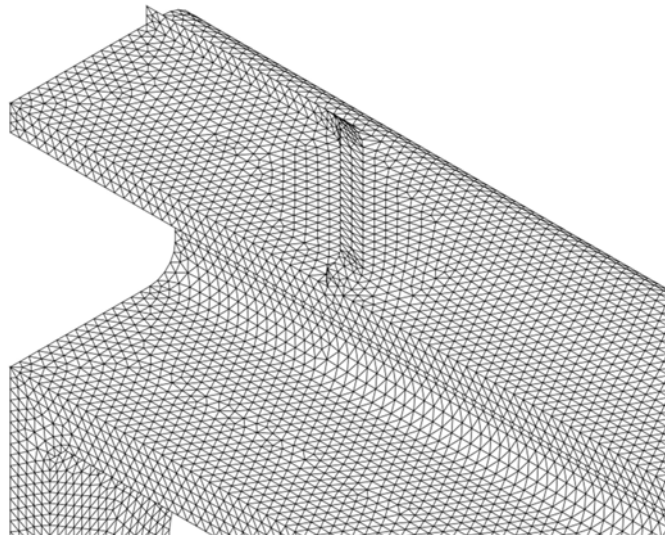


Figura 3.2 Mesh generata sul tubolare mediante utilizzo del comando *Global Element Size*.

Successivamente è necessario trasferire la topologia della mesh, creata in corrispondenza nel cordone di saldatura, sul fazzoletto di rinforzo. Questo passaggio viene realizzato con l'ausilio di un elemento chiamato MESH200 (catalogato nella libreria di Ansys come *not solved*), il quale genera elementi e nodi che non contribuiscono al calcolo della soluzione l'elemento. Esso può assumere diversi modelli geometrici (per approfondimenti si rimanda al *help* di Ansys), e nel nostro caso sceglieremo quello con forma triangolare a sei nodi perché è quello che si adatta meglio a replicare la maglia di nodi che si vuole interessata (Figura 3.3). Si genera quindi una mesh *free* sulle aree del cordone (aree *master*) evidenziate nella Figura 3.4, e successivamente si copia quest'ultima sulle aree corrispondenti del fazzoletto di rinforzo (aree *target*) con il comando *copy area mesh*.

Facendo questo sono stati creati dei riferimenti per generare la mesh *free* con l'elemento SOLID182, infatti l'algoritmo di meshatura svilupperà gli elementi solidi con nodi sovrapposti a quelli degli elementi MESH200 ottenendo dunque una mesh topologicamente compatibile a quella generata sul modello del cordone di saldatura.

Si genera quindi mesh *free* di elementi solidi sul fazzoletto di rinforzo e si devono poi pulire e cancellare tutte le aree in più che si sono sviluppate durante la creazione delle mesh intermedie.

Per unire le aree si selezionano i nodi attaccati alle aree master e target con il comando *select entities* e successivamente si sposta il solido che rappresenta il fazzoletto di rinforzo nella posizione che permette il contatto tra le aree master e target.

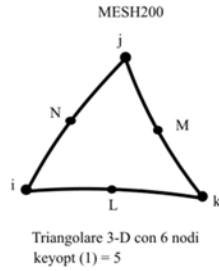


Figura 3.3 Elemento MESH200 con modello geometrico triangolare a 6 nodi, utilizzato per copiare la topologia su due superfici in cui i nodi coincidenti andranno accoppiati tra loro

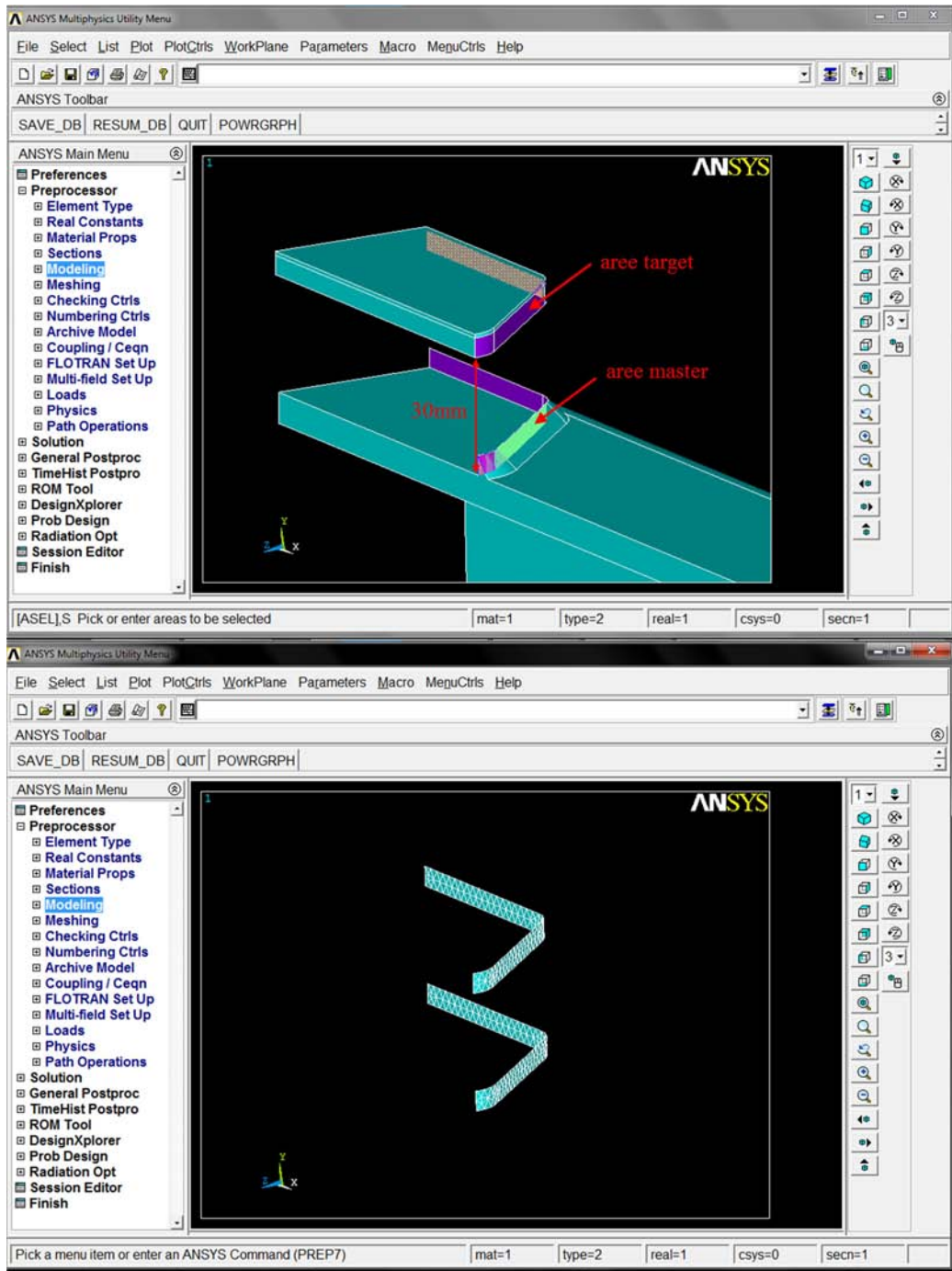


Figura 3.4 In alto sono mostrate le aree che devono avere la stessa mesh. In basso è mostrato il risultato del comando *copy area mesh*.

Plottando i nodi si deve verificare che questi siano appartenenti alle aree selezionate precedentemente. Dopo questo controllo è possibile utilizzare il comando *Coupling Coincident Nodes* il quale accoppia i gradi di libertà di nodi coincidenti, tuttavia gli spostamenti rimangono indipendenti tra una coppia di nodi e l'altra. Il risultato mostrato a display (Figura 3.5) sono dei vincoli di colore verde che rappresentano l'accoppiamento avvenuto tra i due nodi coincidenti.

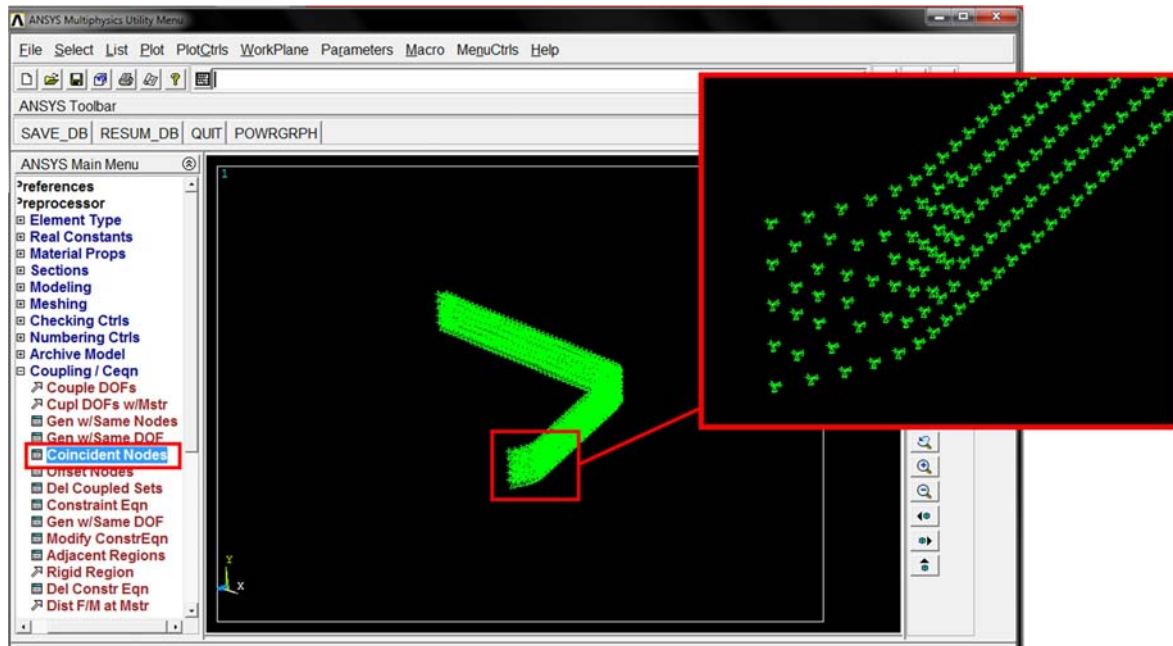


Figura 3.5 Simboli che mostrano i gradi di libertà bloccati con il comando *coincident nodes* sulle coppie di nodi coincidenti. Ogni coppia ha un triangolino per ogni grado di libertà vincolato.

La mesh finale risultante è quella mostrata in Figura 3.6 e Figura 3.7. In questo caso non è stato necessario infittire la mesh in prossimità del piede del cordone di saldatura, perché con una dimensione dell'elemento pari a 3 mm si riesce a generare una mesh ragionevolmente accurata ai fini dell'applicazione della tecnica del *Submodeling*.

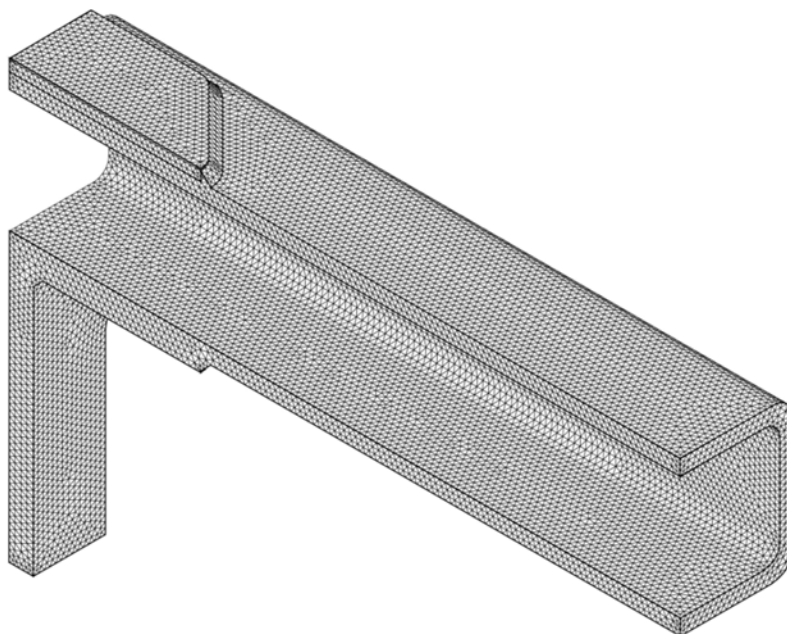


Figura 3.6 Risultato mesh del *Coarse Model*.

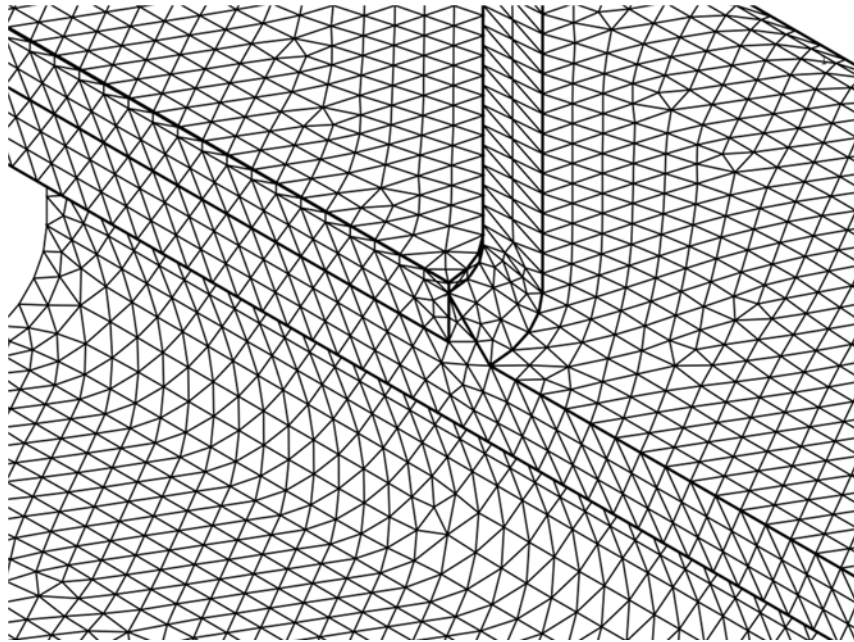


Figura 3.7 Dettaglio mesh del Coarse model. La dimensione degli elementi d è 3 mm.

3.1.3 Condizioni al contorno e carichi applicati

Al modello sono state assegnate le condizioni di vincolo di simmetria lungo le aree che sono contenute nei piani di simmetria del modello geometrico (Figura 3.8) ed è stata bloccato lo spostamento y della linea che rappresenta il vincolo applicato dalla traversa (si veda la Figura 2.5).

Per i carichi è stata applicata una pressione lungo l'area della piastra verticale che verrà afferrata dalla testa inferiore della macchina. Il valore di pressione da inserire nel modello è quello che creerebbe all'apice del cordone di saldatura una tensione pari al valore del range di tensione preso in considerazione. Prendendo come riferimento i valori usati nel paragrafo 2.2.1, la pressione P da applicare sull'area considerata (colorata di rosso in Figura 3.8) si calcola nel seguente modo:

$$P = \frac{\Delta F_{MFL}}{Area} = \frac{F_{MFLmax} - F_{MFLmin}}{Area} = \frac{154511 - 15451}{25 \cdot 75} \left[\frac{N}{mm} \right] = 74,16 MPa \quad (0.20)$$

ricordando che i valori di $F_{MFLmax/min}$ sono i valori di forza da inserire nella macchina per creare all'apice del cordone di saldatura una tensione che equivale al range di tensione nominale di 250 MPa.

Dopo aver assegnato i carichi si può lanciare la soluzione.

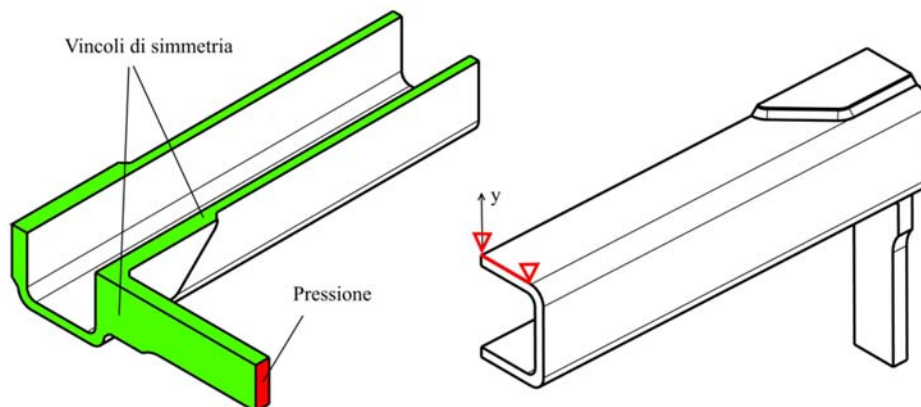


Figura 3.8 Condizioni al contorno applicate al modello FEM del giunto.

3.1.4 Modello geometrico del Submodel

La tecnica del *Submodeling* prevede che la posizione del *Submodel* sia la stessa della sua corrispondente porzione nel *Coarse model*, perciò il modello geometrico del *Submodel* è stato ritagliato a partire dal modello geometrico del *Coarse model* senza modificare la sua posizione rispetto al sistema di riferimento globale come mostrato in Figura 3.9.

Anche in questo modello la porzione del fazzoletto di rinforzo deve essere staccato dal resto perché anche per il *Submodel* si deve eseguire la procedura di incollaggio della mesh descritta in 3.1.2 con le opportune variazioni sul tema.

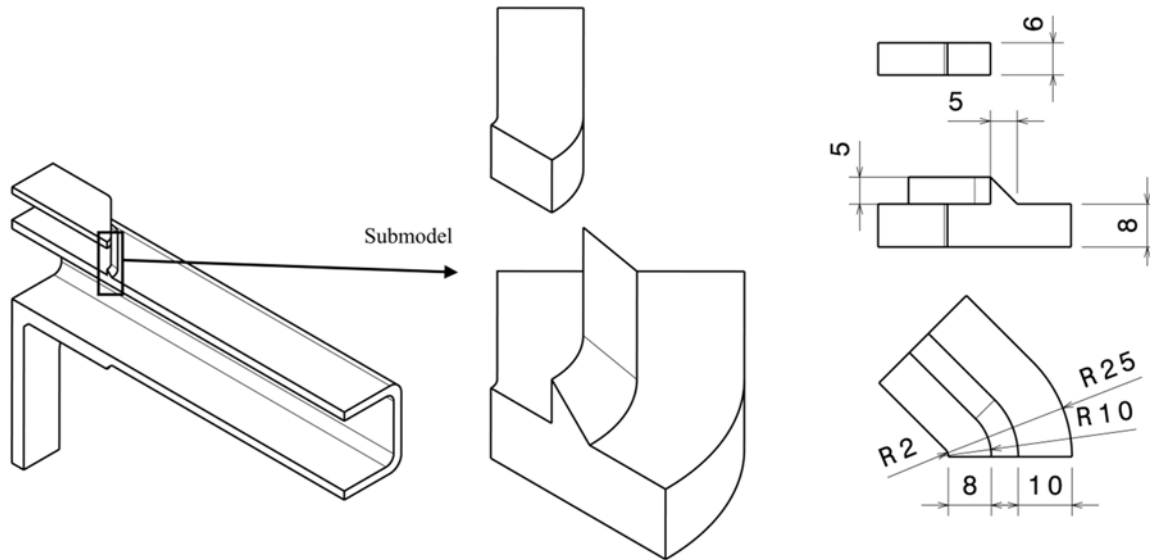


Figura 3.9 Modello geometrico del Submodel.

3.1.5 Modello FEM del submodel

Rispetto al *Coarse model* la mesh del *Submodel* deve essere più raffinata e soprattutto ogni sezione ortogonale alla linea descritta dal piede di saldatura deve essere simile a quella riportata in Figura 1.12.

Per soddisfare queste richieste, è stato ricorso ad un procedimento che consiste nell'estrudere una mesh composta da elementi planari lungo una linea generatrice (in questo caso la generatrice del piede del cordone di saldatura). Proprio per questo, il sottomodello è stato "ritagliato" in modo da presentare la medesima sezione lungo la linea del piede cordone.

Dopo aver risolto il *Coarse model* è stato importato il modello Catia del *Submodel* aprendo una nuova sessione di lavoro.

Per quanto riguarda la mesh planare è stato scelto l'elemento chiamato PLANE182 di Ansys® 14.0, il quale possiede quattro nodi. La *key-option 2* è stata imposta sul valore 3 ("simplified enhanced strain"). Si ricorda che questo elemento può essere generato esclusivamente sul piano *x-y* del sistema di riferimento globale di Ansys® quindi in principio è bene modellare il giunto tenendo a mente questo aspetto.

Come elemento solido risultante dall'estrusione si utilizza il SOLID185 della libreria di Ansys®, impostando la *key-option 2* sul valore 3. Questo elemento ha 8 nodi quindi per l'elemento MESH200 (che serve per la procedura di incollaggio dei componenti saldati) è stata scelta come *key-option 2* la forma a 4 nodi, in questo modo risulta compatibile con una faccia dell'elemento SOLID185.

Le proprietà del materiale devono essere uguali a quelle inserite nel modello intero descritto in 3.1.2, altrimenti i risultati che si ottengono non sono corretti.

Come prima fase di sviluppo della mesh del *Submodel* si è partiti da una mesh composta da elementi PLANE182 stesa sull'area riportata in Figura 3.10. Si ricorda che per applicare il PSM la mesh deve essere generata in modalità *free* imponendo come unico vincolo la dimensione dell'elemento mediante l'uso del comando *global element size*.

Con lo scopo di generare una mesh che soddisfi le ipotesi del PSM, sono stati fatti diversi tentativi variando progressivamente la dimensione dell'elemento. I risultati ottenuti per i *global size* pari a 2, 1.5, 1 e 0.5 sono stati riportati in Figura 1.12.

È stato scelto di utilizzare un *global size* di 1.5 mm perché è un compromesso tra il possedere la dimensione più grande possibile e il soddisfacimento della topologia di riferimento.

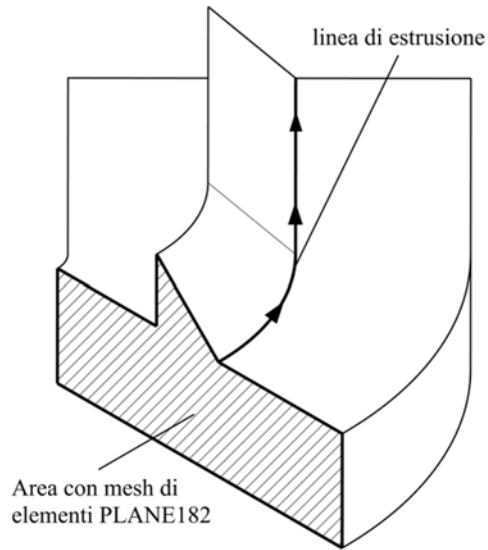


Figura 3.10 Area su cui viene generata una mesh di elementi PLANE182 e la linea di estrusione.

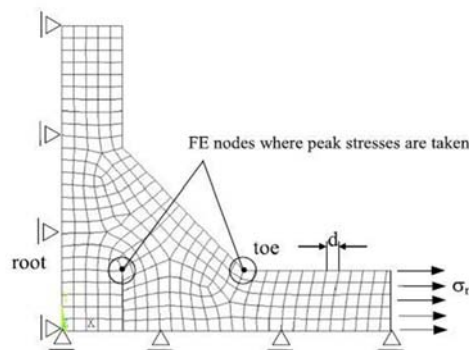
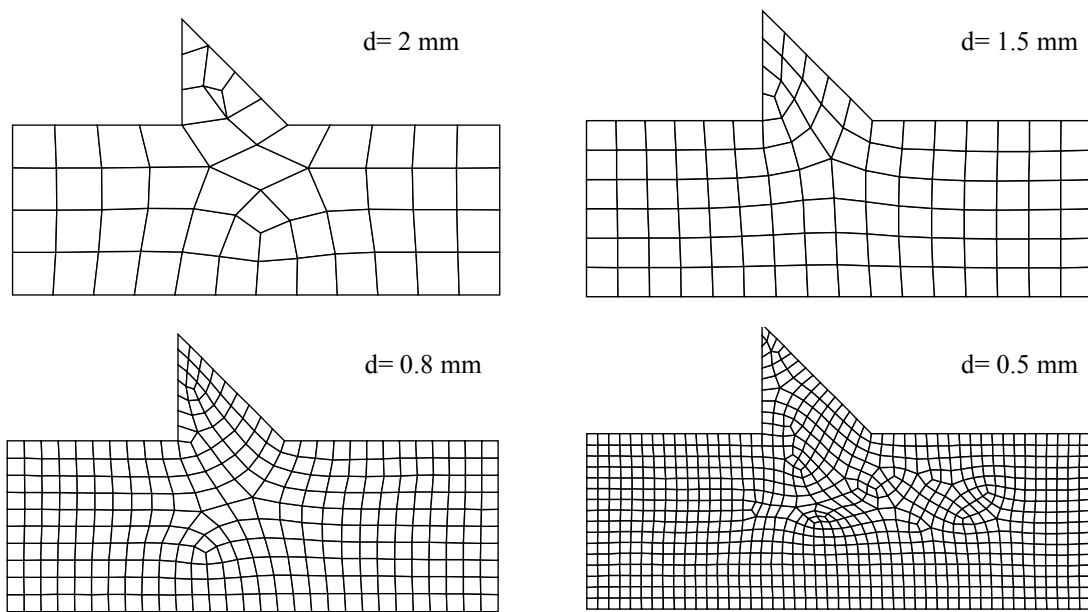


Figura 3.11 Tentativi di sviluppo della mesh con elementi PLANE182 facendo variare progressivamente la dimensione dell'elementi. Queste sono da confrontare con il modello di mesh che soddisfa le ipotesi del PSM mostrata in basso.

Si precisa che il modello geometrico preso in considerazione non è uguale a quello di riferimento perché in quest'ultimo il cordone di saldatura è uno solido continuo tra i pezzi saldati, e la cricca che parte dalla radice

è stata modellata tenendo un angolo di apertura tendente a zero ma diverso da zero, diversamente da quanto fatto nell'esempio qui svolto.

Con il comando *extrude / areas* (presente nel menu *modeling* di Ansys) è stata estrusa l'area meshata dagli elementi bidimensionali lungo la linea generatrice mostrata in Figura 3.10. L'estrusione ha generato automaticamente gli elementi cubici SOLID185 ad 8 nodi descritti precedentemente. Una volta eseguita l'estrusione è necessario pulire e cancellare le aree meshate con elementi bidimensionali per evitare che questi alterino la soluzione finale.

Il passo successivo è quello di creare la mesh sulla porzione del fazzoletto di rinforzo che risulta staccato dal cordone di saldatura. Per fare questo è stato utilizzato l'elemento MESH200 (come per il *coarse model*) necessario per copiare la topologia della mesh creata sull'area di attacco del cordone di saldatura al fazzoletto di rinforzo. La procedura segue quella spiegata in 3.1.2 con una piccola deviazione in quanto, dopo aver copiato l'area meshata con il comando *copy / area mesh*, è necessario generare elementi bidimensionali nell'area del fazzoletto di rinforzo per poi estruderla lungo la stessa generatrice usata in precedenza. In questo modo si generano gli elementi solidi congruenti a quelli creati nella porzione di tubolare creati precedentemente.

Per l'accoppiamento dei due componenti è stata seguita stessa la procedura già descritta per il *coarse model*.

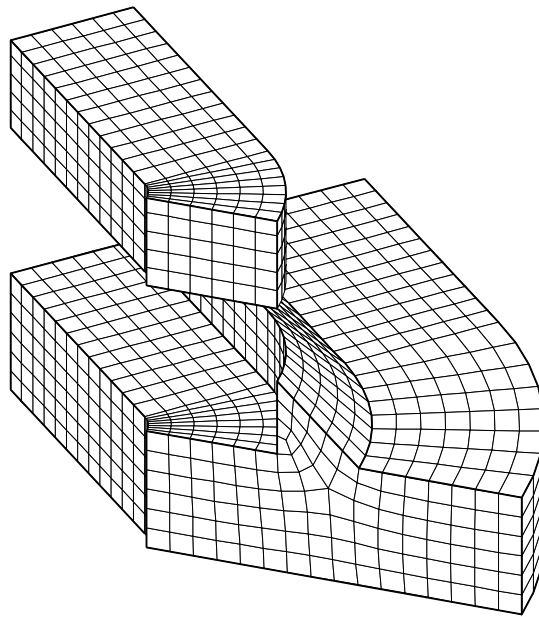


Figura 3.12 Mesh utilizzata per il *Submodel* con una dimensione degli elementi pari a 1.5 mm.

3.1.6 Esecuzione di interpolazione della Superficie di Taglio.

La *Superficie di Taglio* è quella superficie che racchiude il *Submodel* la quale deve contenere gli spostamenti nodali derivanti dalla soluzione del *Coarse Model*. Di seguito sono illustrati i passaggi per l'analisi del sottomodello:

1. Si selezionano i nodi che appartengono alla *Superficie di Taglio* del sottomodello e si salvano in un file con estensione *.node*, mediante il seguente comando presente in PREP7:

MAIN MENU > PREPROCESSOR > MODELING > CREATE > NODES > WRITE NODE FILE

2. Si ripristinano tutti i nodi presenti nel modello e si salva il modello con un nome diverso da quello usato per il *Coarse model*:

UTILITY MENU > SELECT > EVERYTHING
FILE > SAVE AS

3. Per eseguire l'interpolazione della *Superficie di Taglio* il *Submodel* deve contenere le informazioni riguardanti il *Coarse Model* quindi è necessario riaprire quest'ultimo (FILE > RESUME FROM) ed entrare nel POST1 dove si devono leggere le soluzioni del *Coarse model* (.rst) seguendo questi percorsi:

MAIN MENU> GENERAL POSTPROC> DATA & FILE OPTS
MAIN MENU> GENERAL POSTPROC> READ RESULTS

4. Ora è possibile eseguire l'interpolazione della *Superficie di Taglio* cliccando sul comando:

MAIN MENU> GENERAL POSTPROC> SUBMODELING> INTERPOLATE DOF

dove si deve inserire il file con estensione *.node* salvato precedentemente. L'esecuzione di questo comando genera nella directory di lavoro un *file.cbdo* che contiene l'interpolazione della *Superficie di Taglio* necessaria per i passaggi successivi.

5. Si riprende il *Submodel* e si entra in SOLUTION per definire il tipo di analisi (in questo caso statica) e successivamente si deve leggere il *file.cbdo* creato nel passaggio precedente in modo da applicare le condizioni al contorno derivanti dal *Coarse mode* con il seguente comando:

UTILITY MENU> FILE> READ INPUT FROM

6. Successivamente si eseguono queste operazioni utili alla soluzione

MAIN MENU > PREPROCESSOR > LOADS > DEFINE LOADS > SETTINGS >
> REPLACE VS ADD > CONSTRAIN > cliccare OK

MAIN MENU > PREPROCESSOR > LOADS > DEFINE LOADS > SETTINGS >
> REPLACE VS ADD > NODAL BODY LD > cliccare OK

7. È importante che si duplichino i carichi e le condizioni di vincolo presenti nel *Coarse model* che non fanno parte della *Superficie di Taglio*. Ad esempio le condizioni di simmetria, carichi di superficie carichi di inerzia (gravità) e forze concentrate (solo se interne al sottomodello).
8. Lanciare la soluzione MAIN MENU > SOLUTION > SOLVE > CURRENT LS

3.1.7 Interpretazione dei risultati derivati dall'analisi numerica

Una volta analizzato il *Submodel* si procede all'analisi dei risultati per ricavare la tensione di picco equivalente che servirà a rappresentare la resistenza a fatica del giunto.

Si preleva la prima tensione principale nel nodo appartenente al piano di simmetria del componente in corrispondenza del piede del cordone di saldatura, come mostrato in Figura 3.13.

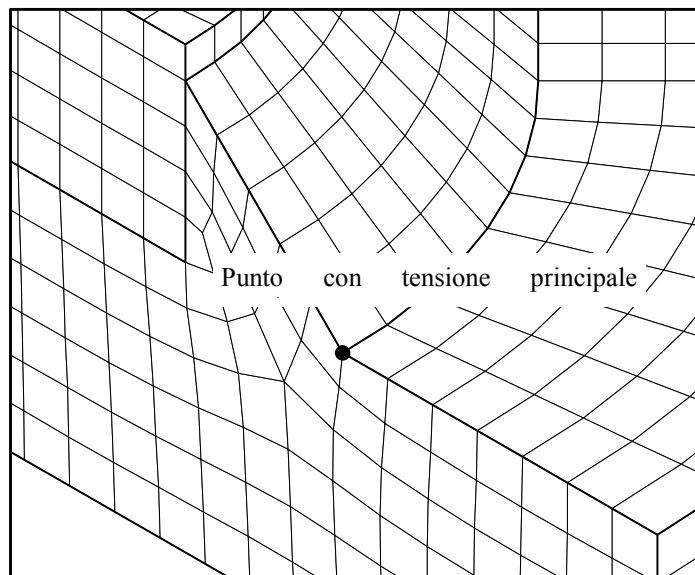


Figura 3.13 Nodo corrispondente alla prima tensione principale massima necessario per applicare il PSM.

Il valore ricavato dal nodo in esame risulta essere il range di tensione di picco $\Delta\sigma_{1,princ}$ associato al livello di

carico nominale $\Delta\sigma_N = 250$ MPa.

Una volta noto il picco di tensione massimo lo si pesa con il coefficiente energetico f_w per poter essere confrontato con i risultati del PSM (paragrafo 1.2).

Avendo usato una dimensione dell'elemento pari a 1.5 mm il coefficiente energetico risulta:

$$f_{w1} = K_{FE}^* \sqrt{\frac{2 \cdot e_1}{1 - \nu^2}} \cdot \left(\frac{d}{R_0}\right)^{1 - \lambda_1} = 1.38 \sqrt{\frac{2 \cdot 0.118}{1 - 0.3^2}} \left(\frac{1.5}{0.28}\right)^{1 - 0.674} = 1.215 \quad (0.21)$$

dove i coefficienti K_{FE}^* , e_1 e R_0 sono stati trovati in letteratura.

Per il caso in esame il range di tensione di picco risulta essere di 1198.3 MPa quindi utilizzando la relazione (0.12) il range di tensione di picco equivalente $\Delta\sigma_{peak,eq}$ risulta essere:

$$\Delta\sigma_{peak,eq} = f_{w1} \cdot \Delta\sigma_{1,princ} = 1.215 \cdot 801.33 = 973.33 [MPa] \quad (0.22)$$

Successivamente il range di tensione di picco equivalente è stato ricavato per ogni livello di carico eseguito nelle prove a fatica. Infatti sfruttando l'ipotesi di lineare elasticità del modello e variando solo le forze in gioco, il rapporto tra la il range di tensione di picco calcolato con le analisi FEM e il range di tensione nominale resta costante per ogni livello di carico, quindi nell'esempio preso in esame si ottiene:

$$\frac{\Delta\sigma_{1,princ}}{\Delta\sigma_N} = \frac{801.33}{250} = 3.205 \quad (0.23)$$

La Tabella 3.1 riporta i valori rielaborati in termini di tensione di picco equivalente riportati nel paragrafo 2.3 per tutti i livelli di carico sottoposti nelle prove a fatica. Successivamente, in Figura 3.14 è stato verificato che i punti sperimentali ricavati dal PSM cadano all'interno della banda di dispersione tarata da numerose geometrie diverse di giunti saldati (si veda paragrafo 1.2)

Tabella 3.1 Risultati delle prove a fatica del giunto saldato di tipo B rielaborati per l'applicazione del PSM.

Provino	$\Delta\sigma_N$ [MPa]	$\Delta\sigma_{1,princ}$ [MPa]	K_{FE}^*	e_1	ν	R_0	λ_1	d [mm]	f_{w1}	$\Delta\sigma_{peak,eq}$ [MPa]	Cicli Innesco	Cicli Rottura	Condizione
1-B	180	576.96	1.38	0.118	0.3	0.28	0.674	1.5	1.215	700.80	non affidabile	399834	Isp. Visiva
2-B	160	512.85	1.38	0.118	0.3	0.28	0.674	1.5	1.215	622.93	non affidabile	421774	Isp. Visiva
3-B	320	1025.71	1.38	0.118	0.3	0.28	0.674	1.5	1.215	1245.86	non affidabile	35844	Isp. Visiva
4-B	250	801.33	1.38	0.118	0.3	0.28	0.674	1.5	1.215	1003.33	40000	67733	
5-B	250	801.33	1.38	0.118	0.3	0.28	0.674	1.5	1.215	973.33	40000	73315	
6-B	160	512.85	1.38	0.118	0.3	0.28	0.674	1.5	1.215	622.93	175000	353537	
7-B	320	1025.71	1.38	0.118	0.3	0.28	0.674	1.5	1.215	1245.86	16000	//	Sezionato
8-B	130	416.69	1.38	0.118	0.3	0.28	0.674	1.5	1.215	506.13	325000	801579	
9-B	110	352.59	1.38	0.118	0.3	0.28	0.674	1.5	1.215	428.26	540000	1171000	
10-B	250	801.33	1.38	0.118	0.3	0.28	0.674	1.5	1.215	943.33	40000	//	Sezionato

I risultati mostrati in Figura 3.14 riportano sia il numero di cicli in cui è stato osservato l'innesco con i liquidi penetranti sia quello a completa rottura (raggiunta quando lo spostamento massimo è di 1 mm superiore a quello iniziale). Si nota infatti che la vita a fatica spesa per l'innesco della cricca è pari a quella che serve a propagarla fino a rottura infatti la media tra i rapporti dei cicli di rottura e innesco delle prove risulta essere:

$$r_i = \frac{N_{cicli,rot,i}}{N_{cicli,innesc,i}} \Rightarrow \bar{r} = \frac{\sum_{i=1}^n r_i}{n} = 1.952 \quad (0.24)$$

Per quanto riguarda il PSM il numero di cicli a cui si fa riferimento per le geometrie complesse è quello che rappresenta l'innesco della cricca, quindi si dimostra che le bande di dispersione tarate in letteratura ben

approssimano il comportamento a fatica di giunti saldati di qualsiasi geometria soggetta a trazione e flessione anche per questa geometria di giunto.

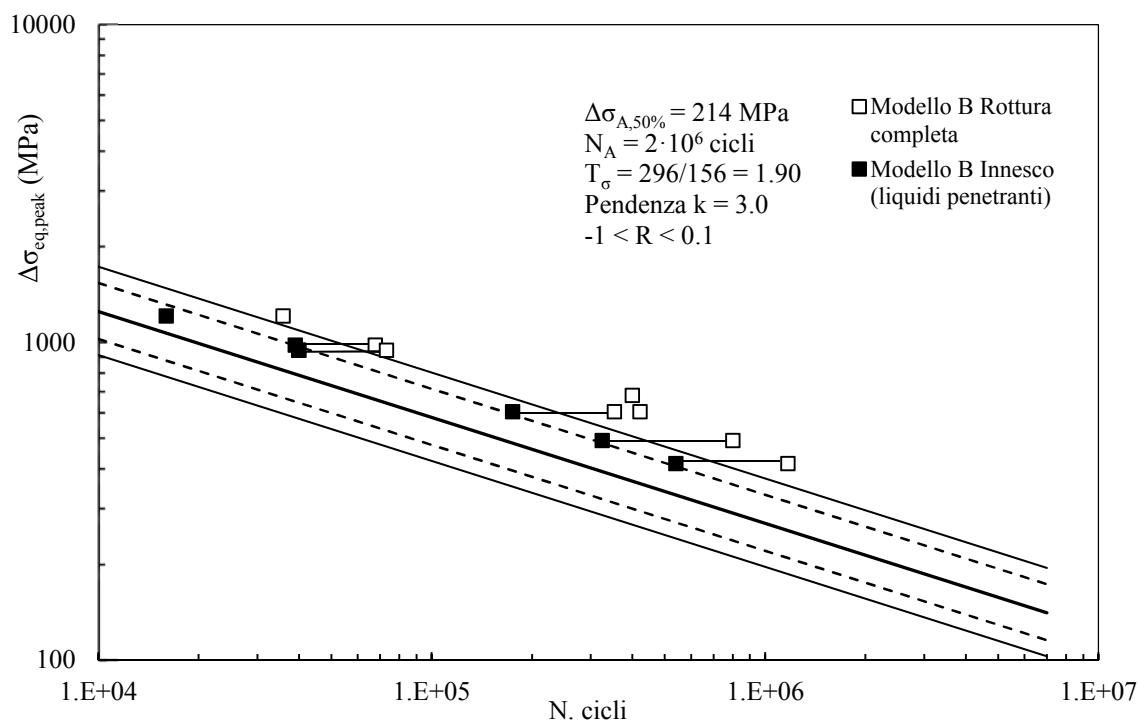


Figura 3.14 Risultati sperimentali del giunto di tipologia B in termini di range di tensione equivalente di picco. La banda di dispersione fa riferimento a numerose prove presenti in letteratura di giunti saldati aventi diverse geometrie.

3.2 Tipologie di giunti saldati analizzate agli elementi finiti

Il procedimento appena illustrato oltre ad essere stato applicato alle geometrie descritte nel CAPITOLO 2 è stato eseguito anche su diverse tipologie di giunti trovati in letteratura [12-16]. Per quest'ultime, le prove a fatica sono state estrapolate dai relativi articoli utilizzando un programma scritto in Matlab il quale riceve come input l'immagine della curva di Wöhler e in output si ottengono le coordinate di tutti i punti presenti. Nella Tabella 3.2 sono illustrate le geometrie analizzate e i relativi modelli agli elementi finiti utilizzati nelle analisi.

MODELLO 1

Il modello 1 è un rinforzo saldato su una piastra con spessore di 10 mm. Il *coarse model* è stato modellato con elementi finiti tetraedrici una dimensione costante di 2 mm, mentre per il *submodel* sono stati utilizzati elementi cubici a 8 nodi con una dimensione di 2 mm. I dati delle prove a fatica sono riportati in [14] in termini di range di tensione nominale in corrispondenza della sezione lorda.

MODELLO 2

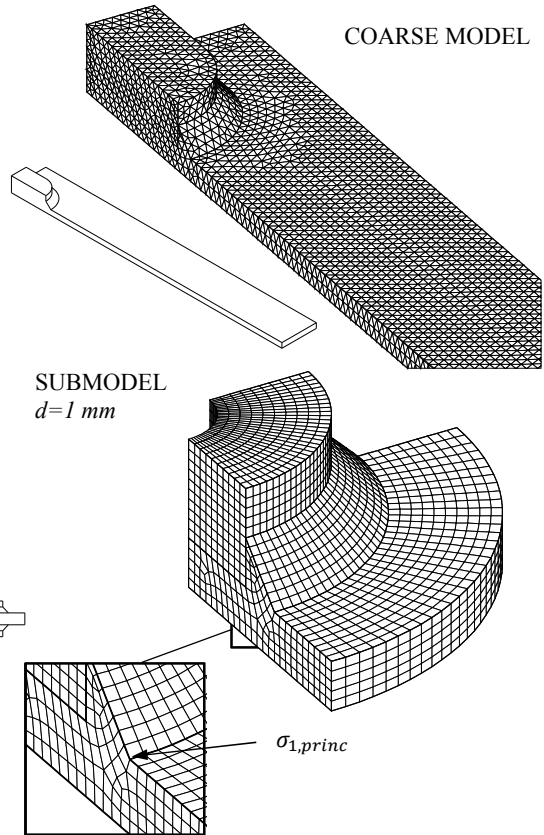
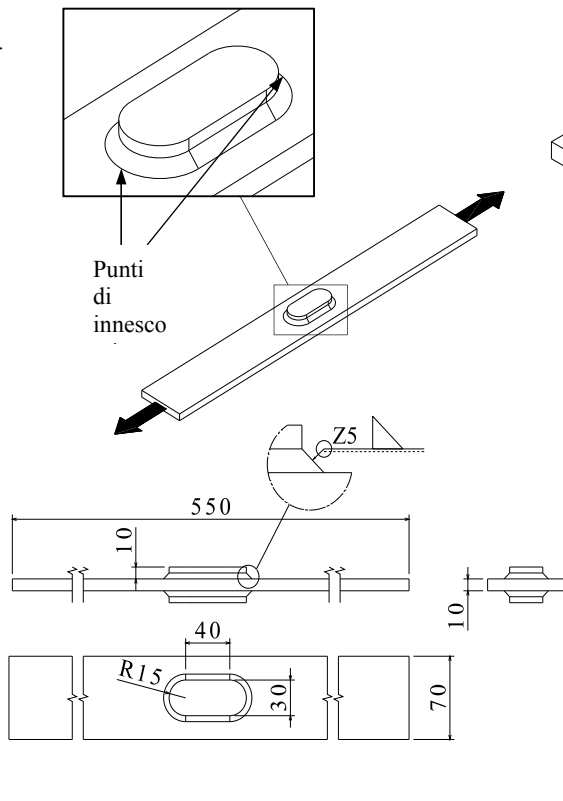
Il modello 2 consiste di due rinforzi saldati lungo lo spessore (10 mm) di una piastra [14]. Il *coarse model* consta di elementi con dimensione di 2 mm, mentre per il *submodel* la dimensione scelta è di 0.8 mm. La geometria del cordone è stata semplificata non rappresentando la zona di transizione tra la saldatura della parte superiore del rinforzo e il lato inferiore. Questo non evidenzia particolari discrepanze sulla soluzione del *submodel*.

I dati originali sono stati presi da [14], dove sono espressi in termini di range di tensione nominale nella sezione lorda del provino.

Tabella 3.2 Diverse tipologie di giunti saldati studiate con la tecnica del PSM esteso al caso 3D

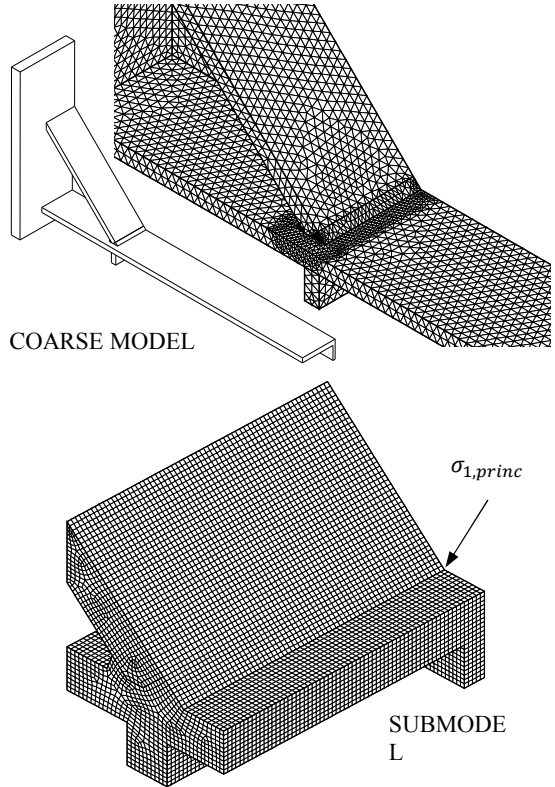
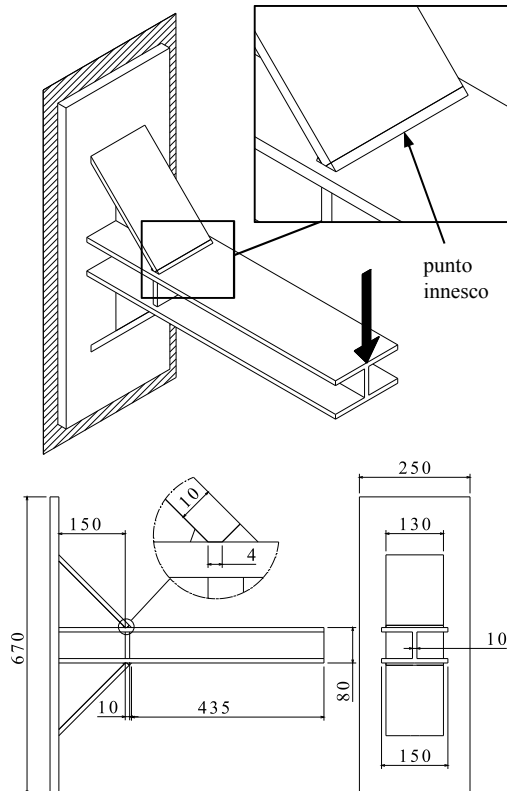
Riferimenti	Modello geometrico	Modello FEM in accordo con PSM 3D
<p>Modello 1 Kang et al. [14]</p>		
<p>Modello 2 Kang et al. [14]</p>		

Modello 3
Kang et al.
[14]

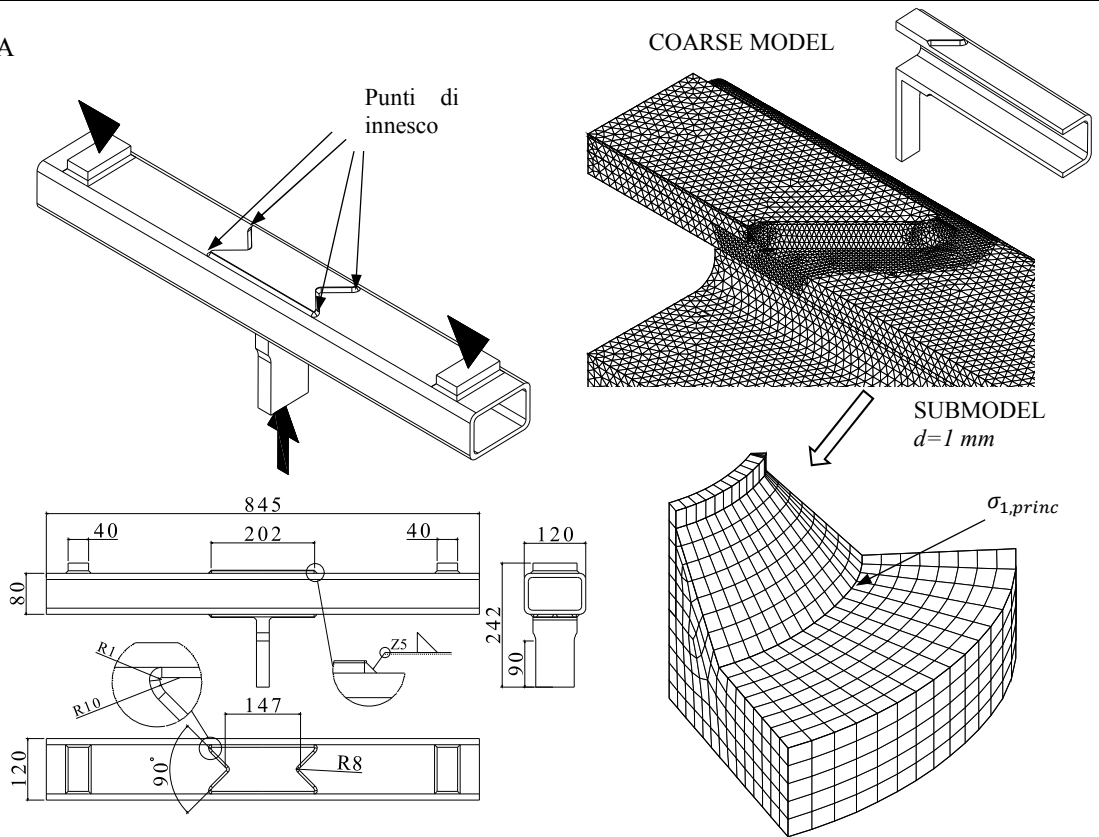


Modello 4
Kang et al.
[14]

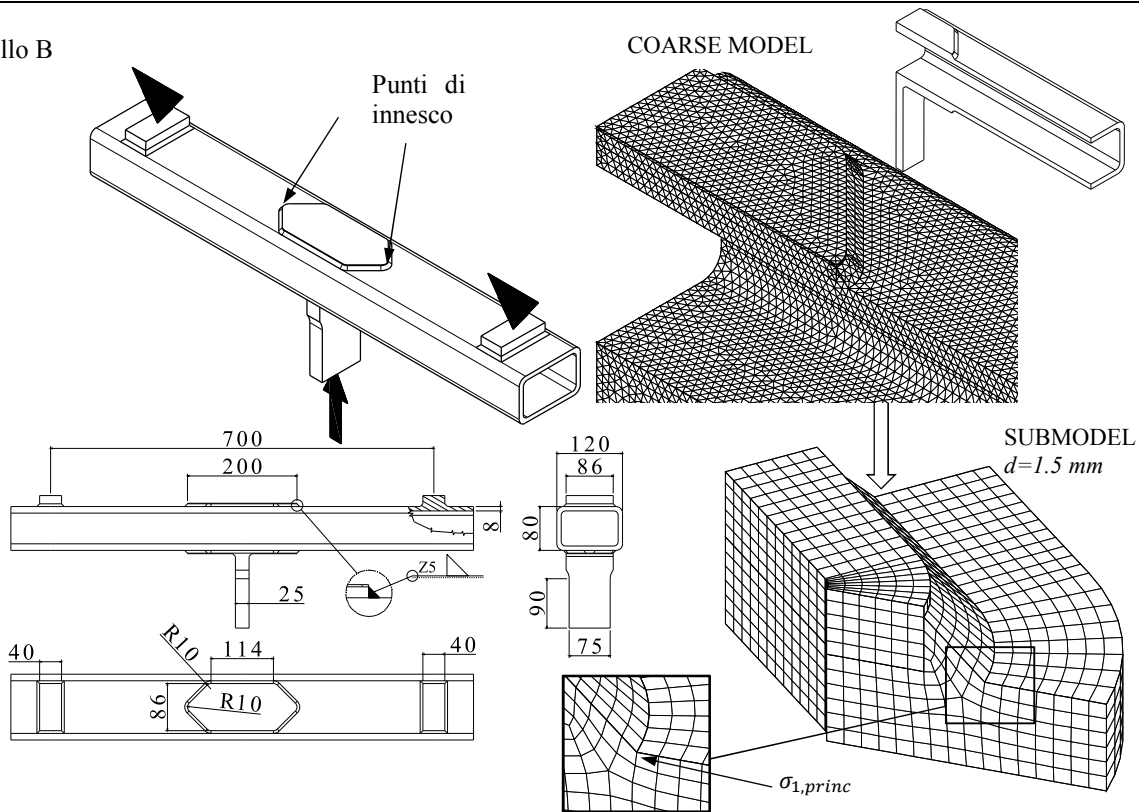
Kim et al.
[15]



Modello A
Tesi



Modello B
Tesi



MODELLO 3

Il modello 3 presenta un fazzoletto di rinforzo saldato su una piastra di 10 mm. Il *coarse model* è stato modellato con elementi aventi dimensione di 2 mm, mentre quelli del *submodel* sono stati generati con una dimensione di 1 mm. I dati originali sono tratti da [14], dove sono espressi in termini di range di tensione nominale nella sezione lorda del componente.

MODELLO 4

Il modello 4 rappresenta il componente che sostiene l'angolo di una tramoggia, quindi soggetto a momento flettente. Il *coarse model* è stato modellato con elementi di 5 mm di larghezza eseguendo successivamente un *refine at* sulle linee del piede del cordone di saldatura raggiungendo la dimensione di 2.5 mm per ogni elemento rifinito. Il *submodel* ha elementi cubici aventi il lato lungo 1 mm. I dati originali si riferiscono a [15] e sono espressi in termini di range di tensione nominale calcolata sul piede del cordone di saldatura, inoltre i numeri di cicli che si sono presi in considerazione sono quelli in cui si nota visivamente l'innescò della cricca [13].

MODELLO A

Il modello A presenta due fazzoletti di rinforzo saldati simmetricamente su un tubolare, e in aggiunta è stata saldata una piastra verticale per consentire alla macchina di prove a fatica di afferrare il provino. Il *coarse model* è stato modellato con elementi tetraedrici con dimensione di 3 mm eseguendo successivamente un *refine at* lungo la linea che rappresenta in cordone di saldatura raggiungendo in questo modo una dimensione dell'elemento pari a 1.5 mm. Il *submodel* ha elementi cubici con dimensione pari a 1 mm. Questi giunti sono stati sollecitati a fatica nel laboratorio di costruzioni di macchine dell'Università di Padova con la macchina per prove a fatica MFL. Si è visto nelle prime prove che la cricca che si innescava non propagava lungo tutto il cordone di saldatura ma ad un certo punto usciva trasversalmente all'asse del tubolare. Si presume che questo comportamento sia dovuto al fatto che ad una certa lunghezza della cricca la propagazione non è più governata dalle tensioni locali. Quindi il criterio di rottura adottato è quello che comprende il numero di cicli in cui i test eseguiti con i liquidi penetranti fornivano un risultato positivo.

MODELLO B

Il modello B è stato utilizzato come esempio di applicazione del PSM con analisi numeriche nel paragrafo 3.1, esso ha la stessa geometria del modello A ma con un fazzoletto di rinforzo di forma differente. Il *coarse model* ha elementi di 3 mm, mentre il *submodel* è stato modellato con elementi di 1.5 mm. Il criterio di rottura è lo stesso di quello utilizzato per il modello A e una volta osservato l'innescò della cricca è stata lasciata proseguire la prova fino a quando il decadimento della rigidità causava un aumento dello spostamento massimo di 1 mm rispetto a quello di inizio prova. In Figura 3.14 sono stati riportati i risultati delle prove, dove per ogni provino sono stati riportati entrambi le condizioni di rottura.

3.3 Risultati complessivi

Una volta effettuate le analisi agli elementi finiti per calcolare il range di tensione di picco equivalente di tutti i modelli (seguendo la traccia descritta nel paragrafo 3.1) sono stati riportati i risultati in un unico grafico rappresentato in Figura 3.15. Le bande di dispersione sono state calibrate su 180 risultati di prove sperimentali eseguite su giunti aventi geometria diversa con un rapporto di ciclo prossimo a zero. Si nota che i risultati ottenuti sono comparabili sia considerando il criterio di completa rottura per i modelli 1, 2, 3 e 4 sia per il criterio di innescò della cricca utilizzato nei modelli A e B. Il PSM è un approccio locale quindi esso caratterizza la durata a fatica del componenti fino a innescò della cricca. Per geometrie complesse, quando la cricca propaga al di fuori della zona governata dai NSIF la restante vita a fatica può essere significativa per la durata del pezzo e potrebbe essere stimata con l'approccio della meccanica della frattura lineare elastica. Infatti per i modelli A e B dopo aver osservato con i test dei liquidi penetranti l'innescò della cricca è stata fatta proseguire la prova fino a lo spostamento massimo non superava il limite imposto alla macchina, e si è osservato che la durata a fatica dopo l'innescò era pari alla durata a fatica per la comparsa della prima cricca. Come esempio sono stati riportati in Figura 3.14 i risultati per il modello B mostrando sia il numero di cicli ad innescò sia quelli a completa rottura.

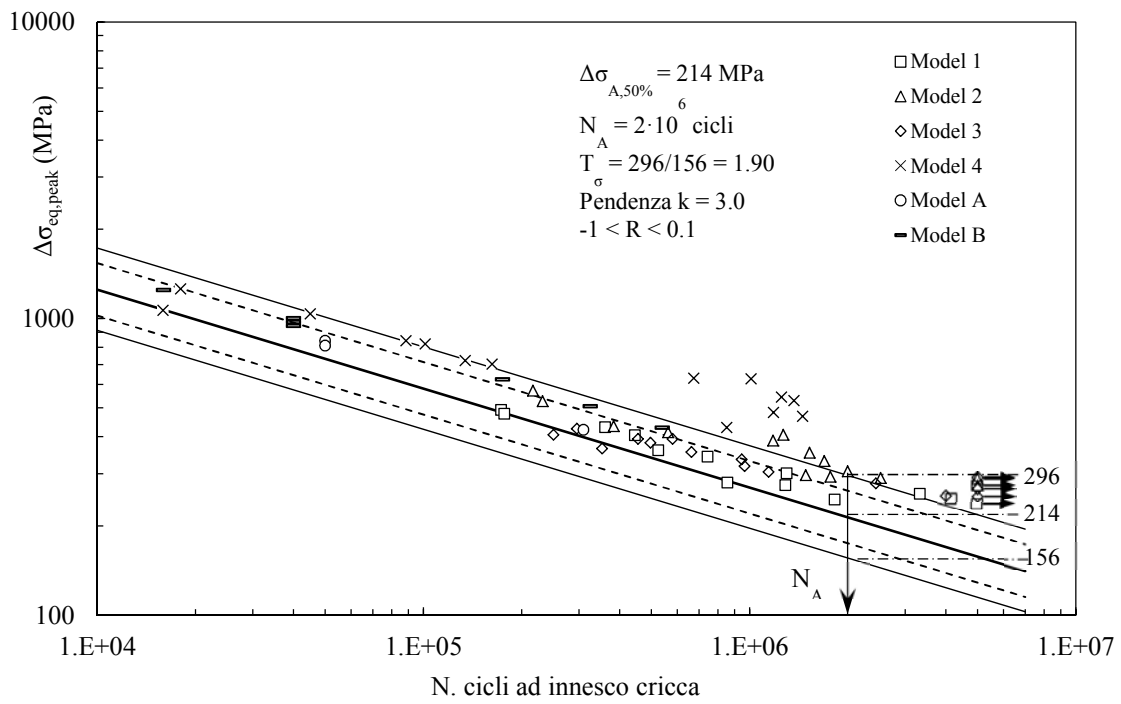


Figura 3.15 Confronto con i dati sperimentali dei modelli presi in considerazione con le bande di dispersione teoriche in accordo con il PSM.

CAPITOLO 4

DATI DA LETTERATURA PER PROVE A FATICA MULTIASSIALE

Nel prosieguo della tesi è stato posto come obiettivo principale lo sviluppo del Peak Stress Method applicato a giunti saldati soggetti ad uno stato tensionale multiassiale. Per questo è stato necessario ricercare in letteratura dati utili ai fini di applicare il PSM mediante analisi agli elementi finiti e sintetizzare il comportamento a fatica per le suddette condizioni di carico [17-22].

In questo capitolo si riporteranno tutti i dati dei relativi paper trovati in letteratura descrivendo in dettaglio le assunzioni che sono state prese nei casi in cui le fonti non erano ben documentate.

Infine tutti i dati sono stati riassunti nella tabella riportata in Appendice C.

4.1 Dati articolo di Siljander et al. [17]

L'articolo di Siljander et al. [17] documenta prove a fatica di giunti saldati di tipo tubo su piastra soggetti a stati di sollecitazione monoassiale (flessione pura e flessione pura) e multiassiale (flessione con torsione in fase e fuori fase).

Il tubolare è costituito acciaio A519 prodotto con un processo di trafilatura a freddo, su cui è stata saldata ad angolo una piastra di acciaio A36 realizzata mediante una laminazione a caldo. La geometria è riportata in Figura 4.1.

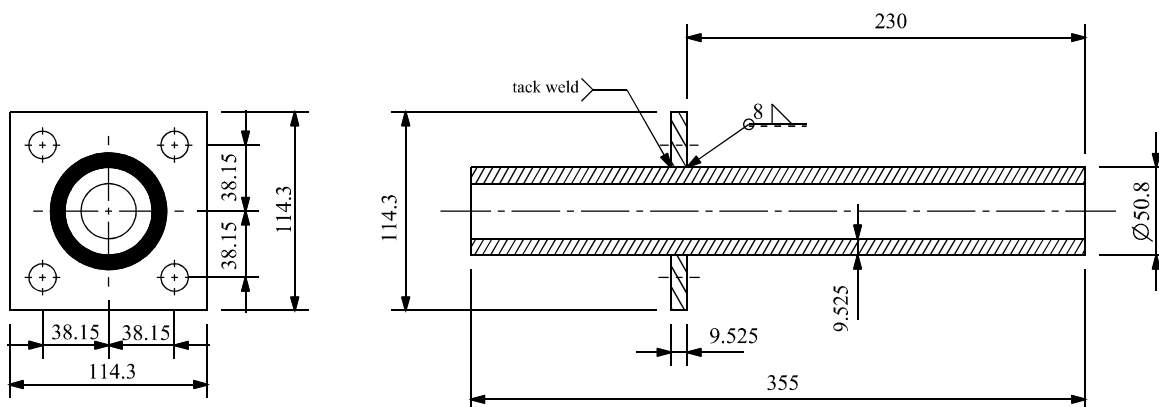


Figura 4.1 Geometria dei giunti testati nell'articolo di Siljander et al. [1].

La saldatura ad angolo è stata realizzata con il processo automatico MIG e successivamente è stata soggetta ad un trattamento di distensione delle tensioni mantenendo il pezzo ad una temperatura di 550°C per 2 ore, in questo modo è stato possibile ridurre le tensioni residue create nel processo di saldatura.

In Tabella 4.1 sono riportati tutti i dati relativi alle prove a fatica effettuate dove:

- R_σ è il rapporto di ciclo per la sola flessione
- R_τ è il rapporto di ciclo per la sola torsione
- S_{\max} è la tensione massima di flessione del ciclo di carico in corrispondenza del diametro esterno del tubo
- T_{\max} è la tensione massima di taglio del ciclo di carico in corrispondenza del diametro esterno del tubo
- $\Delta\sigma$ è il range di tensione nominale del ciclo di carico a flessione
- $\Delta\tau$ è il range di tensione nominale del ciclo di carico a torsione

Tabella 4.1 Dati sperimentali per i provini tubo su piastra di Siliander et al. saldati ad angolo con post trattamento di distensione delle tensioni. [17]

CARICO	Rs	Rt	FASE	Smax [Mpa]	Tmax [Mpa]	$\Delta\sigma$ [MPa]	$\Delta\tau$ [MPa]	N° CICLI	ROTTURA
FLEX	-1	/	-	220.0	-	440.0	-	76800	PIEDE
FLEX	-1	/	-	158.5	-	317.0	-	276400	PIEDE
FLEX	-1	/	-	140.0	-	280.0	-	395900	PIEDE
FLEX	-1	/	-	110.0	-	220.0	-	729900	PIEDE
FLEX	0	/	-	440.0	-	440.0	-	55700	PIEDE
FLEX	0	/	-	280.0	-	280.0	-	270390	PIEDE
FLEX	0	/	-	207.7	-	207.7	-	1036000	PIEDE
FLEX	0	/	-	220.0	-	220.0	-	1300140	PIEDE
FLEX	0	/	-	140.0	-	140.0	-	5000000	PIEDE
TORS	/	-1	-	-	110	-	220	132000	PIEDE
TORS	/	-1	-	-	85	-	170	1605000	PIEDE
TORS	/	-1	-	-	70	-	140	3303000	PIEDE
TORS	/	-1	-	-	70	-	140	1989000	PIEDE
TORS	/	0	-	-	220	-	220	374000	PIEDE
TORS	/	0	-	-	170	-	170	919600	PIEDE
FLEX+TORS	0	0	0	260.3	108.9	260.3	108.9	206200	PIEDE
FLEX+TORS	0	0	0	260.3	108.9	260.3	108.9	274700	PIEDE
FLEX+TORS	0	0	0	216.1	29.4	216.1	29.4	577000	PIEDE
FLEX+TORS	0	0	0	216.1	29.4	216.1	29.4	748600	PIEDE
FLEX+TORS	0	0	0	136	136	136	136	852900	PIEDE
FLEX+TORS	0	0	0	174	72.6	174	72.6	1196100	PIEDE
FLEX+TORS	0	0	0	174	72.6	174	72.6	1201400	PIEDE
FLEX+TORS	0	0	0	174	72.6	174	72.6	1699800	PIEDE
FLEX+TORS	0	0	0	80.3	80.3	80.3	80.3	10000000	PIEDE
FLEX+TORS	0	-1	PATH I	174	72.6	174	145.2	111500	PIEDE
FLEX+TORS	0	-1	PATH I	174	72.6	174	145.2	142600	PIEDE
FLEX+TORS	0	-1	PATH I	174	72.6	174	145.2	167900	PIEDE
FLEX+TORS	0	-1	PATH I	174	72.6	174	145.2	206300	PIEDE
FLEX+TORS	0	0	PATH J	174	72.6	174	72.6	352500	PIEDE
FLEX+TORS	0	0	PATH J	174	72.6	174	72.6	354200	PIEDE
FLEX+TORS	0	0	PATH J	174	72.6	174	72.6	644500	PIEDE

La prova a fatica è stata ritenuta completa quando il sistema servoidraulico non riesce a riprodurre il desiderato livello di carico. Questo avviene quando è presente una cricca visibile senza strumenti ottici, la cui lunghezza risulta essere maggiore di 10 mm.

Tutti i dati sono riassunti nella tabella riportata in Appendice C

4.2 Dati articolo Razmjoo

Nell'articolo di Razmjoo [18] sono state effettuate prove a fatica su giunti saldati soggetti a sollecitazioni di trazione pura, torsione, pura e con combinazione dei due in fase e fuori fase.

Il giunto consta di un tubolare dove sulle sue estremità vengono saldate con una saldatura ad angolo due piastre. Il materiale costitutivo del giunto è il BS 4360-50 E che presenta una tensione di snervamento di 415

MPa e una resistenza a rottura di 577 MPa.

Il sistema servoidraulico è in grado di applicare ad una estremità della piastra un carico di trazione combinato ad una coppia torcente.

Nel report [18] è stata prestata attenzione alla geometria dei giunti utilizzati nelle prove a fatica. Infatti per i test a trazione pura, carico multiassiale (in fase e fuori fase) è stata utilizzata la geometria riportata in Figura 4.2 mentre per le prove a torsione sono stati utilizzati giunti aventi la geometria mostrata in Figura 4.3. L'unica differenza è quella che la *geometria a* presenta il tubolare alesato alle estremità mentre la *geometria b* mantiene uniforme lo spessore su tutta la lunghezza del tubo. L'autore giustifica questo fatto scrivendo che le prove a torsione pura sono state le prime, in ordine cronologico di esecuzione, e il sistema servoidraulico era in grado di applicare i livelli di carico richiesti. Quindi per i successivi test è stato necessario alesare le estremità del tubolare per poter applicare le sollecitazioni desiderate.

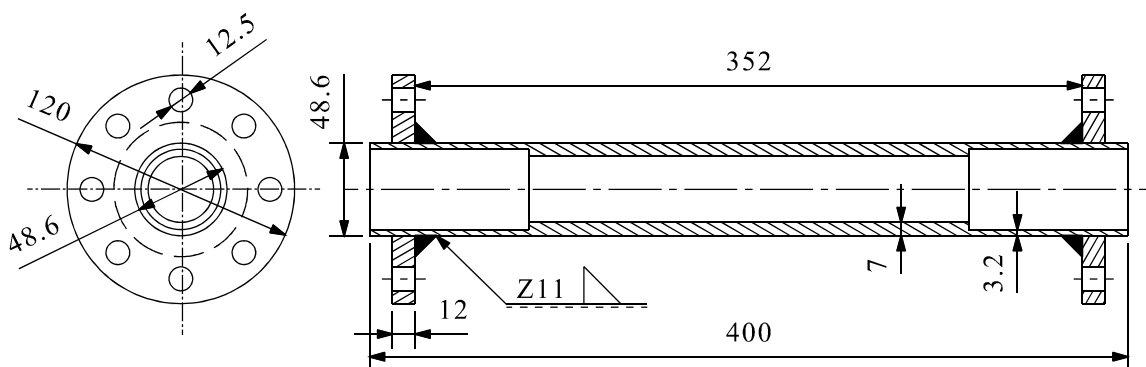


Figura 4.2 *Geometria a* utilizzata per le prove a fatica con carichi di flessione pura e multiassiali (in fase e fuori fase) nell'articolo di Razmjoo [18]

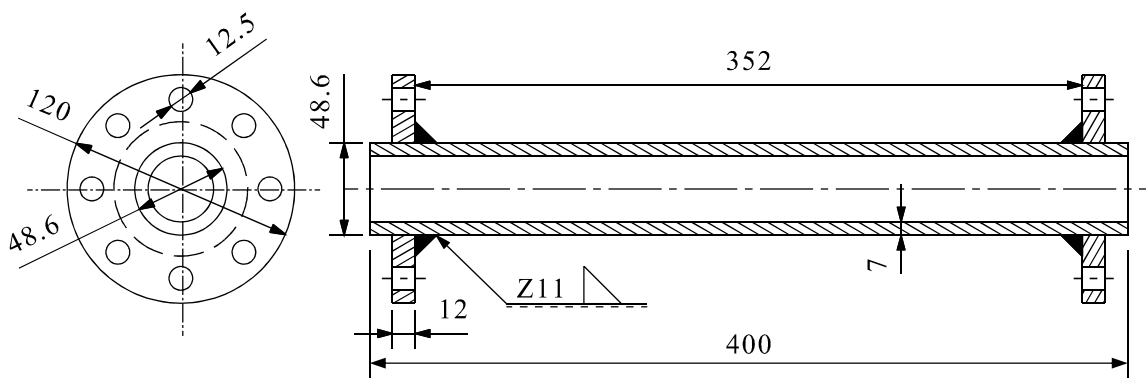


Figura 4.3 *Geometria a* utilizzata per le prove a fatica con carichi di torsione pura nell'articolo di Razmjoo [18]

La saldatura ad angolo è stata realizzata tramite il processo ad arco MMA manuale e successivamente non è stato fatto alcun trattamento termico o meccanico.

Il termine della prova di fatica è stato verificato quando avviene la separazione completa del provino oppure quando la cricca investe quasi tutta la superficie laterale del tubo o gola del cordone a seconda dei casi. Ogni rottura è riportata schematicamente nel report originale [18].

In Tabella 4.2 sono riportati tutti i dati specifici per ogni stato di sollecitazione espresso in tensione nominale sul tubo, dove:

- R_σ è il rapporto di ciclo per la sola flessione
- R_τ è il rapporto di ciclo per la sola torsione
- $\Delta\sigma$ è il range di tensione nominale del ciclo di carico a flessione in corrispondenza del diametro esterno del tubo in corrispondenza della sezione con spessore del tubo ridotto.
- $\Delta\tau$ è il range di tensione nominale del ciclo di carico a torsione in corrispondenza del diametro esterno del tubo in corrispondenza della sezione con spessore del tubo ridotto.

Nei giunti con il tubolare alesato le tensioni nominali si riferiscono alla sezione con spessore ridotto. In particolare nella tabella 5 del report originale sono riportate 2 tipi di tensioni: una definita *nominal* e l'altra chiamata *actual*; siccome non è spiegato in modo chiaro il significato delle due tensioni sono state assunte consone per le analisi le tensioni nominate *nominal*.

Tabella 4.2 Dati sperimentali di prove a fatica di Razmjoo su giunzioni saldate non trattate termicamente o meccanicamente. [18]

CARICO	GEOMETRIA	Rs	Rt	FASE	$\Delta\sigma_{ART}$ [MPa]	$\Delta\tau_{ART}$ [MPa]	N° CICLI	ROTTURA
TRAZ	Figura 4.2	0	0	/	180	/	200000	PIEDE
TRAZ	idem	0	0	/	160	/	258000	PIEDE
TRAZ	idem	0	0	/	140	/	306000	PIEDE
TRAZ	idem	0	0	/	140	/	392000	PIEDE
TRAZ	idem	0	0	/	120	/	731000	PIEDE
TRAZ	idem	0	0	/	100	/	1040000	PIEDE
TRAZ	idem	0	0	/	245	/	120000	PIEDE
TORS	Figura 4.3	0	0	/	/	118*	2980000	RADICE
TORS	idem	0	0	/	/	157*	605000	RADICE
TORS	idem	0	0	/	/	138*	491000	RADICE
TORS	idem	0	0	/	/	118*	1280000	RADICE
TORS	idem	0	0	/	/	131*	455000	RADICE
TORS	idem	0	0	/	/	105*	6750000	PIEDE
TORS	idem	0	0	/	/	145*	1800000	RADICE
TORS	idem	0	0	/	/	158*	840000	PIEDE
TRAZ+TORS	Figura 4.2	0	0	0	118	107	355000	PIEDE
TRAZ+TORS	idem	0	0	0	113	107	433000	PIEDE
TRAZ+TORS	idem	0	0	0	118	82	1170000	PIEDE
TRAZ+TORS	idem	0	0	0	115	80	1080000	PIEDE
TRAZ+TORS	idem	0	0	0	80	80	1550000	PIEDE
TRAZ+TORS	idem	0	0	0	50	100	1030000	PIEDE
TRAZ+TORS	idem	0	0	0	160	54	180000	PIEDE
TRAZ+TORS	idem	0	0	90°	195	211	12000	PIEDE
TRAZ+TORS	idem	0	0	90°	115	80	330000	PIEDE
TRAZ+TORS	idem	0	0	90°	115	107	195000	PIEDE
TRAZ+TORS	idem	0	0	90°	80	80	812000	PIEDE
TRAZ+TORS	idem	0	0	90°	115	160	75600	PIEDE
TRAZ+TORS	idem	0	0	90°	50	100	497000	PIEDE
TRAZ+TORS	idem	0	0	90°	160	54	65400	PIEDE

*tensioni nominali al tubo vedi tabella 5 in [18]

4.3 Dati articolo Yousefi et al. [19]

Nell'articolo di Yousefi [19] sono stati testati giunti di tipo tubo-flangia applicando stati di sollecitazione con flessione pura, torsione pura e combinazioni di esse (in fase e fuori fase).

Il giunti utilizzati nei test sono costituiti da acciaio a grana fine P 460 con una tensione di snervamento di 520 MPa e una tensione a rottura di 670 MPa.

Il tubolare è stato saldato sulla flangia a sbalzo con una saldatura a completa penetrazione ad arco, come viene mostrato in Figura 4.4. I provini sono stati trattati termicamente per avere la riduzione delle tensioni residue (540°C/150min).

Per quanto riguarda le sollecitazioni, il sistema servoidraulico fornisce un momento flettente e un momento torcente all'estremità libera del tubo. Nel report inoltre riporta i risultati in termini di ampiezza del ciclo di carico nominali, e mediante l'uso di un programma Matlab è stato possibile ricavarne i valori. Essi sono riportati in Tabella 4.3 per le prove monoassiali e in Tabella 4.4 per i test a fatica multiassiale.

Le tensioni nominali si riferiscono alla sezione di tubo con spessore ridotto (vedi Figura 4.4)

Tabella 4.3 Dati ricavati dai grafici dei risultati dei test monoassiali presenti nell'articolo di Yousefi et al. mediante utilizzo di un programma Matlab. [19]

CARICO	Rs	Rt	FASE	$\Delta\sigma_{amp}$ [MPa]	$\Delta\tau_{amp}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{range}$ [MPa]	$\Delta\tau_{range}$ [MPa]	N° CICLI	ROTTURA
FLEX	-1	/	/	412.6	/	825.3	/	5009	PIEDE
FLEX	-1	/	/	361.0	/	722.0	/	7014	PIEDE
FLEX	-1	/	/	278.3	/	556.6	/	22051	PIEDE
FLEX	-1	/	/	280.3	/	560.6	/	31540	PIEDE
FLEX	-1	/	/	206.9	/	413.8	/	83080	PIEDE
FLEX	-1	/	/	201.1	/	402.2	/	108799	PIEDE
FLEX	-1	/	/	201.2	/	402.3	/	207897	PIEDE
FLEX	-1	/	/	155.4	/	310.7	/	260289	PIEDE
FLEX	-1	/	/	150.6	/	301.2	/	448098	PIEDE
FLEX	-1	/	/	151.1	/	302.2	/	591815	PIEDE
FLEX	-1	/	/	124.4	/	248.9	/	389251	PIEDE
FLEX	-1	/	/	121.2	/	242.3	/	518473	PIEDE
FLEX	-1	/	/	121.2	/	242.5	/	577927	PIEDE
FLEX	-1	/	/	121.1	/	242.2	/	1042876	PIEDE
FLEX	-1	/	/	120.8	/	241.6	/	1872328	PIEDE
FLEX	-1	/	/	103.5	/	207.0	/	1810643	PIEDE
FLEX	0	/	/	310.5	/	620.9	/	7419	PIEDE
FLEX	0	/	/	257.7	/	515.4	/	15681	PIEDE
FLEX	0	/	/	207.1	/	414.3	/	26683	PIEDE
FLEX	0	/	/	129.8	/	259.6	/	365347	PIEDE
FLEX	0	/	/	103.6	/	207.3	/	1649010	PIEDE
FLEX	0	/	/	93.4	/	186.8	/	2140466	PIEDE
TORS	-1	/	/	/	200.5	/	401.0	14813	PIEDE
TORS	-1	/	/	/	200.5	/	401.0	21080	PIEDE
TORS	-1	/	/	/	160.1	/	320.2	198243	PIEDE
TORS	-1	/	/	/	150.6	/	301.2	202749	PIEDE
TORS	-1	/	/	/	150.8	/	301.5	212611	PIEDE
TORS	-1	/	/	/	150.8	/	301.5	229865	PIEDE
TORS	-1	/	/	/	120.8	/	241.5	720776	PIEDE
TORS	-1	/	/	/	120.8	/	241.7	769418	PIEDE
TORS	-1	/	/	/	120.8	/	241.6	824832	PIEDE
TORS	/	0	/	/	151.9	/	303.7	294291	PIEDE
TORS	/	0	/	/	150.7	/	301.3	404283	PIEDE
TORS	/	0	/	/	135.3	/	270.7	371499	PIEDE
TORS	/	0	/	/	134.2	/	268.5	458337	PIEDE
TORS	/	0	/	/	130.8	/	261.6	760049	PIEDE
TORS	/	0	/	/	122.1	/	244.2	887919	PIEDE
TORS	/	0	/	/	120.6	/	241.1	1061927	PIEDE
TORS	/	0	/	/	116.8	/	233.6	1209837	PIEDE
TORS	/	0	/	/	104.3	/	208.6	1436704	PIEDE

Tabella 4.4 Dati ricavati dai grafici dei risultati dei test multiassiali presenti nell'articolo di Yousefi et al. mediante utilizzo di un programma Matlab. [19]

CARICO	R_s	R_t	FASE	σ_{amp} [MPa]	τ_{amp} [MPa]	$\Delta\sigma_{range}$ [MPa]	$\Delta\tau_{range}$ [MPa]	N° CICLI	ROTTURA
FLES+TORS	-1	-1	0	155.9	155.9	311.7	311.7	23329	PIEDE
FLES+TORS	-1	-1	0	114.4	114.4	228.7	228.7	23508	PIEDE
FLES+TORS	-1	-1	0	135.0	135.0	270.0	270.0	48297	PIEDE
FLES+TORS	-1	-1	0	104.2	104.2	208.3	208.3	125716	PIEDE
FLES+TORS	-1	-1	0	93.5	93.5	186.9	186.9	332830	PIEDE
FLES+TORS	-1	-1	0	82.7	82.7	165.5	165.5	476861	PIEDE
FLES+TORS	-1	-1	0	72.7	72.7	145.3	145.3	1381234	PIEDE
FLES+TORS	0	0	0	178.9	178.9	357.9	357.9	15361	PIEDE
FLES+TORS	0	0	0	154.2	154.2	308.3	308.3	40248	PIEDE
FLES+TORS	0	0	0	128.5	128.5	256.9	256.9	80441	PIEDE
FLES+TORS	0	0	0	102.9	102.9	205.8	205.8	109699	PIEDE
FLES+TORS	0	0	0	82.1	82.1	164.2	164.2	391079	PIEDE
FLES+TORS	0	0	0	92.1	92.1	184.3	184.3	584136	PIEDE
FLES+TORS	0	0	0	71.8	71.8	143.5	143.5	640767	PIEDE
FLES+TORS	-1	-1	90°	109.5	109.5	219.1	219.1	43216	PIEDE
FLES+TORS	-1	-1	90°	99.1	99.1	198.1	198.1	123805	PIEDE
FLES+TORS	-1	-1	90°	109.8	109.8	219.6	219.6	178666	PIEDE
FLES+TORS	-1	-1	90°	99.6	99.6	199.1	199.1	243697	PIEDE
FLES+TORS	-1	-1	90°	69.6	69.6	139.1	139.1	392012	PIEDE
FLES+TORS	-1	-1	90°	80.0	80.0	160.0	160.0	977633	PIEDE
FLES+TORS	-1	-1	90°	69.5	69.5	139.0	139.0	933869	PIEDE
FLES+TORS	-1	-1	90°	69.9	69.9	139.8	139.8	2121514	PIEDE
FLES+TORS	0	0	90°	155.8	155.8	311.6	311.6	23252	PIEDE
FLES+TORS	0	0	90°	155.5	155.5	310.9	310.9	41376	PIEDE
FLES+TORS	0	0	90°	135.0	135.0	270.1	270.1	48444	PIEDE
FLES+TORS	0	0	90°	114.5	114.5	229.0	229.0	23429	PIEDE
FLES+TORS	0	0	90°	104.1	104.1	208.3	208.3	125706	PIEDE
FLES+TORS	0	0	90°	93.5	93.5	187.0	187.0	332934	PIEDE
FLES+TORS	0	0	90°	82.9	82.9	165.9	165.9	481288	PIEDE
FLES+TORS	0	0	90°	82.9	82.9	165.9	165.9	1170028	PIEDE
FLES+TORS	0	0	90°	72.6	72.6	145.2	145.2	1390849	PIEDE

La nomenclatura delle tabelle è la seguente:

- R_σ è il rapporto di ciclo per la sola flessione
- R_τ è il rapporto di ciclo per la sola torsione
- σ_{amp} , $\Delta\sigma_{range}$ sono rispettivamente l'ampiezza del ciclo di carico e il range nominali del carico a flessione in corrispondenza del diametro esterno del tubo sulla sezione con spessore ridotto.
- τ_{amp} , $\Delta\tau_{range}$ sono rispettivamente l'ampiezza del ciclo di carico e il range nominali del carico a torsione in corrispondenza del diametro esterno del tubo sulla sezione con spessore ridotto.

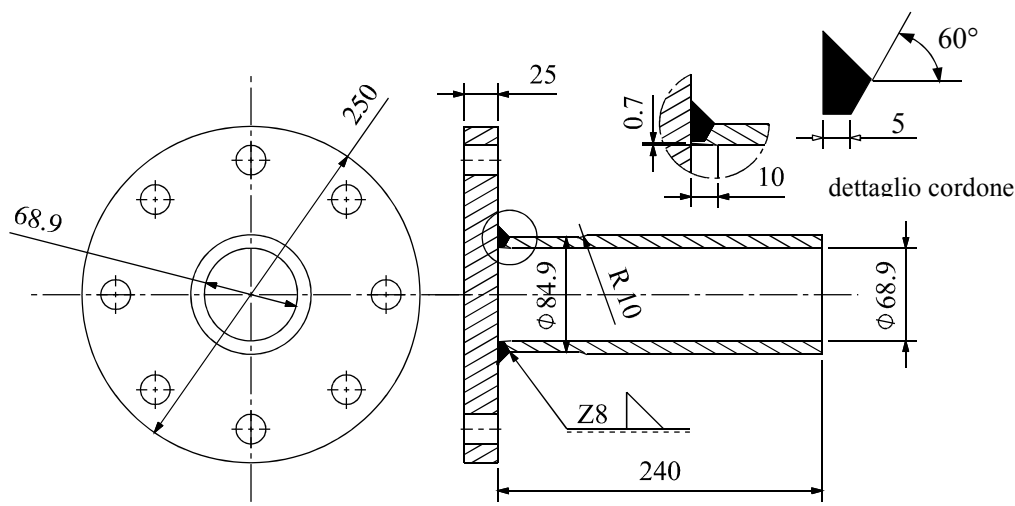


Figura 4.4 Geometria dei giunti saldati testati a flessione, torsione, e flessione+torsione in fase e fuori fase da Yousefi et al. [19]

Il numero di cicli a rottura è determinato dalla perdita di pressione interna che si verifica quando la cricca si sviluppa attraversando tutto lo spessore del tubo. Quando inizia il test, la pressione interna del provino è settata sotto la pressione atmosferica. Quando la pressione interna del provino si bilancia con quella atmosferica un segnale pone fine alla prova di fatica.

4.4 Dati articolo Bäckström et al. [20]

Nell'articolo di Bäckström [20] sono stati testati giunti di tipo tubo SHS su flangia applicando stati di sollecitazione con flessione pura, torsione pura e combinazioni di esse (in fase e fuori fase).

Il giunti utilizzati nei test sono costituiti da acciaio a grana fine P 460 con una tensione di snervamento di 520 MPa e una tensione a rottura di 670 MPa.

Il tubolare è stato saldato ad angolo alla flangia con una saldatura automatica MIG, come viene mostrato in Figura 4.4. I provini non sono stati trattati termicamente per avere la riduzione delle tensioni residue.

Per quanto riguarda le sollecitazioni, il sistema servoidraulico fornisce un momento flettente e un momento torcente all'estremità libera del tubo. Nel report inoltre sono riportati i risultati in termini di *range* di tensioni del ciclo di carico nominali riscritti in Tabella 4.5

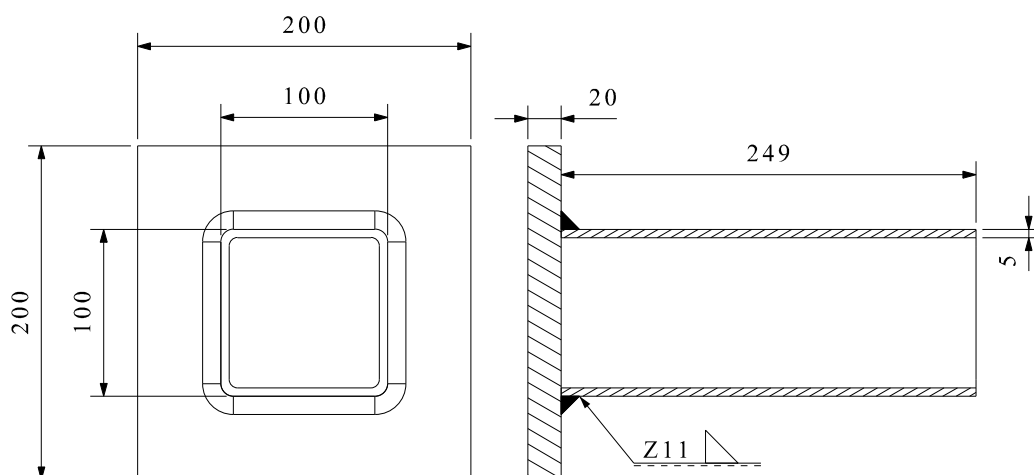


Figura 4.5 Geometria dei giunti saldati testati a flessione, torsione, e flessione+torsione in fase e fuori fase da Bäckström et al. [20]

Tabella 4.5 Dati sperimentali di prove a fatica di Bäckström su giunzioni saldate non trattate termicamente o meccanicamente. [20]

CARICO	R_s	R_t	FASE	$\Delta\sigma_{range}$ [MPa]	$\Delta\tau_{range}$ [MPa]	N° CICLI	ROTTURA
FLEX	0.3	/	/	266.0	/	45000	PIEDE
FLEX	0.1	/	/	319.0	/	127000	PIEDE
FLEX	0.6	/	/	149.0	/	274000	PIEDE
FLEX	0.7	/	/	116.0	/	692000	PIEDE
FLEX	0.7	/	/	98.0	/	1110000	PIEDE
TORS	/	-1	/	/	327.0	40000	TUBO
TORS	/	-1	/	/	270.0	160000	TUBO
TORS	/	-1	/	/	151.0	627000*	TUBO
TORS	/	0	/	/	218.0	520000	TUBO
FLES+TORS	-1	-1	0	405.0	139.0	44000	PIEDE
FLES+TORS	-1	-1	0	356.0	155.0	122000	PIEDE
FLES+TORS	-1	-1	0	198.0	221.0	274000	PIEDE
FLES+TORS	-0.8	-1.2	0	244.0	130.0	1081000	PIEDE
FLES+TORS	-0.8	-1.3	0	243.0	129.0	1467000	PIEDE
FLES+TORS	0	0	0	348.0	160.0	11000	PIEDE
FLES+TORS	0	-0.1	0	227.0	140.0	95000	PIEDE
FLES+TORS	0	0	0	254.0	116.0	120000	PIEDE
FLES+TORS	0	0	0	208.0	99.0	345000	PIEDE
FLES+TORS	0	0	PATH F	253.0	111.0	100000	PIEDE
FLES+TORS	0	0	PATH F	254.0	111.0	148000	PIEDE
FLES+TORS	0	0	PATH F	207.0	92.0	413000	PIEDE
FLES+TORS	0	0	PATH F	208.0	93.0	529000	PIEDE

In Tabella 4.5 sono riportati i dati utili all'applicazione del PSM, dove:

- R_σ è il rapporto di ciclo per la sola flessione
- R_τ è il rapporto di ciclo per la sola torsione
- $\Delta\sigma_{range}$ è il range di tensione nominale del ciclo di carico a flessione.
- $\Delta\tau_{range}$ è il range di tensione nominale del ciclo di carico a torsione.

Le tensioni di flessione e di torsione sono state calcolate con la teoria di De Saint Venant rispettivamente con le espressioni di Navier e di Bredt.

Il numero di cicli a rottura è identificato a seguito di uno scostamento sensibile sulla perdita di rigidità della struttura.

4.5 Dati articolo Dahle et al. [21]

Nell'articolo di Dahle et al. [20] sono stati testati giunti di tipo tubo SHS applicando stati di sollecitazione con flessione pura, torsione pura e combinazioni di esse (in fase e fuori fase).

Il giunti utilizzati nei test sono costituiti da acciaio DOMEX 350 con una tensione di snervamento di 350 MPa.

Il tubolare è una trave a cassone realizzata saldando longitudinalmente due flange spesse 10 mm e due con spessore 8 mm come viene mostrato in Figura 4.4. La saldatura è a parziale penetrazione riducendo la dimensione della radice di circa 2 mm rispetto ai 8 mm di spessore completo. I provini non sono stati trattati termicamente per avere la riduzione delle tensioni residue.

Per quanto riguarda le sollecitazioni, il sistema servoidraulico fornisce un momento flettente e un momento torcente con uno schema a 4 punti. I dati sperimentali sono mostrati in Tabella 4.6

Tabella 4.6 Dati sperimentali ripresi dall'articolo di Dahle et al [21] per prove a flessione, torsione e flessio-torsione in fase e fuori fase.
 * Prove condotte con pressione interna.

CARICO	R_s	R_t	FASE	$\Delta\sigma_{range}$ [MPa]	$\Delta\tau_{range}$ [MPa]	N° CICLI	ROTTURA
FLEX	-0.1	/	/	194.4	/	1540000	TRASV
FLEX	-0.1	/	/	243.0	/	915000	TRASV
FLEX	-0.1	/	/	315.9	/	300000	TRASV
TORS	/	-1	/	/	127.6	780000	LONG
TORS	/	-1	/	/	183.5	140000	LONG
TORS	/	-1	/	/	114.5	2220000	LONG
TORS	/	-1	/	/	155.2	397000	LONG
TORS	/	-1	/	/	153.9	97500	LONG
TORS	/	-1	/	/	122.7	295500	LONG
TORS	/	-1	/	/	152.2	343000	LONG
TORS	/	-1	/	/	120.8	840000	LONG
TORS	/	-1	/	/	110.9	1860000	LONG
TORS	/	-1	/	/	145.6	304000	LONG
TORS	/	-1	/	/	138.3	1050000	LONG
TORS	/	-1	/	/	116.6	2144000	LONG
TORS	/	-1	/	/	119.6	385000	LONG
TORS	/	-1	/	/	145.2	870000	LONG
TORS*	/	-1	/	/	182.2	32000	LONG
TORS*	/	-1	/	/	143.5	62000	LONG
TORS*	/	-1	/	/	131.3	146000	LONG
TORS*	/	-1	/	/	132.3	360000	LONG
TORS*	/	-1	/	/	131.3	160000	LONG
FLES+TORS	-1	-1	0	106.8	145.8	363000	LONG
FLES+TORS	-1	-1	0	125.3	160.4	285000	LONG
FLES+TORS	-1	-1	0	95.0	121.5	1490000	TRASV
FLES+TORS	-1	-1	0	106.3	184.1	930000	TRASV
FLES+TORS	-1	-1	0	134.8	220.9	125000	TRASV
FLES+TORS	-1	-1	0	70.9	137.7	2240000	LONG
FLES+TORS	0	0	0	180.0	184.1	101500	LONG
FLES+TORS	0	0	90°	126.5	138.1	842000	TRASV
FLES+TORS	0	0	90°	168.7	184.1	700000	LONG
FLES+TORS	0	0	90°	135.0	147.3	133000	T+L
FLES+TORS	0	0	90°	126.6	138.1	490000	T+L

La nomenclatura della tabella è la seguente:

- R_σ è il rapporto di ciclo per la sola flessione
- R_τ è il rapporto di ciclo per la sola torsione
- $\Delta\sigma_{range}$ è il range di tensione nominale del ciclo di carico a flessione calcolato in corrispondenza della radice.
- $\Delta\tau_{range}$ è il range di tensione nominale del ciclo di carico a torsione in corrispondenza della parete della trave con spessore minore (formula di Bredt).

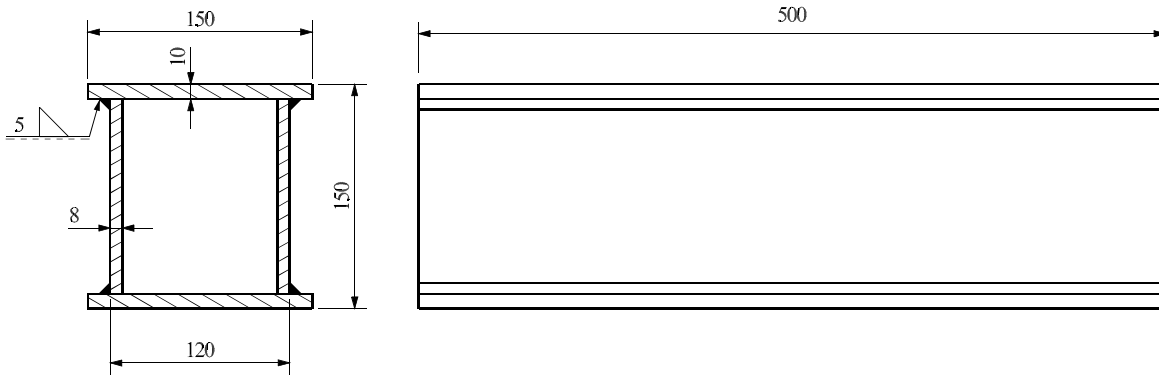


Figura 4.6 Geometria della trave a cassone testati nell'articolo di Dahle et al. [21]

Nelle prove a flessione le rotture sono avvenute trasversalmente alla saldatura, mentre nei test a torsione la cricca partiva dalla radice per poi accrescere nella gola della saldatura e longitudinalmente. Nelle prove multiassili le rotture sono avvenute sia trasversalmente sia alla radice, e in alcuni casi anche in entrambe le posizioni contemporaneamente.

Il numero di cicli delle prove sono stati determinati quando la cricca ha raggiunto uno sviluppo longitudinale di circa 200-500 mm.

CAPITOLO 5

ANALISI FEM PER IL PSM MULTIASSIALE

In questo capitolo verranno descritte in dettaglio le analisi agli elementi finiti eseguite sui giunti trovati in letteratura, di cui i relativi dati sono stati riportati nel Capitolo 2.

Per ogni report di riferimento saranno descritti i modelli geometrici, il modello di mesh utilizzata, carichi applicati.

Nell' Appendice B sono riportati i codici compatibili con il software Mechanical APDL 15 di Ansys che generano e risolvono i soli modelli assialsimmetrici, mentre per i modelli che richiedevano una geometria tridimensionale sono stati utilizzati comandi manuali.

5.1 Modelli FEM dei giunti Siliander et al. [17]

Le analisi agli elementi finiti sono state eseguite sfruttando la caratteristica assialsimmetrica della geometria così da poter modellare il giunto mediante elementi piani che rendono rapidi i tempi di modellazione e calcolo.

Un'accortezza da tenere in considerazione è quella di inserire un sistema di riferimento locale all'interno del modello con origine nel piede del cordone di saldatura avendo un asse orientato con la stessa direzione della bisettrice dell'angolo di apertura dell'intaglio a V. Così facendo è possibile risolvere il modello ricavando le componenti di tensione appropriate per l'utilizzo del PSM multiassiale.

In seguito verranno illustrate due analisi dei giunti di Siliander, una con un raggio al piede cordone pari a zero e l'altra con un raggio di raccordo di 4 mm. Questo perché i valori del raggio del piede cordone variano da 0.18 a 4mm. Quindi oltre a verificare il PSM con un raggio di raccordo nullo, è stato confrontato se il SED (Strain Energy Density) mediato in un volume di controllo è pari a quello calcolato dalle componenti di tensione massime (raggio a piede cordone di 4 mm).

5.1.1 Modello geometrico con raggio del piede del cordone di saldatura nullo.

Fruttando la caratteristica di assialsimmetria della geometria del giunto è stato realizzato un modello bidimensionale con elementi PLANE25 presenti nella libreria di Ansys classico. L'utilizzo di quest'ultimi comporta l'imposizione dell'asse di assialsimmetria in corrispondenza dell'asse Y globale di Ansys come è mostrato in Figura 5.1. Per mantenere il vantaggio principale del PSM, ovvero la sua rapidità di applicazione, è stata modellata tutta l'intera geometria del tubo in modo da non perdere tempo ad effettuare le semplificazioni solitamente utilizzate nelle consuete analisi FEM.

5.1.2 Modello Mesh

L'elemento utilizzato nelle analisi è il PLANE 25 (libreria di Ansys 14.0) mantenendo le *key-option* di default (per la descrizione dell'elemento si rimanda all'*help* in linea).

Il materiale è supposto lineare elastico, quindi per l'acciaio le sole proprietà inserite sono $E = 206000 \text{ MPa}$ e $\nu = 0,3$.

La scelta della dimensione massima dell'elemento è dettata dalle ipotesi di lavoro del PSM, infatti per ogni stato di sollecitazione monoassiale esistono i dei fattori di forma minimi da rispettare per la corretta applicazione del metodo. I fattori di forma sono rapporti tra una grandezza caratteristica a del giunto (come può essere ad esempio lo spessore dello stesso) e la dimensione dell'elemento utilizzabile. I fattori di forma minimi sono riportati in Tabella 5.1. La scelta deve soddisfare il fattore di forma di entrambi i stati tensionali sollecitati nelle analisi FEM, quindi per il caso in esame (MODO 1 + MODO 3) il rapporto più critico è quello per il caso di sollecitazione con MODO 3 sulla radice ($a/d > 12$), quindi la dimensione massima dell'elemento che soddisfa le ipotesi del PSM risulta essere pari a 0,8 mm.

Per generare la mesh è stata utilizzata l'impostazione *free* del meshatore automatico impostando la sola dimensione dell'elemento senza eseguire alcuna rifinitura (uno dei vantaggi del PSM).

Il risultato della mesh è mostrato in Figura 5.2 dove si può notare che la mesh rispetta le ipotesi sulla topologia degli elementi.

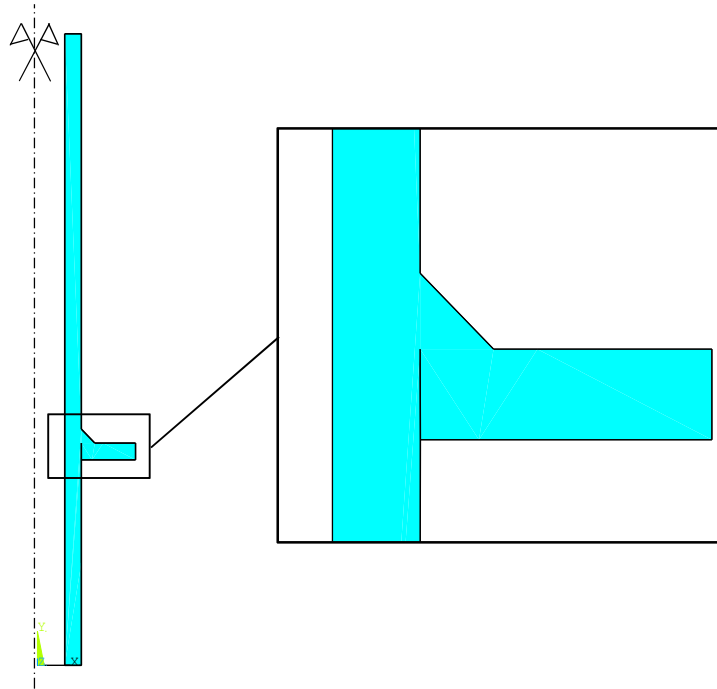


Figura 5.1 Modello geometrico bidimensionale del giunto Siliander [17] con raggio di raccordo sul piede del cordone di saldatura nullo. La mancata penetrazione del cordone è stata modellata come una cricca con un angolo di apertura dell'ordine del decimo di grado.

Tabella 5.1 Rapporti tra dimensione caratteristica a e dimensione dell'elemento d per le diverse sollecitazioni monoassiali.

Sollecitazione	a [mm]	PIEDE	RADICE
MODO 1	spessore tubo	$a/d > 3$	-
MODO 2	dim.cricca	-	$a/d > 14$
MODO 3	spessore tubo	$a/d > 3$	$a/d > 12$

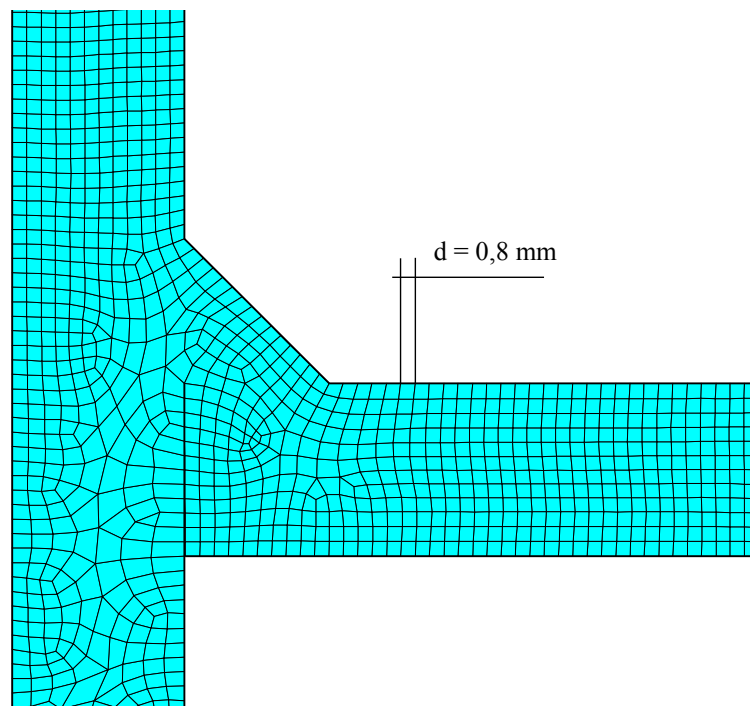


Figura 5.2 Modello mesh del giunto Siliander con raggio a piede del cordone nullo. La mesh è stata generata con il meshatore automatico impostando la sola dimensione dell'elemento.

5.1.3 Carichi e vincoli

Le analisi sono state eseguite separatamente per il caso di flessione pura (MODO 1) e per il caso di torsione pura (MODO 3) facendo variare solamente la condizione di carico.

Come condizione di vincolo è stato messo un incastro in corrispondenza della linea che rappresenta la superficie di contatto tra piastra e telaio, come mostrato in Figura 5.3 Infatti nella realtà la piastra essendo imbullonata al telaio della macchina di prova, l'incastro è il vincolo che meglio approssima il sistema.

Le condizioni di carico sono:

- **CARICO DI FLESSIONE:** dai dati ricavati nell'articolo (Tabella 4.1) e rielaborati in termini di range di tensione è stata applicata una pressione lineare sulla estremità del tubo esprimendola poi in *serie di Fourier* in modo da replicare lo stato di tensione antisimmetrico creato dal momento flettente nella struttura assialsimmetrica. Un esempio di pressione lineare è mostrato in Figura 5.4.

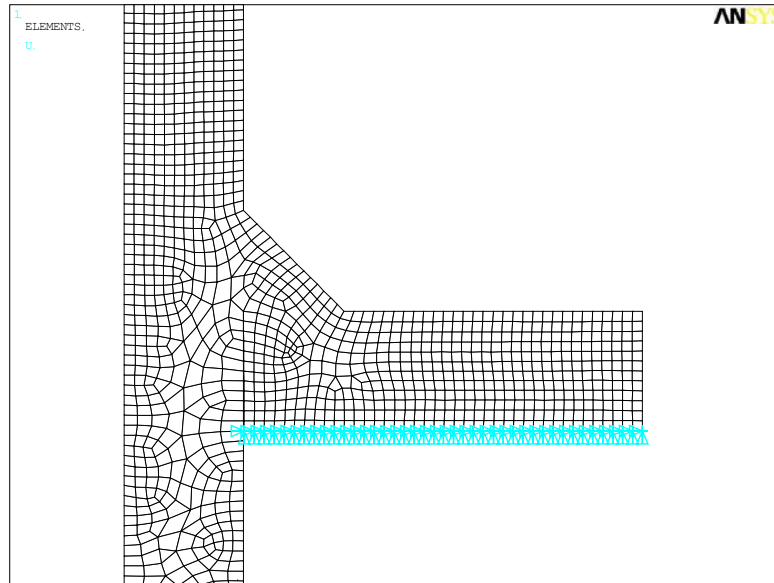


Figura 5.3 Condizione di vincolo del giunto Siljander.

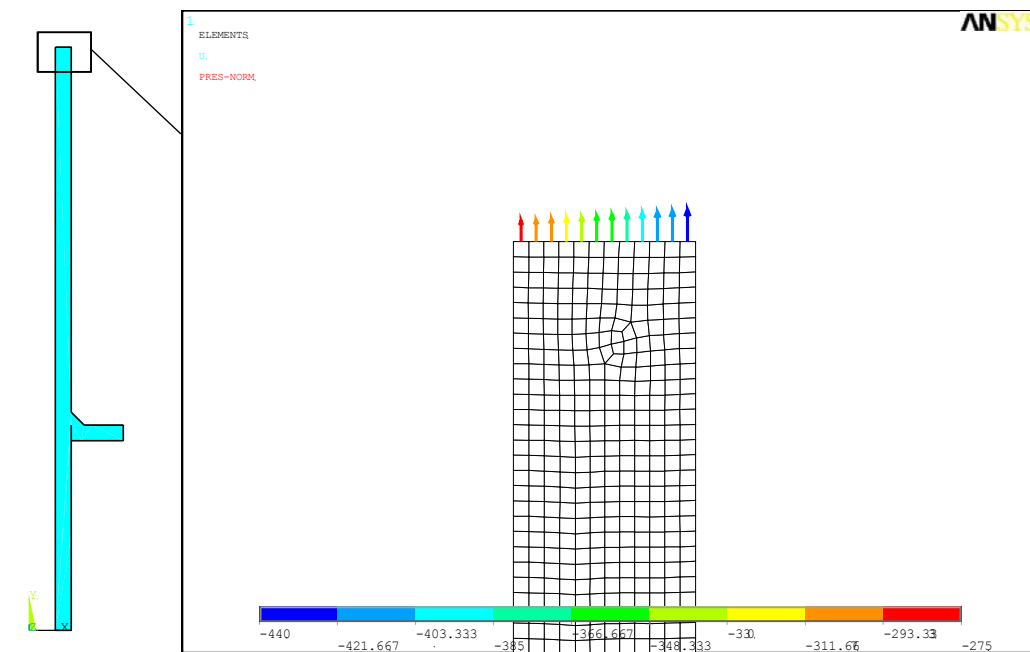


Figura 5.4 Condizione di carico di flessione pura prendendo come riferimento un valore di tensione mostrato in Tabella 4.1. I valori nella legenda della figura sono da riferirsi in MPa.

- CARICO DI TORSIONE: dai valori rielaborati in Tabella 4.1 è stato ricavato il valore della forza in direzione z da applicare al modello che realizzi uno stato tensione nominale in corrispondenza del diametro esterno del tubo pari a quella riportata nell'articolo originale. Ad esempio: se il range di tensione da applicare è pari a 220 MPa, allora la forza da applicare al key-point in corrispondenza del diametro esterno del tubo (Figura 5.5) è la seguente:

$$F_z = \frac{\Delta\tau \cdot J_p}{D_e/2} = \frac{220 \cdot 554050,6}{25,4} = 188931 [N] \quad (0.25)$$

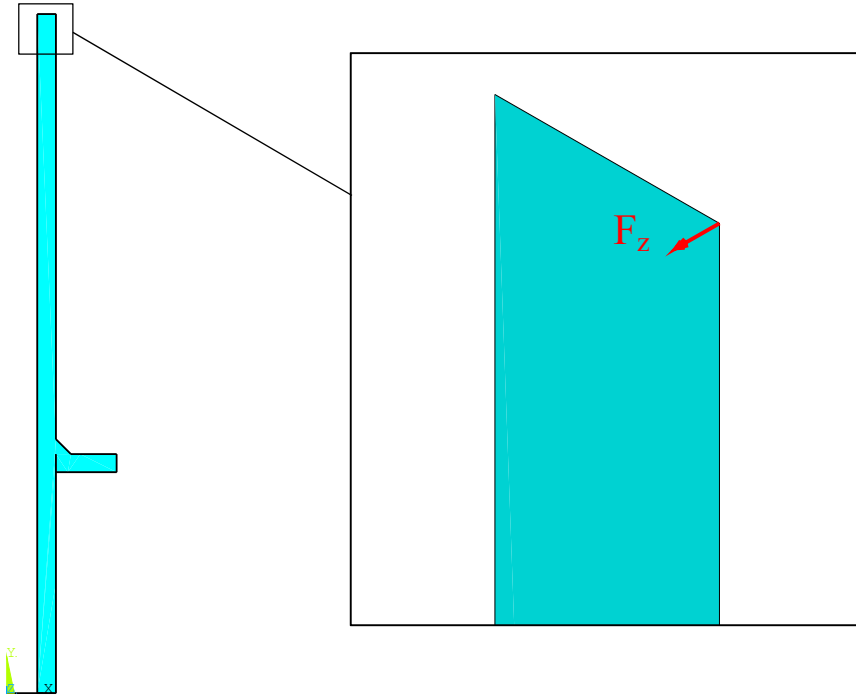


Figura 5.5 Condizione di carico con torsione pura con valore ricavato dalla Tabella 4.1. Il valore della forza F_z è stato ricavato tramite l'equazione (0.25).

Un'operazione fondamentale è quella di inserire un sistema di riferimento locale con origine sul piede del cordone di saldatura e inclinato in modo da avere un asse coincidente con la bisettrice dell'angolo di apertura dell'intaglio.

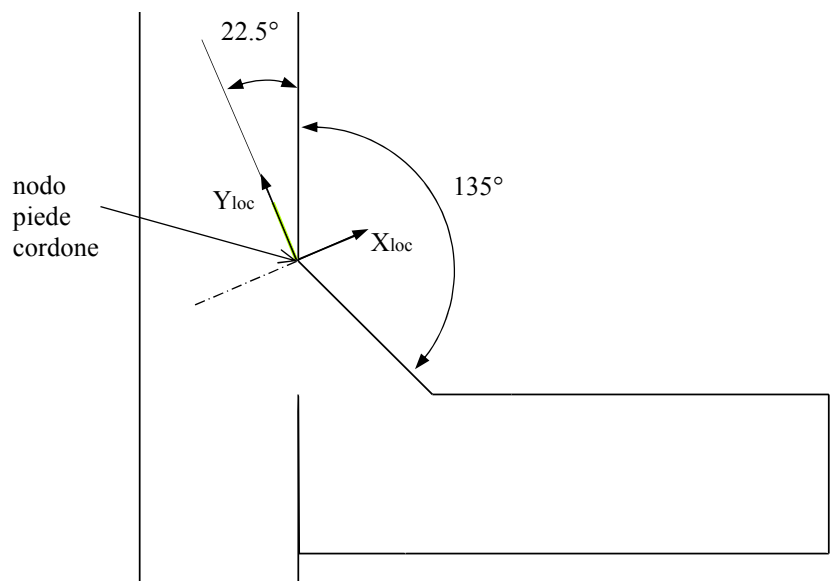


Figura 5.6 Posizione del sistema di riferimento locale sull'apice del piede del cordone di saldatura.

Questo è necessario per ricavare le componenti di tensione necessarie al calcolo del $\Delta\sigma_{eq,picco}$. Proprio per questo una volta risolte le soluzioni per il caso di flessione pura è stato plottato il valore della tensione principale massima $\Delta\sigma_{1,Ansys}$ mentre per il caso di torsione pura è stata plottata la tensione tangenziale massima $\Delta\tau_{yz,Ansys}$ nel sistema di riferimento locale.

5.1.4 Modello geometrico con raggio di raccordo di 4 mm

Per verificare che il SED mediato in un preciso volume di controllo sia pari al SED calcolato con le componenti di picco di tensione, sono state eseguite due simulazioni distinte: una tridimensionale per la sola flessione e una bidimensionale per il caso di torsione. Il motivo di questa scelta è giustificato dal fatto che per il calcolo del SED mediato, con un'analisi FEM aventi elementi assialsimmetrici bidimensionali, il volume che Ansys utilizza per il calcolo è il toroide creato dalla estrusione del volume di controllo bidimensionale. Tuttavia le tensioni di Navier variano lungo sezione del tubo quindi con l'utilizzo di un modello piano i risultati non sarebbero corretti. È dunque necessario prendere un volumetto tridimensionale in corrispondenza della tensione massima e calcolare il SED in esso. Per la torsione il problema non esiste in quanto le tensioni di Coulomb sono costanti lungo la circonferenza del tubo.

Per il modello geometrico è stato suddiviso il modello bidimensionale intero con delle aree per poter successivamente infittire la mesh nelle vicinanze del piede del cordone di saldatura (vedi Figura 5.7)

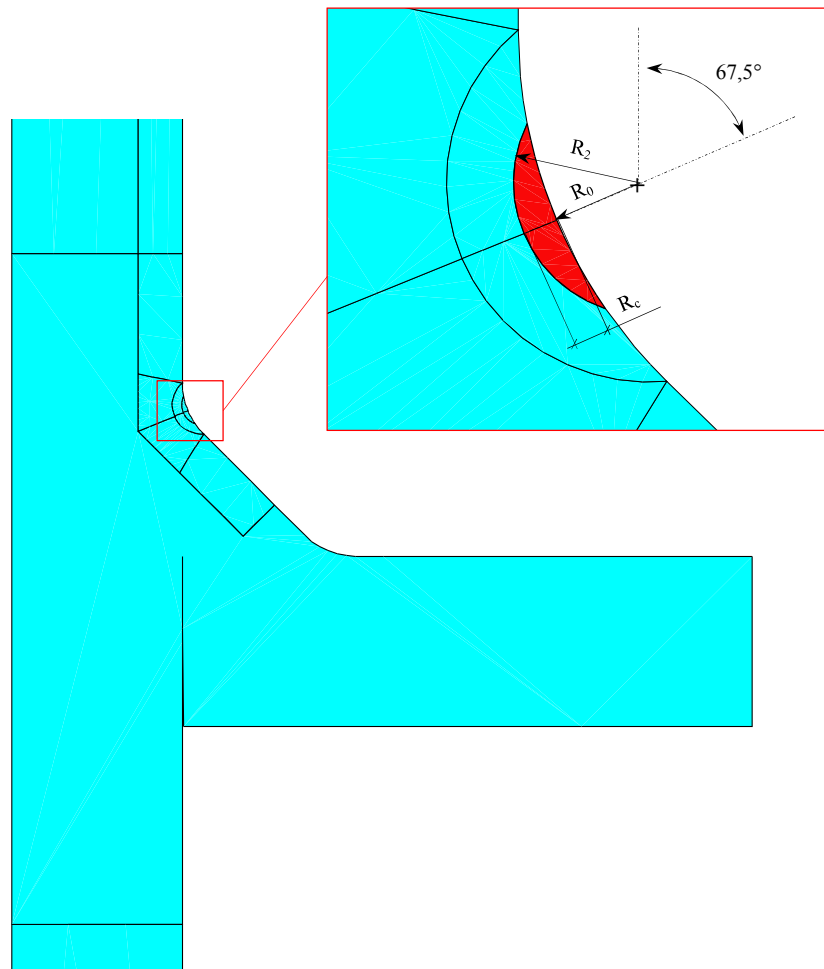


Figura 5.7 Dettaglio del modello geometrico bidimensionale utilizzato per il calcolo del SED mediato nel volume di controllo di raggio $R_2=1,08$ mm mostrato in rosso.

Il raggio del volume di controllo R_2 per un intaglio aperto di un angolo 2α con raggio di fondo intaglio ρ è calcolabile attraverso le relazioni seguenti:

$$R_0 = \rho \cdot \left[\frac{\pi - 2\alpha}{2\pi - 2\alpha} \right] \quad (0.26)$$

$$R_2 = R_0 + R_c \quad (0.27)$$

dove R_c è pari a 0,28 mm.

5.1.5 Modello mesh

TORSIONE. È stato utilizzato l'elemento PLANE25 presente nella libreria di Ansys mantenendo le *key-option* di default. Come primo step per la generazione della mesh è stata meshata l'area del volume di controllo con una dimensione dell'elemento d pari a 0,1 mm (in modo da aver abbastanza elementi al suo interno). Sulle linee delle altre aree sono stati impostati gli *element division* in modo da creare una mesh più rada man mano che ci si allontana dal volumetto (vedi Figura 5.8). Questo procedimento è stato realizzato anche per il modello 3D, nel quale è stata eseguita una estrusione dell'area meshata 2D creando in questo modo elementi cubici (SOLID186).

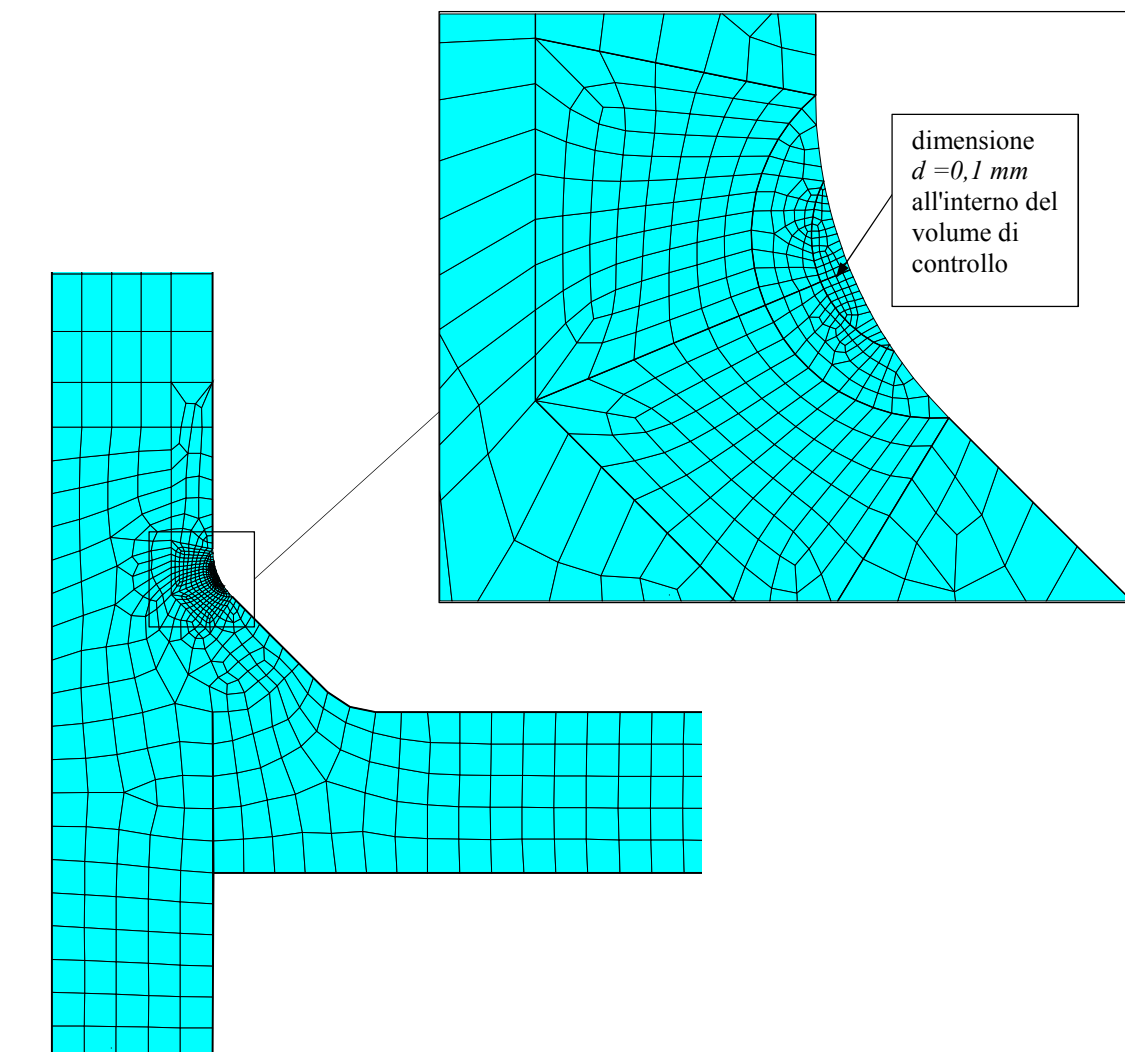


Figura 5.8 Modellodella mesh bidimensionale con elementi PLANE25. La dimensione degli elementi all'interno del volume di controllo è pari a 1 mm.

Il modello è stato vincolato bloccando tutti gli spostamenti della linea di contatto tra la piastra e il telaio del sistema servoidraulico di prova, come mostrato in Figura 5.9.

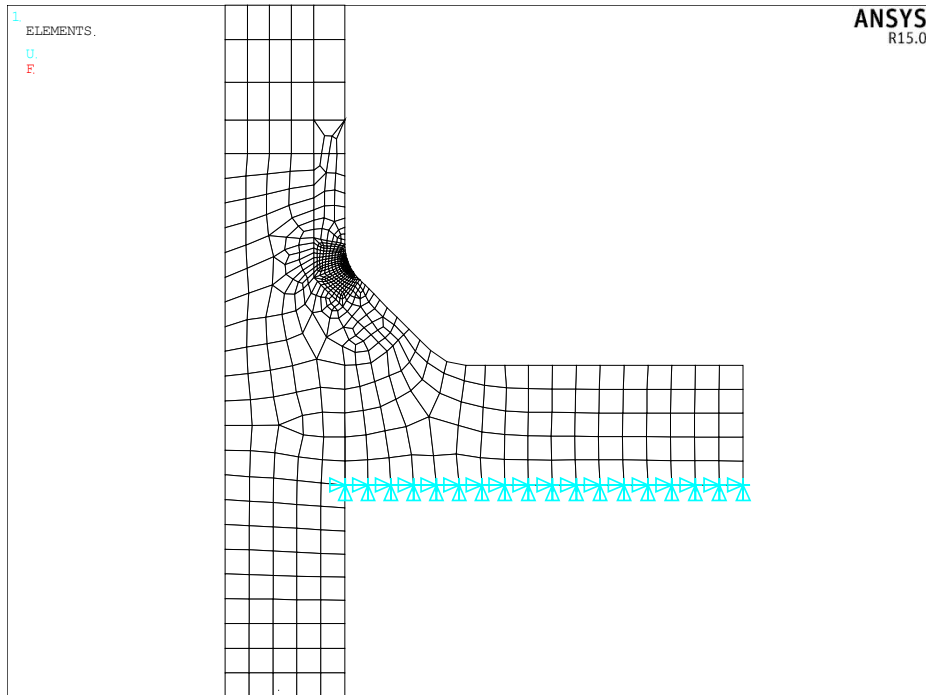


Figura 5.9 Condizioni di vincolo giunti Siljander soggetti a torsione, per il calcolo del SED.

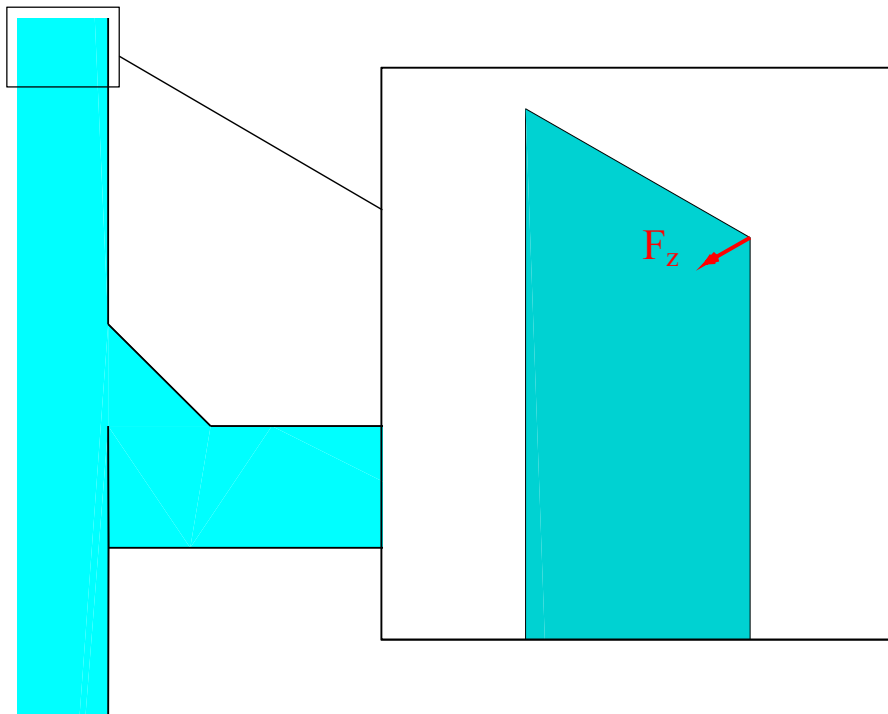


Figura 5.10 Condizione di carico torcente applicato a un modello di giunto testato da Siliander et al. [17] composto da elementi PLANE25 assialsimmetrici.

Dai valori rielaborati in Tabella 4.1 è stato ricavato il valore della forza in direzione z da applicare al modello che realizzi uno stato tensione nominale in corrispondenza del diametro esterno del tubo pari a quella riportata nell'articolo originale. Ad esempio: se il range di tensione da applicare è pari a 220 MPa in torsione

pura, allora la forza da applicare al key-point in corrispondenza del diametro esterno del tubo è calcolabile con l'equazione (0.25).

FLESSIONE. Per il calcolo del SED mediato nel volume di controllo è stato necessario realizzare un modello 3D a causa della antisimmetria del carico flettente. Per questo il SED è stato calcolato in un volume di controllo dove le tensioni di *Navier* sono massime.

Per la realizzazione del modello mesh si è partiti da un mesh bidimensionale di elementi PLANE25 analoga a quella utilizzata per la torsione in Figura 5.8. Successivamente, inserendo nel modello l'elemento SOLID186, è stata eseguita un'estrusione dell'area meshata creando elementi cubici con profondità (nello sviluppo circonferenziale di 0,28 mm) come è riportato in Figura 5.11.

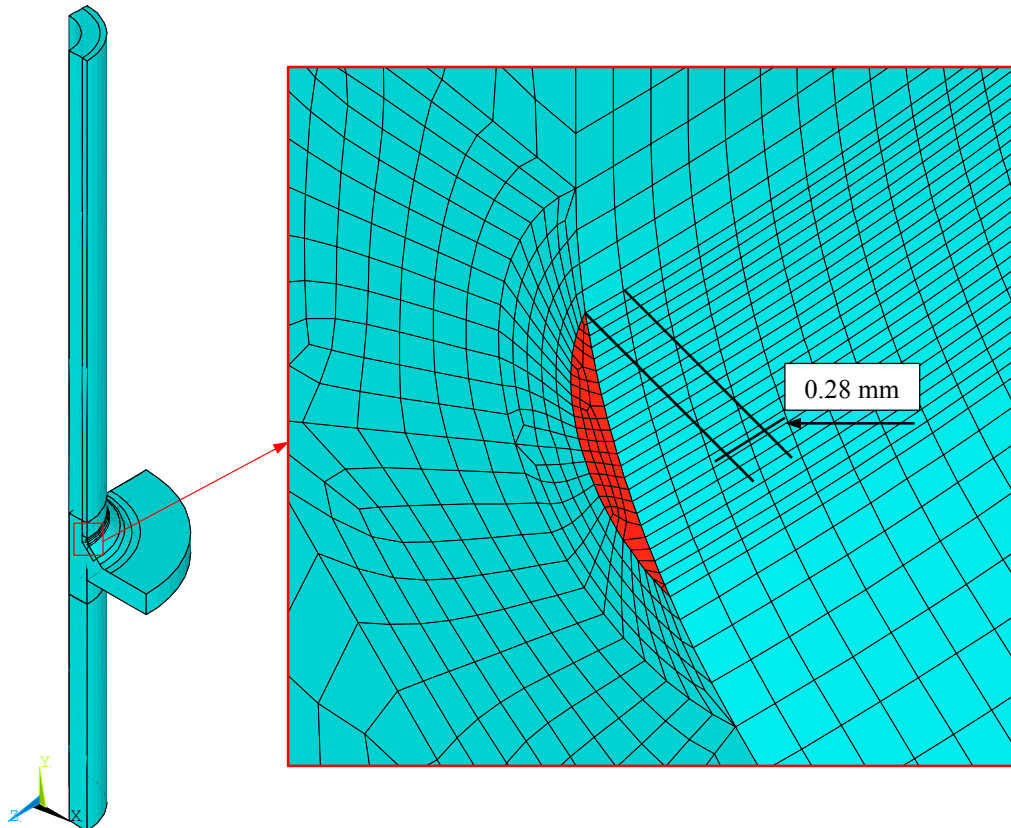


Figura 5.11 Modello tridimensionale dei giunti testati da Siljander [17]. In rosso è mostrato il volume l'area del volume di controllo prima dell'estrusione del modello con una profondità di 0,28mm.

Per quanto riguarda le condizioni di vincolo sono state applicate vincoli di simmetria e vincoli di antisimmetria a causa del carico flettente che è stato applicato come mostrato in Figura 5.12. Inoltre sono state bloccate le aree che nella realtà sono le superfici di contatto tra la piastra e il meccanismo servoidraulico di prova.

Il carico è stato applicato in corrispondenza del nello stesso *key-point* (appartenente all'area nel piano *xy*) del caso di torsione rivolto in direzione *y*. Il valore della forza da applicare, a partire da un *range* di tensione di 440 MPa, è ricavabile dalle seguenti relazioni:

$$M_f = \frac{\Delta\sigma_N \cdot J_f}{d_e / 2} = 4.79 \times 10^6 \text{ Nmm} \quad (0.28)$$

$$F_{coppia} = M_f / d_e = 9.45 \times 10^4 \text{ N} \quad (0.29)$$

$$F_y = F_{coppia} / 2 = 4.72 \times 10^4 \text{ N}$$

dove F_{coppia} è il valore della forza che genera il momento flettente M_f , mentre F_y è la forza da applicare al modello tenendo conto delle condizioni di simmetria.

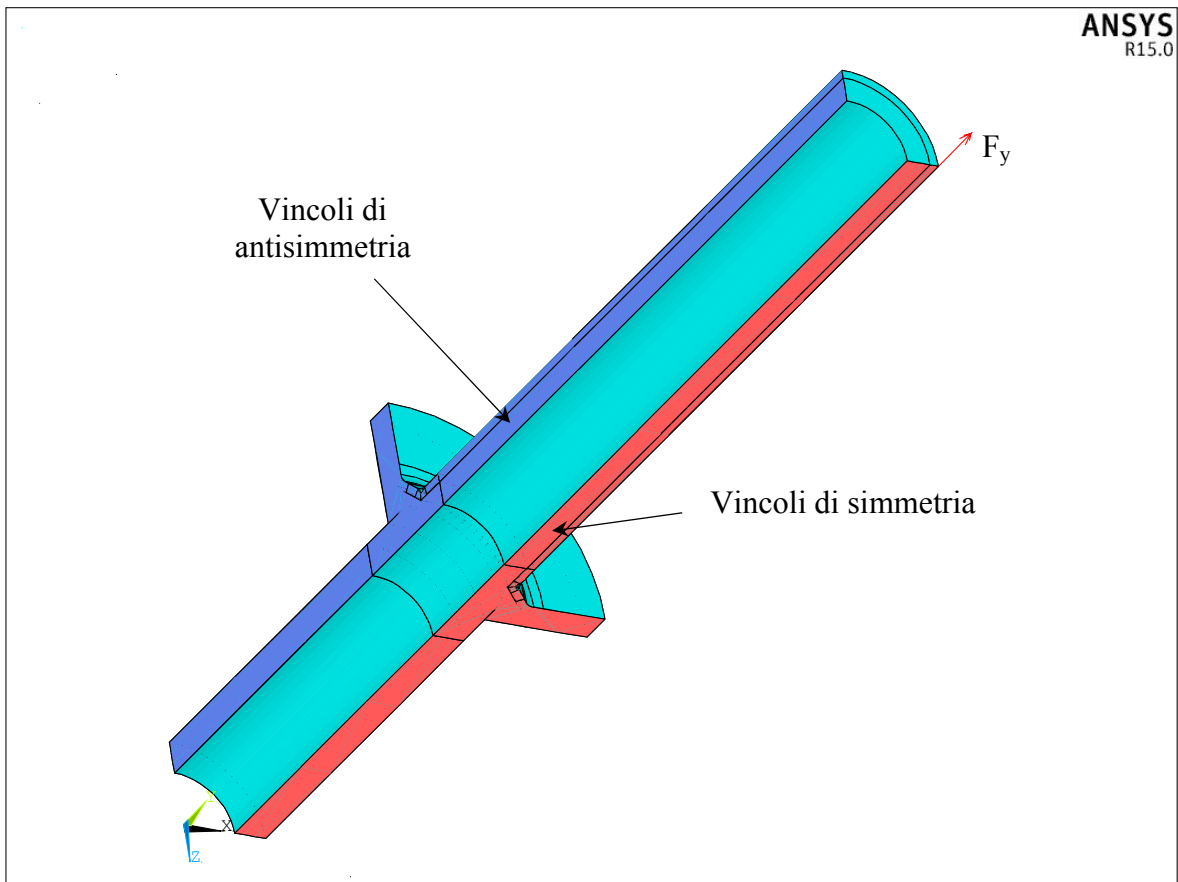


Figura 5.12 Condizioni di vincolo e di carico applicati al modello FEM 3D di Siljander. Le aree rosse sono quelle su cui è stato imposto il vincolo di simmetria, mentre quelle blu è stato imposto il vincolo di antisimmetria.

5.2 Modello FEM dei giunti Razmjoo et al.

Le analisi agli elementi finiti sono state eseguite sfruttando la caratteristica assialsimmetrica della geometria così da poter modellare il giunto mediante elementi piani che rendono rapidi i tempi di modellazione e calcolo.

Un'accortezza da tenere in considerazione è quella di inserire un sistema di riferimento locale all'interno del modello con origine nel piede del cordone di saldatura avendo un asse orientato come la bisettrice dell'angolo di apertura dell'intaglio a V. Così facendo è possibile risolvere il modello ricavando le componenti di tensione appropriate per l'utilizzo del PSM multiassiale.

5.2.1 Modello geometrico

Data la semplicità realizzativa, il modello geometrico è stato realizzato bidimensionale con i comandi di disegno interni ad Ansys® classico.

La modello geometrico di riferimento è stato realizzato con l'asse di assialsimmetria coincidente con l'asse y globale di Ansys. Questo è necessario in quanto gli elementi che sono stati utilizzati per creare la mesh (PLANE25) riconoscono solo l'asse y come asse assialsimmetrico.

Nell'articolo originale [18], viene spiegato che nelle prove di torsione pura il tubolare ha uno spessore uniforme di 7 mm mentre per i restanti test il tubo è stato alesato internamente alle estremità riducendo lo spessore di 3,2 mm.

In Figura 5.13 e Figura 5.14 sono stati riportati i due diversi modelli geometrici, sfruttando la simmetria rispetto al piano medio trasversale all'asse del tubo.

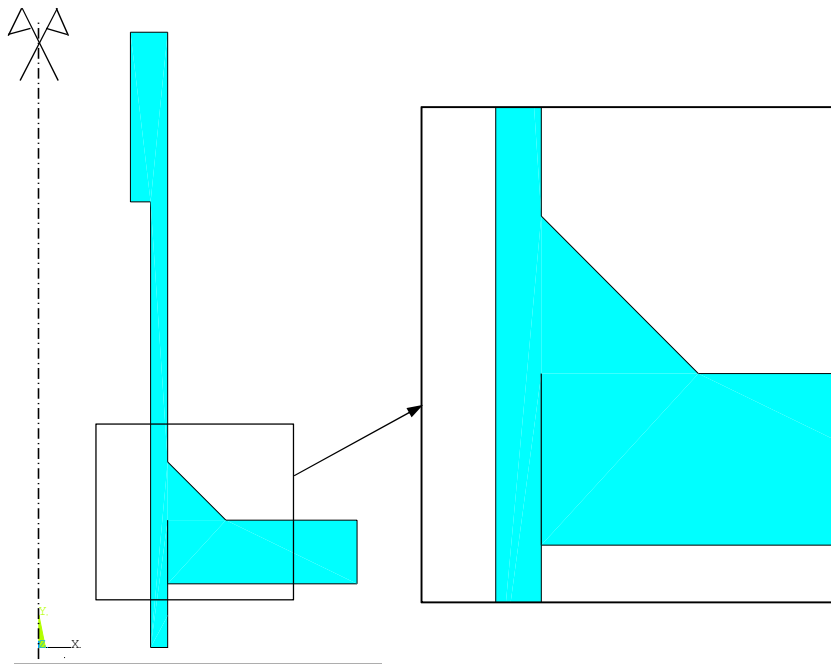


Figura 5.13 Modello geometrico dei giunti Razmjoo, utilizzato per le analisi FEM con sollecitazioni di trazione pura e multiassiali. Il tubo di spessore 7 mm è stato alesato a 3,2 m.

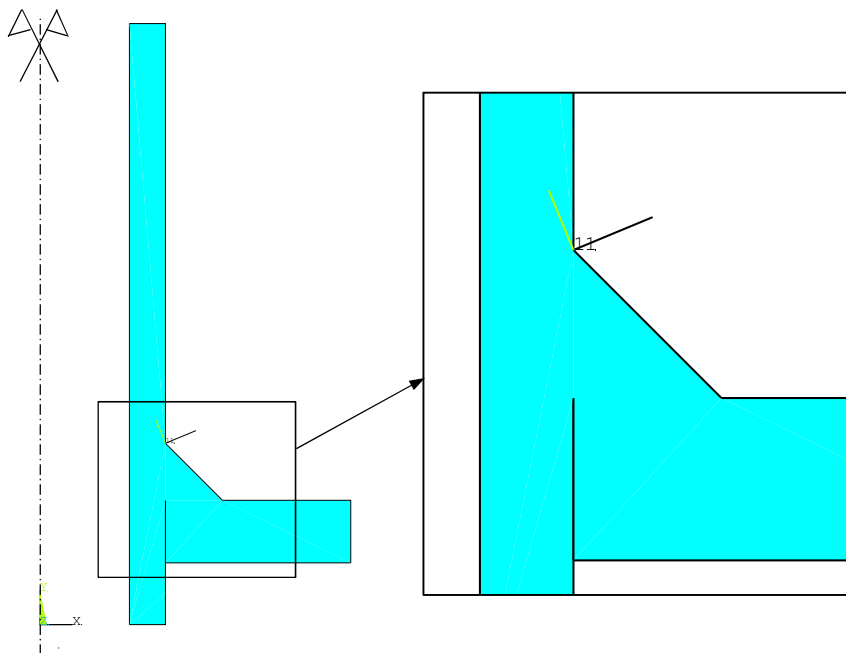


Figura 5.14 Modello geometrico dei giunti Razmjoo, utilizzato per le analisi FEM con sollecitazioni di torsione pura. Lo spessore del tubo è uniforme pari a 7 mm. All'apice del piede del cordone si nota il sistema di riferimento locale, necessario a ricavare le componenti delle tensioni corrette per l'applicazione del PSM.

Siccome la piastra è stata unita al tubolare con una saldatura ad angolo è stato necessario disegnare una cricca per riprodurre la discontinuità del materiale. Per fare ciò la cricca è stata modellata con un angolo di apertura dell'ordine del centesimo di grado.

5.2.2 Modello Mesh

L'elemento utilizzato nelle analisi è il PLANE 25 (libreria di Ansys 14.0) mantenendo le *key-option* di default (per la descrizione dell'elemento si rimanda all'*help* in linea).

Il materiale è supposto lineare elastico, quindi per l'acciaio le sole proprietà inserite sono $E = 206000 \text{ MPa}$ e $\nu = 0,3$.

La scelta della dimensione massima dell'elemento è dettata dalle ipotesi di lavoro del PSM, infatti per ogni stato di sollecitazione monoassiale esistono i dei fattori di forma minimi da rispettare per la corretta applicazione del metodo. I fattori di forma sono rapporti tra una grandezza caratteristica a del giunto (come può essere ad esempio lo spessore dello stesso) e la dimensione dell'elemento utilizzabile. I fattori di forma minimi sono riportati in Tabella 5.2. La scelta deve soddisfare il fattore di forma di entrambi i stati tensionali sollecitati nelle analisi FEM, quindi per il caso in esame (MODO 1 + MODO 3) il rapporto più critico è quello per il caso di sollecitazione con MODO 3 sulla radice ($a/d > 12$). Per questo nelle analisi con geometria che presenta il tubo con spessore 7 mm uniforme la dimensione dell'elemento d risulta 0,6 mm, mentre per le altre analisi la dimensione d risulta pari a 0,3 mm.

Per generare la mesh è stata utilizzata l'impostazione *free* del meshatore automatico impostando la sola dimensione dell'elemento senza eseguire alcuna rifinitura (uno dei vantaggi del PSM).

La topologia della mesh per i due tipi di modello geometrico è riportata in Figura 5.15 e Figura 5.16.

Tabella 5.2 Rapporti tra dimensione caratteristica a e dimensione dell'elemento d per le diverse sollecitazioni monoassiali.

Sollecitazione	a [mm]	PIEDE	RADICE
MODO 1	spessore tubo	$a/d > 3$	-
MODO 2	dim.cricca	-	$a/d > 14$
MODO 3	spessore tubo	$a/d > 3$	$a/d > 12$

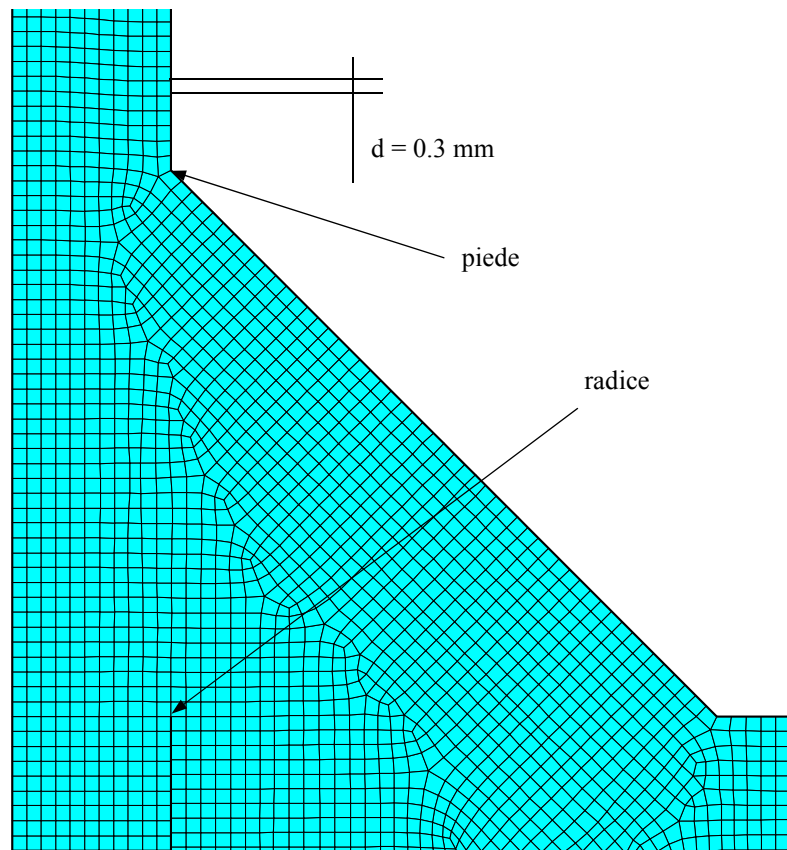


Figura 5.15 Modello mesh dei giunti Razmjoo con spessore alesato fino a 3,2 mm. La dimensione dell'elemento è pari a 0,3 mm.

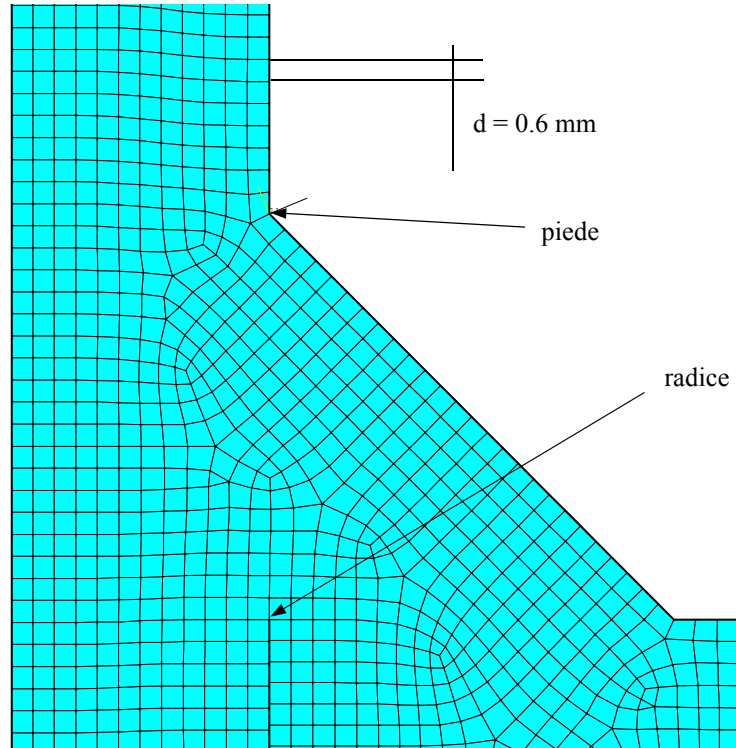


Figura 5.16 Modello mesh dei giunti Razmjoo con spessore alesato fino a 7 mm. La dimensione dell'elemento è pari a 0,6 mm.

5.2.3 Carichi e vincoli

Le analisi sono state eseguite separatamente per il caso di flessione pura (MODO 1) e per il caso di torsione pura (MODO 3) facendo variare solamente la condizione di carico.

Come condizione di vincolo è stato messo un incastro in corrispondenza della linea che rappresenta la superficie di contatto tra piastra e telaio, come mostrato in Figura 5.17. Infatti nella realtà la piastra essendo imbullonata al telaio della macchina di prova, l'incastro è il vincolo che meglio approssima il sistema.

Le condizioni di carico sono:

- **CARICO DI TRAZIONE:** dai dati ricavati nell'articolo (Tabella 4.2) è stata applicata una pressione costante nella sezione centrale del tubo che insiste su un'area resistente maggiore rispetto a quella in corrispondenza del piede del cordone. Infatti la pressione applicata nel modello FEM è stata calcolata con la seguente espressione:

$$\Delta\sigma_{FEM} = \Delta\sigma_N \cdot \frac{A_{piede}}{A_{7mm}} \quad (0.30)$$

dove per A_{piede} si intende l'area resistente in cui lo spessore del tubo è di 3,2 mm e per A_{7mm} l'area dove lo spessore è di 7 mm.

La pressione è stata applicata alla linea mostrata in Figura 5.17.

- **CARICO DI TORSIONE:** Siccome il valore della tensione all'apice del piede del cordone è quella che stabilisce la resistenza a fatica della struttura, è stato ipotizzato che i dati corrispondenti alle prove di torsione pura sono range di tensione nominali che insistono al piede cordone della geometria con il tubo alesato.

Con questa ipotesi è stato calcolata la forza da applicare al Keypoint mostrato in Figura 5.18:

$$F_z = \frac{\Delta\tau \cdot J_p}{(D_e/2)^2} = \frac{118 \cdot 236352}{24.3^2} = 47231 [N] \quad (0.31)$$

dove J_p è il momento statico della sezione con spessore intero.

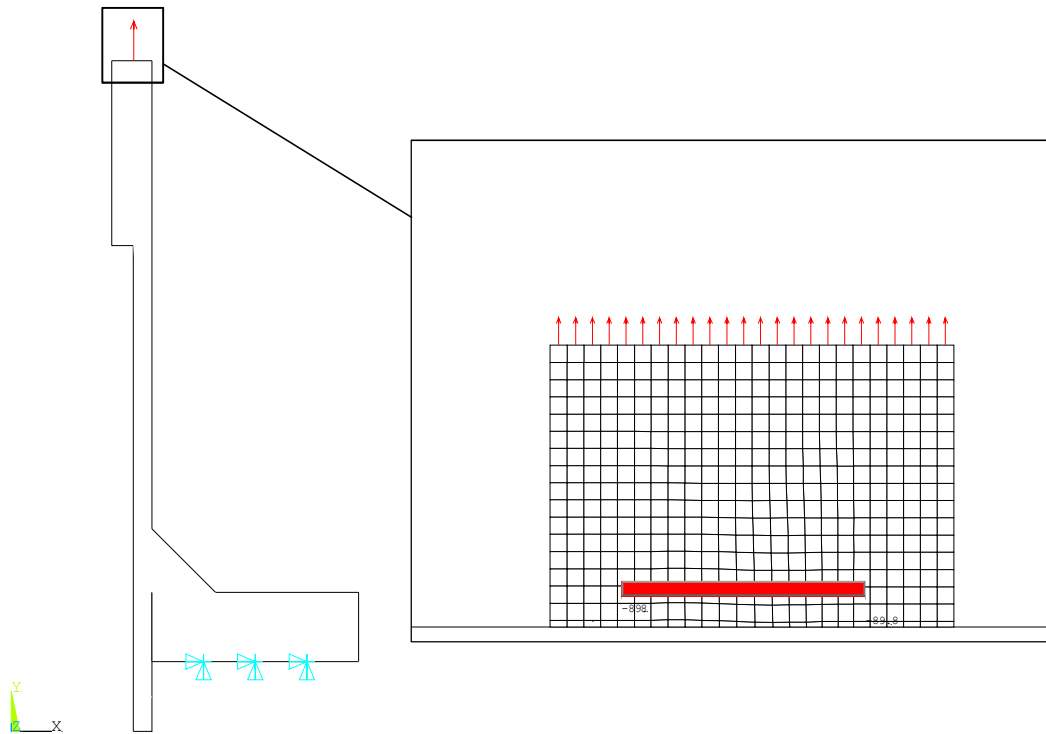


Figura 5.17 Vincolo di incastro sulla linea che rappresenta il contatto tra piastra e telaio della macchina di prova. Carico di trazione applicando una pressione sulla linea di mezzeria del tubo. La tensione in figura si riferisce ad un carico nominale di 180 MPa

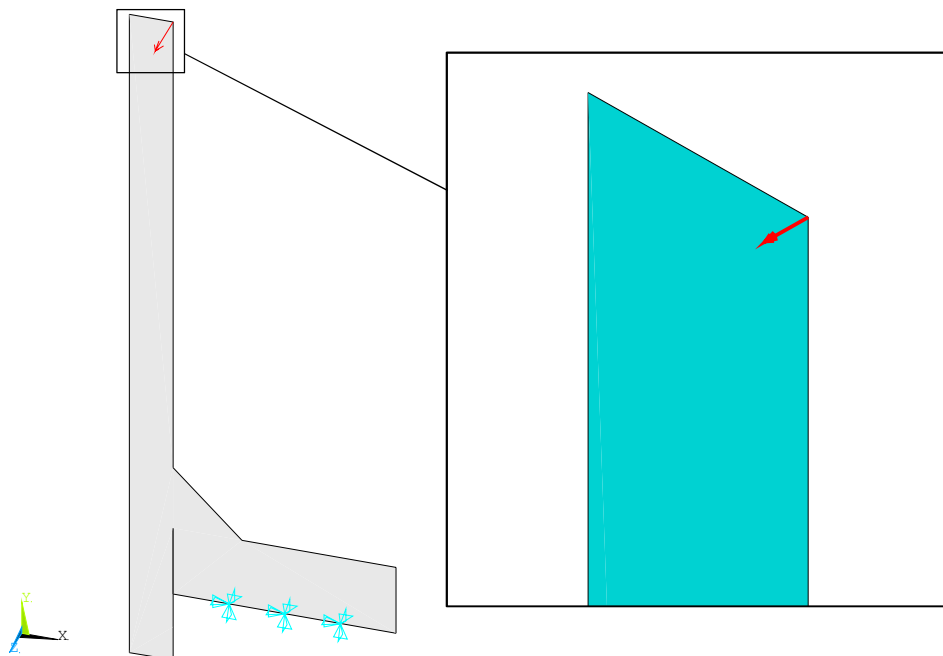


Figura 5.18 Vincolo di incastro sulla linea che rappresenta il contatto tra piastra e telaio della macchina di prova. Il carico F_2 genera il momento torcente che serve per sollecitare la struttura con il carico nominale richiesto.

5.3 Modello FEM dei giunti Yousefi et al [19].

Le analisi agli elementi finiti sono state eseguite sfruttando la caratteristica assialsimmetrica della geometria così da poter modellare il giunto mediante elementi piani che rendono rapidi i tempi di modellazione e calcolo.

Un'accortezza da tenere in considerazione è quella di inserire un sistema di riferimento locale all'interno del modello con origine nel piede del cordone di saldatura avendo un asse orientato come la bisettrice dell'angolo di apertura dell'intaglio a V. Così facendo è possibile risolvere il modello ricavando le componenti di tensione appropriate per l'utilizzo del PSM multiassiale.

5.3.1 Modello geometrico

Data la semplicità realizzativa, il modello geometrico è stato realizzato bidimensionale con i comandi di disegno interni ad Ansys® classico.

La modello geometrico di riferimento è stato realizzato con l'asse di assialsimmetria coincidente con l'asse y globale di Ansys. Questo è necessario in quanto gli elementi che sono stati utilizzati per creare la mesh (PLANE25) riconoscono solo l'asse y come asse assialsimmetrico.

Il modello geometrico è riportato in Figura 5.19.

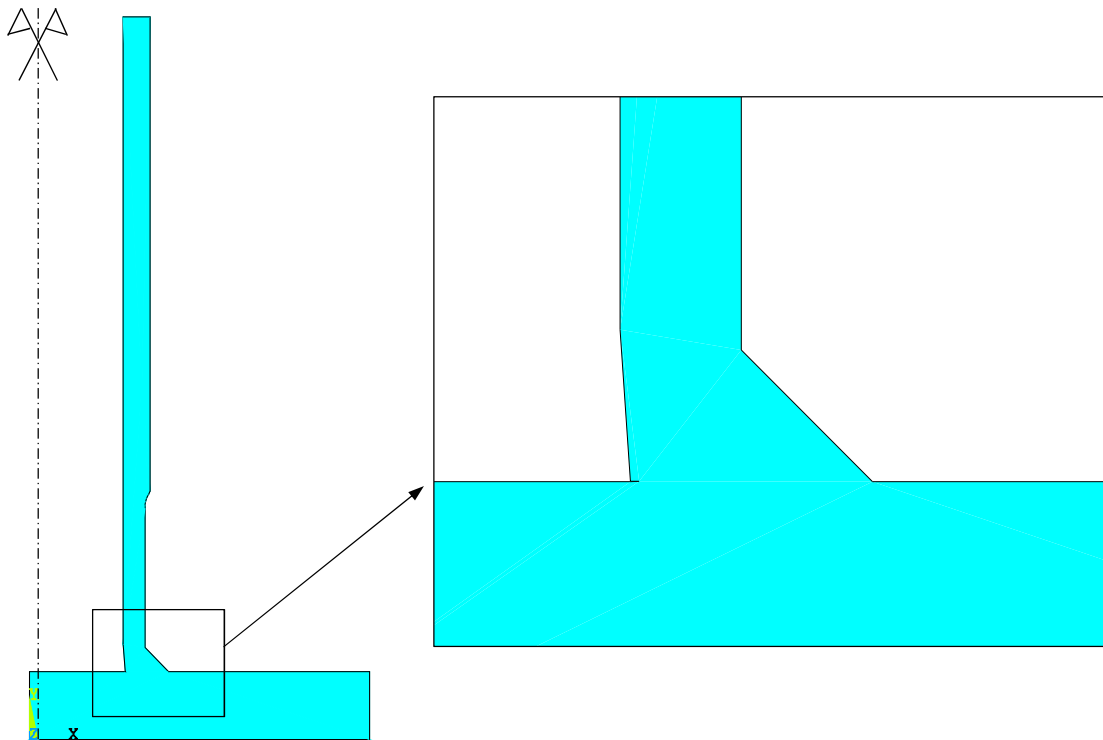


Figura 5.19 Modello geometrico dei giunti Yousefi et al.

5.3.2 Modello mesh

L'elemento utilizzato nelle analisi è il PLANE 25 (libreria di Ansys 14.0) mantenendo le *key-option* di default (per la descrizione dell'elemento si rimanda all'*help* in linea).

Il materiale è supposto lineare elastico, quindi per l'acciaio le sole proprietà inserite sono $E = 206000 \text{ MPa}$ e $\nu = 0,3$.

La scelta della dimensione massima dell'elemento è dettata dalle ipotesi di lavoro del PSM, infatti per ogni stato di sollecitazione monoassiale esistono i dei fattori di forma minimi da rispettare per la corretta applicazione del metodo. I fattori di forma sono rapporti tra una grandezza caratteristica a del giunto (come può essere ad esempio lo spessore dello stesso) e la dimensione dell'elemento utilizzabile. I fattori di forma minimi sono riportati in Tabella 5.3. La scelta deve soddisfare il fattore di forma di entrambi i stati tensionali sollecitati nelle analisi FEM, quindi per il caso in esame (MODO 1 + MODO 3) il rapporto più critico è quello per il caso di sollecitazione con MODO 3 sulla radice ($a/d > 12$). Per questo motivo la dimensione dell'elemento utilizzata è pari a 0,5 mm.

Per generare la mesh è stata utilizzata l'impostazione *free* del meshatore automatico impostando la sola dimensione dell'elemento senza eseguire alcuna rifinitura (uno dei vantaggi del PSM). Il risultato del modello mesh è mostrato in Figura 5.20

Tabella 5.3 Rapporti tra dimensione caratteristica a e dimensione dell'elemento d per le diverse sollecitazioni monoassiali.

Sollecitazione	a [mm]	PIEDE	RADICE
MODO 1	spessore tubo	$a/d > 3$	-
MODO 2	dim.cricca	-	$a/d > 14$
MODO 3	spessore tubo	$a/d > 3$	$a/d > 12$

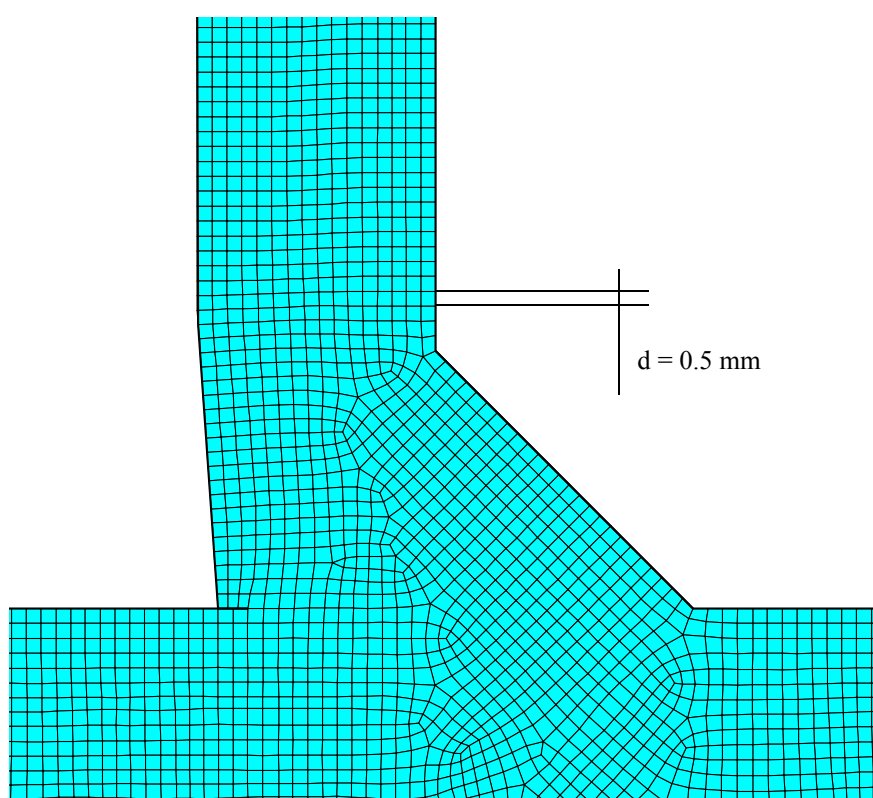


Figura 5.20 Modello mesh per i giunti Yousefi. La dimensione dell'elemento è pari a 0,5 mm.

5.3.3 Carichi e vincoli

Le analisi sono state eseguite separatamente per il caso di flessione pura (MODO 1) e per il caso di torsione pura (MODO 3) facendo variare solamente la condizione di carico.

Come condizione di vincolo è stato messo un incastro in corrispondenza della linea che rappresenta la superficie di contatto tra piastra e telaio, come mostrato in Figura 5.21. Infatti nella realtà la piastra essendo imbullonata al telaio della macchina di prova, l'incastro è il vincolo che meglio approssima il sistema.

Le condizioni di carico sono:

- Tabella 4.3 Tabella 4.3 e Tabella 4.4) e rielaborati in termini range di tensione è stata applicata una forza F_y in direzione y tale da creare lo stato tensionale di flessione in corrispondenza della sezione situata al piede del cordone di saldatura

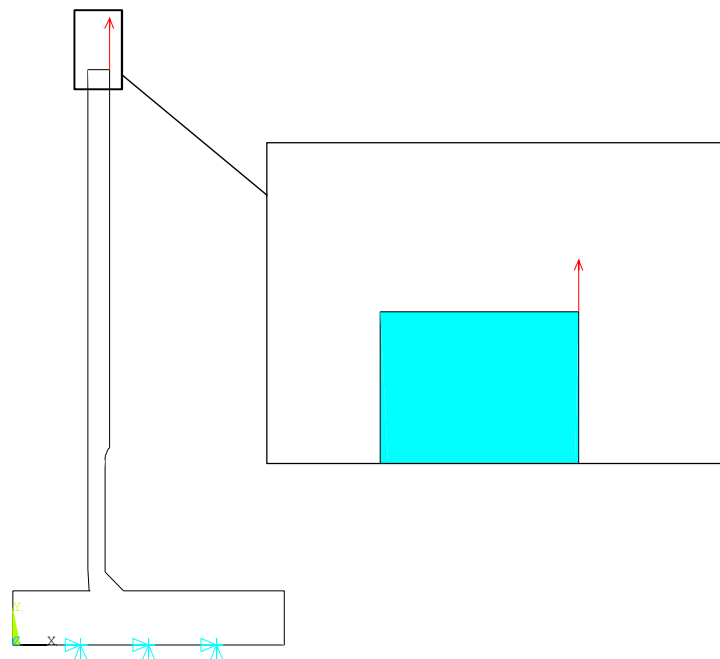


Figura 5.21 Vincolo di incastro sulla linea che rappresenta il contatto tra flangia e telaio. Forza F_y applicato nel *key-point* in corrispondenza del diametro esterno in modo da generare lo stato tensionale nominale in corrispondenza della sezione al piede del cordone di saldatura.

- **CARICO DI TORSIONE:** dai valori rielaborati in Tabella 4.3 e Tabella 4.4 è stato ricavato il valore della forza in direzione z da applicare al modello che realizzi uno stato tensione nominale in corrispondenza del diametro esterno del tubo pari a quella riportata nell'articolo originale.

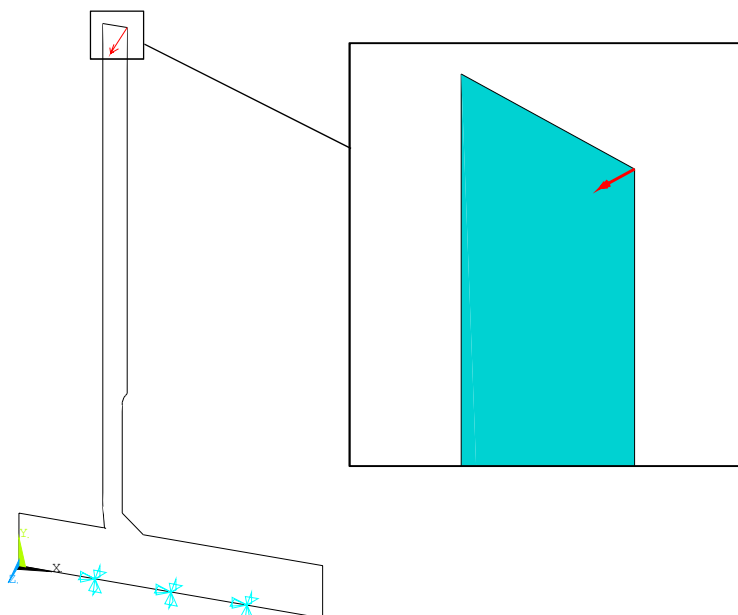


Figura 5.22 Vincolo di incastro sulla linea che rappresenta il contatto tra flangia e telaio. Forza F_z applicato nel *key-point* in corrispondenza del diametro esterno in modo da generare lo stato tensionale nominale in corrispondenza della sezione al piede del cordone di saldatura.

5.4 Modello FEM dei giunti testati da Bäckström et al. [20]

Per questa tipologia di giunti saldati è stato necessario realizzare modelli tridimensionali a causa della loro geometria. Tuttavia le relazioni analitiche sono analoghe ai casi bidimensionali purché si prendano le tensioni corrette per l'applicazione del PSM.

5.4.1 Modello geometrico

Il modello geometrico è stato importato da un file CAD realizzato con Catia®, e successivamente modificato per la creazione delle aree che andranno accoppiate, come mostrato in Figura 5.23.

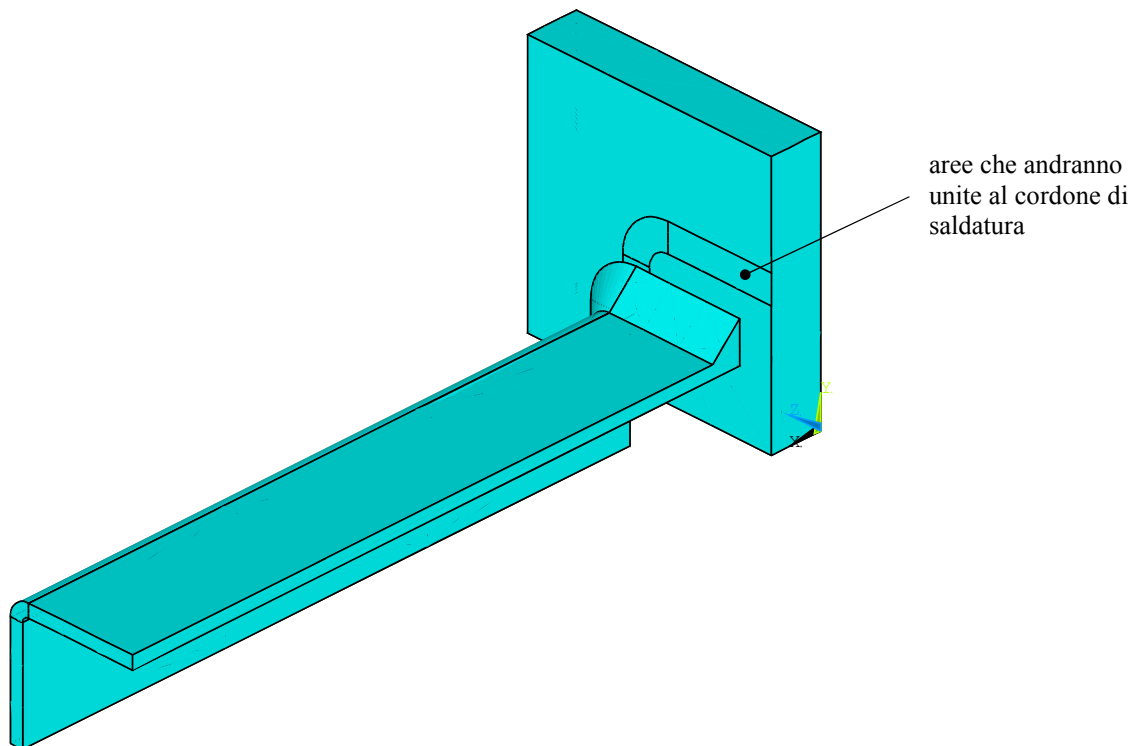


Figura 5.23 Modello geometrico dei giunti testati da Bäckström [20]. Il tubolare è separato dalla flangia perchè è stata eseguito un *coupling coincident nodes* per sviluppare una mesh adeguata all'applicazione del PSM.

Il modello è stato realizzato sfruttando due piani di simmetria strutturale, i quali a seconda dei casi di sollecitazione potranno essere piani simmetrici o antisimmetrici.

5.4.2 Modello Mesh

L'elemento utilizzato nelle analisi è il SOLID185 (libreria di Ansys 14.0) mantenendo le *key-option* di default (per la descrizione dell'elemento si rimanda all'*help* in linea).

Il materiale è supposto lineare elastico, quindi per l'acciaio le sole proprietà inserite sono $E = 206000 \text{ MPa}$ e $\nu = 0,3$.

La scelta della dimensione massima dell'elemento è dettata dalle ipotesi di lavoro del PSM, infatti per ogni stato di sollecitazione monoassiale esistono i dei fattori di forma minimi da rispettare per la corretta applicazione del metodo. I fattori di forma sono rapporti tra una grandezza caratteristica a del giunto (come può essere ad esempio lo spessore dello stesso) e la dimensione dell'elemento utilizzabile. I fattori di forma minimi sono riportati in Tabella 5.4. Siccome nei casi multiassiali le rotture avvengono tutte al piede del cordone di saldatura è stato verificato solo in quel punto la validità del PSM. Detto questo, la scelta della dimensione è stata dettata dal rapporto $a/d > 3$, quindi d risulta essere pari a 1,5 mm.

Tabella 5.4 Rapporti tra dimensione caratteristica a e dimensione dell'elemento d per le diverse sollecitazioni monoassiali.

Sollecitazione	a [mm]	PIEDE	RADICE
MODO 1	spessore tubo	$a/d > 3$	-
MODO 2	dim.cricca	-	$a/d > 14$
MODO 3	spessore tubo	$a/d > 3$	$a/d > 12$

I passaggi per la realizzazione della mesh dei modelli Bäckström sono analoghi a quelli già riportati nel sotto paragrafo (3.1.2).

Il risultato della mesh finale è mostrato in Figura 5.24.

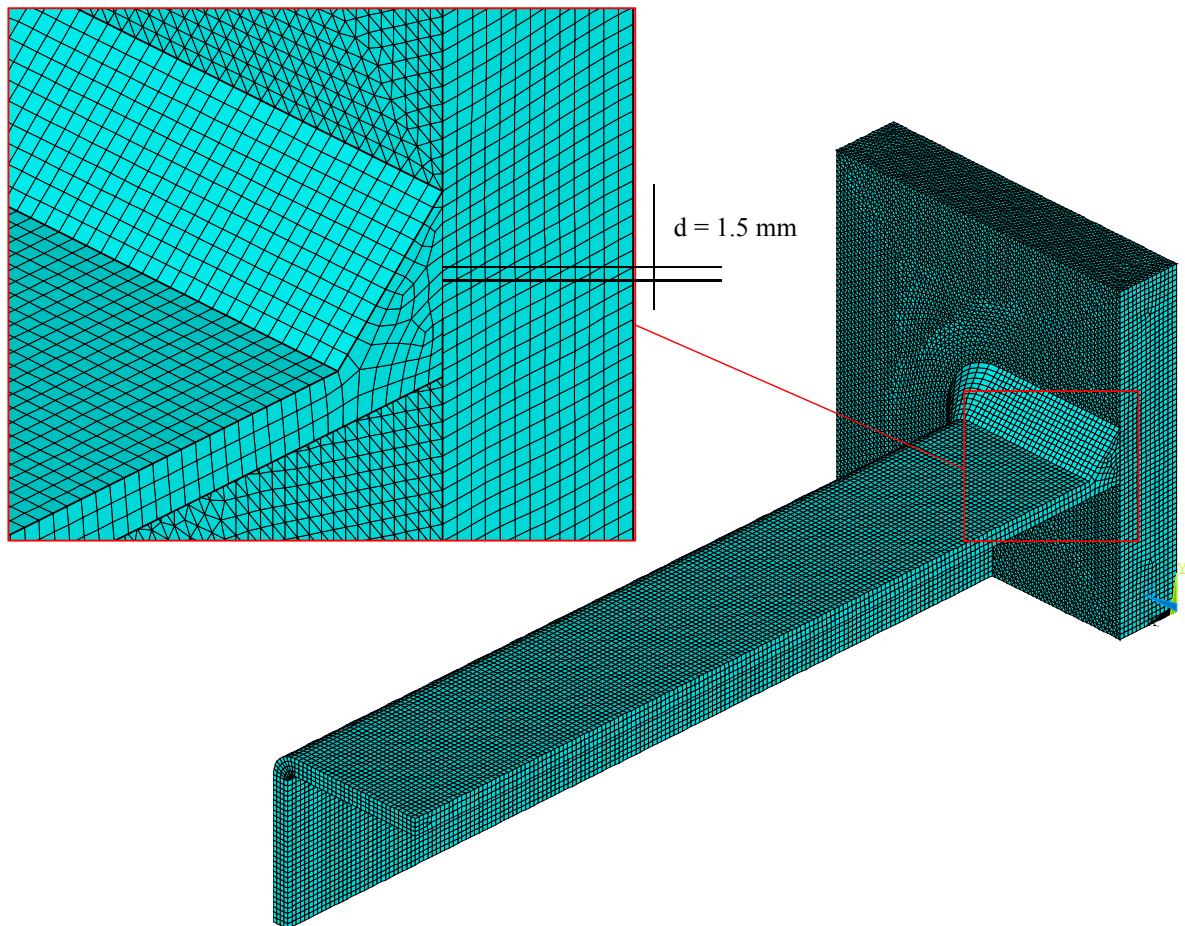


Figura 5.24 Mesh finale per le analisi FEM su giunti testati da Backstrom et al [21]. L'elemento utilizzato è il SOLID185 e la dimensione dell'elemento è di 1,5 mm.

5.4.3 Carichi e vincoli

Le analisi sono state eseguite separatamente per il caso di flessione pura (MODO 1) e per il caso di torsione pura (MODO 3) facendo variare solamente la condizione di carico.

Le condizioni di vincolo che sono state applicate al modello sono le seguenti:

- U_x, U_y e $U_z = 0$ sulla superficie locata in coordinata $x = 0$ (si veda sistema di riferimento in Figura 5.25)
- Vincolo di Simmetria nelle superfici corrispondenti a $z = 0$ per le prove a flessione, mentre vincolo di Antisimmetria per le prove a torsione.
- Vincolo di Antisimmetria nelle superfici posizionate in $y = 0$ per entrambi i casi

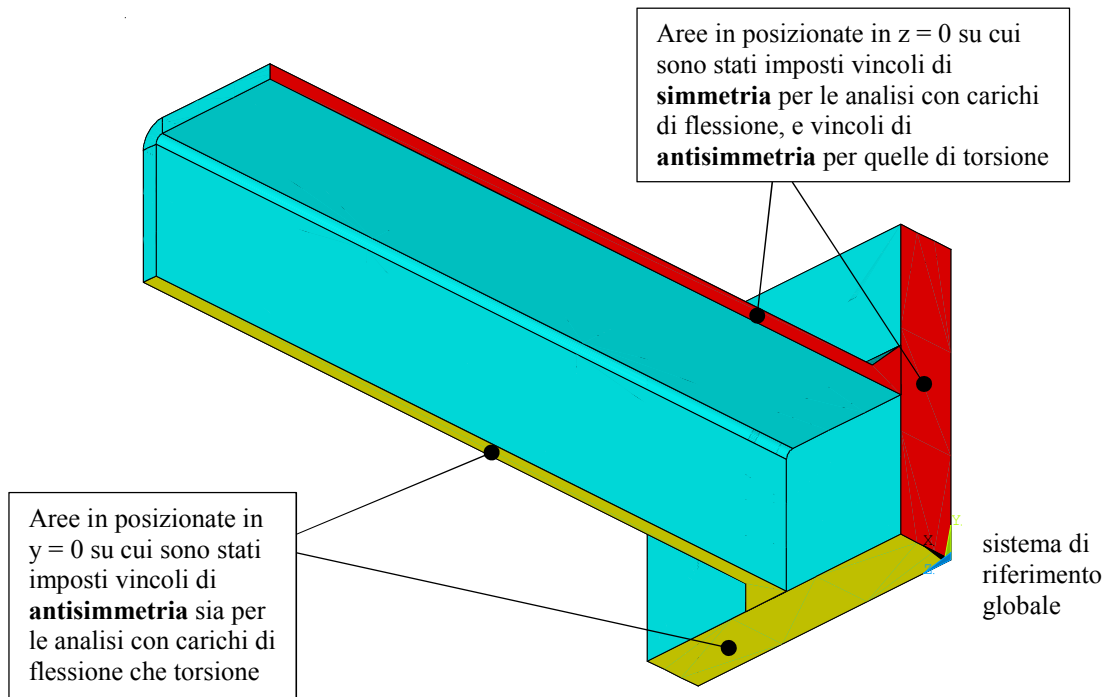


Figura 5.25 Condizioni di vincolo per le analisi FEM dei giunti Backstrom et al.

Le condizioni di carico sono:

- **FLESSIONE:** dai dati espressi in *range* di tensione ricavati nell'articolo originale [20], è stato ricavato il momento flettente da applicare sulla estremità libera del giunto. Questo è stato realizzato inserendo delle forze F_x che producono uno stato tensionale nominale desiderato (superata la zona di estinzione della trave) come mostrato in Figura 5.26

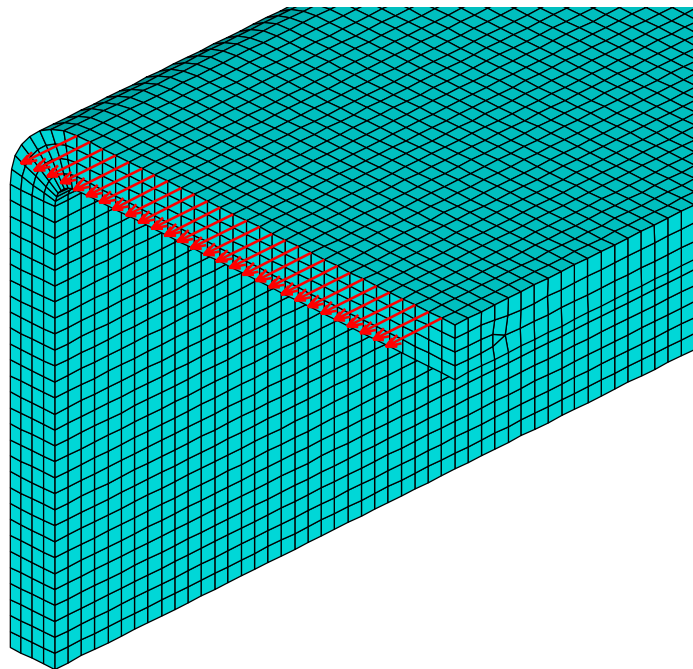


Figura 5.26 Forze F_x applicate a nodi del modello che fruttano i vincoli di antisimmetria e simmetria realizzando lo stato tensionale di flessione richiesto.

- TORSIONE: dai dati ricavati dall'articolo [20] è stato ricavato il momento torcente dalla ben nota relazione di Bredt:

$$\Delta \tau_{nom} = \frac{M_t}{2A^* \cdot s} \quad (0.32)$$

e successivamente dal momento sono state calcolate le forze da applicare al modello come è mostrato in Figura 5.27.

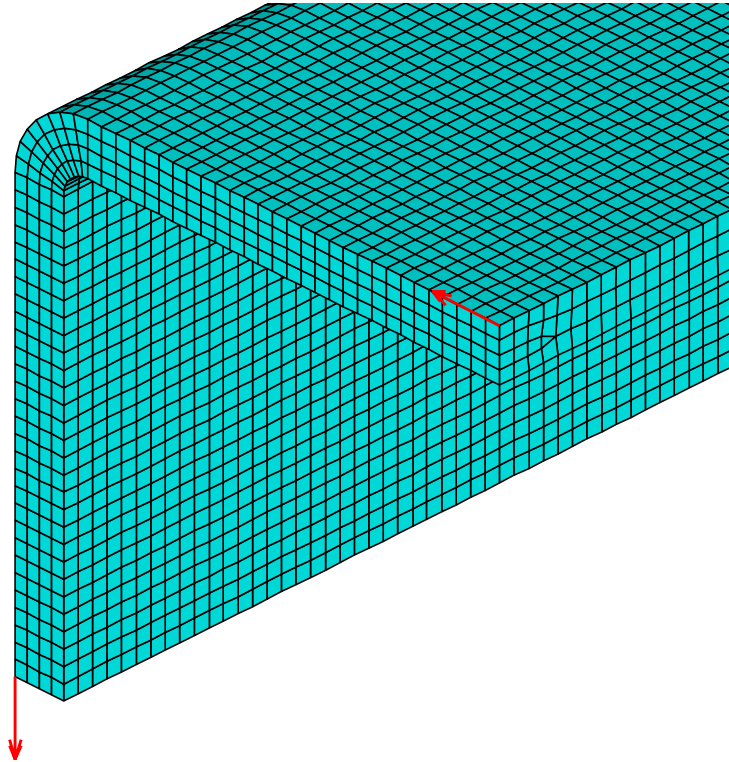


Figura 5.27 Forze applicate ai *key-point* appartenenti ai piani di simmetria che generato lo stato nominale di torsione.

5.5 Modello FEM dei giunti Dahle et al. [21]

Per questa tipologia di giunti saldati è stato necessario realizzare modelli tridimensionali a causa della loro geometria. Tuttavia le relazioni analitiche sono analoghe ai casi bidimensionali purché si prendano le tensioni corrette all'applicazione del PSM.

C'è da sottolineare che per le prove a flessione non entra in gioco la singolarità geometrica quindi il calcolo della tensione equivalente per l'applicazione del PSM è stata calcolata a partire dalla densità di energia di deformazione ricavata dalle tensioni nominali. Di conseguenza è stata condotta solo l'analisi FEM per la sollecitazione di torsione pura.

5.5.1 Modello geometrico

I provini testati da Dahle et al. sono delle travi a cassone saldate longitudinalmente (si rimanda al paragrafo 4.5) con lunghezze dell'ordine del metro. Una semplificazione che è stata adottata per le analisi agli elementi finiti, è quella di accorciare la trave fino ad avere una lunghezza pari a 250 mm. Essa è sufficiente ad permettere di superare le zone di estinzione della trave applicando lo stato tensionale richiesto.

Il modello geometrico è stato importato da un file CAD realizzato con Catia®, e successivamente modificato per la creazione delle aree che andranno accoppiate, come mostrato in Figura 5.28.

Il modello è stato realizzato sfruttando due piani di simmetria strutturale imponendo vincolo di antisimmetria.

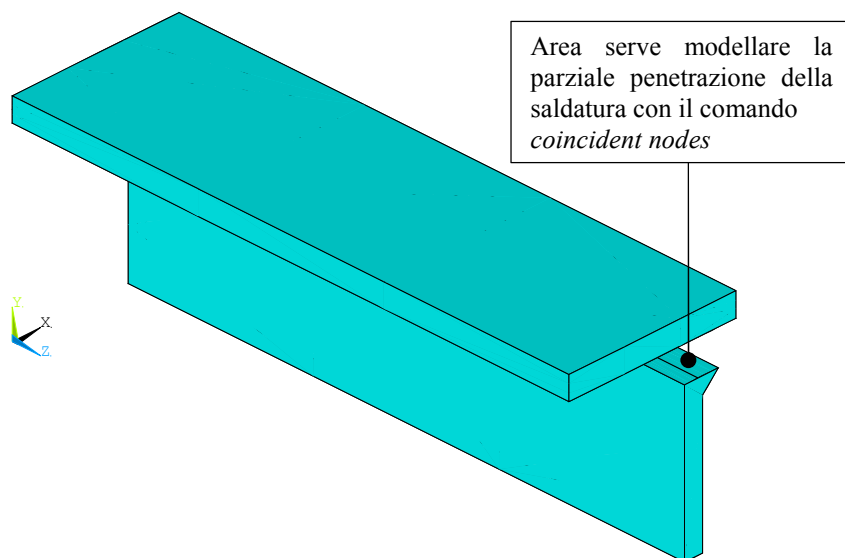


Figura 5.28 Modello geometrico dei giunti testati da Dahle [21]. Il tubolare è separato dalla flangia perchè è stata eseguito un *coupling coincident nodes* per sviluppare una mesh adeguata all'applicazione del PSM.

5.5.2 Modello Mesh

L'elemento utilizzato nelle analisi è il SOLID185 (libreria di Ansys 14.0) mantenendo le *key-option* di default (per la descrizione dell'elemento si rimanda all'*help* in linea). Per la creazione del modello avente una mesh adeguata all'applicazione del PSM, si è ricorsi anche ad elementi ausiliari quali: PLANE182 e MESH200. Il procedimento di stesura della mesh è analogo a quello descritto nel paragrafo 3.1.2.

Il materiale è supposto lineare elastico, quindi per l'acciaio le sole proprietà inserite sono $E = 206000 \text{ MPa}$ e $\nu = 0,3$.

La dimensione dell'elemento utilizzata per la generazione della mesh è pari a 0,6 mm, ($a/d > 12$ dove a è lo spessore delle flangie)

In Figura 5.29 viene riportata la mesh bidimensionale che è stata successivamente estrusa per la realizzazione del modello tridimensionale completo.

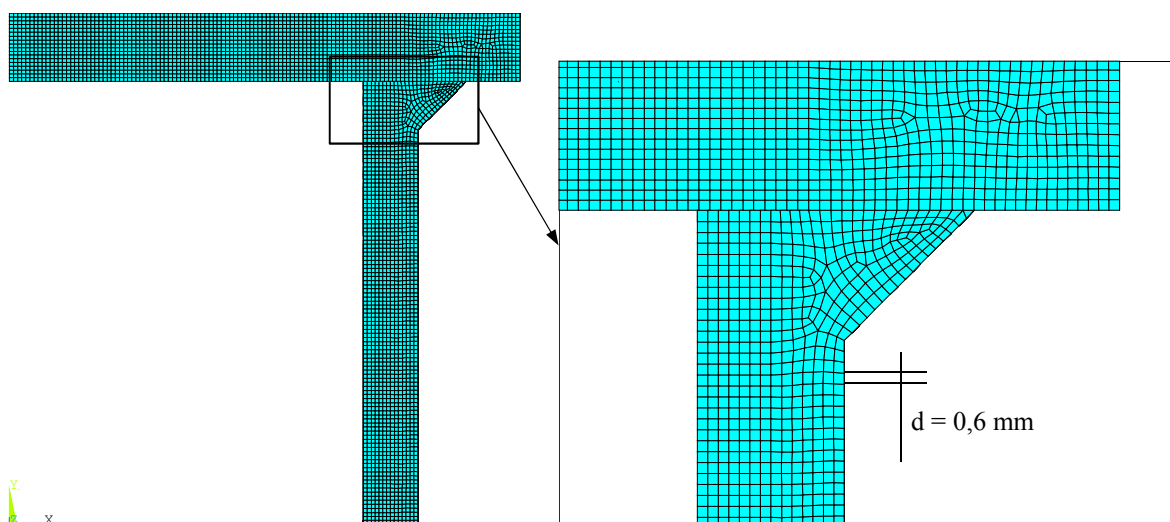


Figura 5.29 Mesh finale per le analisi FEM su giunti testati da Dahle et al [21]. L'elemento utilizzato è il SOLID185 e la dimensione dell'elemento è di 0.6 mm.

5.5.3 Carichi e vincoli

Le analisi sono state eseguite solo per il caso di torsione pura (MODO 3) poiché per le condizioni di carico di flessione non vi è singolarità di modo 1.

Le condizioni di vincolo che sono state applicate al modello sono le seguenti (vedi Figura 5.30):

- U_x, U_y e $U_z = 0$ sulle aree all'estremità della trave.
- Vincolo di Antisimmetria nelle superfici posizionate in $y = 0$ e $x = 0$.

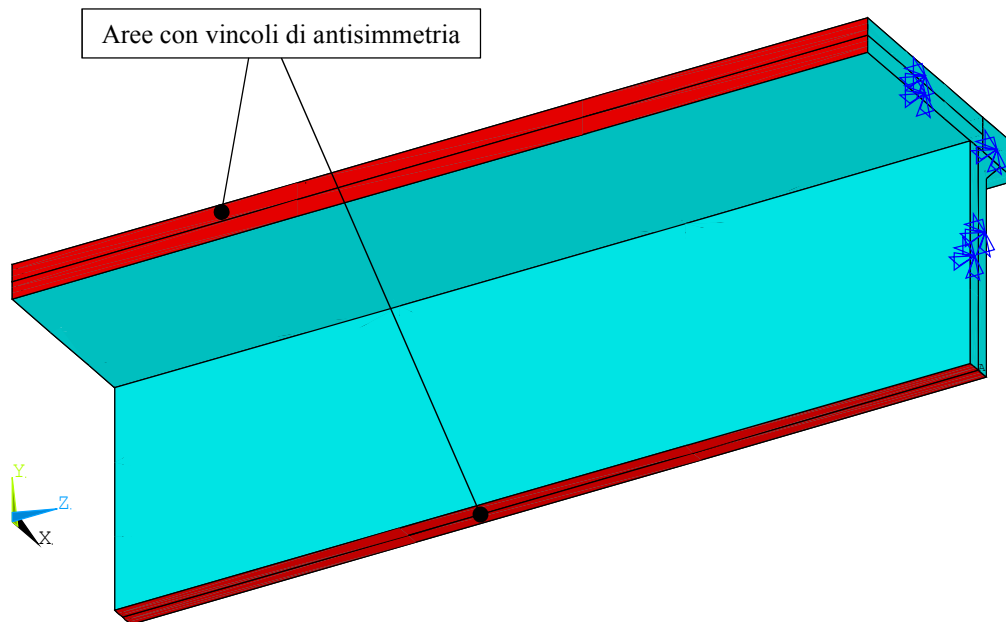


Figura 5.30 Condizioni di vincolo per le analisi FEM dei giunti Dahle et al. [21]

L'applicazione del carico di torsione è stata effettuata inserendo delle forze di 1 N sulla estremità libera della trave come viene mostrato in Figura 5.31. I nodi su cui esse sono applicate sono quelli in corrispondenza della linea media.

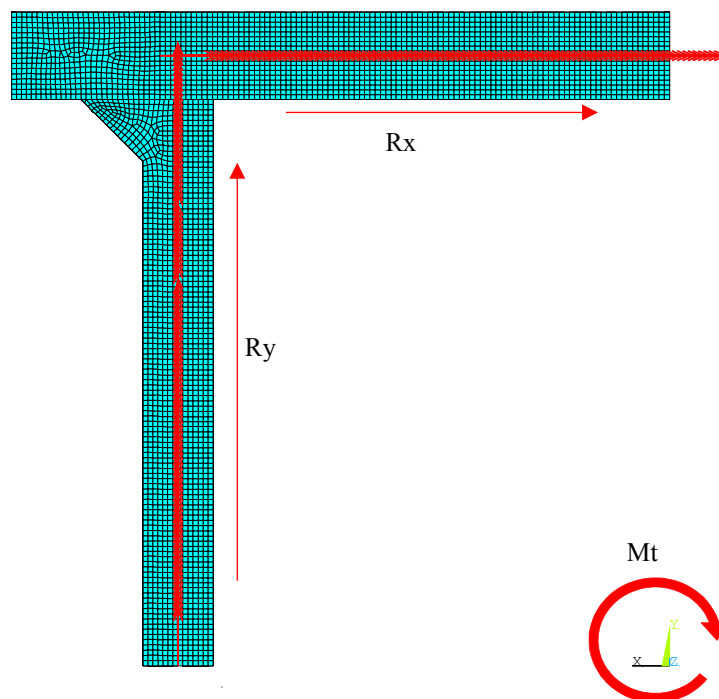


Figura 5.31 Applicazione del carico di torsione sulla estremità libera della trave di Dahle et al.

Per verificare l'effettivo momento torcente sulla trave, dopo aver risolto l'analisi, sono state plottate le *reaction solution* totali (Rx e Ry) e tenendo in considerazione delle simmetrie presenti è stato calcolato il momento torcente M_t .

Successivamente utilizzando la relazione di Bredt è stato calcolato il livello di carico nominale applicato:

$$\Delta\tau_{nom} = \frac{M_t}{2A^* \cdot s} \quad (0.33)$$

con ovvio significato dei simboli.

CAPITOLO 6

ANALISI DEI RISULTATI PSM MULTIASSIALE

In questo capitolo verranno riportati tutti i risultati relativi alle analisi agli elementi finiti descritte nei Capitoli 4 e 5. In un primo momento, verranno illustrate le formule rielaborate per ricavare la tensione di picco equivalente utile per valutare la resistenza a fatica con il PSM.

Successivamente verranno mostrate delle tabelle che riportano la tensione di picco risultante dalle analisi agli elementi finiti e la tensione equivalente di picco con i relativi parametri per il suo calcolo.

Infine verranno riportati in grafici che descrivono la resistenza a fatica di tutti i giunti saldati presi in esame per trovare una banda unificata se esiste.

6.1 Trattazione teorica del PSM applicato a casi di sollecitazioni Multiassiali

Partendo dall'espressione della densità di energia di deformazione mediata in un volumetto di raggio R_0 (equazione) si ricava di seguito l'espressione del range di tensione equivalente di picco per il caso multiassiale (MODO 1 + MODO 3) facendo utilizzo delle relazioni ricavate per i casi monodimensionali.

La densità di energia di deformazione è calcolata dalla seguente equazione:

$$\Delta \bar{W} = c_w \cdot \left(\frac{e_1}{E} \left[\frac{\Delta K_1}{R_0^{1-\lambda_1}} \right]^2 + \frac{e_2}{E} \left[\frac{\Delta K_2}{R_0^{1-\lambda_2}} \right]^2 + \frac{e_3}{E} \left[\frac{\Delta K_3}{R_0^{1-\lambda_3}} \right]^2 \right) \quad (0.34)$$

dove e_1 , e_2 e e_3 sono parametri funzione di ν . Mentre c_w è un coefficiente correttivo che tiene conto dell'influenza del rapporto di ciclo R nei casi in cui è stato effettuato un post-trattamento termico di distensione per eliminare le tensioni residue. Per i casi notevoli $c_w = 1$ per $R = 0$ mentre $c_w = 0,5$ se $R = -1$. Per esempio nell'articolo [17] le prove multi-assiali sono eseguite avendo due diversi rapporti di cicli in flessione e torsione quindi si necessita di distinguere i coefficienti energetici in c_w^* e c_w^{***} , rispettivamente per la flessione e per la torsione.

Ricordando che il Modo 2 per angoli di apertura di intaglio di 135° risulta singolare l'espressione (0.34) diventa:

$$\Delta \bar{W} = c_w^* \cdot \frac{e_1}{E} \left[K_{FE}^* \cdot \Delta \sigma_{yy,peak} \left(\frac{d}{R_0} \right)^{1-\lambda_1} \right]^2 + c_w^{***} \cdot \frac{e_3}{E} \left[K_{FE}^{***} \cdot \Delta \tau_{yx,peak} \left(\frac{d}{R_0} \right)^{1-\lambda_3} \right]^2 \quad (0.35)$$

Sostituendo a ΔW la seguente relazione:

$$\Delta W = \frac{1-\nu^2}{2E} \Delta \sigma_{eq}^2 \quad (0.36)$$

si può ricavare la $\Delta \sigma_{eq,picco}$ ottenendo:

$$\Delta \sigma_{eq,picco} = \sqrt{c_w^* \cdot f_{w1}^2 \cdot \Delta \sigma_{1,Ansys}^2 + c_w^{***} \cdot f_{w3}^2 \cdot \Delta \tau_{yx,Ansys}^2} \quad (0.37)$$

dove:

$$f_{w1} = K_{FE}^* \sqrt{\frac{2e_1}{1-\nu^2}} \left(\frac{d}{R_0} \right)^{1-\lambda_1} \quad (0.38)$$

$$f_{w3} = K_{FE}^{***} \sqrt{\frac{2e_3}{1-\nu^2}} \left(\frac{d}{R_0} \right)^{1-\lambda_3}$$

dove $K_{FE}^* = 1.38$, $K_{FE}^{***} = 1.93$, per $\nu = 0.3$ i coefficienti e_1 e e_3 diventano rispettivamente 0.118 e 0.259 mentre R_0 per un acciaio da costruzione risulta essere pari a 0.28 mm. Ovviamente questi valori sono validi solo se sono rispettate tutte le ipotesi del PSM per i singoli casi monodimensionali.

6.2 Risultati delle analisi FEM Siliander.

Tabella 6.1 Risultati rielaborati in termini di tensione di picco equivalente per i giunti testati da Siljander et al. I PATH per i casi multiassiali sono descritti in [1].

* Provini non rotti.

CARICO	R σ	R τ	FASE	$\Delta\sigma$ [MPa]	$\Delta\tau$ [MPa]	$\Delta\sigma_{1,ansys}$ [MPa]	c_w^*	$\Delta\tau_{1,ansys}$ [MPa]	c_w^{***}	$\Delta\sigma_{eq,picco}$ [MPa]	N° CICLI
FLEX	-1	/	-	440	-	1320.64	0.5	-	-	924.10	76800
FLEX	-1	/	-	317	-	951.46	0.5	-	-	665.77	276400
FLEX	-1	/	-	280	-	840.41	0.5	-	-	588.06	395900
FLEX	-1	/	-	220	-	660.32	0.5	-	-	462.05	729900
FLEX	0	/	-	440	-	1320.64	1	-	-	1306.87	55700
FLEX	0	/	-	280	-	840.41	1	-	-	831.65	270390
FLEX	0	/	-	207.7	-	623.40	1	-	-	616.90	1036000
FLEX	0	/	-	220	-	660.32	1	-	-	653.44	1300140
FLEX	0	/	-	140	-	420.20	1	-	-	415.82	5000000*
TORS	/	-1	-	-	220	-	-	359.17	0.5	455.87	132000
TORS	/	-1	-	-	170	-	-	277.54	0.5	352.26	1605000
TORS	/	-1	-	-	140	-	-	228.56	0.5	290.10	3303000
TORS	/	-1	-	-	140	-	-	228.56	0.5	290.10	1989000
TORS	/	0	-	-	220	-	-	359.17	1	644.69	374000
TORS	/	0	-	-	170	-	-	277.54	1	498.17	919600
FLEX+TORS	0	0	0	260.3	108.9	781.28	1	177.79	1	836.41	206200
FLEX+TORS	0	0	0	260.3	108.9	781.28	1	177.79	1	836.41	274700
FLEX+TORS	0	0	0	216.1	29.4	648.61	1	48.00	1	647.61	577000
FLEX+TORS	0	0	0	216.1	29.4	648.61	1	48.00	1	647.61	748600
FLEX+TORS	0	0	0	136	136	408.20	1	222.03	1	567.45	852900
FLEX+TORS	0	0	0	174	72.6	522.25	1	118.53	1	558.88	1196100
FLEX+TORS	0	0	0	174	72.6	522.25	1	118.53	1	558.88	1201400
FLEX+TORS	0	0	0	174	72.6	522.25	1	118.53	1	558.88	1699800
FLEX+TORS	0	0	0	80.3	80.3	241.02	1	131.10	1	335.05	10000000*
FLEX+TORS	0	-1	PATH I	174	145.2	522.25	1	237.05	0.5	598.01	111500
FLEX+TORS	0	-1	PATH I	174	145.2	522.25	1	237.05	0.5	598.01	142600
FLEX+TORS	0	-1	PATH I	174	145.2	522.25	1	237.05	0.5	598.01	167900
FLEX+TORS	0	-1	PATH I	174	145.2	522.25	1	237.05	0.5	598.01	206300
FLEX+TORS	0	0	PATH J	174	72.6	522.25	1	118.53	1	558.88	352500
FLEX+TORS	0	0	PATH J	174	72.6	522.25	1	118.53	1	558.88	354200
FLEX+TORS	0	0	PATH J	174	72.6	522.25	1	118.53	1	558.88	644500

In Tabella 6.1 sono riportati i risultati della analisi FEM condotte sui giunti Siljander, utilizzando il modello geometrico con raggio al piede cordone nullo, dove:

- R_σ e R_τ sono i rapporti di ciclo, rispettivamente per i casi di sollecitazione di flessione e torsione
- $\Delta\sigma$ e $\Delta\tau$ sono le tensioni nominali in corrispondenza del diametro esterno del tubo, rispettivamente per i casi di sollecitazione a flessione e torsione
- $\Delta\sigma_{1,ANSYS}$ è la tensione di picco calcolata in corrispondenza del nodo che rappresenta il piede del cordone di saldatura (tutti i casi hanno presentato rottura al piede)
- $\Delta\tau_{1,ANSYS}$ è la tensione massima calcolata al piede del cordone mediante il sistema di riferimento locale opportunamente ruotato
- c_w^* e c_w^{***} sono i coefficienti energetici rispettivamente per le sollecitazioni di Modo 1 e Modo 3, essi tengono conto della trattamenti eseguiti sulla saldatura, infatti se è stato eseguito un trattamento di distensione delle tensioni per $R=0$ valgono 1 e per $R=-1$ sono pari a 0,5. Se la saldatura è "as-welded" i coefficienti valgono 1 indipendentemente da R.

Nelle analisi FEM con sollecitazione di pura flessione, le tensioni di picco che sono state riportate in Tabella 6.1, rappresentano la tensione principale in corrispondenza del nodo che rappresenta il piede del cordone di saldatura come è riportato nella Figura 6.1.

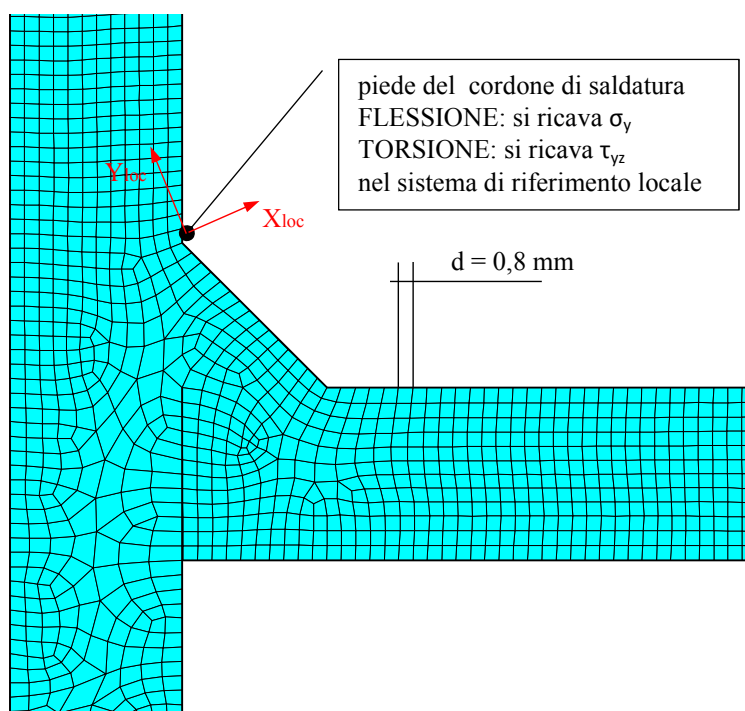


Figura 6.1 Analisi risultati dei giunti di Siljander per le analisi con carichi di flessione e torsione per l'applicazione del PSM.

I risultati sono stati diagrammati in un grafico ($\Delta\sigma_{eq,picco}, N^\circ \text{ cicli}$) in modo da confrontarli con le bande di dispersione del PSM. In particolare nel grafico di Figura 6.2 la banda di dispersione è quella tarata per il caso di sollecitazione di modo 1, mentre in quello in Figura 6.3 la banda di dispersione si riferisce alla taratura del PSM per il caso monoassiale di modo 3. È stata riportata una ulteriore banda di dispersione proposta in [22] in Figura 6.4.

Si può notare che la banda che meglio racchiude i dati è quella del Modo 3 del PSM (Figura 6.3) sia per i casi monoassiali sia per i casi di sollecitazione multiassiale.

I dati non coerenti sono quelli di flessione pura perché non sono dentro alla banda modo 1 e 2 (Figura 6.2). Questo può essere causato dal criterio di rottura scelto dagli autori dell'articolo [17] non identificando in modo accurato l'innescò della cricca (ipotesi su cui si basa il metodo).

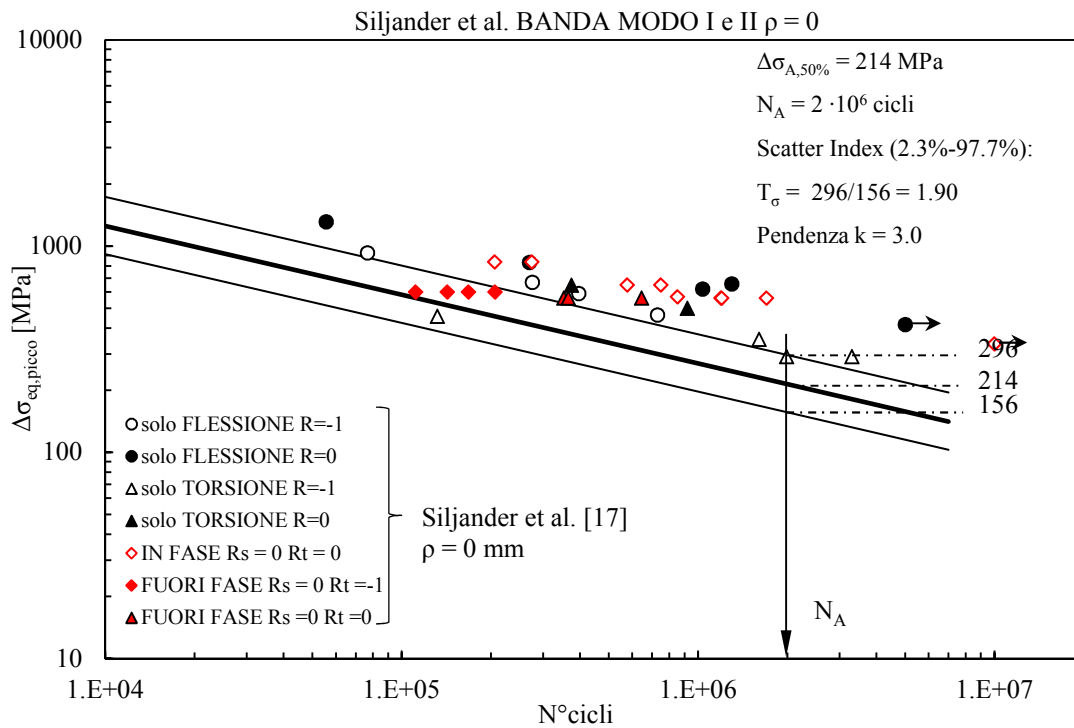


Figura 6.2 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{\text{eq,picco}}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute tutte al piede del cordone di saldatura avendolo modellato con $\rho = 0$. La banda di dispersione è quella del PSM per gli stati di sollecitazione di modo 1 e 2. I risultati con le frecce sono di provini non rotti.

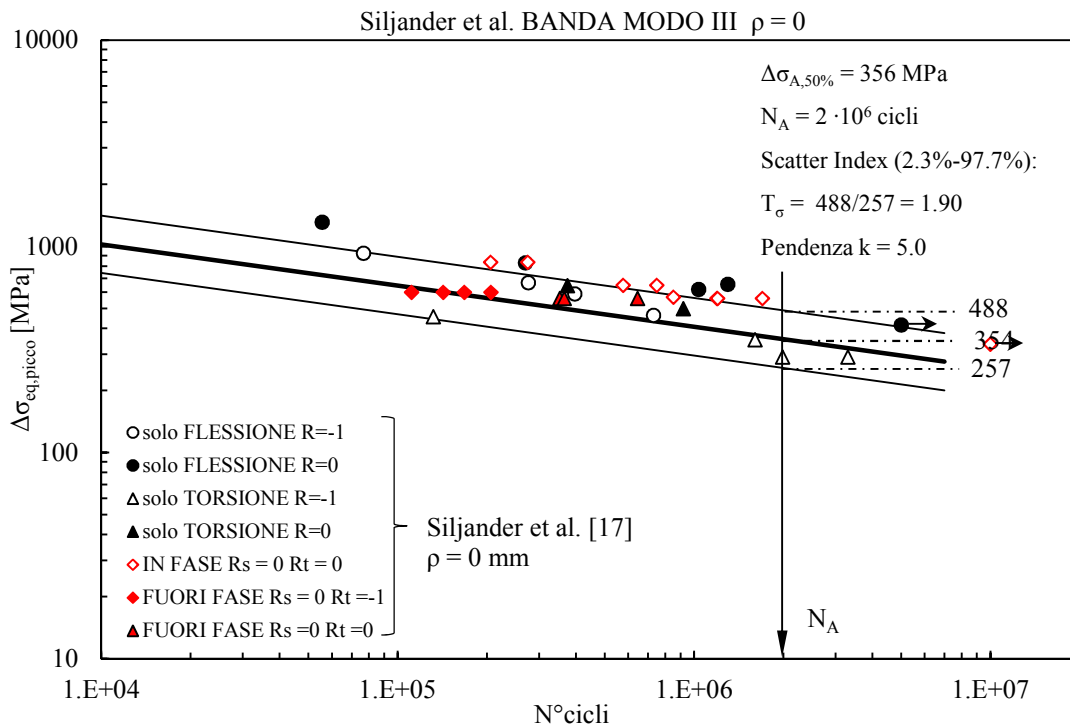


Figura 6.3 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{\text{eq,picco}}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute tutte al piede del cordone di saldatura avendolo modellato con $\rho = 0$. La banda di dispersione è quella del PSM per gli stati di sollecitazione di modo 3. I risultati con le frecce sono di provini non rotti.

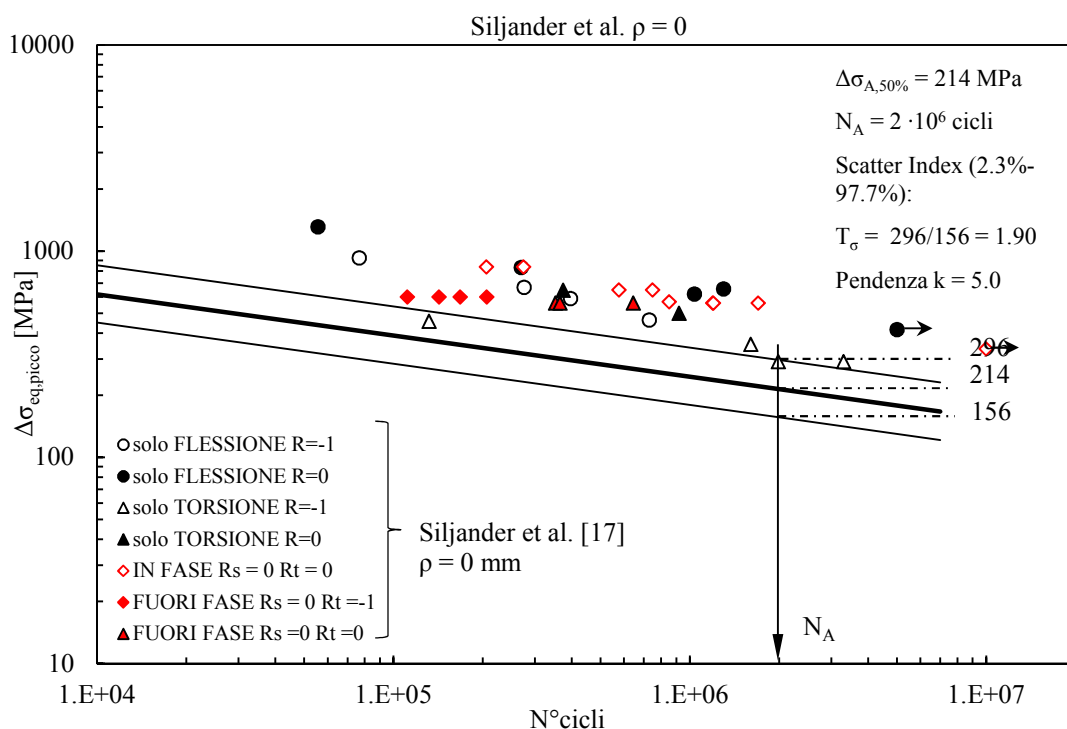


Figura 6.4 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{\text{eq,picco}}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute tutte al piede del cordone di saldatura avendolo modellato con $\rho = 0$. La banda di dispersione è quella proposta in [22]. I risultati con le frecce sono di provini non rotti.

In Tabella 6.2 si può notare che il metodo del PSM ha previsto in modo corretto quale sia il punto più critico del giunto saldato, poiché tutte le tensioni di picco equivalenti calcolate nel piede del cordone sono maggiori di quelle calcolate alla radice.

Tabella 6.2 Confronto tra piede e radice del cordone di saldatura con il metodo del PSM.

CARICO	$\Delta\sigma$ [MPa]	$\Delta\tau$ [MPa]	c_w^*	c_w^{***}	$\Delta\sigma_{1,ansys}$	$\Delta\tau_{1,ansys}$	$\Delta\sigma_{x,ansys}$	$\Delta\tau_{xy,ansys}$	$\Delta\tau_{xz,ansys}$	$\Delta\sigma_{\text{eq,picco}}$ [MPa]		rottura	
					piede	piede	radice	radice	piede	radice	piede	radice	
FLEX	440	-	0.5	-	1320.64	-	117.21	221.60	-	924.10	780.90	9	-
TORS	-	220	-	0.5	-	359.17	-	-	186.2	455.87	409.62	6	-
FLEX+TORS	260.3	108.9	1	1	781.28	177.79	69.34	131.10	92.17	836.41	713.49	16	-

6.2.1 Trattazione teorica per le analisi FEM dei giunti Siljander con $\rho = 4 \text{ mm}$

Nei giunti Siljander è stata fatta anche una verifica ipotizzando che il raggio a piede del cordone fosse pari a 4 mm, poiché nel paper originale l'informazione su di esso è ambigua.

Essendoci piena sensibilità all'intaglio non è stato possibile applicare il PSM nella sua versione classica ma bensì con una variazione sul tema.

È stato supposto che il SED mediato nel volume di controllo centrato sulla bisettrice dell'intaglio e di raggio R_2 pari a 1,08mm fosse pari al SED calcolato con le tensioni di picco nel nodo appartenente alla bisettrice dell'intaglio come mostrato in Figura 6.5.

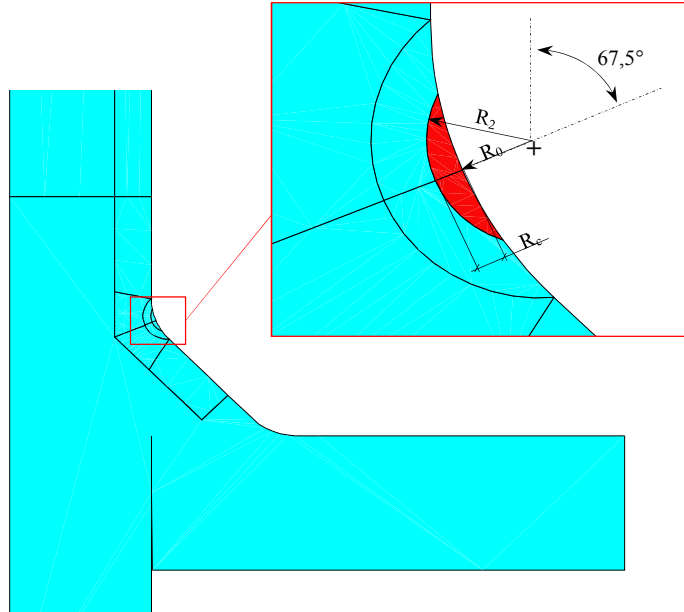


Figura 6.5 Modello giunto Siljander con raggio al piede del cordone di saldatura pari a 4 mm. L'area rossa rappresenta il volume di controllo su cui è stato calcolato il SED

Da questa ipotesi, il SED calcolato con le componenti di tensione di picco è stato calcolato le seguenti relazioni:

$$\Delta W_{picco} = \frac{1}{2E} \left[\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 + \sigma_{33}^2 - 2\nu (\sigma_{11}\sigma_{22} + \sigma_{11}\sigma_{33} + \sigma_{22}\sigma_{33}) \right] \quad (0.39)$$

Una volta ricavato il SED con le componenti delle tensioni di picco è stato posto uguale all'energia di deformazione monoassiale per ricavare la tensione equivalente necessaria per paragonare il risultati con quelli del PSM classico. Le espressioni sono le seguenti:

$$\Delta W = \frac{1-\nu^2}{2E} \Delta \sigma_{eq}^2 = \Delta W_{picco} \quad (0.40)$$

quindi il range di tensione equivalente risulta essere pari:

$$\Delta \sigma_{eq,picco} = \sqrt{c_w \frac{1}{1-\nu^2} \left[\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 + \sigma_{33}^2 - 2\nu (\sigma_{11}\sigma_{22} + \sigma_{11}\sigma_{33} + \sigma_{22}\sigma_{33}) \right]} \quad (0.41)$$

dove le tensione σ_i sono le tensioni principali prelevate dal nodo del piede del cordone di saldatura sulla bisettrice dell'intaglio.

6.2.2 Risultati analisi FEM di Siljander con $\rho = 4mm$

Nelle analisi che sono state effettuate è stato riscontrato un errore tra il SED mediato nel volume di controllo e il SED calcolato dalle componenti delle tensioni di picco del 18% per i casi di flessione e del 6% nei casi di pura torsione.

È stata calcolato la tensione di picco equivalente e sono stati riportati in grafici per confrontarli con le bande del PSM.

Anche in questo caso bisogna ricordare che il numero di cicli è un dato sensibile e non si può essere certi che questo dato sia soddisfacente alla valutazione del PSM nel caso multiassiale.

Nelle Figure 6.6, 6.7 e 6.8 sono stati riportati i risultati in termini di tensione di picco. Si può notare che la banda tarata per il caso monoassiale di torsione comprende bene tutti i risultati.

Tabella 6.3 Risultati delle analisi FEM dei giunti Siljander con raggio al piede del cordone di saldatura pari a 4 mm.
*provini non rotti

CARICO	$\Delta\sigma$ [MPa]	$\Delta\tau$ [MPa]	c_w^*	c_w^{***}	$c_w \cdot \Delta W_{Ansys}$ [Nmm/mm ³]	$c_w \cdot \Delta W_{picco}$ [Nmm/mm ³]	Errore SED [%]	$\Delta\sigma_{eq,picco}$ [MPa]	N° CICLI
FLEX	440	-	0.5	-	1.030	1.262	18	755.80	76800
FLEX	317	-	0.5	-	0.535	0.655	18	544.52	276400
FLEX	280	-	0.5	-	0.417	0.511	18	480.96	395900
FLEX	220	-	0.5	-	0.258	0.315	18	377.90	729900
FLEX	440	-	1	-	2.060	2.523	18	1068.86	55700
FLEX	280	-	1	-	0.834	1.022	18	680.18	270390
FLEX	207.7	-	1	-	0.459	0.562	18	504.55	1036000
FLEX	220	-	1	-	0.515	0.631	18	534.43	1300140
FLEX	140	-	1	-	0.209	0.255	18	340.09	5000000*
TORS	-	220	-	0.5	0.277	0.296	6	366.00	132000
TORS	-	170	-	0.5	0.166	0.177	6	282.82	1605000
TORS	-	140	-	0.5	0.112	0.120	6	232.91	3303000
TORS	-	140	-	0.5	0.112	0.120	6	232.91	1989000
TORS	-	220	-	1	0.555	0.592	6	517.61	374000
TORS	-	170	-	1	0.331	0.353	6	399.97	919600
FLEX+TORS	260.3	108.9	1	1	0.857	1.028	17	682.26	206200
FLEX+TORS	260.3	108.9	1	1	0.857	1.028	17	682.26	274700
FLEX+TORS	216.1	29.4	1	1	0.507	0.619	18	529.49	577000
FLEX+TORS	216.1	29.4	1	1	0.507	0.619	18	529.49	748600
FLEX+TORS	136	136	1	1	0.409	0.467	13	459.93	852900
FLEX+TORS	174	72.6	1	1	0.383	0.459	17	455.89	1196100
FLEX+TORS	174	72.6	1	1	0.383	0.459	17	455.89	1201400
FLEX+TORS	174	72.6	1	1	0.383	0.459	17	455.89	1699800
FLEX+TORS	80.3	80.3	1	1	0.143	0.163	13	271.56	10000000*
FLEX+TORS	174	145.2	1	0.5	0.443	0.524	15	486.84	111500
FLEX+TORS	174	145.2	1	0.5	0.443	0.524	15	486.84	142600
FLEX+TORS	174	145.2	1	0.5	0.443	0.524	15	486.84	167900
FLEX+TORS	174	145.2	1	0.5	0.443	0.524	15	486.84	206300
FLEX+TORS	174	72.6	1	1	0.383	0.459	17	455.89	352500
FLEX+TORS	174	72.6	1	1	0.383	0.459	17	455.89	354200
FLEX+TORS	174	72.6	1	1	0.383	0.459	17	455.89	644500

Di seguito vengono riportati i grafici per ogni banda di dispersione proposta.

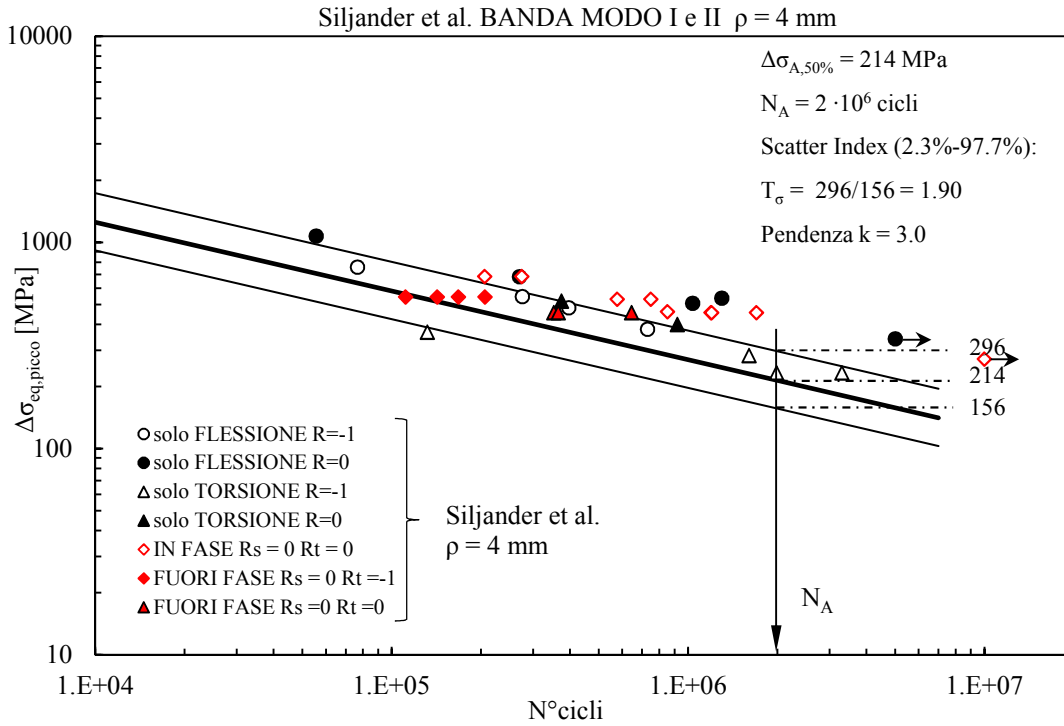


Figura 6.6 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{eq,picco}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute tutte al piede del cordone di saldatura avendolo modellato con $\rho = 4$ mm. La banda di dispersione è quella del PSM per gli stati di sollecitazione di modo 1 e 2. I risultati con le frecce sono di provini non rotti.

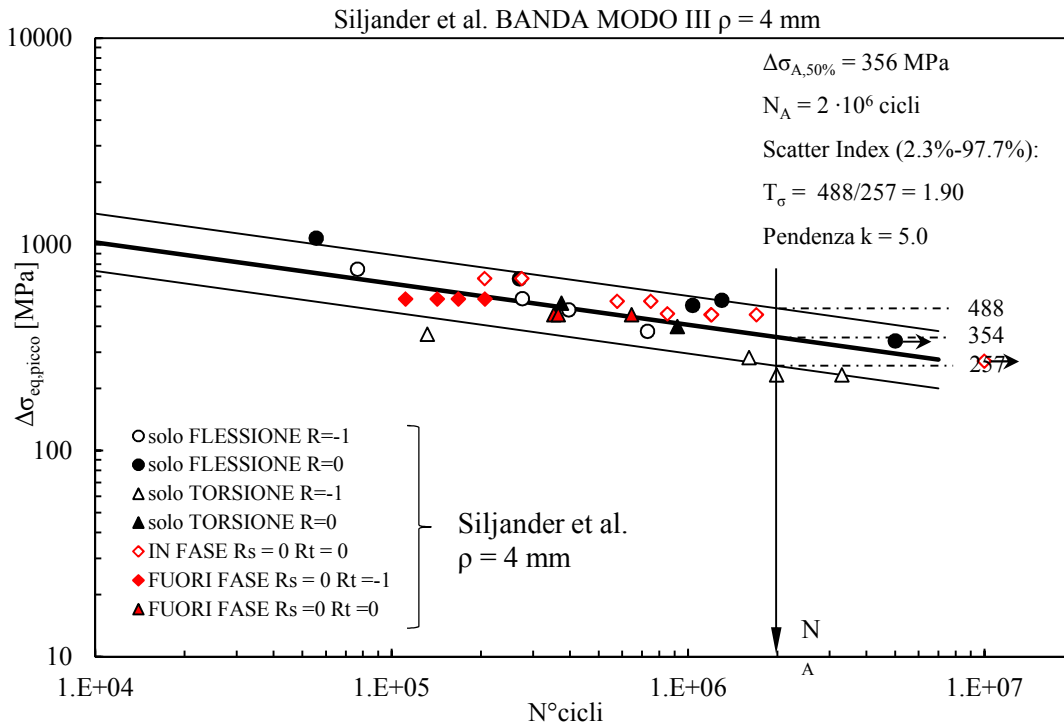


Figura 6.7 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{eq,picco}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute tutte al piede del cordone di saldatura avendolo modellato con $\rho = 0$. La banda di dispersione è quella del PSM per gli stati di sollecitazione di modo 3. I risultati con le frecce sono di provini non rotti.

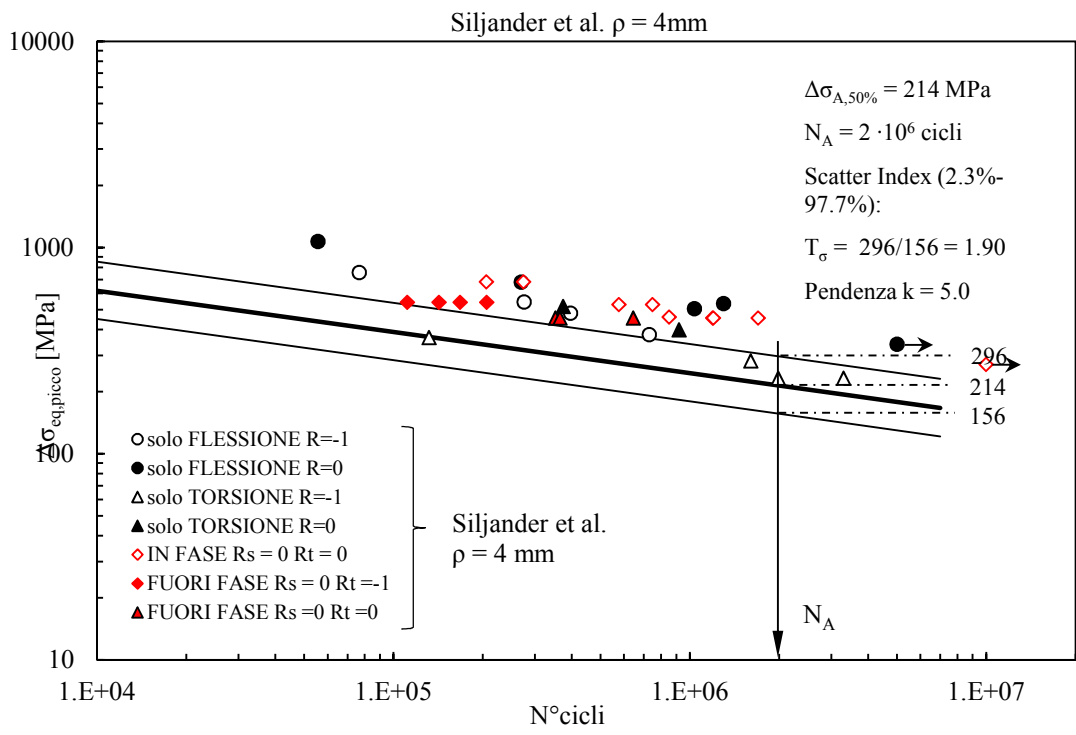


Figura 6.8 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{\text{eq,picco}}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute tutte al piede del cordone di saldatura avendolo modellato con $\rho = 0$. La banda di dispersione è quella proposta in [22]. I risultati con le frecce sono di provini non rotti.

6.3 Risultati delle analisi FEM di Razmjoo [18]

Tabella 6.4 Risultati rielaborati in termini di tensione di picco equivalente per i giunti testati da Razmjoo. * Giunti con spessore del tubo pari a 7mm utilizzando le tensioni "nominal" riportate nell'articolo [18].

CARICO	Rs	Rt	FASE	$\Delta\sigma_{ART}$ [MPa]	$\Delta\tau_{ART}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{1,ansys}$ [MPa]	c_w^*	$\Delta\tau_{1,ansys}$ [MPa]	c_w^{***}	$\Delta\sigma_{eq,picco}$ [MPa]	N° CICLI
TRAZ	0	/	/	180	/	567.15	1	/	/	407.64	200000
TRAZ	0	/	/	160	/	504.13	1	/	/	362.35	258000
TRAZ	0	/	/	140	/	441.12	1	/	/	317.06	306000
TRAZ	0	/	/	140	/	441.12	1	/	/	317.06	392000
TRAZ	0	/	/	120	/	378.10	1	/	/	271.76	731000
TRAZ	0	/	/	100	/	315.08	1	/	/	226.47	1040000
TRAZ	0	/	/	245	/	771.95	1	/	/	554.85	120000
TORS*	/	0	/	/	118	/	/	71.97	1	193.91	2980000
TORS*	/	0	/	/	157	/	/	95.76	1	258.00	605000
TORS*	/	0	/	/	138	/	/	84.17	1	226.77	491000
TORS*	/	0	/	/	118	/	/	71.97	1	193.91	1280000
TORS*	/	0	/	/	131	/	/	79.90	1	215.27	455000
TORS*	/	0	/	/	105	/	/	64.04	1	172.54	6750000
TORS*	/	0	/	/	145	/	/	88.44	1	238.28	1800000
TORS*	/	0	/	/	158	/	/	96.37	1	259.64	840000
TRAZ+TORS	0	0	0	118	107	337.14	1	183.62	1	363.45	355000
TRAZ+TORS	0	0	0	113	107	337.14	1	175.84	1	354.98	433000
TRAZ+TORS	0	0	0	118	82	258.37	1	183.62	1	328.42	1170000
TRAZ+TORS	0	0	0	115	80	252.07	1	178.95	1	320.18	1080000
TRAZ+TORS	0	0	0	80	80	252.07	1	124.49	1	257.97	1550000
TRAZ+TORS	0	0	0	50	100	315.08	1	77.81	1	253.89	1030000
TRAZ+TORS	0	0	0	160	54	170.15	1	248.98	1	387.12	180000
TRAZ+TORS	0	0	90°	195	211	664.83	1	303.44	1	654.77	12000
TRAZ+TORS	0	0	90°	115	80	252.07	1	178.95	1	320.18	330000
TRAZ+TORS	0	0	90°	115	107	337.14	1	178.95	1	358.35	195000
TRAZ+TORS	0	0	90°	80	80	252.07	1	124.49	1	257.97	812000
TRAZ+TORS	0	0	90°	115	160	504.13	1	178.95	1	448.32	75600
TRAZ+TORS	0	0	90°	50	100	315.08	1	77.81	1	253.89	497000
TRAZ+TORS	0	0	90°	160	54	170.15	1	248.98	1	387.12	65400

In Tabella 6.4 sono riportati i risultati della analisi FEM condotte sui giunti Razmjoo, utilizzando il modello, dove:

- R_σ e R_τ sono i rapporti di ciclo rispettivamente per i casi di sollecitazione di trazione e torsione
- $\Delta\sigma_{ART}$ e $\Delta\tau_{ART}$ sono le tensioni nominali in corrispondenza del diametro esterno del tubo, rispettivamente per i casi di sollecitazione a flessione e torsione
- $\Delta\sigma_{1,ANSYS}$ è la tensione di picco calcolata in corrispondenza del nodo che rappresenta il piede del cordone di saldatura
- $\Delta\tau_{1,ANSYS}$ è la tensione massima calcolata al piede del cordone mediante il sistema di riferimento locale opportunamente ruotato
- c_w^* e c_w^{***} sono i coefficienti energetici rispettivamente per le sollecitazioni di Modo 1 e Modo 3, essi tengono conto della trattamenti eseguiti sulla saldatura, infatti se è stato eseguito un trattamento di distensione delle tensioni per $R=0$ valgono 1 e per $R=-1$ sono pari a 0,5. Se la saldatura è "as-welded" i coefficienti valgono 1 indipendentemente da R.

Nelle analisi FEM con sollecitazione di pura flessione, le tensioni di picco che sono state riportate in Tabella 6.4, rappresentano la tensione principale in corrispondenza del nodo appartenente al piede del cordone di saldatura come è riportato nella Figura 6.1

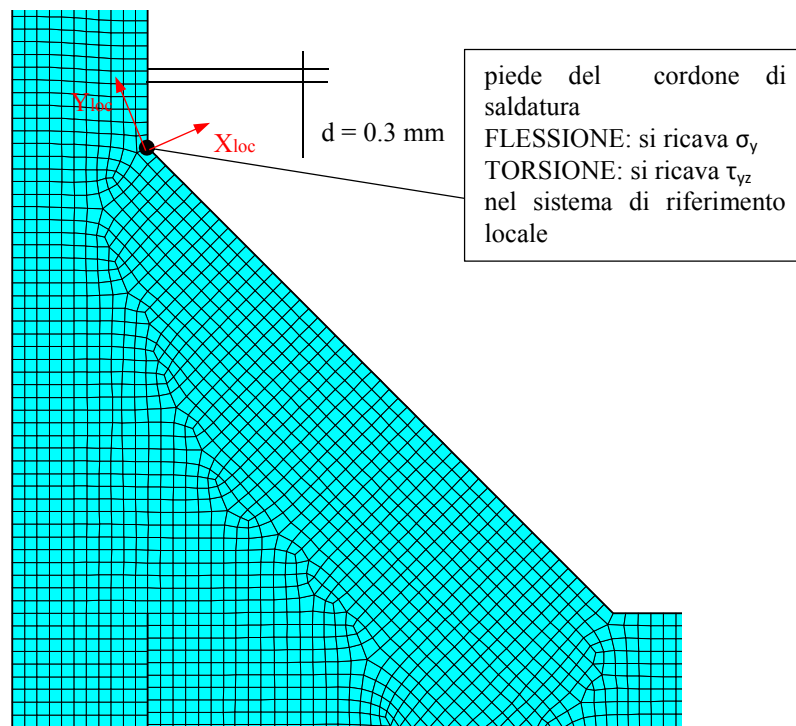


Figura 6.9 Analisi risultati dei giunti di Siljander per le analisi con carichi di flessione e torsione per l'applicazione del PSM.

I risultati sono stati diagrammati in un grafico ($\Delta\sigma_{eq,picco}, N^\circ cicli$) in modo da confrontarli con le bande di dispersione del PSM. In particolare nel grafico di Figura 6.10 la banda di dispersione è quella tarata per il caso di sollecitazione di modo 1, mentre in quello in Figura 6.11 la banda di dispersione si riferisce alla taratura del PSM per il caso monoassiale di modo 3. È stata riportata un'ulteriore banda di dispersione proposta in [22] in Figura 6.12.

Si può notare che i risultati vengono ben rappresentati dalla banda in Figura 6.12. In questo caso gli unici dubbi sull'affidabilità dei dati originali sono sui valori delle tensioni nominali nei casi di sollecitazione a torsione pura. Infatti leggendo il paper [18] non risulta chiara la definizione delle tensioni riportate. Oltre a questo, vi è il problema della definizione del criterio di rottura che potrebbe interferire sui risultati, soprattutto nei casi di torsione pura dove l'innesco si verifica nella radice del cordone e quindi difficile da rilevare.

In Tabella 6.2 si può notare che il metodo del PSM ha previsto in modo corretto quale sia il punto più critico del giunto saldato solo per i casi di trazione pura e trazione+torsione, poiché tutte le tensioni di picco equivalenti calcolate nel piede del cordone sono maggiori di quelle calcolate alla radice. Mentre su otto test a torsione pura, 6 provini si sono rotti alla radice mentre 2 al piede, diversamente da quanto previsto dal PSM

Tabella 6.5 Confronto tra piede e radice del cordone di saldatura con il metodo del PSM.

CARICO	$\Delta\sigma$ [MPa]	$\Delta\tau$ [MPa]	c_w^*	c_w^{***}	$\Delta\sigma_{1,ansys}$	$\Delta\tau_{1,ansys}$	$\Delta\sigma_{x,ansys}$	$\Delta\tau_{xy,ansys}$	$\Delta\tau_{xz,ansys}$	$\Delta\sigma_{eq,picco}$ [MPa]		rottura	
					[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	piede	radice	piede	radice
TRAZ	180	-	1	-	567.15	-	62.59	72.50	-	407.64	224.53	7	-
TORS	-	118	-	1	-	185.47	-	-	71.97	314.29	193.91	2	6
TRAZ+TORS	107	118	1	1	337.14	183.62	37.21	43.10	41.27	363.45	154.91	14	-

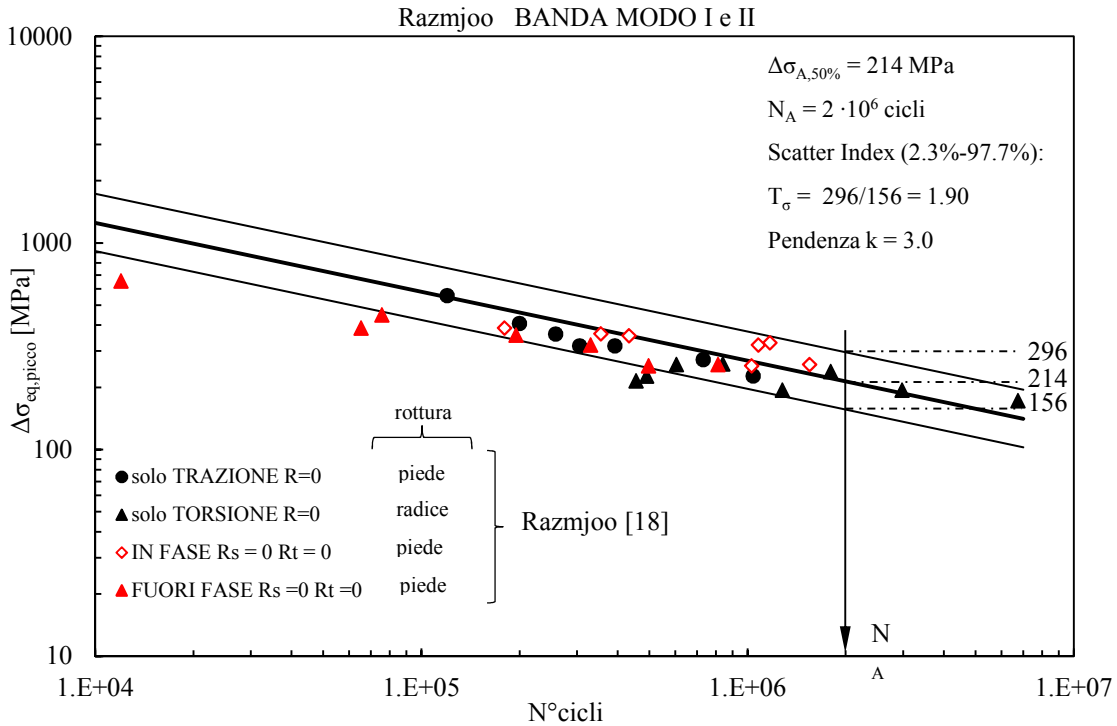


Figura 6.10 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{\text{eq,picco}}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute tutte al piede del cordone di saldatura per i casi di flessione e carichi multiassiali, mentre sono avvenute alla radice nei casi di torsione. La banda di dispersione è quella del PSM per gli stati di sollecitazione di modo 1 e 2.

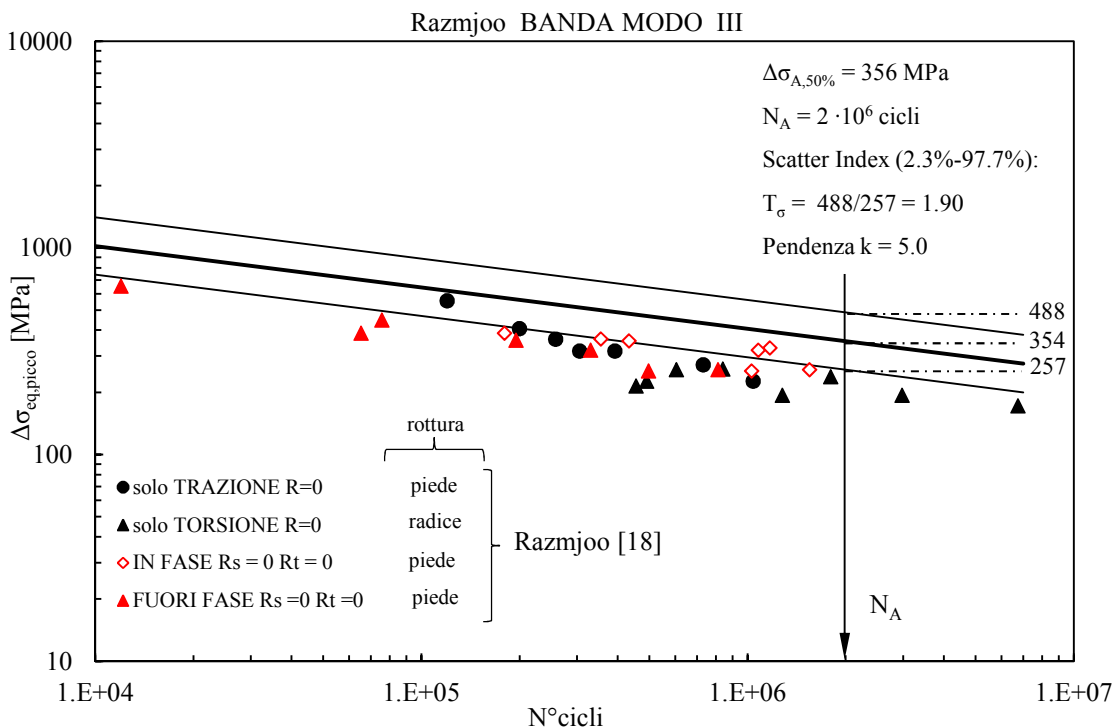


Figura 6.11 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{\text{eq,picco}}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute tutte al piede del cordone di saldatura per i casi di flessione e carichi multiassiali, mentre sono avvenute alla radice nei casi di torsione. La banda di dispersione è quella del PSM per gli stati di sollecitazione di modo 3.

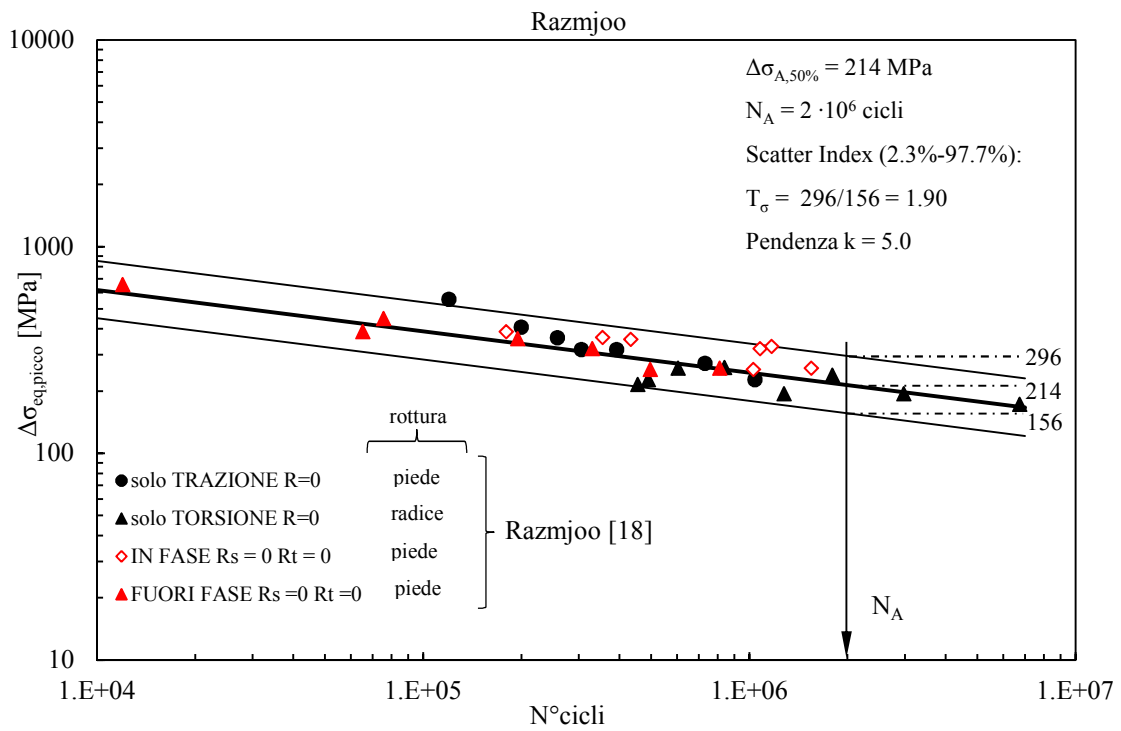


Figura 6.12 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{\text{eq,picco}}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute tutte al piede del cordone di saldatura per i casi di flessione e carichi multiassiali, mentre sono avvenute alla radice nei casi di torsione. La banda di dispersione è quella proposta da [22].

6.4 Risultati delle analisi FEM di Yousefi et al. [19]

Tabella 6.6 Risultati delle analisi FEM di Yousefi in termini di tensione equivalente di picco dei casi di sollecitazione monoassiale.

CARICO	Rs	Rt	FASE	$\Delta\sigma_{amp}$ [MPa]	$\Delta\tau_{amp}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{1,ansys}$ [MPa]	c_w^*	$\Delta\tau_{1,ansys}$ [MPa]	c_w^{***}	$\Delta\sigma_{eq,picco}$ [MPa]	N° CICLI
FLEX	-1	/	/	412.6	/	2229.0	0.5	/	/	1338.1	5009
FLEX	-1	/	/	361.0	/	1950.1	0.5	/	/	1170.7	7014
FLEX	-1	/	/	278.3	/	1503.4	0.5	/	/	902.5	22051
FLEX	-1	/	/	280.3	/	1514.1	0.5	/	/	909.0	31540
FLEX	-1	/	/	206.9	/	1117.8	0.5	/	/	671.0	83080
FLEX	-1	/	/	201.1	/	1086.3	0.5	/	/	652.2	108799
FLEX	-1	/	/	201.2	/	1086.7	0.5	/	/	652.4	207897
FLEX	-1	/	/	155.4	/	839.2	0.5	/	/	503.8	260289
FLEX	-1	/	/	150.6	/	813.4	0.5	/	/	488.3	448098
FLEX	-1	/	/	151.1	/	816.4	0.5	/	/	490.1	591815
FLEX	-1	/	/	124.4	/	672.2	0.5	/	/	403.6	389251
FLEX	-1	/	/	121.2	/	654.5	0.5	/	/	392.9	518473
FLEX	-1	/	/	121.2	/	654.9	0.5	/	/	393.2	577927
FLEX	-1	/	/	121.1	/	654.1	0.5	/	/	392.7	1042876
FLEX	-1	/	/	120.8	/	652.6	0.5	/	/	391.8	1872328
FLEX	-1	/	/	103.5	/	559.0	0.5	/	/	335.6	1810643
FLEX	0	/	/	310.5	/	1677.1	1.0	/	/	1423.8	7419
FLEX	0	/	/	257.7	/	1392.2	1.0	/	/	1182.0	15681
FLEX	0	/	/	207.1	/	1118.9	1.0	/	/	950.0	26683
FLEX	0	/	/	129.8	/	701.2	1.0	/	/	595.3	365347
FLEX	0	/	/	103.6	/	559.9	1.0	/	/	475.3	1649010
FLEX	0	/	/	93.4	/	504.4	1.0	/	/	428.3	2140466
TORS	/	-1	/	/	200.5	/	/	680.5	0.5	786.2	14813
TORS	/	-1	/	/	200.5	/	/	680.5	0.5	786.2	21080
TORS	/	-1	/	/	160.1	/	/	543.3	0.5	627.7	198243
TORS	/	-1	/	/	150.6	/	/	511.1	0.5	590.5	202749
TORS	/	-1	/	/	150.8	/	/	511.7	0.5	591.2	212611
TORS	/	-1	/	/	150.8	/	/	511.7	0.5	591.2	229865
TORS	/	-1	/	/	120.8	/	/	409.9	0.5	473.6	720776
TORS	/	-1	/	/	120.8	/	/	410.1	0.5	473.9	769418
TORS	/	-1	/	/	120.8	/	/	410.0	0.5	473.7	824832
TORS	/	0	/	/	151.9	/	/	515.4	1.0	842.1	294291
TORS	/	0	/	/	150.7	/	/	511.3	1.0	835.4	404283
TORS	/	0	/	/	135.3	/	/	459.3	1.0	750.5	371499
TORS	/	0	/	/	134.2	/	/	455.6	1.0	744.5	458337
TORS	/	0	/	/	130.8	/	/	443.9	1.0	725.3	760049
TORS	/	0	/	/	122.1	/	/	414.3	1.0	677.0	887919
TORS	/	0	/	/	120.6	/	/	409.2	1.0	668.5	1061927
TORS	/	0	/	/	116.8	/	/	396.5	1.0	647.8	1209837
TORS	/	0	/	/	104.3	/	/	354.0	1.0	578.4	1436704

Tabella 6.7 Risultati delle analisi FEM sui giunti Yousefi et al per i casi di sollecitazione multiassiale.

CARICO	Rs	Rt	FASE	$\Delta\sigma_{amp}$ [MPa]	$\Delta\tau_{amp}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{1,ansys}$ [MPa]	c_w^*	$\Delta\tau_{1,ansys}$ [MPa]	c_w^{***}	$\Delta\sigma_{eq,picco}$ [MPa]	N° CICLI
FLES+TORS	-1	-1	0	155.9	155.9	841.9	0.5	529.0	0.5	793.1	23329
FLES+TORS	-1	-1	0	114.4	114.4	617.8	0.5	388.2	0.5	582.0	23508
FLES+TORS	-1	-1	0	135.0	135.0	729.2	0.5	458.1	0.5	686.9	48297
FLES+TORS	-1	-1	0	104.2	104.2	562.7	0.5	353.5	0.5	530.0	125716
FLES+TORS	-1	-1	0	93.5	93.5	504.9	0.5	317.2	0.5	475.6	332830
FLES+TORS	-1	-1	0	82.7	82.7	447.0	0.5	280.8	0.5	421.1	476861
FLES+TORS	-1	-1	0	72.7	72.7	392.5	0.5	246.6	0.5	369.8	1381234
FLES+TORS	0	0	0	178.9	178.9	966.6	1.0	607.3	1.0	1287.7	15361
FLES+TORS	0	0	0	154.2	154.2	832.8	1.0	523.2	1.0	1109.4	40248
FLES+TORS	0	0	0	128.5	128.5	694.0	1.0	436.0	1.0	924.4	80441
FLES+TORS	0	0	0	102.9	102.9	555.7	1.0	349.2	1.0	740.3	109699
FLES+TORS	0	0	0	82.1	82.1	443.5	1.0	278.6	1.0	590.8	391079
FLES+TORS	0	0	0	92.1	92.1	497.8	1.0	312.8	1.0	663.1	584136
FLES+TORS	0	0	0	71.8	71.8	387.7	1.0	243.6	1.0	516.4	640767
FLES+TORS	-1	-1	90°	109.5	109.5	591.7	0.5	371.7	0.5	557.3	43216
FLES+TORS	-1	-1	90°	99.1	99.1	535.2	0.5	336.2	0.5	504.1	123805
FLES+TORS	-1	-1	90°	109.8	109.8	593.2	0.5	372.7	0.5	558.8	178666
FLES+TORS	-1	-1	90°	99.6	99.6	537.8	0.5	337.9	0.5	506.6	243697
FLES+TORS	-1	-1	90°	69.6	69.6	375.8	0.5	236.1	0.5	354.0	392012
FLES+TORS	-1	-1	90°	80.0	80.0	432.2	0.5	271.5	0.5	407.1	977633
FLES+TORS	-1	-1	90°	69.5	69.5	375.4	0.5	235.9	0.5	353.7	933869
FLES+TORS	-1	-1	90°	69.9	69.9	377.5	0.5	237.2	0.5	355.6	2121514
FLES+TORS	0	0	90°	155.8	155.8	841.7	1.0	528.8	1.0	1121.3	23252
FLES+TORS	0	0	90°	155.5	155.5	839.8	1.0	527.7	1.0	1118.8	41376
FLES+TORS	0	0	90°	135.0	135.0	729.5	1.0	458.3	1.0	971.8	48444
FLES+TORS	0	0	90°	114.5	114.5	618.5	1.0	388.6	1.0	823.9	23429
FLES+TORS	0	0	90°	104.1	104.1	562.5	1.0	353.4	1.0	749.3	125706
FLES+TORS	0	0	90°	93.5	93.5	505.1	1.0	317.3	1.0	672.9	332934
FLES+TORS	0	0	90°	82.9	82.9	448.0	1.0	281.5	1.0	596.8	481288
FLES+TORS	0	0	90°	82.9	82.9	448.0	1.0	281.5	1.0	596.8	1170028
FLES+TORS	0	0	90°	72.6	72.6	392.1	1.0	246.4	1.0	522.4	1390849

In Tabella 6.6 e Tabella 6.7 sono riportati i risultati della analisi FEM condotte sui giunti Razmjoo, utilizzando il modello, dove:

- R_s e R_t sono i rapporti di ciclo rispettivamente per i casi di sollecitazione di trazione e torsione
- $\Delta\sigma_{amp}$ e $\Delta\tau_{amp}$ sono le tensioni nominali in corrispondenza del diametro esterno del tubo rispettivamente per i casi di sollecitazione a flessione e torsione
- $\Delta\sigma_{1,ANSYS}$ è la tensione di picco calcolata in corrispondenza del nodo che rappresenta il piede del cordone di saldature.
- $\Delta\tau_{1,ANSYS}$ è la tensione massima calcolata al piede del cordone mediante il sistema di riferimento locale opportunamente ruotato.
- c_w^* e c_w^{***} sono i coefficienti energetici rispettivamente per le sollecitazioni di Modo 1 e Modo 3, essi tengono conto della trattamenti eseguiti sulla saldatura, infatti se è stato eseguito un trattamento di distensione delle tensioni per $R=0$ valgono 1 e per $R=-1$ sono pari a 0,5. Se la saldatura è "as-welded" i coefficienti valgono 1 indipendentemente da R.

Nelle analisi FEM con sollecitazione di pura flessione, le tensioni di picco che sono state riportate in Tabella 6.6 e Tabella 6.7, rappresentano la tensione principale in corrispondenza del nodo che rappresenta il piede del cordone di saldatura come è riportato nella Figura 6.13

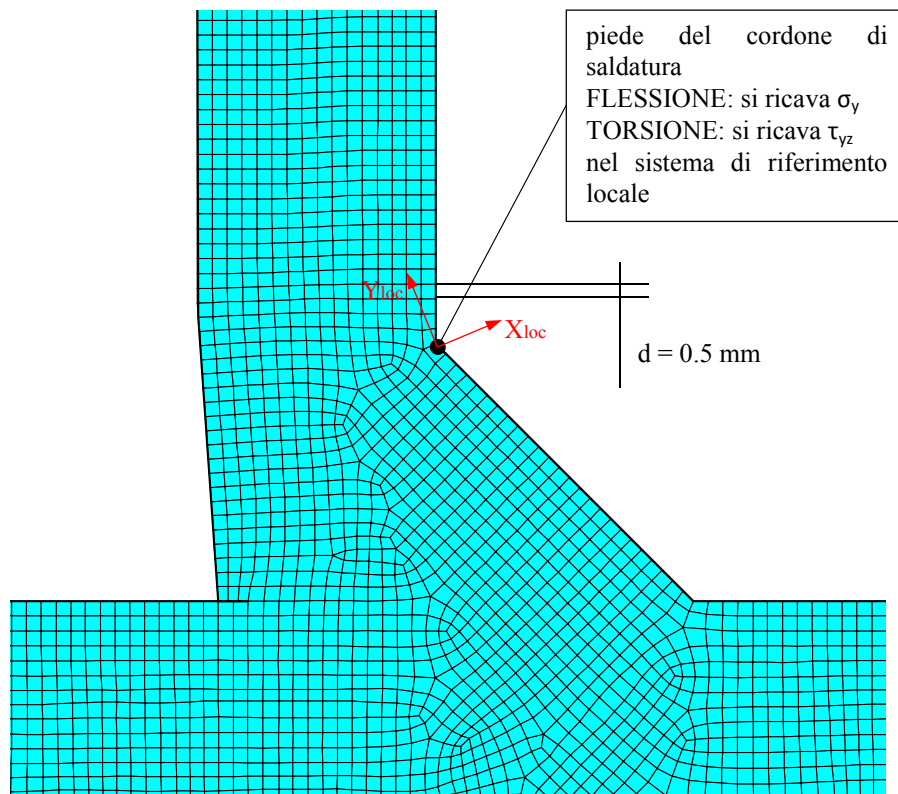


Figura 6.13 Analisi risultati dei giunti di Yousefi per le analisi con carichi di flessione e torsione per l'applicazione del PSM.

I risultati sono stati diagrammati in un grafico ($\Delta\sigma_{eq,picco}, N^\circ \text{ cicli}$) in modo da confrontarli con le bande di dispersione del PSM. In particolare nel grafico di Figura 6.10 la banda di dispersione è quella tarata per il caso di sollecitazione di modo 1, mentre in quello in Figura 6.11 la banda di dispersione si riferisce alla taratura del PSM per il caso monoassiale di modo 3. È stata riportata un'ulteriore banda di dispersione proposta in [22] mostrata in Figura 6.12.

In questo caso i risultati sono ben approssimati dal grafico in Figura 6.15 che riporta la banda di dispersione del modo 3.

In questo caso, dalla lettura dell'articolo [19] non risulta chiaro se l'autore riporti i risultati in termini di *range* o *ampiezze* nominali. Nel presente lavoro è stato supposto che si trattassero di *ampiezze*.

Come in tutti i casi precedenti è possibile che il valore in ascissa (ovvero il Numero di cicli) non sia affidabile ai fini di validare il metodo del PSM per stati tensionali. Infatti non è ben specificato nel report originale quale sia il criterio di rottura o termine della prova di fatica.

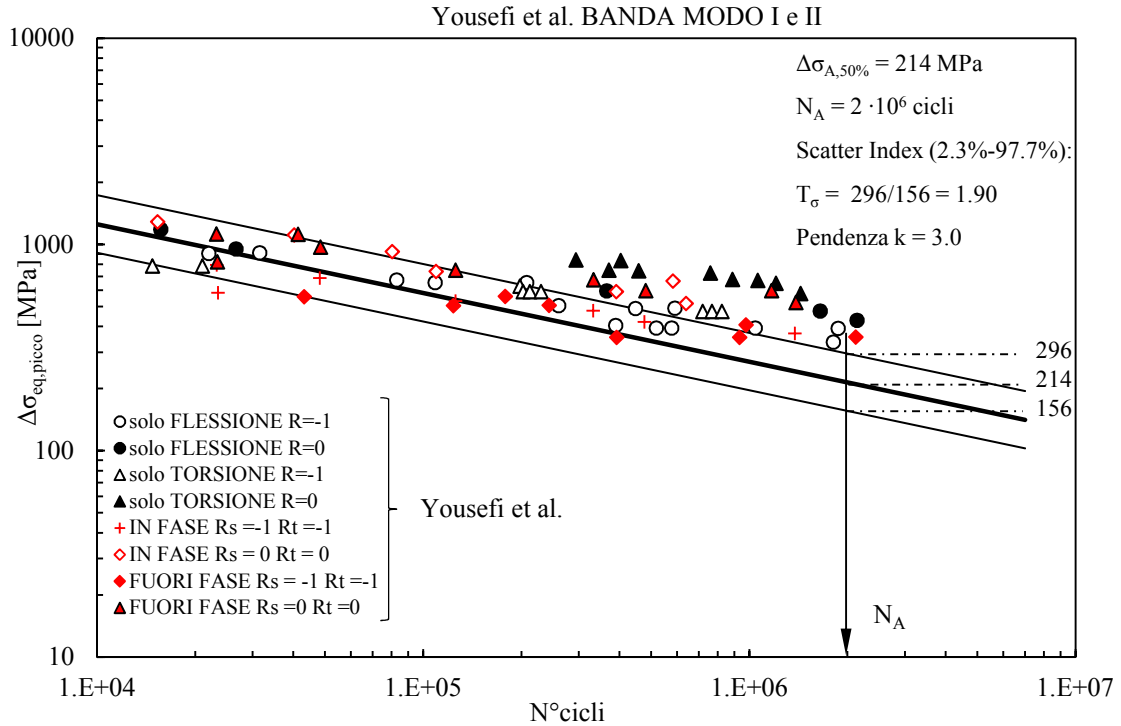


Figura 6.14 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{eq,picco}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute tutte al piede del cordone di saldatura. La banda di dispersione è quella del PSM per gli stati di sollecitazione di modo 1 e 2.

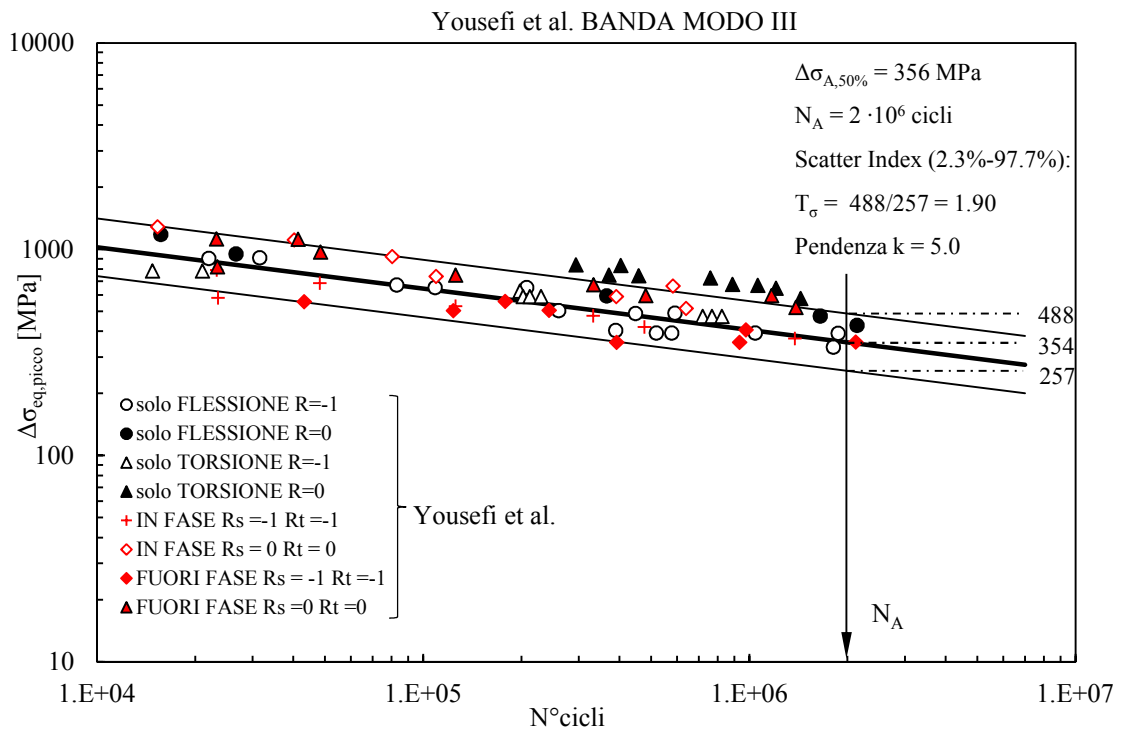


Figura 6.15 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{eq,picco}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute tutte al piede del cordone di saldatura. La banda di dispersione è quella del PSM per gli stati di sollecitazione di modo 3.

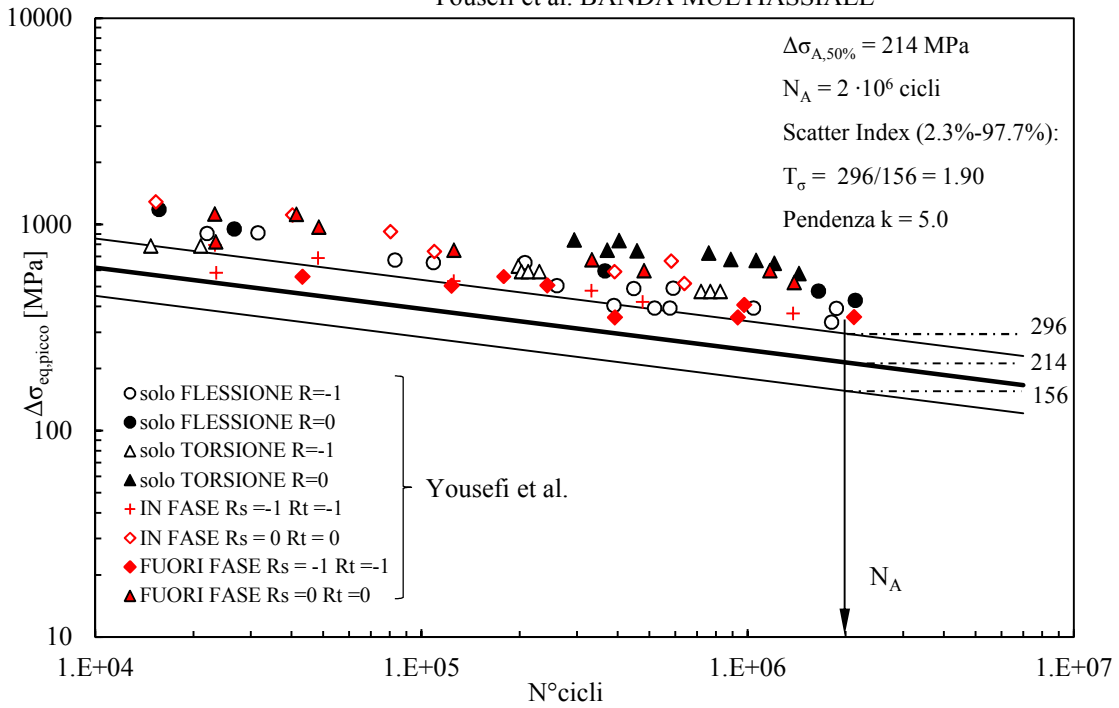


Figura 6.16 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{eq,picco}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute tutte al piede del cordone di saldatura. La banda di dispersione è quella proposta in [22].

6.5 Risultati delle analisi FEM di Bäckström et al. [20]

Tabella 6.8 Risultati delle analisi FEM calcolati sul piede del cordone dei giunti di Bäckström. I risultati per i casi di torsione pura sono stati calcolati solamente per la linearizzazione dei risultati per i casi multiassiali poiché la rottura è avvenuta sul materiale base.

CARICO	Rs	Rt	FASE	$\Delta\sigma_{range}$ [MPa]	$\Delta\tau_{range}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{1,ansys}$ [MPa]	c_w^*	$\Delta\tau_{1,ansys}$ [MPa]	c_w^{***}	$\Delta\sigma_{eq,picco}$ [MPa]	N° CICLI
FLEX	0.3	/	/	266.0	/	625.10	1	/	/	759.27	45000
FLEX	0.1	/	/	319.0	/	749.65	1	/	/	910.55	127000
FLEX	0.6	/	/	149.0	/	350.15	1	/	/	425.31	274000
FLEX	0.7	/	/	116.0	/	272.60	1	/	/	331.11	692000
FLEX	0.7	/	/	98.0	/	230.30	1	/	/	279.73	1110000
TORS	/	-1	/	/	327.0	/	/	474.15	1	965.09	40000
TORS	/	-1	/	/	270.0	/	/	391.50	1	796.86	160000
TORS	/	-1	/	/	151.0	/	/	218.95	1	445.65	627000
TORS	/	0	/	/	218.0	/	/	316.10	1	643.39	520000
FLES+TORS	-1	-1	0	405.0	139.0	951.75	1	201.55	1	1226.66	44000
FLES+TORS	-1	-1	0	356.0	155.0	836.60	1	224.75	1	1114.39	122000
FLES+TORS	-1	-1	0	198.0	221.0	465.30	1	320.45	1	863.04	274000
FLES+TORS	-1	-1.2	0	244.0	130.0	573.40	1	188.50	1	795.16	1081000
FLES+TORS	-1	-1.3	0	243.0	129.0	571.05	1	187.05	1	791.24	1467000
FLES+TORS	0	0	0	348.0	160.0	817.80	1	232.00	1	1099.86	11000
FLES+TORS	0	-0.1	0	227.0	140.0	533.45	1	203.00	1	768.48	95000
FLES+TORS	0	0	0	254.0	116.0	596.90	1	168.20	1	801.78	120000
FLES+TORS	0	0	0	208.0	99.0	488.80	1	143.55	1	661.72	345000
FLES+TORS	0	0	PATH F	253.0	111.0	594.55	1	160.95	1	792.99	100000
FLES+TORS	0	0	PATH F	254.0	111.0	596.90	1	160.95	1	795.59	148000
FLES+TORS	0	0	PATH F	207.0	92.0	486.45	1	133.40	1	650.26	413000
FLES+TORS	0	0	PATH F	208.0	93.0	488.80	1	134.85	1	654.09	529000

In Tabella 6.8 sono riportati i risultati della analisi FEM condotte sui giunti Bäckström, dove:

- R_σ e R_τ sono i rapporti di ciclo, rispettivamente per i casi di sollecitazione di trazione e torsione
- $\Delta\sigma_{range}$ e $\Delta\tau_{range}$ sono le tensioni nominali rispettivamente per i casi di sollecitazione a flessione e torsione
- $\Delta\sigma_{1,ANSYS}$ è la tensione di picco calcolata in corrispondenza del nodo che rappresenta il piede del cordone di saldatura
- $\Delta\tau_{1,ANSYS}$ è la tensione massima calcolata al piede del cordone mediante il sistema di riferimento locale opportunamente ruotato
- c_w^* e c_w^{***} sono i coefficienti energetici, rispettivamente per le sollecitazioni di Modo 1 e Modo 3, essi tengono conto della trattamenti eseguiti sulla saldatura, infatti se è stato eseguito un trattamento di distensione delle tensioni per $R=0$ valgono 1 e per $R=-1$ sono pari a 0,5. Se la saldatura è "as-welded" i coefficienti valgono 1 indipendentemente da R.

Nelle analisi FEM con sollecitazione di pura flessione, le tensioni di picco che sono state riportate in Tabella 6.8, rappresentano la tensione principale in corrispondenza del nodo del piede del cordone di saldatura situato nello spigolo della sezione del tubo come mostrato in Figura 6.17 (dove la tensione principale nel sistema di riferimento locale è massima).

I risultati sono stati diagrammati in un grafico ($\Delta\sigma_{eq,picco}, N^\circ$ cicli) in modo da confrontarli con le bande di dispersione del PSM. In particolare nel grafico di Figura 6.18 la banda di dispersione è quella tarata per il caso di sollecitazione di modo 1, mentre in quello in Figura 6.19 la banda di dispersione si riferisce alla taratura del PSM per il caso monoassiale di modo 3. È stata riportata un'ulteriore banda di dispersione proposta in [22] mostrata in Figura 6.20.

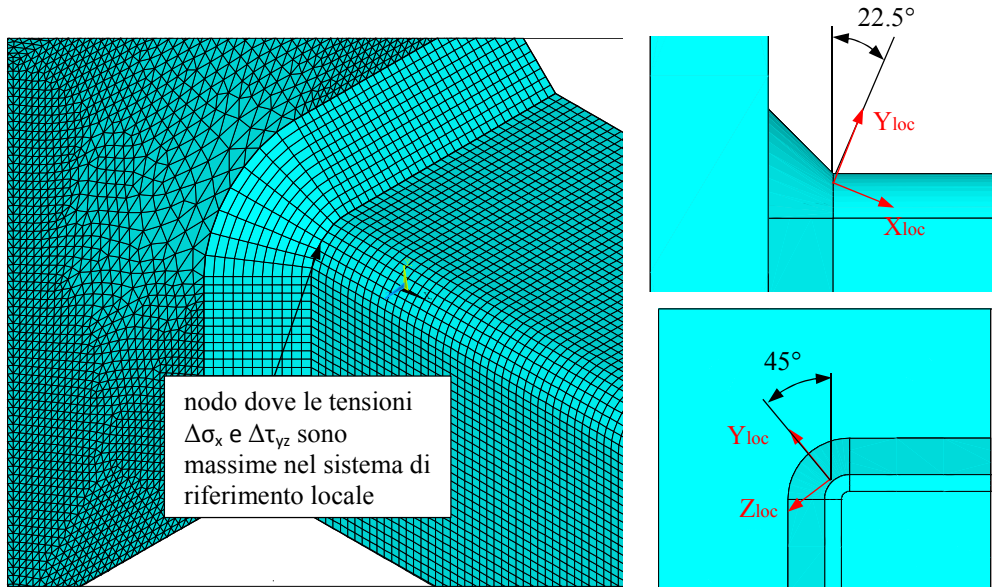


Figura 6.17 Nodo in cui le tensioni $\Delta\sigma_x$ e $\Delta\tau_{yz}$ sono massime. Esse sono state rilevate nelle coordinate del riferimento locale opportunamente ruotato.

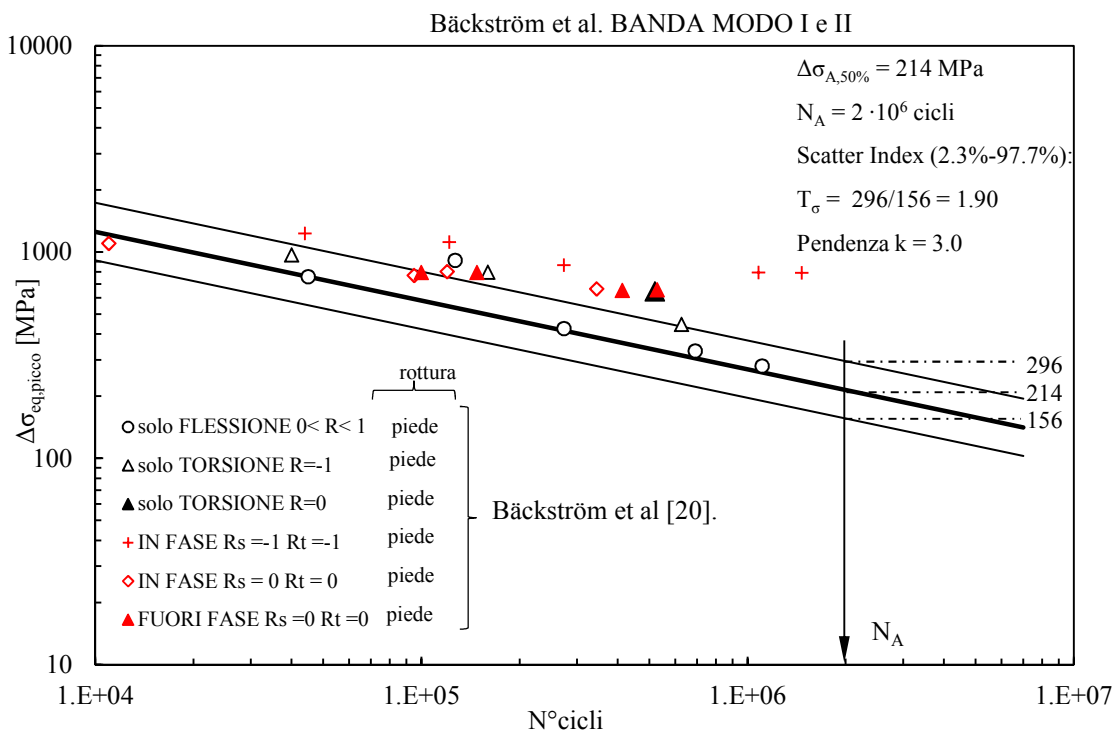


Figura 6.18 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{eq,picco}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute tutte al piede del cordone di saldatura tranne per i casi di torsione pure dove la rottura è avvenuta nel materiale base. La banda di dispersione è quella del PSM per gli stati di sollecitazione di modo 1 e 2.

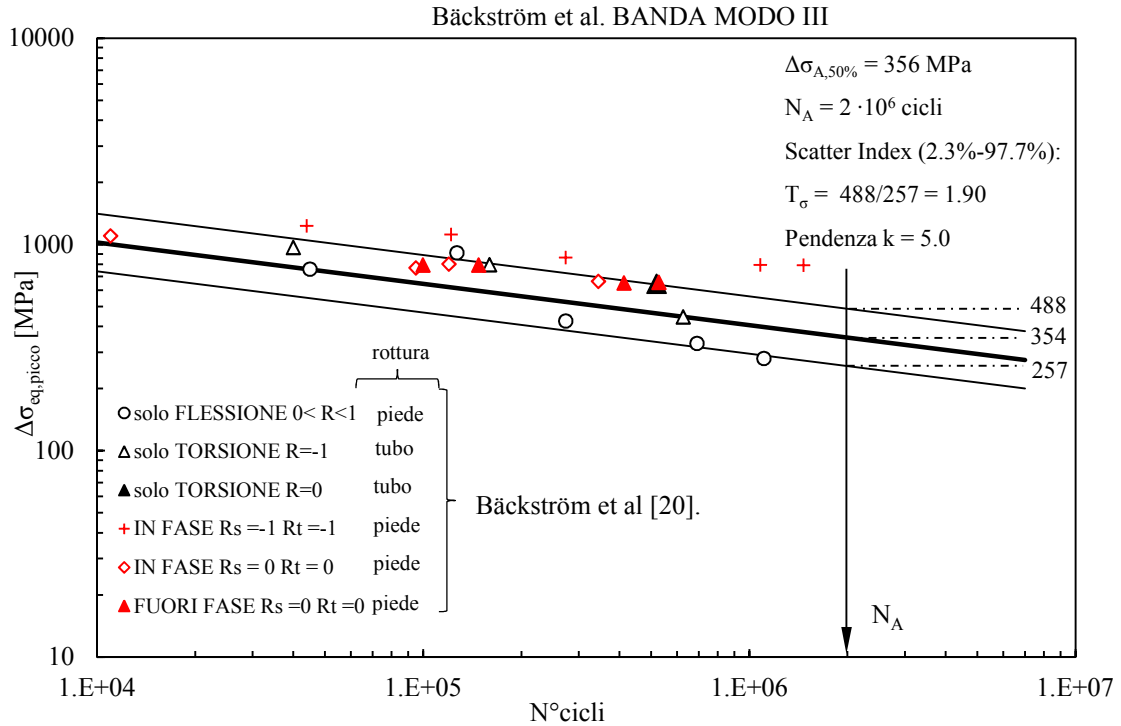


Figura 6.19 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{eq,picco}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute tutte al piede del cordone di saldatura tranne per i casi di torsione pure dove la rottura è avvenuta nel materiale base. La banda di dispersione è quella del PSM per gli stati di sollecitazione di modo 3.

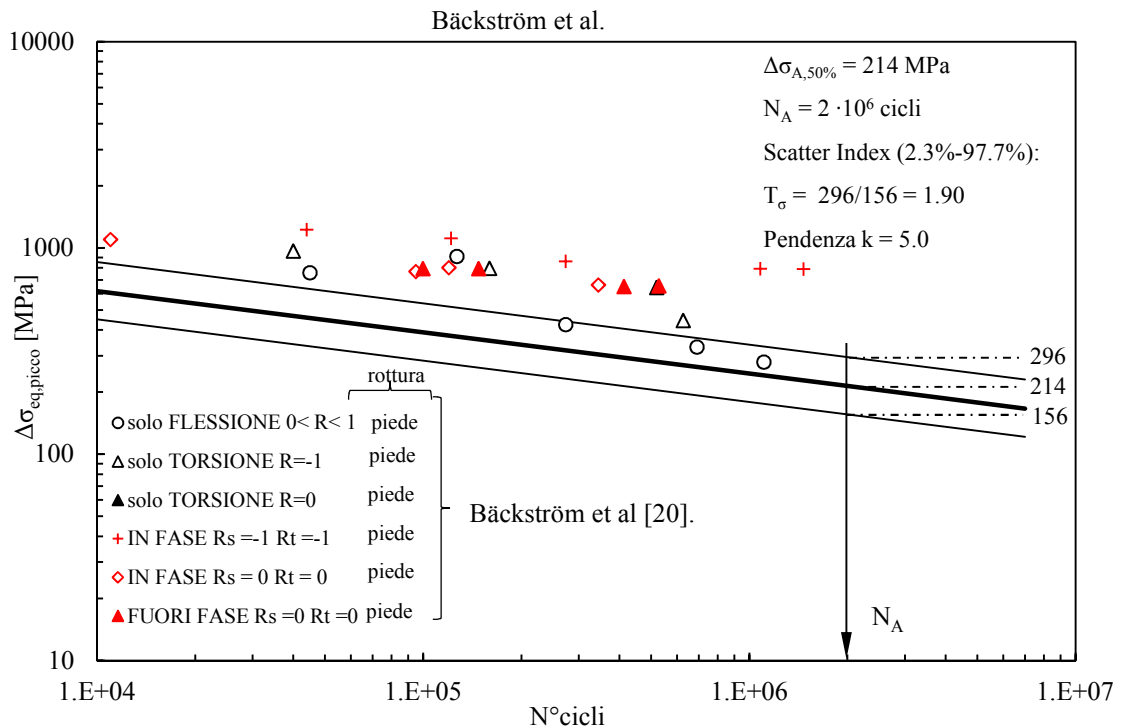


Figura 6.20 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{eq,picco}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute tutte al piede del cordone di saldatura tranne per i casi di torsione pure dove la rottura è avvenuta nel materiale base. La banda di dispersione è quella proposta da [22].

Si può notare che i risultati sono ben rappresentati dalla banda di dispersione tarata per il modo 3 del PSM e i casi monoassiali di flessione cadono dentro la banda del modo 1 e 2 come ci si aspettava.

Anche in questo caso i dati forniti non possono essere paragonati a quelli delle altre analisi, poiché ogni articolo ha preso in considerazione criteri di rottura diversi e spesso non utili al fine di validare il metodo del PSM per i casi multiassiali.

I dati da torsione sono stati riportati nei grafici anche se presentavano rotture sul materiale base, che attualmente è un limite del PSM.

6.6 Risultati delle analisi FEM di Dahle et al. [21]

Tabella 6.9 Risultati delle analisi FEM sui giunti di Dahle et al. [21] calcolati con il PSM solo nel caso di torsione perché è l'unico caso che presenta singolarità geometrica.

CARICO	Rs	Rt	FASE	$\Delta\sigma_{range}$ [MPa]	$\Delta\tau_{range}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{1,fless}$ [MPa]	c_w^*	$\Delta\tau_{1,ansys}$ [MPa]	c_w^{***}	$\Delta\sigma_{eq,picco}$ [MPa]	N° CICLI
FLEX	-0	/	/	194.4	/	168.48	1	/	/	176.62	1540000
FLEX	-0	/	/	243.0	/	210.60	1	/	/	220.77	915000
FLEX	-0	/	/	315.9	/	273.78	1	/	/	287.00	300000
TORS	/	-1	/	/	127.6	/	/	326.66	1	880.10	780000
TORS	/	-1	/	/	183.5	/	/	469.76	1	1265.67	140000
TORS	/	-1	/	/	114.5	/	/	293.12	1	789.75	2220000
TORS	/	-1	/	/	155.2	/	/	397.31	1	1070.47	397000
TORS	/	-1	/	/	153.9	/	/	393.98	1	1061.51	97500
TORS	/	-1	/	/	122.7	/	/	314.11	1	846.31	295500
TORS	/	-1	/	/	152.2	/	/	389.63	1	1049.78	343000
TORS	/	-1	/	/	120.8	/	/	309.25	1	833.20	840000
TORS	/	-1	/	/	110.9	/	/	283.90	1	764.92	1860000
TORS	/	-1	/	/	145.6	/	/	372.74	1	1004.26	304000
TORS	/	-1	/	/	138.3	/	/	354.05	1	953.91	1050000
TORS	/	-1	/	/	116.6	/	/	298.50	1	804.23	2144000
TORS	/	-1	/	/	119.6	/	/	306.18	1	824.93	385000
TORS	/	-1	/	/	145.2	/	/	371.71	1	1001.50	870000
TORS*	/	-1	/	/	182.2	/	/	466.43	1	1256.70	32000
TORS*	/	-1	/	/	143.5	/	/	367.36	1	989.77	62000
TORS*	/	-1	/	/	131.3	/	/	336.13	1	905.62	146000
TORS*	/	-1	/	/	132.3	/	/	338.69	1	912.52	360000
TORS*	/	-1	/	/	131.3	/	/	336.13	1	905.62	160000
FLES+TORS	-1	-1	0	106.8	145.8	92.6	1	373.25	1	1010.31	363000
FLES+TORS	-1	-1	0	125.3	160.4	108.6	1	410.62	1	1112.18	285000
FLES+TORS	-1	-1	0	95.0	121.5	82.3	1	311.04	1	842.46	1490000
FLES+TORS	-1	-1	0	106.3	184.1	92.1	1	471.30	1	1273.47	930000
FLES+TORS	-1	-1	0	134.8	220.9	116.8	1	565.50	1	1528.54	125000
FLES+TORS	-1	-1	0	70.9	137.7	61.4	1	352.51	1	951.95	2240000
FLES+TORS	0	0	0	180.0	184.1	156.0	1	471.30	1	1280.29	101500
FLES+TORS	0	0	90°	126.5	138.1	109.6	1	353.54	1	959.43	842000
FLES+TORS	0	0	90°	168.7	184.1	146.2	1	471.30	1	1279.02	700000
FLES+TORS	0	0	90°	135.0	147.3	117.0	1	377.09	1	1023.36	133000
FLES+TORS	0	0	90°	126.6	138.1	109.7	1	353.54	1	959.45	490000

In Tabella 6.8 sono riportati i risultati della analisi FEM condotte sui giunti Dahle, dove:

- R_σ e R_τ sono i rapporti di ciclo rispettivamente per i casi di sollecitazione di trazione e torsione
- $\Delta\sigma_{range}$ e $\Delta\tau_{range}$ sono le tensioni nominali rispettivamente per i casi di sollecitazione a flessione e torsione
- $\Delta\sigma_{1,fless}$ è la tensione nominale di flessione in corrispondenza della radice.
- $\Delta\tau_{1,ANSYS}$ è la tensione massima calcolata al piede del cordone mediante il sistema di riferimento locale opportunamente ruotato
- c_w^* e c_w^{**} sono i coefficienti energetici rispettivamente per le sollecitazioni di Modo 1 e Modo 3, essi tengono conto della trattamenti eseguiti sulla saldatura, infatti se è stato eseguito un trattamento di distensione delle tensioni per $R=0$ valgono 1 e per $R=-1$ sono pari a 0,5. Se la saldatura è "as-welded" i coefficienti valgono 1 indipendentemente da R.

Nelle analisi FEM con sollecitazione di pura flessione, le tensioni di picco che sono state riportate in Tabella 6.9, rappresentano la tensione nominale di flessione in corrispondenza della radice del cordone di saldatura (perché non vi è punti di singolarità) e la tensione di taglio del Modo 3 in corrispondenza della radice. I risultati sono stati diagrammati in un grafico ($\Delta\sigma_{eq,picco}, N^\circ\text{cicli}$) in modo da confrontarli con le bande di dispersione del PSM. In particolare nel grafico di Figura 6.21 la banda di dispersione è quella tarata per il caso di sollecitazione di modo 1, mentre in quello in Figura 6.22 la banda di dispersione si riferisce alla taratura del PSM per il caso monoassiale di modo 3. È stata riportata una ulteriore banda di dispersione proposta in [22] mostrata in Figura 6.23.

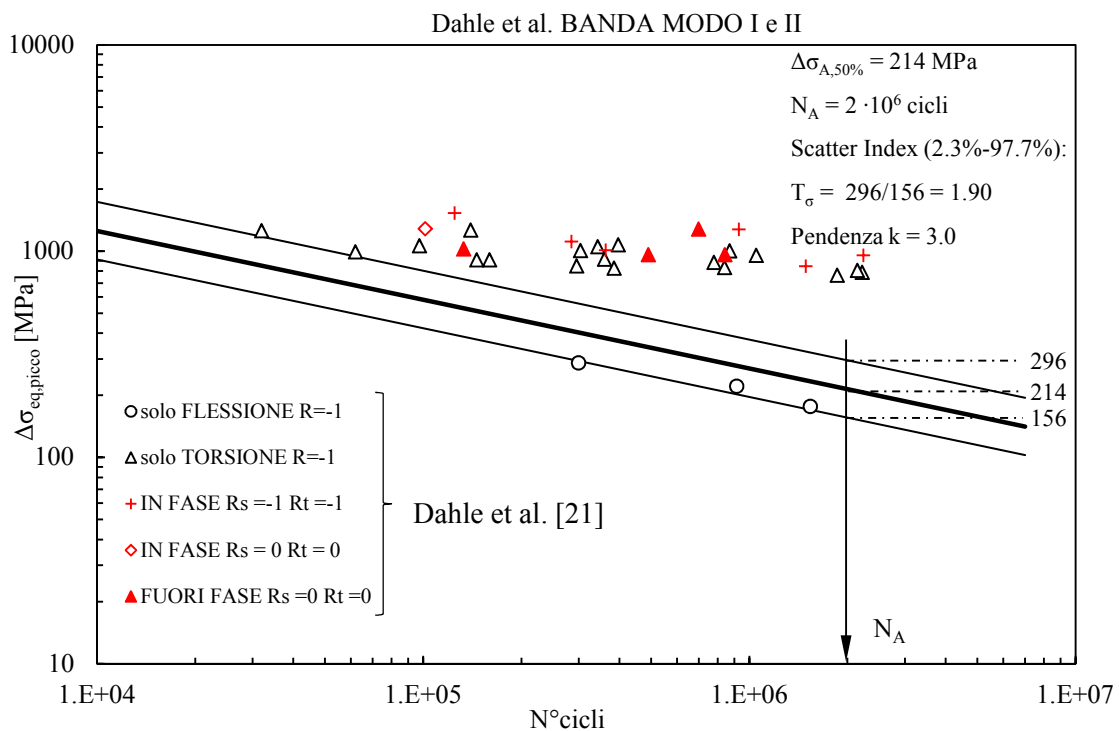


Figura 6.21 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{eq,picco}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute trasversalmente al cordone di saldatura per la flessione (non c'è singolarità) longitudinalmente nella radice per i casi di torsione, e rotture miste per i casi multiassiali. La banda di dispersione è quella del PSM per gli stati di sollecitazione di modo 1 e 2.

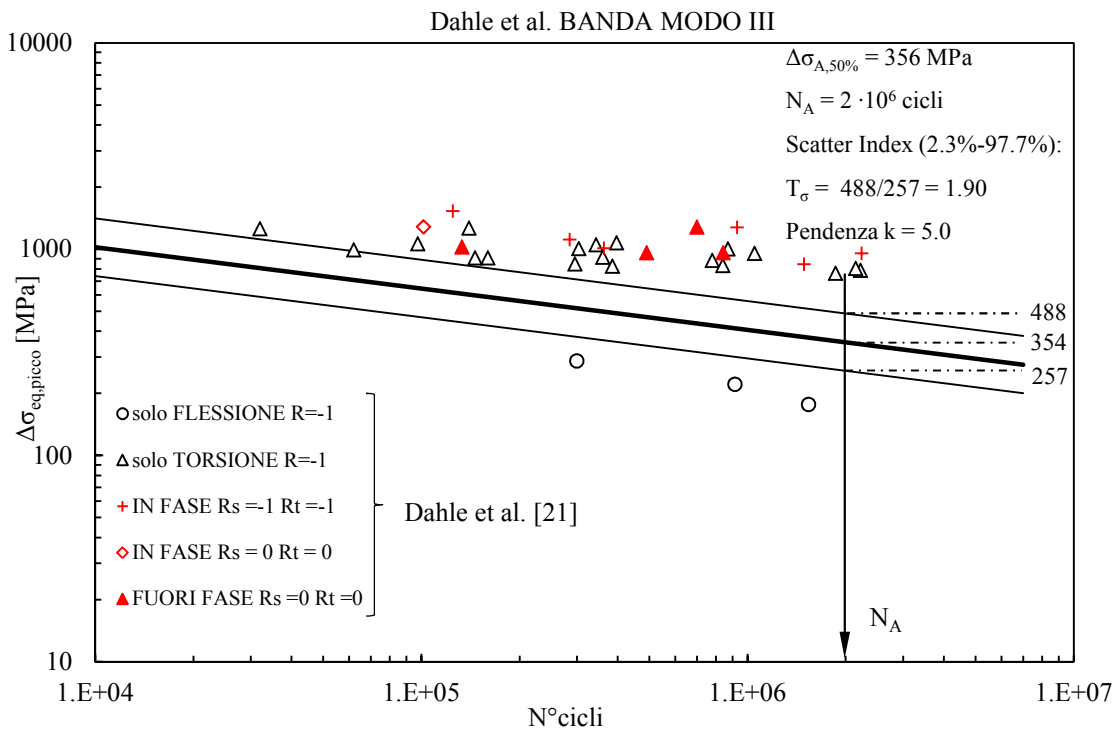


Figura 6.22 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{\text{eq,picco}}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute trasversalmente al cordone di saldatura per la flessione (non c'è singolarità) longitudinalmente nella radice per i casi di torsione, e rotture miste per i casi multiassiali. La banda di dispersione è quella del PSM per gli stati di sollecitazione di modo 3

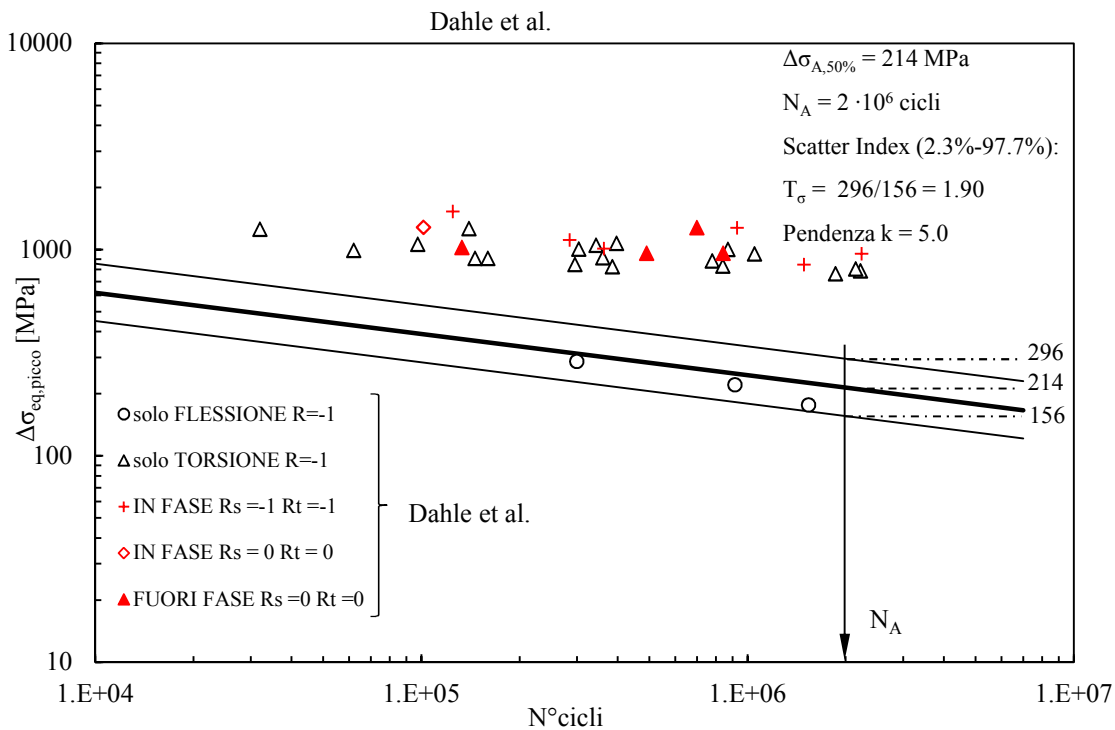


Figura 6.23 Risultati delle analisi FE in termini di $\Delta\sigma_{\text{eq,picco}}$ per gli stati tensionali di flessione pura, torsione pura e combinazione di esse in fase e fuori fase. Le rotture sono avvenute trasversalmente al cordone di saldatura per la flessione (non c'è singolarità) longitudinalmente nella radice per i casi di torsione, e rotture miste per i casi multiassiali. La banda di dispersione è quella proposta da [22].

Si può notare che i risultati non cadono in nessuna delle bande del PSM a parte per i casi monoassiali di flessione come ci si aspettava.

Anche in questo caso i dati forniti non possono essere paragonati a quelli delle altre analisi, poiché ogni articolo ha preso in considerazione criteri di rottura diversi e spesso non utili al fine di validare il metodo del PSM per i casi multiassiali. Addirittura, nelle prove di torsione di Dahle et al. il numero di cicli a rottura corrisponde ad una cricca di lunghezza di 250-500 mm che si innesca sulla radice del cordone di saldatura. Si può ben capire che se il numero di cicli facesse riferimento all'innesco della cricca i risultati potrebbero ricadere in banda.

CAPITOLO 7

CONCLUSIONI

Nella prima parte del presente sono state effettuate prove a fatica su giunti saldati forniti da Antonio Zamperla s.p.a presso il laboratorio di Costruzioni di Macchine dell'Università di Padova. Lo scopo è stato quello di verificare che i risultati derivati dall'applicazione del PSM fossero compatibili con la curva di resistenza a fatica tarata per lo stato tensionale monoassiale. Oltre ai test sperimentali, sono stati affiancati anche dei giunti saldati trovati in letteratura soggetti a stati tensionali monoassiali.

Nella seconda parte è stato esteso analiticamente il PSM per stati tensionali multiassiali (combinazioni di flessione e torsione). I giunti analizzati sono stati presi in letteratura riassumendo tutte le informazioni utili in Appendice C.

Per quanto la prima parte della tesi, si può concludere che:

- sia i dati derivati dalle prove a fatica e dai dati presenti in letteratura i risultati sono compatibili con la banda di dispersione tarata per il modo 1 e 2 di sollecitazione con il PSM come si può notare in Figura 7.1;
I risultati che sono fuori dalla banda fanno parte dei test ricavati in letteratura dove il criterio di rottura potrebbe non essere affidabile per fare una valutazione corretta, tuttavia i risultati che sono stati ottenuti dalle prove svolte in laboratorio (modelli A e B) risultano essere interni alla banda.
- sono stati ottimizzati i modi per generare una mesh adeguata all'applicazione del PSM su modelli tridimensionali, utilizzando la tecnica del *submodeling*. Questo riduce pesantemente il tempo di calcolo per le analisi 3-D anche per modelli con dimensione dell'ordine di grandezza di 1 m, con dimensione degli elementi di 1-2 mm.

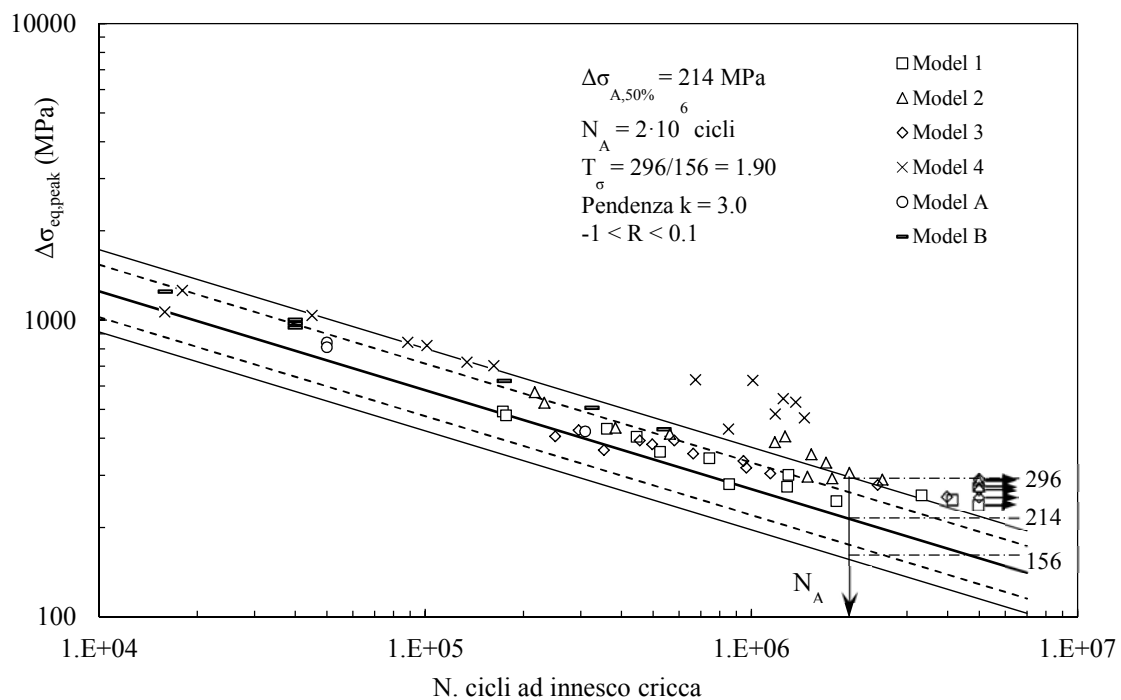


Figura 7.1 Confronto tra i risultati in termini di tensione equivalente di picco dei giunti Zamperla (models A e B) con giunti presi in letteratura (models 1-4) [12-16]. La banda di dispersione è quella tarata per il modo 1 e 2 con il PSM.

Per quanto riguarda la seconda parte si può concludere che:

- i risultati ottenuti dalle analisi di giunti trovati in letteratura [17-21] conferma che il metodo del PSM è valido anche per gli stati di sollecitazione multiassiale. Infatti in Figura 7.2 sono stati riportati tutti i risultati delle varie geometrie di giunti analizzati, e si può notare che la banda di dispersione tarata per il modo 1 e 2 del PSM è quella che può essere utilizzata in progettazione;
- i valori ricavati dal articoli presenti in letteratura spesso non utilizzano criteri di rottura simili tra loro e frequentemente non sono adeguati per la validazione del metodo del PSM.

Per un valore accettabile del numero di cicli da riportare in ordinate si dovrebbe monitorare il giunto saldato mentre la prova è in atto, facendo delle ispezioni o misure per identificare l'innesco della cricca, come è stato fatto nella prima parte della tesi mediante la tecnica di ispezione con i liquidi penetrati (Capitolo 2).

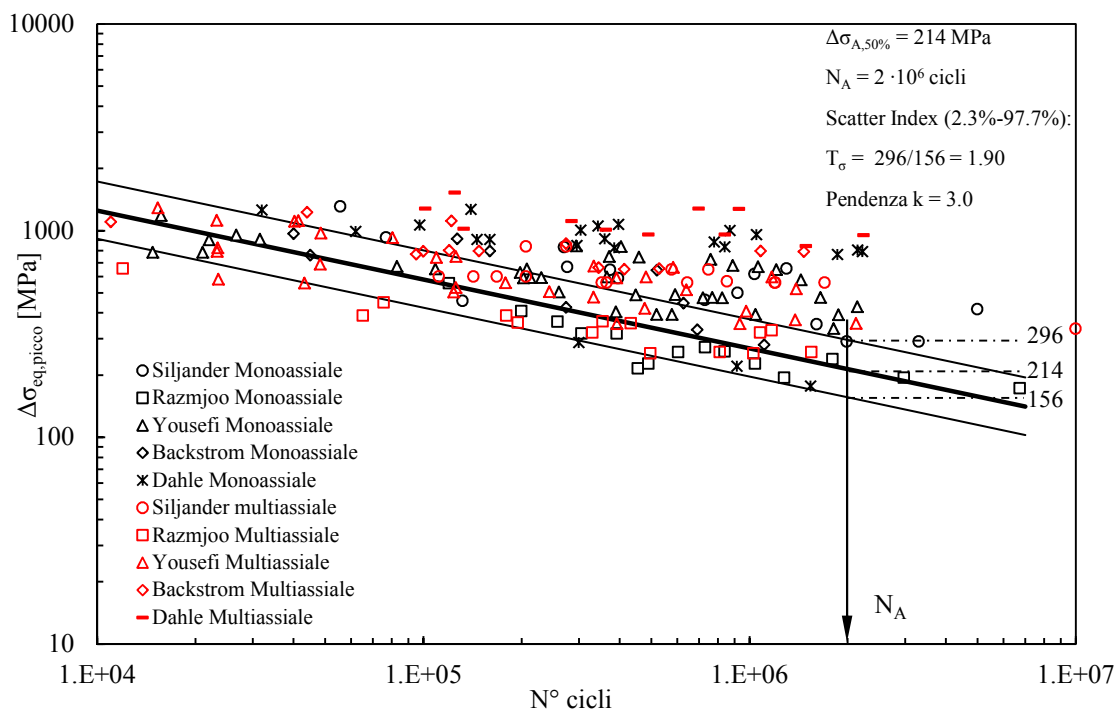


Figura 7.2 Riassunto di tutti i risultati in termini di tensione di picco equivalente per stati tensionali monoassiali (in nero) e multiassiali (in rosso) per i giunti saldati ricavati in letteratura [17-21]. La banda è quella tarata per il modo 1 e 2 del PSM.

APPENDICE A

Di seguito vengono riportate vengono documentate le prove effettuate con la MFL sui provini forniti da Zamperla. Per i modelli 6 e 7 è presente solo il numero di cicli a rottura del pezzo, intendendo come rottura il raggiungimento di un limite di spostamento inserito nella MFL ad inizio prova, mentre per i modelli 8 e 9 sono stati ispezionati con i liquidi penetranti l'innescò della cricca ricavando dunque il relativo numero di cicli, utile all'applicazione del PSM per la valutazione della resistenza a fatica dei giunti saldati.

Nelle schede successive sono stati riportati anche i diagrammi che mostrano il decadimento della rigidezza in funzione del numero di cicli a seguito dell'innescò e propagazione della cricca che causa il cedimento del giunto. Le misure di forza e di spostamento sono state registrate con cadenza logaritmica. Ogni acquisizione è composta da due sinusoidi, campionate con 50 punti ciascuna (e.g. al ciclo 1000 è stata campionato due sinusoidi di forza e spostamento corrispondenti ai cicli 1001 e 1002). Quindi per tutte le acquisizioni sono state calcolate le relative rigidezze mediante la seguente formula:

$$K_i = \frac{\Delta F_i}{\Delta s_i}$$

dove l'indice i è riferito alla i -esima acquisizione. Successivamente è stata calcolata la rigidezza relativa come rapporto tra la rigidezza calcolata al ciclo i -esimo e la rigidezza corrispondente al 1000-esimo ciclo:

$$K_r = \frac{K_i}{K_{1000}}$$

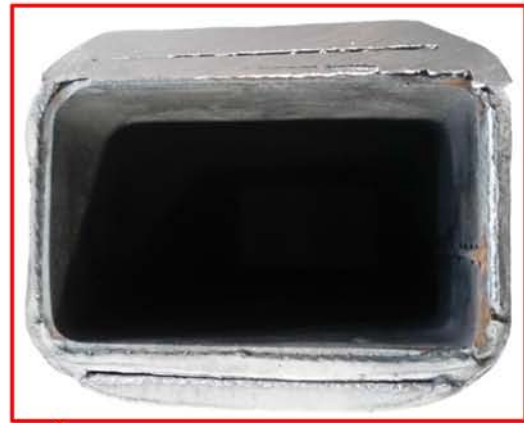
PROVINO 1 a V. Model 6																													
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini																												
DATI PROVINO																													
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)																												
DATI PROVA A FATICA																													
Range di tensione [MPa]	250																												
Rapporto di ciclo	0.1																												
Frequenza di prova [Hz]	15																												
Tensione Nominale Massima [MPa]	277.78																												
Tensione Nominale Minima [MPa]	27.778																												
Forza nominale massima [kN]	178.9																												
Forza nominale minima [kN]	17.89																												
N° di cicli ad innesco	/																												
N° di cicli a rottura	57632																												
DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI																													
<table border="1" style="margin: 10px auto; border-collapse: collapse;"> <caption>Data points from the Relative Stiffness vs. Number of Cycles graph</caption> <thead> <tr> <th>N° cicli</th> <th>K_r</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>1000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>~2000</td><td>~1.19</td></tr> <tr><td>~4000</td><td>~1.34</td></tr> <tr><td>~5000</td><td>~1.33</td></tr> <tr><td>~7000</td><td>~1.74</td></tr> <tr><td>~8000</td><td>~1.74</td></tr> <tr><td>~9000</td><td>~1.74</td></tr> <tr><td>~10000</td><td>~1.75</td></tr> <tr><td>~11000</td><td>~1.75</td></tr> <tr><td>~20000</td><td>~1.75</td></tr> <tr><td>~30000</td><td>~1.75</td></tr> <tr><td>~40000</td><td>~1.75</td></tr> <tr><td>~50000</td><td>~1.75</td></tr> </tbody> </table>		N° cicli	K _r	1000	1.00	~2000	~1.19	~4000	~1.34	~5000	~1.33	~7000	~1.74	~8000	~1.74	~9000	~1.74	~10000	~1.75	~11000	~1.75	~20000	~1.75	~30000	~1.75	~40000	~1.75	~50000	~1.75
N° cicli	K _r																												
1000	1.00																												
~2000	~1.19																												
~4000	~1.34																												
~5000	~1.33																												
~7000	~1.74																												
~8000	~1.74																												
~9000	~1.74																												
~10000	~1.75																												
~11000	~1.75																												
~20000	~1.75																												
~30000	~1.75																												
~40000	~1.75																												
~50000	~1.75																												

PROVINO 1 a V. Model 6

Vista complessiva



Dettaglio rottura

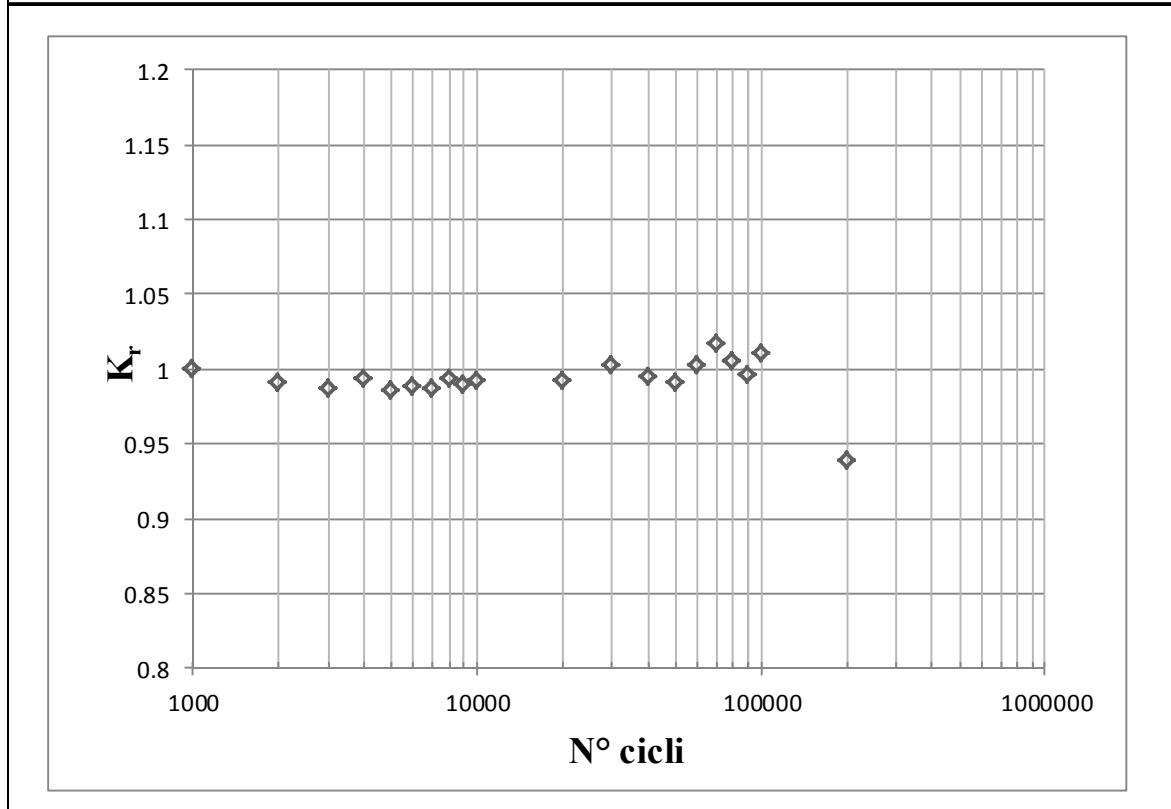


Vista sezione laterale



PROVINO 2 a V. Model 6	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	165
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	15
Tensione Nominale Massima [MPa]	183.33
Tensione Nominale Minima [MPa]	18.333
Forza nominale massima [kN]	118.07
Forza nominale minima [kN]	11.807
N° di cicli ad innesco	/
N° di cicli a rottura	214667

DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI



PROVINO 2 a V. Model 6

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura

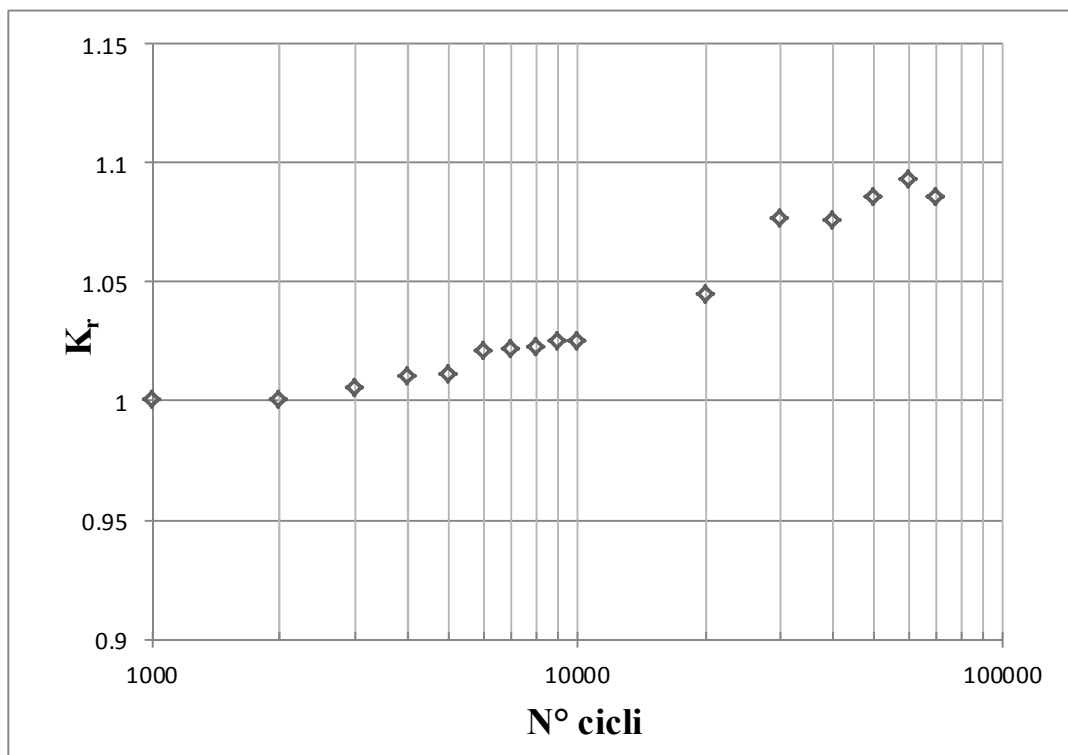


Vista laterale a rottura



PROVINO 1 a coda. Model 7	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	250
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	15
Tensione Nominale Massima [MPa]	277.78
Tensione Nominale Minima [MPa]	27.778
Forza nominale massima [kN]	178.9
Forza nominale minima [kN]	17.89
N° di cicli ad innesco	/
N° di cicli a rottura	76958

DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI



PROVINO 1 a coda. Model 7

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura

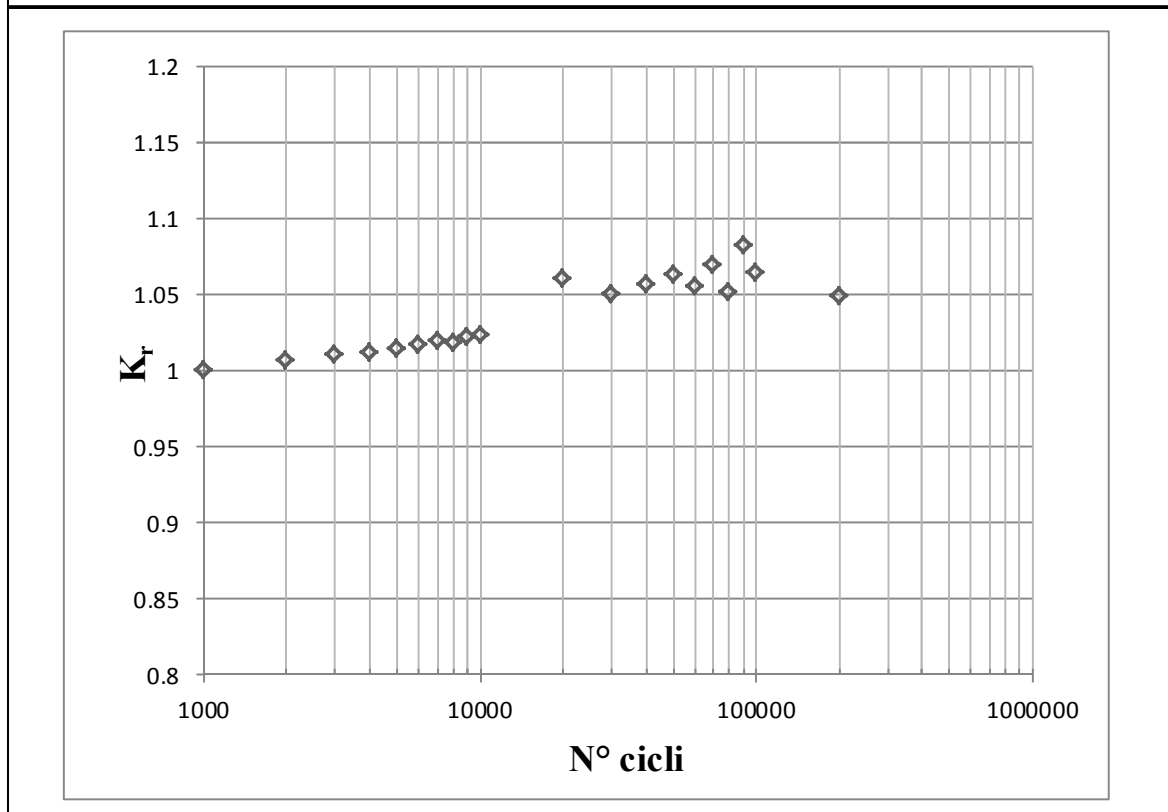


Vista laterale a rottura



PROVINO 2 a coda. Model 7	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	165
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	10
Tensione Nominale Massima [MPa]	183.33
Tensione Nominale Minima [MPa]	18.333
Forza nominale massima [kN]	118.07
Forza nominale minima [kN]	11.807
N° di cicli ad innesco	/
N° di cicli a rottura	251403

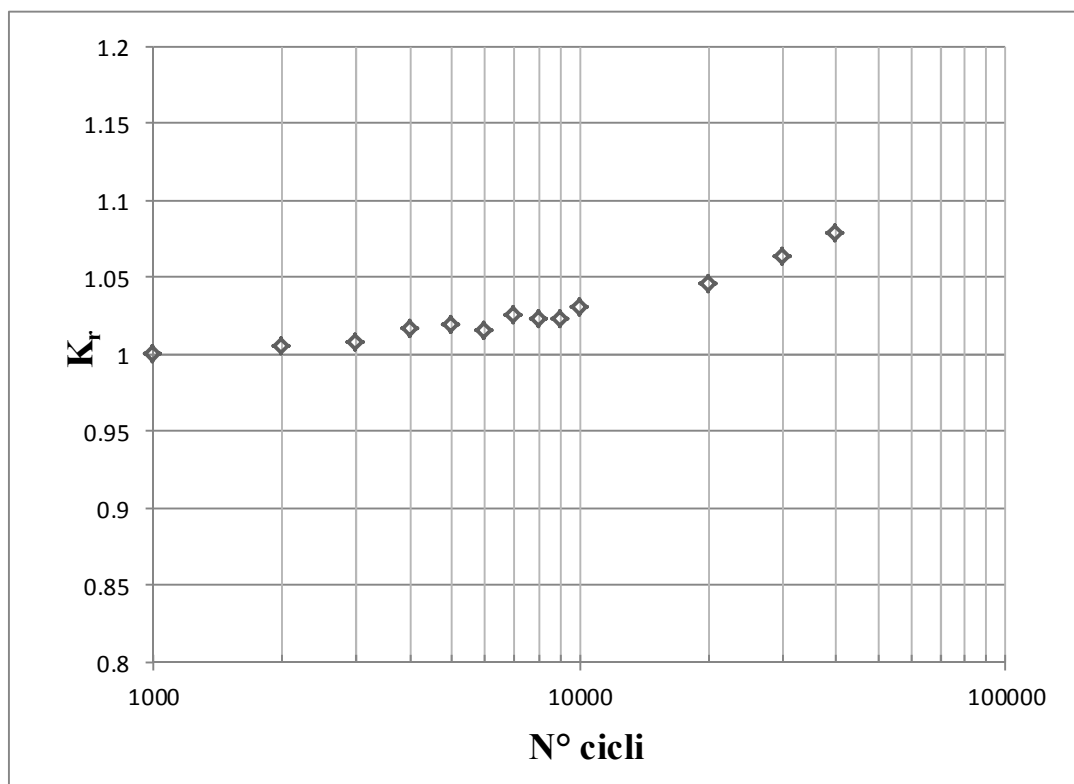
DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI



PROVINO 2 a coda. Model 7	
Vista complessiva a rottura	Dettaglio rottura
N.D.	N.D.
Vista laterale a rottura	
N.D.	

PROVINO 3 a coda. Model 7	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	250
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	15
Tensione Nominale Massima [MPa]	277.78
Tensione Nominale Minima [MPa]	27.778
Forza nominale massima [kN]	178.9
Forza nominale minima [kN]	17.89
N° di cicli ad innesco	/
N° di cicli a rottura	48541

DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI



PROVINO 3 a coda. Model 7

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura

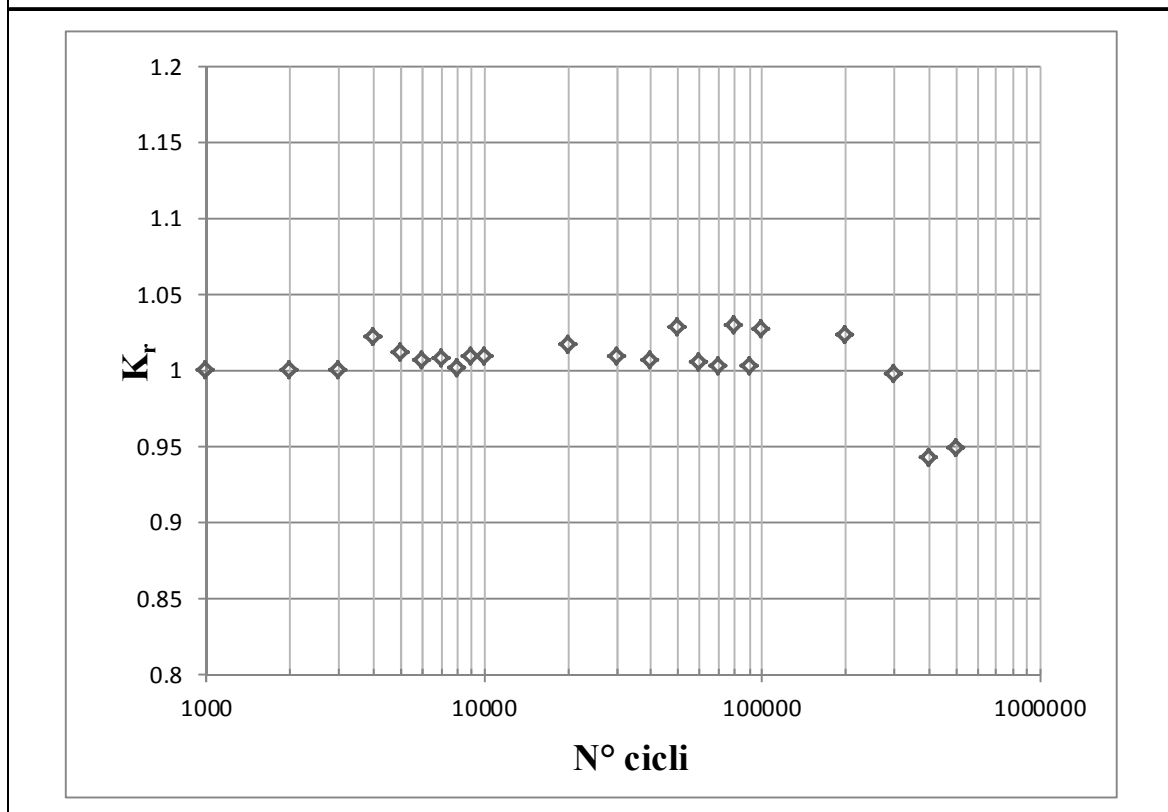


Vista laterale a rottura



PROVINO 4 a coda. Model 7	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	134
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	15
Tensione Nominale Massima [MPa]	148.89
Tensione Nominale Minima [MPa]	14.889
Forza nominale massima [kN]	95.89
Forza nominale minima [kN]	9.589
N° di cicli ad innesco	/
N° di cicli a rottura	550000

DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI



PROVINO 4 a coda. Model 7

Vista del concio sezionato



Sezione

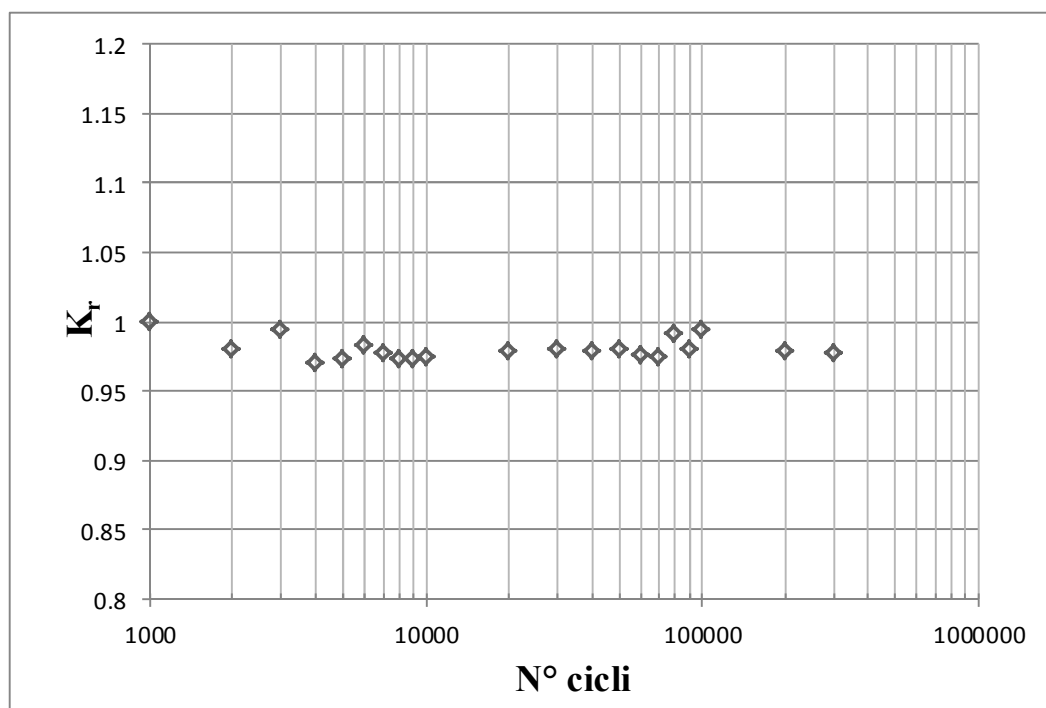


Vista laterale a rottura

N.D.

PROVINO 5 a coda. Model 7	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	165
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	15
Tensione Nominale Massima [MPa]	183.33
Tensione Nominale Minima [MPa]	18.333
Forza nominale massima [kN]	118.07
Forza nominale minima [kN]	11.807
N° di cicli ad innesco	/
N° di cicli a rottura	344618

DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI



PROVINO 5 a coda. Model 7

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura



Vista laterale a rottura



PROVINO 6 a coda. Model 7																																																					
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini																																																				
DATI PROVINO																																																					
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)																																																				
DATI PROVA A FATICA																																																					
Range di tensione [MPa]	134																																																				
Rapporto di ciclo	0.1																																																				
Frequenza di prova [Hz]	15																																																				
Tensione Nominale Massima [MPa]	148.89																																																				
Tensione Nominale Minima [MPa]	14.889																																																				
Forza nominale massima [kN]	95.89																																																				
Forza nominale minima [kN]	9.589																																																				
N° di cicli ad innesco	/																																																				
N° di cicli a rottura	651753																																																				
DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI																																																					
<p>The graph shows the relative stiffness K_r on the y-axis (ranging from 0.8 to 1.2) against the number of cycles N° on the x-axis (logarithmic scale from 1000 to 1,000,000). The data points, represented by diamonds, start at $K_r = 1.0$ for 1000 cycles and generally increase to between 1.05 and 1.10 at 651,753 cycles.</p> <table border="1"> <caption>Approximate data points from the stiffness vs. cycles graph</caption> <thead> <tr> <th>N° cicli</th> <th>K_r</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>1000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>2000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>3000</td><td>1.015</td></tr> <tr><td>4000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>5000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>6000</td><td>1.005</td></tr> <tr><td>7000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>8000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>9000</td><td>1.015</td></tr> <tr><td>10000</td><td>1.015</td></tr> <tr><td>20000</td><td>1.03</td></tr> <tr><td>30000</td><td>1.04</td></tr> <tr><td>40000</td><td>1.07</td></tr> <tr><td>50000</td><td>1.05</td></tr> <tr><td>60000</td><td>1.06</td></tr> <tr><td>70000</td><td>1.07</td></tr> <tr><td>80000</td><td>1.06</td></tr> <tr><td>90000</td><td>1.07</td></tr> <tr><td>100000</td><td>1.06</td></tr> <tr><td>200000</td><td>1.08</td></tr> <tr><td>300000</td><td>1.06</td></tr> <tr><td>400000</td><td>1.07</td></tr> <tr><td>500000</td><td>1.06</td></tr> <tr><td>600000</td><td>1.06</td></tr> <tr><td>651753</td><td>1.06</td></tr> </tbody> </table>		N° cicli	K_r	1000	1.00	2000	1.01	3000	1.015	4000	1.01	5000	1.01	6000	1.005	7000	1.01	8000	1.01	9000	1.015	10000	1.015	20000	1.03	30000	1.04	40000	1.07	50000	1.05	60000	1.06	70000	1.07	80000	1.06	90000	1.07	100000	1.06	200000	1.08	300000	1.06	400000	1.07	500000	1.06	600000	1.06	651753	1.06
N° cicli	K_r																																																				
1000	1.00																																																				
2000	1.01																																																				
3000	1.015																																																				
4000	1.01																																																				
5000	1.01																																																				
6000	1.005																																																				
7000	1.01																																																				
8000	1.01																																																				
9000	1.015																																																				
10000	1.015																																																				
20000	1.03																																																				
30000	1.04																																																				
40000	1.07																																																				
50000	1.05																																																				
60000	1.06																																																				
70000	1.07																																																				
80000	1.06																																																				
90000	1.07																																																				
100000	1.06																																																				
200000	1.08																																																				
300000	1.06																																																				
400000	1.07																																																				
500000	1.06																																																				
600000	1.06																																																				
651753	1.06																																																				

PROVINO 6 a coda. Model 7

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura

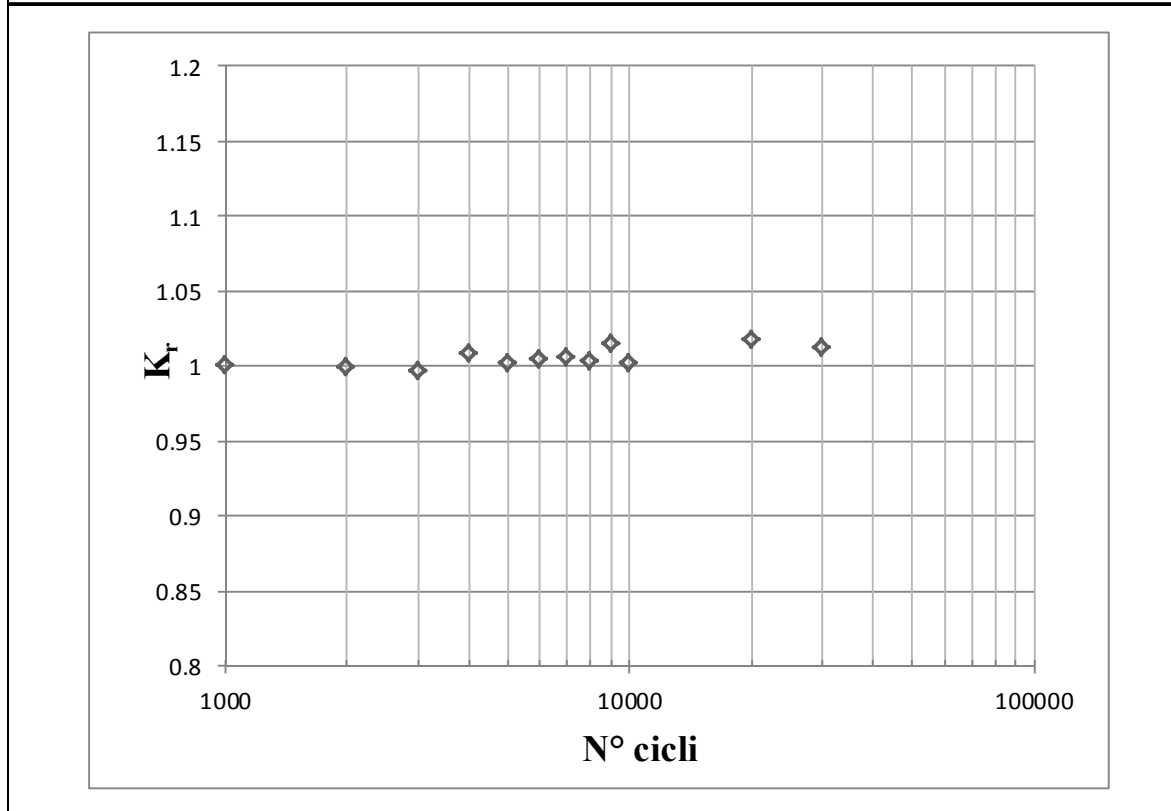


Vista laterale a rottura



PROVINO 7 a coda. Model 7	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	250
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	15
Tensione Nominale Massima [MPa]	277.78
Tensione Nominale Minima [MPa]	27.778
Forza nominale massima [kN]	178.9
Forza nominale minima [kN]	17.89
N° di cicli ad innesco	/
N° di cicli a rottura	38737

DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI



PROVINO 7 a coda. Model 7

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura

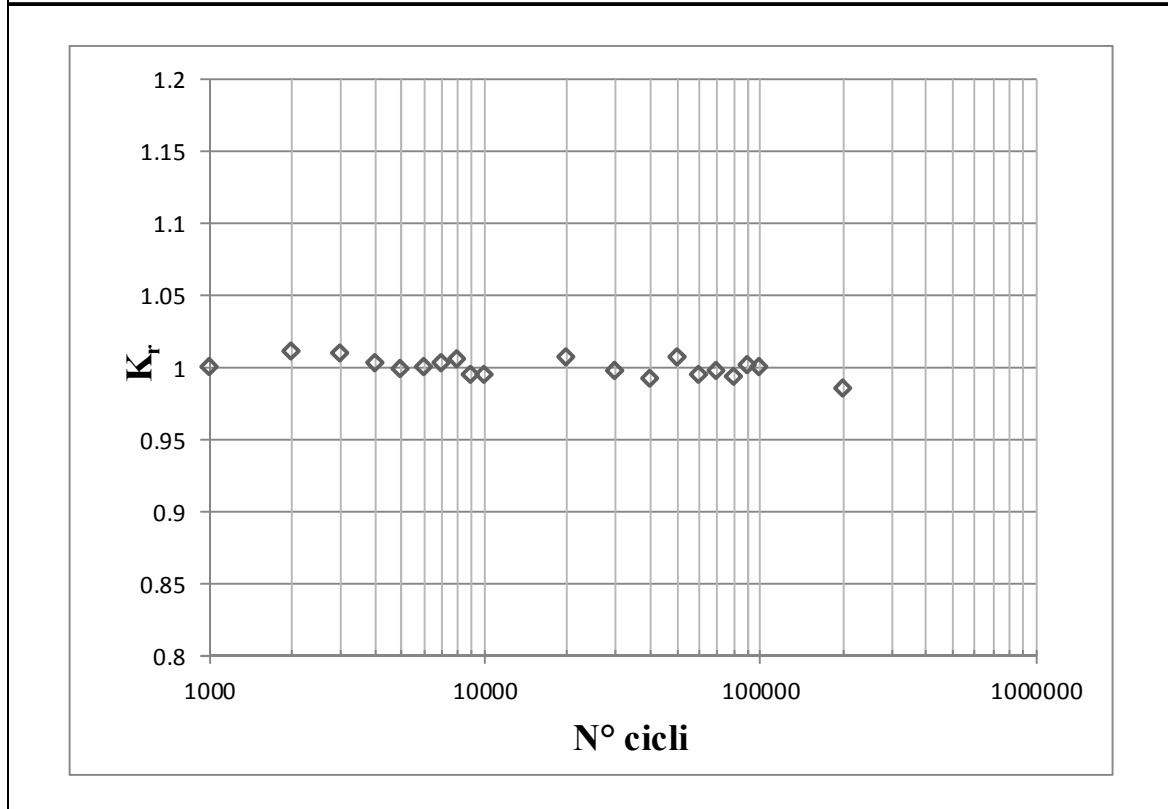


Vista laterale a rottura



PROVINO 8 a coda. Model 7	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	165
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	15
Tensione Nominale Massima [MPa]	183.33
Tensione Nominale Minima [MPa]	18.33
Forza nominale massima [kN]	118.07
Forza nominale minima [kN]	11.807
N° di cicli ad innesco	/
N° di cicli a rottura	225968

DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI



PROVINO 8 a coda. Model 7

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura



Vista laterale a rottura



PROVINO 9 a coda. Model 7	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	134
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	15
Tensione Nominale Massima [MPa]	148.89
Tensione Nominale Minima [MPa]	14.89
Forza nominale massima [kN]	95.89
Forza nominale minima [kN]	9.589
N° di cicli ad innesco	/
N° di cicli a rottura	328591
DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI	
<p>The figure is a scatter plot showing the relative stiffness (K_t) on the y-axis versus the number of cycles (N° cicli) on the x-axis. The y-axis is linear, ranging from 0.8 to 1.2 with major ticks every 0.05. The x-axis is logarithmic, ranging from 1000 to 1,000,000 with major ticks at 1000, 10000, 100000, and 1000000. The data points, represented by diamond-shaped markers, are clustered around a horizontal line at $K_t = 1.0$. There are approximately 20 data points scattered between 1000 and 300,000 cycles, with values of K_t ranging from approximately 0.96 to 1.01. No data points are shown for cycles greater than 300,000.</p>	

PROVINO 9 a coda. Model 7

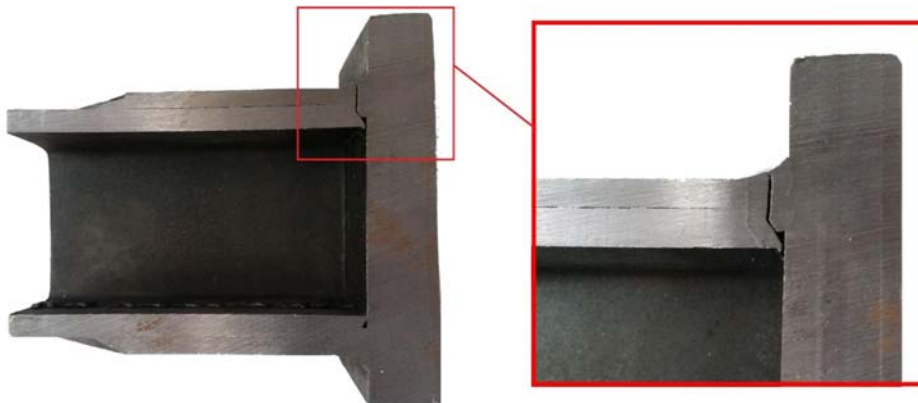
Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura

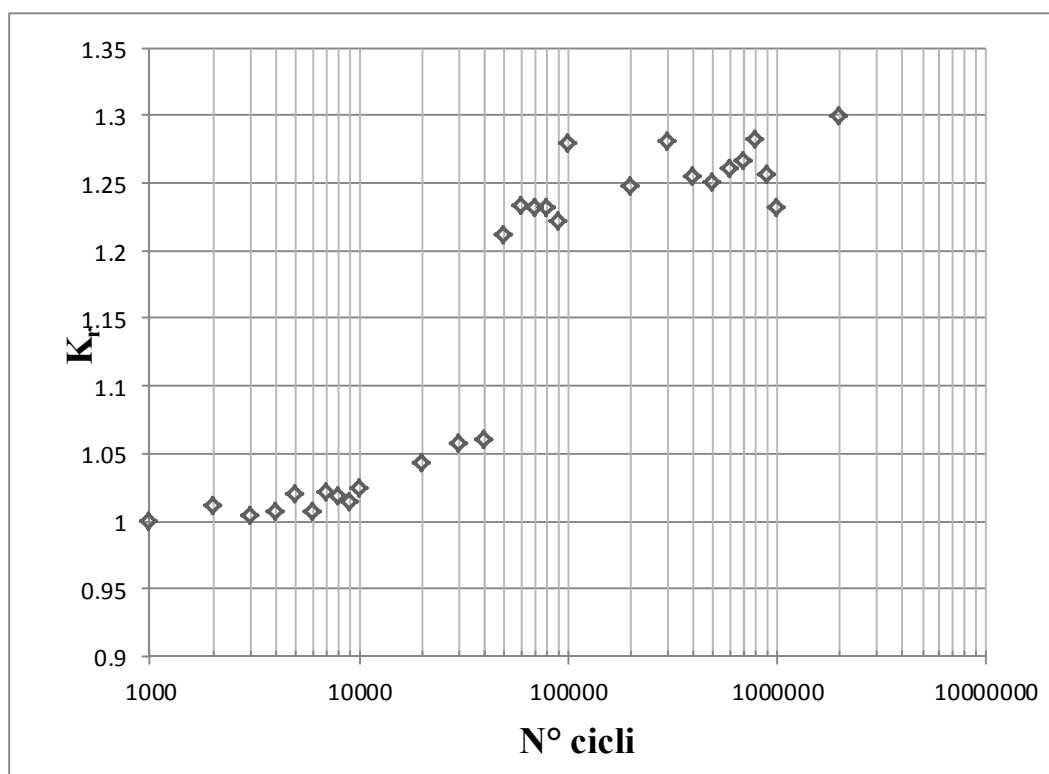


Dettaglio difetto



PROVINO 10 a coda. Model 7	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	95
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	18
Tensione Nominale Massima [MPa]	105.56
Tensione Nominale Minima [MPa]	10.56
Forza nominale massima [kN]	67.98
Forza nominale minima [kN]	6.798
N° di cicli ad innesco	/
N° di cicli a rottura	2000000 NON ROTTO

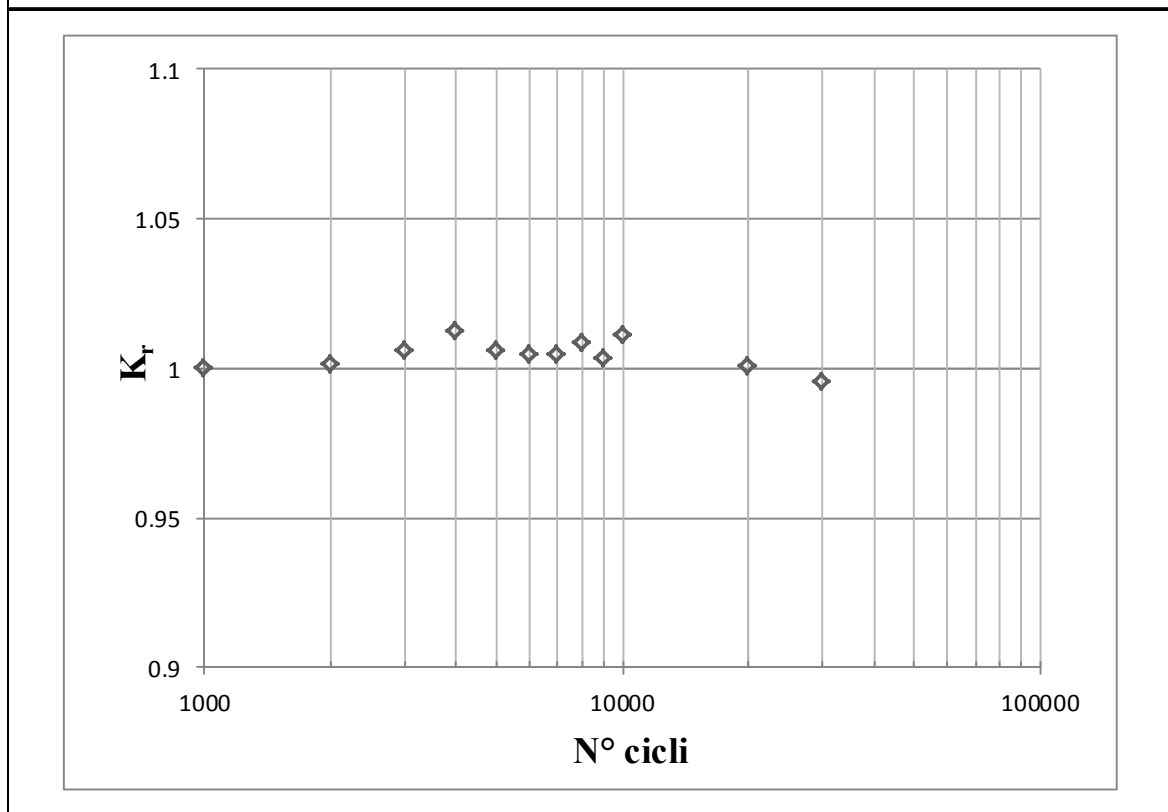
DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI



PROVINO 10 a coda. Model 7	
Vista complessiva a rottura	Dettaglio rottura
Vedi provino 11 model 7	Vedi provino 11 model 7
Vista laterale a rottura	
Vedi provino 11 model 7	

PROVINO 11 a coda. Model 7	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	250
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	10
Tensione Nominale Massima [MPa]	277.78
Tensione Nominale Minima [MPa]	27.778
Forza nominale massima [kN]	178.9
Forza nominale minima [kN]	17.89
N° di cicli ad innesco	/
N° di cicli a rottura	38489

DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI



PROVINO 11 a coda. Model 7

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura



Vista laterale a rottura



PROVINO 1 a V. Model 8																																															
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini/Rigon																																														
DATI PROVINO																																															
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)																																														
DATI PROVA A FATICA																																															
Range di tensione [MPa]	180																																														
Rapporto di ciclo	0.1																																														
Frequenza di prova [Hz]	15																																														
Tensione Nominale Massima [MPa]	200																																														
Tensione Nominale Minima [MPa]	20																																														
Forza nominale massima [kN]	111.25																																														
Forza nominale minima [kN]	11.125																																														
N° di cicli ad innesco	/																																														
N° di cicli a rottura	399834																																														
DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI																																															
<p>The figure is a scatter plot showing the relative stiffness (K_r) on the y-axis versus the number of cycles (N° cicli) on the x-axis. The x-axis is logarithmic, ranging from 1,000 to 1,000,000. The y-axis is linear, ranging from 0.9 to 1.1. The data points, represented by diamonds, are clustered around a relative stiffness of 1.0. There is a significant outlier at approximately 300,000 cycles where the relative stiffness drops to about 0.93. Most other points are between 1,000 and 100,000 cycles, with values between 0.98 and 1.03.</p> <table border="1"> <caption>Approximate data points from the stiffness diagram</caption> <thead> <tr> <th>N° cicli</th> <th>K_r</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>1000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>2000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>3000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>4000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>5000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>6000</td><td>0.99</td></tr> <tr><td>7000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>8000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>9000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>10000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>15000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>20000</td><td>1.02</td></tr> <tr><td>30000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>40000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>50000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>60000</td><td>1.02</td></tr> <tr><td>70000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>80000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>90000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>100000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>200000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>300000</td><td>0.93</td></tr> </tbody> </table>		N° cicli	K_r	1000	1.00	2000	1.00	3000	1.00	4000	1.01	5000	1.00	6000	0.99	7000	1.00	8000	1.00	9000	1.00	10000	1.00	15000	1.01	20000	1.02	30000	1.01	40000	1.00	50000	1.01	60000	1.02	70000	1.00	80000	1.00	90000	1.00	100000	1.01	200000	1.01	300000	0.93
N° cicli	K_r																																														
1000	1.00																																														
2000	1.00																																														
3000	1.00																																														
4000	1.01																																														
5000	1.00																																														
6000	0.99																																														
7000	1.00																																														
8000	1.00																																														
9000	1.00																																														
10000	1.00																																														
15000	1.01																																														
20000	1.02																																														
30000	1.01																																														
40000	1.00																																														
50000	1.01																																														
60000	1.02																																														
70000	1.00																																														
80000	1.00																																														
90000	1.00																																														
100000	1.01																																														
200000	1.01																																														
300000	0.93																																														

PROVINO 1 a V. Model 8

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura lato superiore



Dettaglio rottura lato inferiore



Vista laterale a rottura



PROVINO 2 a V. Model 8																																													
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini/Rigon																																												
DATI PROVINO																																													
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)																																												
DATI PROVA A FATICA																																													
Range di tensione [MPa]	160																																												
Rapporto di ciclo	0.1																																												
Frequenza di prova [Hz]	15																																												
Tensione Nominale Massima [MPa]	177.78																																												
Tensione Nominale Minima [MPa]	17.778																																												
Forza nominale massima [kN]	98.89																																												
Forza nominale minima [kN]	9.889																																												
N° di cicli ad innesco	/																																												
N° di cicli a rottura	421774																																												
DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI																																													
<p>The figure is a scatter plot showing the relationship between the relative stiffness (K_r) and the number of cycles (N° cicli). The vertical axis (K_r) is linear, ranging from 0.9 to 1.1 with major ticks every 0.05. The horizontal axis (N° cicli) is logarithmic, ranging from 1,000 to 1,000,000 with major ticks at 1,000, 10,000, 100,000, and 1,000,000. The data points, marked with diamonds, show that the relative stiffness remains relatively constant around 1.0 for the first 100,000 cycles, after which it begins to decrease. A significant drop in stiffness is observed at approximately 421,774 cycles, where the value falls to about 0.905.</p> <table border="1"> <caption>Approximate data points from the stiffness vs. cycles graph</caption> <thead> <tr> <th>N° cicli</th> <th>K_r</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>1000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>2000</td><td>0.99</td></tr> <tr><td>3000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>4000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>5000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>6000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>7000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>8000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>9000</td><td>0.99</td></tr> <tr><td>10000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>20000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>30000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>40000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>50000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>60000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>70000</td><td>0.99</td></tr> <tr><td>80000</td><td>0.99</td></tr> <tr><td>90000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>150000</td><td>0.99</td></tr> <tr><td>200000</td><td>0.98</td></tr> <tr><td>421774</td><td>0.905</td></tr> </tbody> </table>		N° cicli	K_r	1000	1.00	2000	0.99	3000	1.00	4000	1.00	5000	1.01	6000	1.01	7000	1.01	8000	1.00	9000	0.99	10000	1.01	20000	1.01	30000	1.00	40000	1.00	50000	1.01	60000	1.00	70000	0.99	80000	0.99	90000	1.01	150000	0.99	200000	0.98	421774	0.905
N° cicli	K_r																																												
1000	1.00																																												
2000	0.99																																												
3000	1.00																																												
4000	1.00																																												
5000	1.01																																												
6000	1.01																																												
7000	1.01																																												
8000	1.00																																												
9000	0.99																																												
10000	1.01																																												
20000	1.01																																												
30000	1.00																																												
40000	1.00																																												
50000	1.01																																												
60000	1.00																																												
70000	0.99																																												
80000	0.99																																												
90000	1.01																																												
150000	0.99																																												
200000	0.98																																												
421774	0.905																																												

PROVINO 2 a V. Model 8

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura



Dettaglio innesco

N.D.

Vista laterale a rottura



PROVINO 3 a V. Model 8																													
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini/Rigon																												
DATI PROVINO																													
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)																												
DATI PROVA A FATICA																													
Range di tensione [MPa]	320																												
Rapporto di ciclo	0.1																												
Frequenza di prova [Hz]	7																												
Tensione Nominale Massima [MPa]	355.56																												
Tensione Nominale Minima [MPa]	35.556																												
Forza nominale massima [kN]	197.77																												
Forza nominale minima [kN]	19.777																												
N° di cicli ad innesco	/																												
N° di cicli a rottura	35844																												
DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI																													
<p>The figure is a scatter plot showing the relative stiffness (K_r) on the y-axis versus the number of cycles (N° cicli) on the x-axis. The y-axis is linear, ranging from 0.9 to 1.1 with major ticks every 0.05. The x-axis is logarithmic, ranging from 1000 to 100000 with major ticks at 1000, 10000, and 100000. There are 15 data points represented by diamonds. Most points are clustered between 1000 and 10000 cycles, with K_r values very close to 1.0. One point at approximately 35844 cycles shows a slight decrease in stiffness to about 0.995.</p> <table border="1"> <caption>Approximate data points from the stiffness diagram</caption> <thead> <tr> <th>N° cicli</th> <th>K_r</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>1000</td><td>1.000</td></tr> <tr><td>1500</td><td>1.002</td></tr> <tr><td>2000</td><td>1.005</td></tr> <tr><td>3000</td><td>1.003</td></tr> <tr><td>4000</td><td>1.001</td></tr> <tr><td>5000</td><td>1.000</td></tr> <tr><td>6000</td><td>0.998</td></tr> <tr><td>7000</td><td>1.002</td></tr> <tr><td>8000</td><td>1.005</td></tr> <tr><td>9000</td><td>0.999</td></tr> <tr><td>10000</td><td>1.008</td></tr> <tr><td>20000</td><td>1.000</td></tr> <tr><td>35844</td><td>0.995</td></tr> </tbody> </table>		N° cicli	K_r	1000	1.000	1500	1.002	2000	1.005	3000	1.003	4000	1.001	5000	1.000	6000	0.998	7000	1.002	8000	1.005	9000	0.999	10000	1.008	20000	1.000	35844	0.995
N° cicli	K_r																												
1000	1.000																												
1500	1.002																												
2000	1.005																												
3000	1.003																												
4000	1.001																												
5000	1.000																												
6000	0.998																												
7000	1.002																												
8000	1.005																												
9000	0.999																												
10000	1.008																												
20000	1.000																												
35844	0.995																												

PROVINO 3 a V. Model 8

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura



Dettaglio innesco

N.D.

Vista laterale a rottura



PROVINO 4 a V. Model 8																																	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini/Rigon																																
DATI PROVINO																																	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)																																
DATI PROVA A FATICA																																	
Range di tensione [MPa]	250																																
Rapporto di ciclo	0.1																																
Frequenza di prova [Hz]	12																																
Tensione Nominale Massima [MPa]	277.78																																
Tensione Nominale Minima [MPa]	27.778																																
Forza nominale massima [kN]	154.51																																
Forza nominale minima [kN]	15.451																																
N° di cicli ad innesco (ispezione visiva)	42000 (segno 1-1 in figura)																																
N° di cicli a rottura	67733																																
DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI																																	
<p>The figure is a scatter plot with a logarithmic x-axis representing the number of cycles (N° cicli) and a linear y-axis representing relative stiffness (Kt). The x-axis ranges from 1000 to 100,000, with major ticks at 1000, 10000, and 100000. The y-axis ranges from 0.8 to 1.2, with major ticks every 0.05. There are 15 data points plotted as diamond-shaped markers. Most points are clustered around Kt = 1.0, with a slight upward trend between 1000 and 10000 cycles, peaking at approximately 1.05 around 7000 cycles, and then fluctuating slightly below 1.0 for higher cycle counts.</p> <table border="1"> <caption>Estimated data points from the Relative Stiffness vs. Number of Cycles graph</caption> <thead> <tr> <th>N° cicli</th> <th>Kt</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>1000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>2000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>3000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>4000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>5000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>6000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>7000</td><td>1.05</td></tr> <tr><td>8000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>9000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>10000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>20000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>30000</td><td>1.02</td></tr> <tr><td>40000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>50000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>60000</td><td>0.99</td></tr> </tbody> </table>		N° cicli	Kt	1000	1.00	2000	1.00	3000	1.01	4000	1.01	5000	1.00	6000	1.00	7000	1.05	8000	1.01	9000	1.00	10000	1.00	20000	1.00	30000	1.02	40000	1.01	50000	1.00	60000	0.99
N° cicli	Kt																																
1000	1.00																																
2000	1.00																																
3000	1.01																																
4000	1.01																																
5000	1.00																																
6000	1.00																																
7000	1.05																																
8000	1.01																																
9000	1.00																																
10000	1.00																																
20000	1.00																																
30000	1.02																																
40000	1.01																																
50000	1.00																																
60000	0.99																																

PROVINO 4 a V. Model 8

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura



Dettaglio innesco

N.D.

Vista laterale a rottura



PROVINO 5 a V. Model 8																																					
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini/Rigon																																				
DATI PROVINO																																					
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)																																				
DATI PROVA A FATICA																																					
Range di tensione [MPa]	250																																				
Rapporto di ciclo	0.1																																				
Frequenza di prova [Hz]	12																																				
Tensione Nominale Massima [MPa]	277.78																																				
Tensione Nominale Minima [MPa]	27.778																																				
Forza nominale massima [kN]	154.51																																				
Forza nominale minima [kN]	15.451																																				
N° di cicli ad innesco	40000																																				
N° di cicli a rottura	73315																																				
DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI																																					
<p>The figure is a scatter plot with a logarithmic x-axis representing the number of cycles (N° cicli) and a linear y-axis representing relative stiffness (Kt). The x-axis has major ticks at 1000, 10000, and 100000. The y-axis has major ticks from 0.8 to 1.2 in increments of 0.05. There are 15 data points plotted as diamond-shaped markers. Most points are clustered around Kt = 1.0, with a slight upward trend as the number of cycles increases, reaching approximately 1.04 at 73315 cycles.</p> <table border="1"> <caption>Approximate data points from the stiffness diagram</caption> <thead> <tr> <th>N° cicli</th> <th>Kt</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>1000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>2000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>3000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>4000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>5000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>6000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>7000</td><td>1.02</td></tr> <tr><td>8000</td><td>1.03</td></tr> <tr><td>9000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>10000</td><td>1.02</td></tr> <tr><td>15000</td><td>1.03</td></tr> <tr><td>20000</td><td>1.04</td></tr> <tr><td>30000</td><td>1.02</td></tr> <tr><td>40000</td><td>1.03</td></tr> <tr><td>50000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>60000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>73315</td><td>1.04</td></tr> </tbody> </table>		N° cicli	Kt	1000	1.00	2000	1.00	3000	1.00	4000	1.00	5000	1.01	6000	1.01	7000	1.02	8000	1.03	9000	1.01	10000	1.02	15000	1.03	20000	1.04	30000	1.02	40000	1.03	50000	1.01	60000	1.01	73315	1.04
N° cicli	Kt																																				
1000	1.00																																				
2000	1.00																																				
3000	1.00																																				
4000	1.00																																				
5000	1.01																																				
6000	1.01																																				
7000	1.02																																				
8000	1.03																																				
9000	1.01																																				
10000	1.02																																				
15000	1.03																																				
20000	1.04																																				
30000	1.02																																				
40000	1.03																																				
50000	1.01																																				
60000	1.01																																				
73315	1.04																																				

PROVINO 5 a V. Model 8

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura



Dettaglio innesco

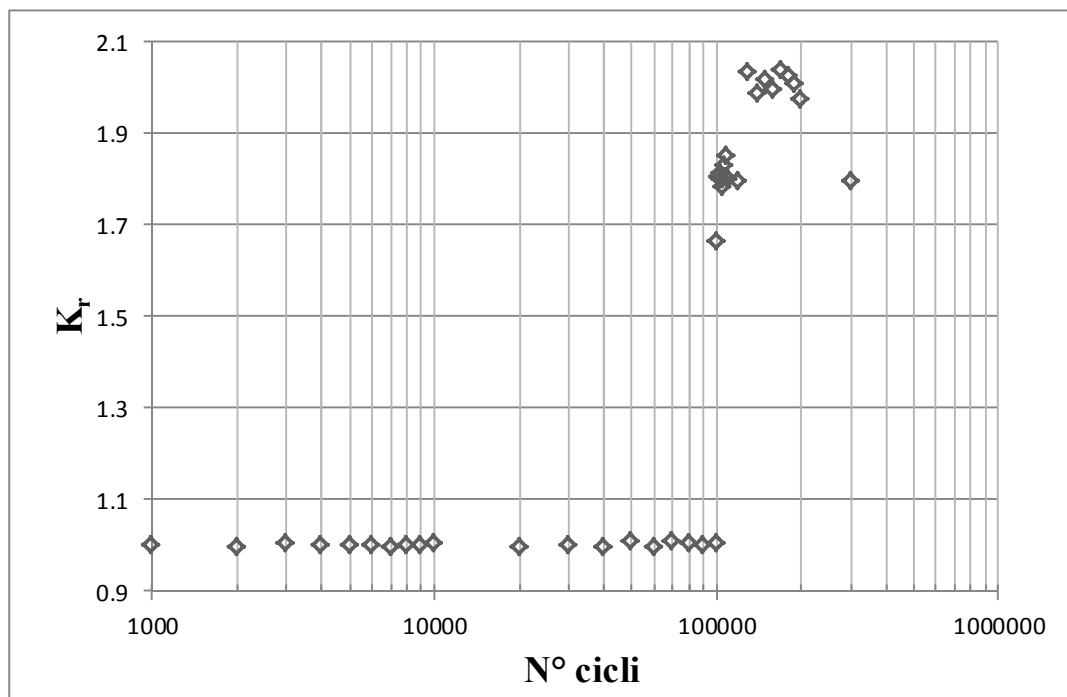


Vista laterale a rottura



PROVINO 6 a V. Model 8	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini/Rigon
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	160
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	10
Tensione Nominale Massima [MPa]	177.78
Tensione Nominale Minima [MPa]	17.778
Forza nominale massima [kN]	98.89
Forza nominale minima [kN]	9.889
N° di cicli ad innesco	175000
N° di cicli a rottura	353537

DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI



PROVINO 6 a V. Model 8

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura



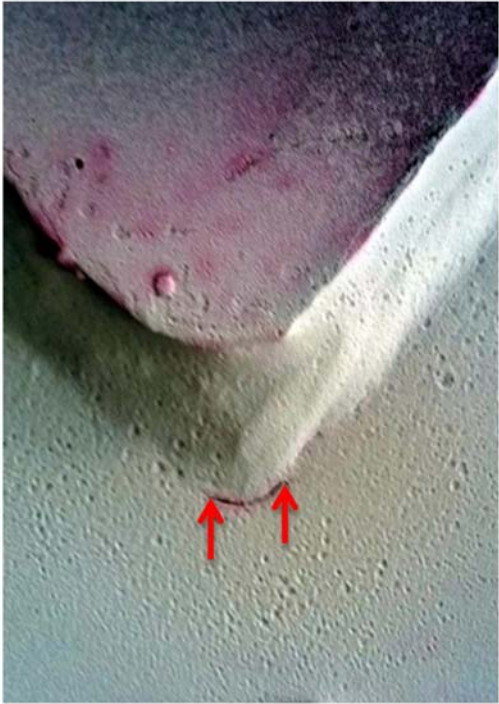
Dettaglio innesco

N.D.

Vista laterale a rottura

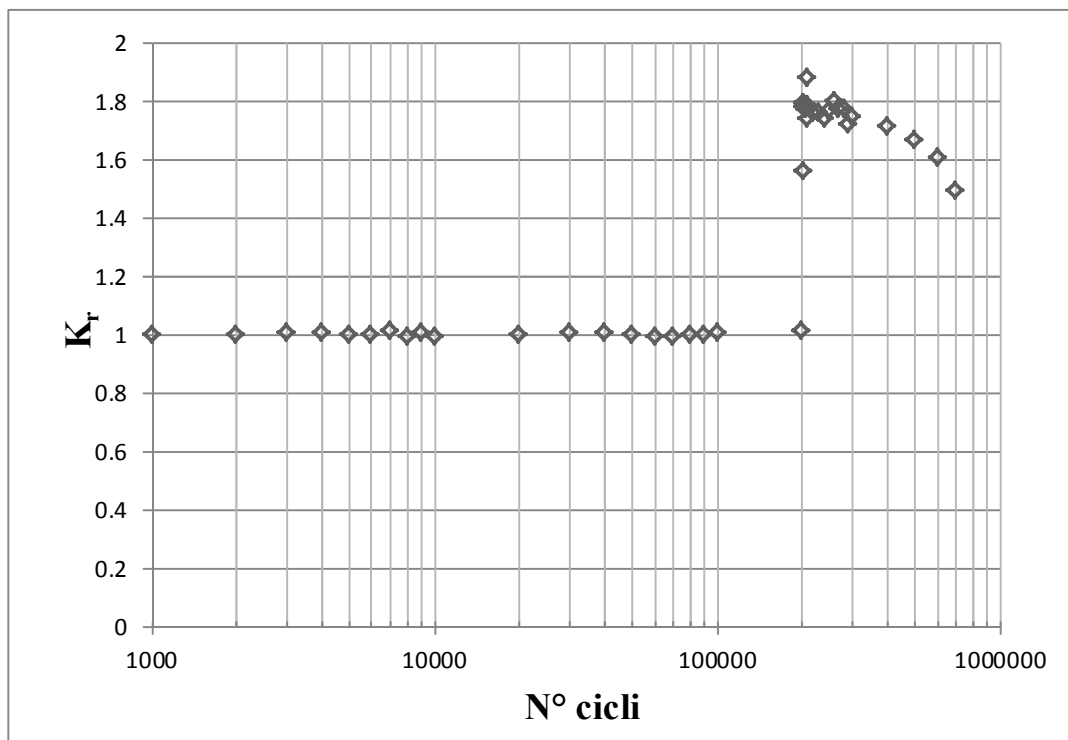


PROVINO 7 a V. Model 8	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini/Rigon
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	320
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	10
Tensione Nominale Massima [MPa]	355.56
Tensione Nominale Minima [MPa]	35.556
Forza nominale massima [kN]	197.77
Forza nominale minima [kN]	19.777
N° di cicli ad innesco	16000
N° di cicli a rottura	/
DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI	

PROVINO 7 a V. Model 8	
Vista complessiva a rottura	Dettaglio rottura
<p data-bbox="491 965 552 994">N.D.</p>	<p data-bbox="1078 535 1139 564">N.D.</p>
	<p data-bbox="999 770 1219 799">Dettaglio innesco</p>
	 <p data-bbox="858 860 1358 1561">A microscopic image of a fracture surface. The top part of the image shows a dark, textured surface, likely the fracture surface. Below it, a lighter, smoother surface is visible. At the bottom center, there is a small, dark, V-shaped crack tip. Two red arrows point upwards towards this crack tip, indicating its location.</p>
Vista laterale a rottura	
<p data-bbox="783 1845 844 1874">N.D.</p>	

PROVINO 8 a V. Model 8	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini/Rigon
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	130
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	17
Tensione Nominale Massima [MPa]	144.44
Tensione Nominale Minima [MPa]	14.444
Forza nominale massima [kN]	80.35
Forza nominale minima [kN]	8.035
N° di cicli ad innesco	325000
N° di cicli a rottura	801579

DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI



PROVINO 8 a V. Model 8

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura



Dettaglio innesco



Vista laterale a rottura



PROVINO 9 a V. Model 8	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini/Rigon
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	110
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	18
Tensione Nominale Massima [MPa]	122.22
Tensione Nominale Minima [MPa]	12.222
Forza nominale massima [kN]	67.98
Forza nominale minima [kN]	6.798
N° di cicli ad innesco	540000
N° di cicli a rottura	1171759
DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI	

PROVINO 9 a V. Model 8

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura



Dettaglio innesco



Vista laterale a rottura



PROVINO 10 a V. Model 8																													
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini/Rigon																												
DATI PROVINO																													
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)																												
DATI PROVA A FATICA																													
Range di tensione [MPa]	250																												
Rapporto di ciclo	0.1																												
Frequenza di prova [Hz]	12																												
Tensione Nominale Massima [MPa]	277.78																												
Tensione Nominale Minima [MPa]	27.778																												
Forza nominale massima [kN]	154.51																												
Forza nominale minima [kN]	15.451																												
N° di cicli ad innesco	40000																												
N° di cicli a rottura	tagliato nella sezione A-A																												
DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI																													
<p>The figure is a scatter plot showing the relative stiffness (K_r) on the y-axis versus the number of cycles (N° cicli) on the x-axis. The x-axis is logarithmic, ranging from 1000 to 100,000. The y-axis is linear, ranging from 0.8 to 1.2. There are 15 data points represented by diamonds. Most points are clustered around $K_r = 1.0$, with some points slightly above and below this value, particularly between 10,000 and 50,000 cycles.</p> <table border="1"> <caption>Approximate data points from the stiffness diagram</caption> <thead> <tr> <th>N° cicli</th> <th>K_r</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>1000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>2000</td><td>0.99</td></tr> <tr><td>3000</td><td>0.99</td></tr> <tr><td>4000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>5000</td><td>0.99</td></tr> <tr><td>8000</td><td>1.02</td></tr> <tr><td>9000</td><td>1.02</td></tr> <tr><td>10000</td><td>1.02</td></tr> <tr><td>20000</td><td>1.03</td></tr> <tr><td>30000</td><td>1.03</td></tr> <tr><td>40000</td><td>1.04</td></tr> <tr><td>50000</td><td>0.99</td></tr> <tr><td>60000</td><td>1.03</td></tr> </tbody> </table>		N° cicli	K_r	1000	1.00	2000	0.99	3000	0.99	4000	1.00	5000	0.99	8000	1.02	9000	1.02	10000	1.02	20000	1.03	30000	1.03	40000	1.04	50000	0.99	60000	1.03
N° cicli	K_r																												
1000	1.00																												
2000	0.99																												
3000	0.99																												
4000	1.00																												
5000	0.99																												
8000	1.02																												
9000	1.02																												
10000	1.02																												
20000	1.03																												
30000	1.03																												
40000	1.04																												
50000	0.99																												
60000	1.03																												

PROVINO 10 a V. Model 8

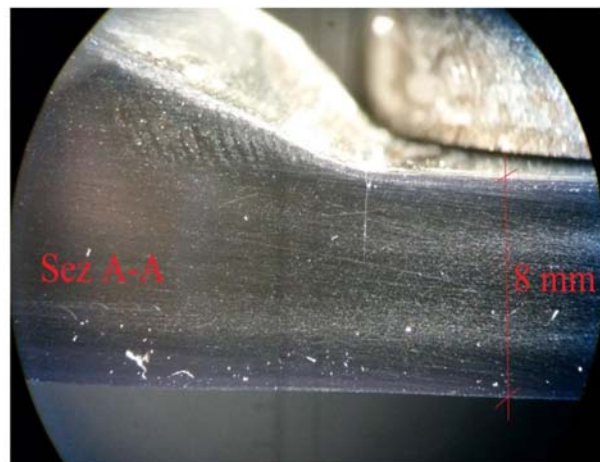
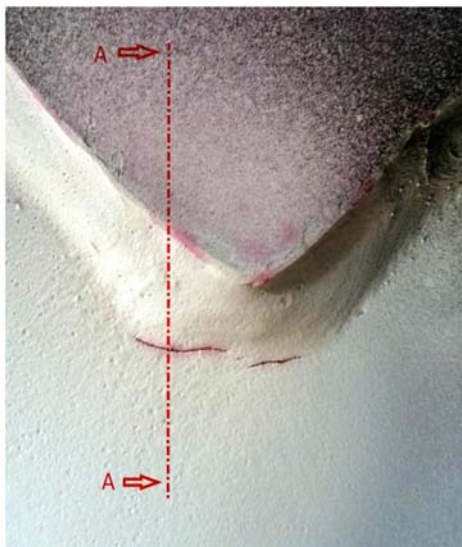
Dettaglio Innesco a 40000 cicli



Dettaglio Innesco a 67000 cicli

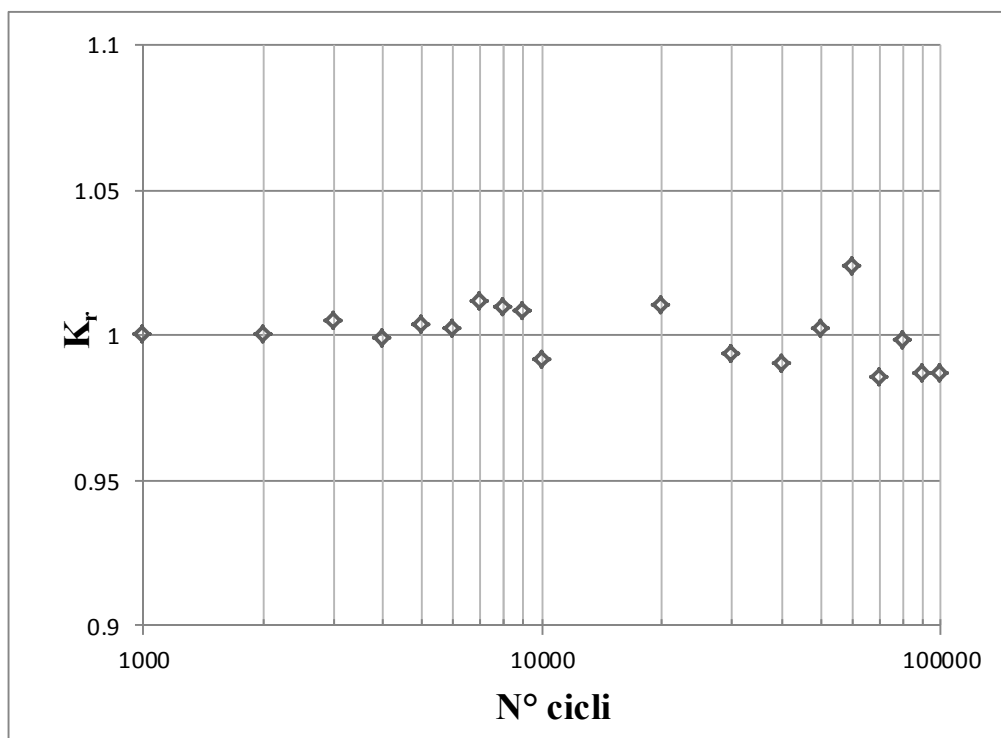


Sezione a 67000 cicli



PROVINO 1 a coda. Model 9	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini/Rigon
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	250
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	18
Tensione Nominale Massima [MPa]	277.78
Tensione Nominale Minima [MPa]	27.778
Forza nominale massima [kN]	154.51
Forza nominale minima [kN]	15.451
N° di cicli ad innesco	/
N° di cicli a rottura	118151

DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI



PROVINO 1 a coda. Model 9

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura



Dettaglio innesco



Vista laterale a rottura



PROVINO 2 a coda. Model 9																																									
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini/Rigon																																								
DATI PROVINO																																									
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)																																								
DATI PROVA A FATICA																																									
Range di tensione [MPa]	250																																								
Rapporto di ciclo	0.1																																								
Frequenza di prova [Hz]	18																																								
Tensione Nominale Massima [MPa]	277.78																																								
Tensione Nominale Minima [MPa]	27.778																																								
Forza nominale massima [kN]	154.51																																								
Forza nominale minima [kN]	15.451																																								
N° di cicli ad innesco	/																																								
N° di cicli a rottura	119456																																								
DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI																																									
<p>The graph shows the relative stiffness (Kr) on the y-axis (linear scale from 0.8 to 1.2) against the number of cycles (N° cicli) on the x-axis (logarithmic scale from 1000 to 100000). The data points, represented by diamond markers, are mostly clustered around Kr = 1.0, with a few points slightly above and below this value, indicating a relatively stable stiffness over the tested range of cycles.</p> <table border="1"> <caption>Approximate data points from the stiffness diagram</caption> <thead> <tr> <th>N° cicli</th> <th>Kr</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>1000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>2000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>3000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>4000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>5000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>6000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>7000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>8000</td><td>1.02</td></tr> <tr><td>9000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>10000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>20000</td><td>1.04</td></tr> <tr><td>30000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>40000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>50000</td><td>1.00</td></tr> <tr><td>60000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>70000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>80000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>90000</td><td>1.01</td></tr> <tr><td>100000</td><td>1.00</td></tr> </tbody> </table>		N° cicli	Kr	1000	1.00	2000	1.00	3000	1.01	4000	1.00	5000	1.00	6000	1.00	7000	1.01	8000	1.02	9000	1.01	10000	1.00	20000	1.04	30000	1.00	40000	1.01	50000	1.00	60000	1.01	70000	1.01	80000	1.01	90000	1.01	100000	1.00
N° cicli	Kr																																								
1000	1.00																																								
2000	1.00																																								
3000	1.01																																								
4000	1.00																																								
5000	1.00																																								
6000	1.00																																								
7000	1.01																																								
8000	1.02																																								
9000	1.01																																								
10000	1.00																																								
20000	1.04																																								
30000	1.00																																								
40000	1.01																																								
50000	1.00																																								
60000	1.01																																								
70000	1.01																																								
80000	1.01																																								
90000	1.01																																								
100000	1.00																																								

PROVINO 2 a coda. Model 9

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura



Dettaglio innesco



Vista laterale a rottura



PROVINO 3 a coda. Model 9	
Data: Febbraio 2015	Operatore/i di lab.: Marini/Rigon
DATI PROVINO	
Materiali impiego	S355 JR (EN 10025)
DATI PROVA A FATICA	
Range di tensione [MPa]	250
Rapporto di ciclo	0.1
Frequenza di prova [Hz]	9
Tensione Nominale Massima [MPa]	144.44
Tensione Nominale Minima [MPa]	14.444
Forza nominale massima [kN]	80.35
Forza nominale minima [kN]	8.035
N° di cicli ad innesco	310000
N° di cicli a rottura	792578
DIAGRAMMA DI RIGIDEZZA RELATIVA - N° CICLI	

PROVINO 3 a coda. Model 9

Vista complessiva a rottura



Dettaglio rottura



Dettaglio innesco



Vista laterale a rottura



APPENDICE B

Di seguito verranno riportati i codici APDL per le analisi agli elementi finiti per i casi monodimensionali. Gli *script* eseguono e risolvono il modello in questione ma l'analisi dei risultati è stata fatta manualmente con i menù a tendina di Ansys Mechanical APDL per questioni di tempo.

APDL SILIANDER flessione $\rho = 0$

```
!-----MODELLO F.E.M FATICA MULTIASSIALE SILJANDER ET AL. -----  
  
FINISH  
/CLEAR,NOSTART  
/PREP7  
  
!-----DEFINIZIONE ELEMENTO E PROPRIETA' DEL MATERIALE-----  
  
ET,1,PLANE25  
!  
!  
MP,EX,1,206000  
MP,PRXY,1,0.3  
  
!-----CREAZIONE KEYPOINTS -----  
  
K, ,15.875,0,,  
K, ,25.4,0,,  
K, ,25.4,115.475,,  
K, ,25.4,125,,  
K, ,25.4,133,,  
K, ,25.4,355,,  
K, ,15.875,355,,  
K, ,25.45,115.475,,      ! NOTA CHE LA X è MAGGIORATA DI 0.05mm  
K, ,38.15,115.475,,  
K, ,57.15,115.475,,  
K, ,57.15,125,,  
K, ,38.15,125,,  
K, ,33.4,125,,  
  
!-----CREAZIONE LINEE -----  
  
LSTR,      1,      2  
LSTR,      2,      3  
LSTR,      3,      4  
LSTR,      4,      8  
LSTR,      8,      9  
LSTR,      9,     10  
LSTR,     10,     11  
LSTR,     11,     12  
LSTR,     12,     13  
LSTR,     13,      5  
LSTR,      5,      6
```

```

LSTR,      6,      7
LSTR,      7,      1

!-----CREAZIONE AREA -----

LSEL,S,LINE,,1,13
AL,ALL
ALLS

!-----CREAZIONE MESH FREE-----

ESIZE,0.8,0,      !dimensione elemento
MSHKEY,2      !tipo di mesh
AMESH,ALL      !genera mesh free su tutte le aree

!-----VINCOLI IN TUTTA LA PIASTRA-----

LSCLEAR,ALL      !cancella eventuali carichi e vincoli
FLST,2,2,4,ORDE,2
FITEM,2,5
FITEM,2,-6

DL,P51X, ,ALL

!-----CARICO DI FLESSIONE -----

FLST,2,1,4,ORDE,1
FITEM,2,12

SFL,P51X,PRES,-440,-275      !la seconda tensione è in corrispondenza del
diam int
MODE,1,1
FINISH

#####SOLUZIONE#####

/SOL
SOLVE
FINISH

#####POST-PROCESSING#####

APDL SILIANDER torsione  $\rho = 0$ 

!-----MODELLO F.E.M FATICA MULTIASSIALE SILJANDER ET AL. -----

FINISH
/CLEAR,NOSTART
/PREP7

!-----DEFINIZIONE ELEMENTO E PROPRIETA' DEL MATERIALE-----

ET,1,PLANE25
!
!
```

```
MP,EX,1,206000
MP,PRXY,1,0.3
```

```
!-----CREAZIONE KEYPOINTS -----
```

```
K, ,15.875,0,,
K, ,25.4,0,,
K, ,25.4,115.475,,
K, ,25.4,125,,
K, ,25.4,133,,
K, ,25.4,355,,
K, ,15.875,355,,
K, ,25.45,115.475,,      ! NOTA CHE LA X è MAGGIORATA DI 0.05mm
K, ,38.15,115.475,,
K, ,57.15,115.475,,
K, ,57.15,125,,
K, ,38.15,125,,
K, ,33.4,125,,
```

```
!-----CREAZIONE LINEE -----
```

```
LSTR,      1,      2
LSTR,      2,      3
LSTR,      3,      4
LSTR,      4,      8
LSTR,      8,      9
LSTR,      9,     10
LSTR,     10,     11
LSTR,     11,     12
LSTR,     12,     13
LSTR,     13,      5
LSTR,      5,      6
LSTR,      6,      7
LSTR,      7,      1
```

```
!-----CREAZIONE AREA -----
```

```
LSEL,S,LINE,,1,13
AL,ALL
ALLS
```

```
!-----CREAZIONE MESH FREE-----
```

```
ESIZE,0.8,0,      !dimensione elemento
MSHKEY,2          !tipo di mesh
AMESH,ALL         !genera mesh free su tutte le aree
```

```
!-----VINCOLI IN TUTTA LA PIASTRA-----
```

```
LSCLEAR,ALL      !cancella eventuali carichi e vincoli
FLST,2,2,4,ORDE,2
FITEM,2,5
FITEM,2,-6
DL,P51X, ,ALL
```

```
!-----CARICO DI TORSIONE -----
```

```
FLST,2,1,3,ORDE,1
FITEM,2,6
```

```
FK,P51X,FZ,188931.6236
```

```
#####SOLUZIONE#####
```

```
/SOL
SOLVE
FINISH
```

```
#####POST-PROCESSING#####
```

APDL RAZMJOO trazione

```
!-----MODELLO F.E.M FATICA MULTIASSIALE SILJANDER ET AL. -----
```

```
FINISH
/CLEAR,NOSTART
/PREP7
```

```
!-----DEFINIZIONE ELEMENTO E PROPRIETA' DEL MATERIALE-----
```

```
ET,1,PLANE25
!
!
MP,EX,1,206000
MP,PRXY,1,0.3
```

```
!-----CREAZIONE KEYPOINTS -----
```

```
K,1, 21.1, 0
K,2, 24.3, 0
K,3, 24.3, 12
K,4, 24.3, 24
K,5, 24.305, 12      !NOTA CHE IL K5 è SPOSTATO DI 0,005mm rispetto
a 3
K,6, 60, 12
K,7, 60, 24
K,8, 35.3, 24
K,9, 24.3, 35
K,10, 24.3, 116
K,11, 17.3, 116
K,12, 17.3, 84
k,13, 21.1, 84
```

```
!-----CREAZIONE LINEE -----
```

```
L,1,2
L,2,3
L,3,4
L,4,5
L,5,6
L,6,7
L,7,8
L,8,9
```

```
L,9,10
L,10,11
L,11,12
L,12,13
L,1,13
```

```
!-----CREAZIONE AREA -----
```

```
LSEL,S,LINE,,1,13
AL,ALL
ALLS
```

```
!-----CREAZIONE MESH FREE-----
```

```
ESIZE,0.3,0,          !dimensione elemento
MSHKEY,2
AMESH,ALL
```

```
!-----VINCOLO INCASTRO PIASTRA-----
```

```
DL,5,,ALL
```

```
!-----CARICO DI TRAZIONE-----
```

```
SFL,10,PRES,-89.8
```

```
#####SOLUZIONE#####
```

```
FINISH
!
/SOL
SOLVE
FINISH
```

APDL RAZMJOO torsione (spessore tubo 7mm)

```
!-----MODELLO F.E.M Torsione 'nominal' Razmjoo -----
```

```
FINISH
/CLEAR,NOSTART
/PREP7
```

```
!-----DEFINIZIONE ELEMENTO E PROPRIETA' DEL MATERIALE-----
```

```
ET,1,PLANE25
!
!
MP,EX,1,206000
MP,PRXY,1,0.3
```

```
!-----CREAZIONE KEYPOINTS -----
```

```

K,1, 17.3, 0
K,2, 24.3, 0
K,3, 24.3, 12
K,4, 24.3, 24
K,5, 24.305, 12      !NOTA CHE IL K5 è SPOSTATO DI 0,005mm rispetto
a 3
K,6, 60, 12
K,7, 60, 24
K,8, 35.3, 24
K,9, 24.3, 35
K,10, 24.3, 116
K,11, 17.3, 116

```

```
!-----CREAZIONE LINEE -----
```

```

L,1,2
L,2,3
L,3,4
L,4,5
L,5,6
L,6,7
L,7,8
L,8,9
L,9,10
L,10,11
L,1,11

```

```
!-----CREAZIONE AREA -----
```

```

LSEL,S,LINE,,1,11
AL,ALL
ALLS

```

```
!-----CREAZIONE LOCAL COORDINATE SYSTEM-----
```

```
LOCAL, 11, CART, 24.3, 35, , 22.5, , ,
```

```
!-----CREAZIONE MESH FREE-----
```

```

ESIZE,0.6,0,          !dimensione elemento
MSHKEY,2
AMESH,ALL

```

```
!-----VINCOLO INCASTRO PIASTRA-----
```

```
DL,5,,ALL
```

```
!-----CARICO DI TORSIONE-----
```

```
FK,10,FZ,81332.35498      !livello di carico 118 MPa "NOMINAL"
```

```
#####SOLUZIONE#####
```

```

FINISH
!
/SOL
SOLVE
FINISH

```

```

#####POST-PROCESSING#####

/POST1
RSYS,11          !RISULTATI SECONDO IL SIST. LOCALE

APDL  RAZMJOO  torsione  (spessore  tubo  3,2mm  usato  per  carichi  multiassiali)

!-----MODELLO F.E.M FATICA MULTIASSIALE SILJANDER ET AL. -----

FINISH
/CLEAR,NOSTART
/PREP7

!-----DEFINIZIONE ELEMENTO E PROPRIETA' DEL MATERIALE-----

ET,1,PLANE25
!
!
MP,EX,1,206000
MP,PRXY,1,0.3

!-----CREAZIONE KEYPOINTS -----

K,1, 21.1, 0
K,2, 24.3, 0
K,3, 24.3, 12
K,4, 24.3, 24
K,5, 24.305, 12          !NOTA CHE IL K5 è SPOSTATO DI 0,005mm rispetto
a 3
K,6, 60, 12
K,7, 60, 24
K,8, 35.3, 24
K,9, 24.3, 35
K,10, 24.3, 116
K,11, 17.3, 116
K,12, 17.3, 84
k,13, 21.1, 84

!-----CREAZIONE LINEE -----

L,1,2
L,2,3
L,3,4
L,4,5
L,5,6
L,6,7
L,7,8
L,8,9
L,9,10
L,10,11
L,11,12
L,12,13
L,1,13

```

```
!-----CREAZIONE AREA -----
LSEL,S,LINE,,1,13
AL,ALL
ALLS
```

```
!-----CREAZIONE LOCAL COORDINATE SYSTEM-----
LOCAL, 11, CART, 24.3, 35, , 22.5, , ,
```

```
!-----CREAZIONE MESH FREE-----
ESIZE,0.3,0,          !dimensione elemento
MSHKEY,2
AMESH,ALL
```

```
!-----VINCOLO INCASTRO PIASTRA-----
DL,5,,ALL
```

```
!-----CARICO DI TORSIONE-----
FK,10,FZ,47231.21792          !livello di carico 118 MPa
```

```
#####SOLUZIONE#####
#####
```

```
FINISH
!
/SOL
SOLVE
FINISH
```

```
#####POST-PROCESSING#####
```

```
/POST1
RSYS,11          !RISULTATI SECONDO IL SIST. LOCALE
```

APDL YOUSEFI flessione

```
!-----MODELLO F.E.M FATICA MULTIASSIALE SILJANDER ET AL. -----
```

```
FINISH
/CLEAR,NOSTART
```

```
/PREP7
```

```
!-----DEFINIZIONE ELEMENTO E PROPRIETA' DEL MATERIALE-----
```

```
ET,1,PLANE25
```



```
!  
!  
MP,EX,1,206000  
MP,PRXY,1,0.3
```

```
!-----CREAZIONE KEYPOINTS -----
```

```
K,1, 0, 0  
K,2, 125, 0  
K,3, 125, 25  
K,4, 51.1, 25  
K,5, 42.45, 33.65  
K,6, 42.45, 85  
K,7, 52.45, 85  
K,8, 44.45, 91  
K,9, 44.45, 265  
K,10, 34.45, 265  
K,11, 34.45, 35  
K,12, 35.15, 25.005 !NOTA CHE IL K5 è SPOSTATO DI 0,005mm  
rispetto a 14  
k,13, 36.15, 25  
k,14, 35.15, 25  
k,15, 0, 25
```

```
!-----CREAZIONE LINEE -----
```

```
L,1,2  
L,2,3  
L,3,4  
L,4,5  
L,5,6  
LARC,6,8,7,10  
L,8,9  
L,9,10  
L,10,11  
L,11,12  
L,12,13  
L,13,14  
L,14,15  
L,1,15
```

```
!-----CREAZIONE AREA -----
```

```
LSEL,S,LINE,,1,14  
AL,ALL  
ALLS
```

```
!-----CREAZIONE MESH FREE-----
```

```
ESIZE,0.5,0, !dimensione elemento  
MSHKEY,2  
AMESH,ALL
```

```
!-----VINCOLO INCASTRO PIASTRA-----
```

```
DL,1,,ALL
```

```
!-----CARICO DI TRAZIONE-----
```

```
FK,9,FY,1530.68
```

MODE,1,1

#####SOLUZIONE#####
#####

FINISH

!

/SOL

SOLVE

FINISH

APDL YOUSEFI torsione

!-----MODELLO F.E.M FATICA MULTIASSIALE SILJANDER ET AL. -----

FINISH

/CLEAR,NOSTART

/PREP7

!-----DEFINIZIONE ELEMENTO E PROPRIETA' DEL MATERIALE-----

ET,1,PLANE25

!

!

MP,EX,1,206000

MP,PRXY,1,0.3

!-----CREAZIONE KEYPOINTS -----

K,1, 0, 0

K,2, 125, 0

K,3, 125, 25

K,4, 51.1, 25

K,5, 42.45, 33.65

K,6, 42.45, 85

K,7, 52.45, 85

K,8, 44.45, 91

K,9, 44.45, 265

K,10, 34.45, 265

K,11, 34.45, 35

K,12, 35.15, 25.005 !NOTA CHE IL K5 è SPOSTATO DI 0,005mm
rispetto a 14

k,13, 36.15, 25

k,14, 35.15, 25

k,15, 0, 25

!-----CREAZIONE LINEE -----

L,1,2

L,2,3

L,3,4

L,4,5

L,5,6

LARC,6,8,7,10

L,8,9

L,9,10

```

L,10,11
L,11,12
L,12,13
L,13,14
L,14,15
L,1,15

!-----CREAZIONE AREA -----

LSEL,S,LINE,,1,14
AL,ALL
ALLS
!-----CREAZIONE LOCAL COORDINATE SYSTEM-----

LOCAL,11,CART,42.45,33.65,,22.5,,

!-----CREAZIONE MESH FREE-----

ESIZE,0.5,0,          !dimensione elemento
MSHKEY,2
AMESH,ALL

!-----VINCOLO INCASTRO PIASTRA-----

DL,1,,ALL

!-----CARICO DI TRAZIONE-----

FK,9,FZ,1530.7

#####SOLUZIONE#####
#####

FINISH
!
/SOL
SOLVE
FINISH

#####POST-PROCESSING#####

/POST1
RSYS,11          !RISULTATI SECONDO IL SIST. LOCALE

```


APPENDICE C

Di seguito è stata riportata una tabella riassuntiva che mostra tutte le informazioni ricavate negli articoli [17-21], utili all'applicazione del PSM con stati di sollecitazione multiassiale.

RIF.	TIPO DI PROVE	TIPO DI GEOMETRIA	MATERIALE	TENSIONE di SNERVAMENTO [MPa]	RESISTENZA A ROTTURA [MPa]	LATO CORDONE [mm]	PROCESSO DI SALDATURA	TRATTAMENTI TERMICI E MECCANICI	RAGGIO PIEDE CORDONE [mm]	SPESSORE e DIM. DEL COMPONENTE SOLLECITATO [mm]	Tipo sollecitazione	Modo I R σ	Modo III R τ	FASE	N° DATI (WELD TOE FRACT.)	N° DATI (WELD ROOT FRACT.)	N° DATI (IN THE TUBE FRACT.)	CRITERIO di ROTTURA	TENSIONE DI RIFERIMENTO	GRANDEZZA DI RIFERIMENTO (max, amp, range)
Sijjander et al. [17]	- solo flessione - solo torsione - flesso-torsione in fase e fuori fase	tubo su flangia	TUBOLARE: A519 trafilato a freddo PIASTRA: A36 laminata a caldo	(non riportati nell'articolo) TUBOLARE: 414 PIASTRA: 250	(non riportati nell'articolo) TUBOLARE: 483 PIASTRA: 550	8 saldatura ad angolo	Saldatura automatica MIG	Ricottura di distensione a 550°C/2h	0.18~4 mm misurati sia a lato tubo che lato piastra	SPESSORE TUBO: 9.525 DIAM. ESTERNO TUBO: 50.8	FLESSIONE	-1	/	/	4	/	/	Quando la macchina non riesce a raggiungere il livello di carico desiderato (cricca > 10 mm)	S _v ^{max} e T _v ^{max} [MPa]; tensioni massime di flessione e torsione nominali sul tubolare	Max
											FLESSIONE	0	/	/	5	/	/	idem	S _v ^{max} e T _v ^{max} [MPa]	Max
											TORSIONE	/	-1	/	4	/	/	idem	S _v ^{max} e T _v ^{max} [MPa]	Max
											TORSIONE	/	0	/	2	/	/	idem	S _v ^{max} e T _v ^{max} [MPa]	Max
											FLESSO-TORSIONE IN FASE	0	0	0	9	/	/	idem	S _v ^{max} e T _v ^{max} [MPa]	Max
											FLESSO-TORSIONE FUORI FASE	0	-1	Path I Art.	4	/	/	idem	S _v ^{max} e T _v ^{max} [MPa]	Max
Razmjoo [18]	- solo trazione - solo torsione - tenso-torsione in fase e fuori fase	tubo su flangia	BS 4360-50E	415	577	11 saldatura ad angolo	Saldatura ad arco manuale MMA	/	/	SPESSORE TUBO: 7 (pura torsione), alesato a 3,2 (tutti gli altri) DIAM. ESTERNO TUBO: 48.6	TRAZIONE	0	/	/	7	/	/	Separazione del provino oppure cricca estesa che attraversa lo spessore del tubo	Tensioni nominali sul piede del cordone di saldatura (alesaggio tubo)	Range
											TORSIONE	/	0	/	2	6	6	idem	Tensioni nominali sul piede del cordone	Range
											TENSO-TORSIONE IN FASE	0	0	0	7	/	/	idem	Tensioni nominali sul piede del cordone	Range
											TENSO-TORSIONE FUORI FASE	0	0	90°	7	/	/	idem	Tensioni nominali sul piede del cordone	Range
Yousefi et al. [19]	- solo flessione - solo torsione - flesso-torsione in fase e fuori fase	tubo su flangia	P 460	520	670	8.6 piena penetrazione	vedi tabella 1 art.	Ricottura di distensione a 540°C/150min	/	SPESSORE TUBO: 8 DIAMETRO ESTERNO: 84.9	FLESSIONE	-1	/	/	16	/	/	Cricca che attraversa lo spessore	Tensioni nominali sul piede del cordone	Amp
											FLESSIONE	0	/	/	6	/	/	idem	idem	Amp
											TORSIONE	/	-1	/	9	/	/	idem	idem	Amp
											TORSIONE	/	0	/	9	/	/	idem	idem	Amp
											FLESSO-TORSIONE IN FASE	-1	-1	0	7	/	/	idem	idem	Amp
											FLESSO-TORSIONE IN FASE	0	0	0	7	/	/	idem	idem	Amp
FLESSO-TORSIONE FUORI FASE	-1	-1	90°	8	/	/	idem	idem	Amp											
	FLESSO-TORSIONE FUORI FASE	0	0	90°	9	/	/	idem	idem	Amp										

RIF.	TIPO DI PROVE	TIPO DI GEOMETRIA	MATERIALE	TENSIONE di SNERVAMENTO [MPa]	RESISTENZA A ROTTURA [MPa]	LATO CORDONE [mm]	PROCESSO DI SALDATURA	TRATTAMENTI TERMICI E MECCANICI	RAGGIO PIEDE CORDONE [mm]	SPESSORE e DIM. DEL COMPONENTE SOLLECITATO [mm]	Tipo sollecitazione	Modo I R _r	Modo III R _t	FASE	N° DATI (WELD TOE FRACT.)	N° DATI (WELD ROOT FRACT.)	N° DATI (ON TUBE FRACT.)	CRITERIO di ROTTURA	TENSIONE DI RIFERIMENTO	GRANDEZZA DI RIFERIMENTO (max, amp, range)
Bäckström et al. [20]	- solo flessione - solo torsione - flesso-torsione in fase e fuori fase	tubo SHS su flangia	Fe 52	355	/	11 saldatura ad angolo	Saldatura automatica MIG	/	/	tubo SHS 100x100x5	FLESSIONE	0.3	/	/	1	/	/	perdita di rigidità	Tensioni nominali calcolati con la teoria di Saint Venant	Range
											FLESSIONE	0.1	/	/	1	/	/	idem	idem	Range
											FLESSIONE	0.6	/	/	1	/	/	idem	idem	Range
											FLESSIONE	0.7	/	/	2	/	/	idem	idem	Range
											TORSIONE	/	-1	/	/	/	3	idem	idem	Range
											TORSIONE	/	0	/	/	/	1	idem	idem	Range
											FLESSO-TORSIONE IN FASE	-1	-1	0	3	/	/	idem	idem	Range
											FLESSO-TORSIONE IN FASE	-0.8	-1.2	0	1	/	/	idem	idem	Range
											FLESSO-TORSIONE IN FASE	-0.8	-1.3	0	1	/	/	idem	idem	Range
											FLESSO-TORSIONE IN FASE	0	-0.1	0	1	/	/	idem	idem	Range
											FLESSO-TORSIONE IN FASE	0	0	0	3	/	/	idem	idem	Range
											FLESSO-TORSIONE FUORI FASE	0	0	PATH F	4	/	/	idem	idem	Range
Dahle et al. [21]	- solo flessione - solo torsione - flesso-torsione in fase e fuori fase	boxbeam	DOMEX 350	350	/	11 saldatura a parziale penetrazione	Saldatura MAG	/	/	150x150 boxbeam	FLESSIONE	-1	/	/	3 T	/	/	ispezione visiva (lunghezza cricca 200-500 mm)	Tensioni nominali calcolati con la teoria di Saint Venant	Range
											TORSIONE	/	-1	/	/	14 L	/	idem	idem	Range
											FLESSO-TORSIONE IN FASE	-1	-1	0	3 T	3 L	/	idem	idem	Range
											FLESSO-TORSIONE IN FASE	0	0	0	/	1 L	/	idem	idem	Range
											FLESSO-TORSIONE FUORI FASE	-1	-1	90°	1 T	1 L	2 (L+T)	idem	idem	Range

BIBLIOGRAFIA

- [1] Lazzarin P, Tovo R. (1998) A notch intensity factor approach to the stress analysis of welds. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 21, 1089–103.
- [2] Williams ML. (1952) Stress singularities resulting from various boundary conditions in angular corners on plates in tension. *J. Appl. Mech.*, 19, 526–8.
- [3] Gross R, Mendelson A. (1972) Plane elastostatic analysis of V-notched plates. *Int. J. Fract. Mech.*, 8, 267–72.
- [4] Lazzarin P, Livieri P. (2001) Notch stress intensity factors and fatigue strength of aluminium and steel welded joints. *Int. J. Fatigue*, 23, 225–32.
- [5] Nisitani, H. and Teranishi, T. (2004) KI value of a circumferential crack emanating from an ellipsoidal cavity obtained by the crack tip stress method in FEM. *Eng. Fract. Mech.*, 71, 579–585.
- [6] Meneghetti, G., Lazzarin, P. (2006) 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, 95–106.
- [7] Lazzarin, P., Berto, F., Zappalorto, M. (2010) Rapid calculations of notch stress intensity factors based on averaged strain energy density from coarse meshes: theoretical bases and applications. *Int. J. Fatigue*, 32, 1559–1567.
- [8] Meneghetti, G. (2012) 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, 40–51.
- [9] Lazzarin, P., Zambardi, R. (2001) A finite-volume-energy based approach to predict the static and fatigue behavior of components with sharp V-shaped notches. *Int. J. Fract.*, 112, 275–298.
- [10] Meneghetti, G., Guzzella, C. (2014) The peak stress method to estimate the mode I notch stress intensity factor in welded joints using three-dimensional finite element models. *Eng. Fract. Mech.*, 115, 154–171.
- [11] Meneghetti, G., Guzzella, C., Atzori, B. (2014) 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, 722–739.
- [12] W. Fricke. (2001) Recommended Hot Spot Analysis Procedure for Structural Details of FPSO's and Ships Based on Round-Robin FE Analyses, *International Journal of offshore and polar engineering*, 12, 40-47.
- [13] Kang, S., Kim, W., Paik, Y. (2002) Fatigue Strength of Fillet Welded Steel Structures Under Out-of-Plane Bending Load, *International Journal of KWS*, 2, 33-39.
- [14] Kang, S., Kim, W. (2003) A Proposed S-N Curve for Welded Ship Structures. *Welding Journal*, 82, 161-169.
- [15] Kim, W., Lotsberg, I. (2005) Fatigue Test Data for Welded Connections in Ship-Shaped Structures. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 127, 359-365.
- [16] Lotsberg, I., Sigurdsson, G. (2004) Hot Spot Stress S-N curve for Fatigue Analysis of Plated Structures. *OMAE-FPSO'04-0014*, Int. Conf. Houston, TX, pg 12.
- [17] Siljander, A., Kurath, P., Lawrence, F.V. (1992) Nonproportional Fatigue of Welded Structures. In: Mitchell MR, Landgraf R, editors. *Advances in Fatigue Lifetime Predictive Techniques*, ASTM STP 1122. Philadelphia, PA: ASTM, 319-338.
- [18] Razmjoo, GR. (1996) *Fatigue of Load-Carrying Fillet Welded Joints Under Multiaxial Loadings*. TWI, Cambridge, UK: Abington (TWI REF. 7309.02/96/909).
- [19] Yousefi, F., Witt, M., Zenner, H. (2001) Fatigue Strength of Welded Joint Under Multiaxial Loading: experiments and calculation. *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, 24, 339-355.
- [20] Bäckström, M., Siljander, A., Kuitunen, R. and Ilvonen, R. (1997) Multiaxial fatigue experiments of square hollow section tube-to-plate welded joints. *Proceedings of the First North European Engineering and Science Conference (NESCO I)*, In: *Welded High strength steel structures* (Edited by A. F. Blom), EMAS, London, pp. 163–177
- [21] Dahle, T., Olsson, K-E., Jonsson, B. (1997) Multiaxial fatigue experiments of square hollow section tube-to-plate welded joints. *Proceedings of the First North European Engineering and Science Conference (NESCO I)*, In: *Welded High strength steel structures* (Edited by A. F. Blom), EMAS, London, pp. 163–177
- [22] Lazzarin, P., Livieri, P., Berto, F., Zappalorto, M. (2006) Local Strain Energy Density and Fatigue Strength of Welded Joints under Uniaxial and Multiaxial Loading. *Eng. Fract. Mech.*, 75, 1875-1889.

RINGRAZIAMENTI

È difficile ringraziare tutte le persone che hanno contribuito sia a questo lavoro che durante la mia carriera universitaria: chi con costanza, chi con un supporto morale o materiale, chi con ottimi consigli o con una semplice parola di incoraggiamento, a loro va la mia gratitudine. Qualunque errore o imprecisione presente nel lavoro è di mia completa responsabilità.

Ringrazio il Prof. Giovanni Meneghetti e l'Ing. Alberto Campagnolo che con i loro sapienti suggerimenti e osservazioni hanno reso possibile lo sviluppo di tutto il presente lavoro.

Voglio ringraziare lo staff del laboratorio di Costruzioni di Macchine, in particolare il tecnico Gabriele Masiero che si è reso sempre disponibile durante lo svolgimento delle prove a fatica.

Un ringraziamento speciale va a Chiara che con il suo enorme supporto affettivo e morale mi ha dato la forza per superare tutti i momenti difficili.

Ringrazio i miei genitori perché sono senza dubbio le persone che hanno permesso che si realizzasse questo importante traguardo della mia vita, con il loro sostegno sia morale che economico. Ovviamente un ringraziamento speciale va a Emanuele e Anna che mi hanno sempre dato consigli utili durante tutta la mia carriera accademica.

Un ringraziamento va a tutti i miei compagni di studi Riccardo, Valerio, Orkhan, Andrea, Alberto e Pietro e Nicola, i quali hanno dato un importante contributo durante tutto il percorso di studi.

Ringrazio Davide, Antonio, Federico, Enrico e tutti i tesisti conosciuti durante la stesura della tesi, i quali sono sempre stati disponibili per consigli e con la loro simpatia il lavoro è stato più leggero.

Voglio ringraziare infine tutti i miei amici: Andrea, Silvia, Erica, Diego, Sara, Chiara, Giulio, Enrico, Jacopo, Michele e tutti gli altri che per motivi di spazio non riesco a citare, che anche con una parola di incoraggiamento mi hanno dato gli stimoli per completare la stesura della presente tesi.