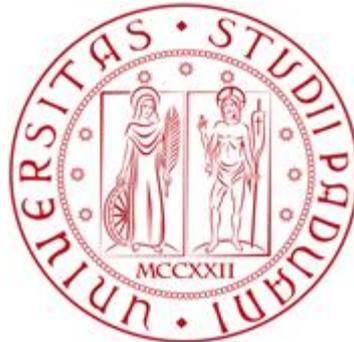


UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI PADOVA



Dipartimento di Ingegneria Industriale
Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica

Tesi di Laurea Magistrale

**SVILUPPO DI UN METODO SEMPLIFICATO
BASATO SU ANALISI AGLI ELEMENTI FINITI
PER LO STUDIO DI SINGOLARITÀ STRUTTURALI**

Relatore: Ch.mo prof. Giovanni Meneghetti
Corelatore: Dott. Ing. Alberto Campagnolo

Laureando: Fabio Panizzon

ANNO ACCADEMICO: 2015 - 2016

INDICE

SOMMARIO	1
CAPITOLO 1: INTRODUZIONE	3
1.1 Cenni sulla Meccanica della Frattura e la Meccanica dell'Intaglio Lineari Elastiche.....	3
1.2 Calcolo degli NSIFs.....	5
1.2.1 Affinamento guidato della mesh.....	6
1.2.2 Concentration Keypoint.....	8
1.3 Il Peak Stress Method	9
1.3.1 Stima delle costanti K_{fe}	10
1.3.2 Modo 1	11
1.3.3 Modo 2	12
1.3.4 Modo 3	12
CAPITOLO 2: CALIBRAZIONE DEL PEAK STRESS METHOD PER ELEMENTI PIANI AD 8 NODI	13
2.1 Sollecitazione di modo 1.....	13
2.1.1 Modelli numerici per il calcolo di $\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$	14
2.1.2 Calcolo di K_I^V esatto.....	16
2.1.3 Risultati.....	16
2.2 Sollecitazione di modo 2.....	20
2.2.1 Carichi	20
2.2.2 Modello numerico per il calcolo di $\tau_{r\theta, \theta=0, peak}$	21
2.2.3 Calcolo di K_{II}^V esatto.....	22
2.2.4 Risultati.....	23
CAPITOLO 3: CALIBRAZIONE DEL PEAK STRESS METHOD PER ELEMENTI PIANI ARMONICI AD 8 NODI	29
3.1 Modelli geometrici.....	29
3.2 Modelli numerici per il calcolo di $\tau_{\theta z, \theta=0, peak}$	32
3.3 Calcolo di K_{III}^V esatto	34
3.4 Risultati.....	37
CAPITOLO 4: CALIBRAZIONE DEL PEAK STRESS METHOD PER ELEMENTI TETRAEDRICI A 10 NODI	39
4.1 Geometrie analizzate e carichi applicati	39
4.2 Simulazione delle condizioni piane di simmetria in 3D.....	41
4.2.1 Plane strain	41
4.2.2 Plane stress	41
4.3 Mesh adottate per il calcolo delle tensioni di picco	41
4.4 Modelli numerici per il calcolo di $\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$ lungo il piede o la radice.....	43
4.5 Analisi delle tensioni di picco	45
4.6 Calcolo di K_I^V esatto.....	47
4.7 Risultati.....	49
4.7.1 Piede	49

4.7.2	Radice.....	50
CAPITOLO 5: SIMULAZIONE DI UN GIUNTO SALDATO IN 3 DIMENSIONI		53
5.1	Analisi mediante il Peak Stress Method	54
5.2	Modelli numerici per il calcolo di K_I^V	56
5.3	Confronto dei risultati.....	60
CAPITOLO 6: CONCLUSIONI.....		63
6.1	Elementi piani quadrangolari ad 8 nodi.....	63
6.2	Elementi piani armonici quadrangolari ad 8 nodi.....	65
6.3	Elementi tetraedrici a 10 nodi.....	65
APPENDICE: RISULTATI MODO 3		69
A.1	Sonsino	69
A.2	Yousefi et al.....	70
A.3	Amstutz et al.....	71
A.4	Razmjoo.....	72
A.5	Seeger and Olivier a completa compenetrazione.....	74
A.6	Seeger and Olivier con radice.....	75
A.7	Yung and Lawrence.....	77
A.8	Siljander et al.....	79
Bibliografia		81
Ringraziamenti		83

SOMMARIO

Lo studio della Meccanica della Frattura e della Meccanica dell'Intaglio Lineari Elastiche offre metodi innovativi per il calcolo strutturale, in particolare per i giunti saldati. Questi studi introducono un nuovo parametro di resistenza chiamato Notch Stress Intensity Factor (NSIF) per gli intagli e Stress Intensity Factor (SIF) per le cricche; tuttavia il calcolo risulta molto oneroso in termini di tempo. Per le aziende è un difetto grave al punto da escludere questi approcci dalla progettazione.

All'interno dell'Università di Padova si sta lavorando allo sviluppo di un metodo per il calcolo di NSIFs e SIFs attraverso analisi agli elementi finiti che siano rapide. Questo metodo prende il nome di Peak Stress Method (PSM) e si basa sulla relazione tra la tensione all'apice del difetto (cricca od intaglio) ed il fattore di intensificazione delle tensioni. Nel seguito si mostrerà che, sotto le opportune condizioni, questa relazione rimane definita da pochi parametri facili da reperire. Il PSM offre la possibilità di ridurre i tempi di calcolo e quindi la progettazione attraverso la Meccanica della Frattura e la Meccanica dell'Intaglio risulta appetibile per le aziende.

Studi precedenti [1, 2, 3, 4] hanno permesso di validare il PSM per alcune geometrie e tipologie di elemento. Questa tesi ripercorre gli studi eseguiti calibrando l'approccio per elementi con funzioni di forma paraboliche. In particolare sono presi in considerazione gli elementi piani ad 8 nodi (PLANE 183) per le sollecitazioni di modo 1 e 2, gli elementi armonici ad 8 nodi (PLANE 83) per il modo 3, e gli elementi solidi tetraedrici a 10 nodi (SOLID187) per il modo 1.

Le analisi numeriche sono eseguite tramite il codice di calcolo commerciale ANSYS® 15.0.

Il testo è organizzato come segue:

CAPITOLO 1: INTRODUZIONE – Cenni sulla Meccanica della Frattura e la Meccanica dell'Intaglio. Calcolo degli NSIFs e dei SIFs con metodi numerici. Cenni sul Peak Stress Method. Illustrazione dei risultati ottenuti in lavori precedenti per gli elementi lineari.

CAPITOLO 2: CALIBRAZIONE DEL PEAK STRESS METHOD PER ELEMENTI PIANI AD 8 NODI – Sollecitazioni di modo 1: geometrie studiate, modelli numerici, calcolo del K_I^V , risultati, grafico di convergenza. Sollecitazioni di modo 2: geometrie studiate, modelli numerici, calcolo del K_{II}^V , risultati, grafico di convergenza.

CAPITOLO 3: CALIBRAZIONE DEL PEAK STRESS METHOD PER ELEMENTI PIANI ARMONICI AD 8 NODI – Sollecitazioni di modo 3: geometrie studiate, modelli numerici, calcolo del K_{III}^V , risultati, grafico di convergenza.

CAPITOLO 4: CALIBRAZIONE DEL PEAK STRESS METHOD PER ELEMENTI TETRAEDRICI A 10 NODI – Sollecitazioni di modo 1 applicate a modelli a 3 dimensioni: geometrie studiate, condizioni di simmetria applicate, modelli numerici, effetto del numero di elementi sui risultati, calcolo del K_I^V , risultati, grafici di convergenza per sollecitazioni al piede ed alla radice.

CAPITOLO 5: SIMULAZIONE DI UN GIUNTO SALDATO IN 3 DIMENSIONI – Stima di K_I^V lungo il piede e la radice di un giunto saldato a croce, modelli numerici con mesh PSM, modelli numerici con mesh fine, confronto dei risultati.

CAPITOLO 6: CONCLUSIONI – Riepilogo dei risultati, considerazioni sulle possibilità offerte dagli elementi calibrati nel presente lavoro.

APPENDICE: RISULTATI MODO 3 – Elenco dei dati numerici relativi alle analisi del Capitolo 3.

CAPITOLO 1: INTRODUZIONE

1.1 Cenni sulla Meccanica della Frattura e la Meccanica dell'Intaglio Lineari Elastiche

Nello studio tradizionale dei componenti meccanici si adotta un criterio di punto per determinare la resistenza strutturale del pezzo, ovvero la tensione deve essere minore di un valore limite in ogni punto.

Nel caso di componenti che presentano particolari a spigolo vivo (intagli e cricche) il calcolo delle tensioni restituisce un valore infinito all'apice dell'intaglio. Teoricamente questi componenti non potrebbero resistere ad alcun carico, tuttavia dalla pratica si osserva che hanno una certa resistenza meccanica. Infatti, una volta raggiunta la tensione di snervamento in un punto, il materiale cede plasticamente e viene chiamata a collaborare la zona di materiale immediatamente vicina, in questo modo il carico viene distribuito [5].

Il sistema di riferimento adottato è cilindrico con l'origine posta all'apice della cricca (Figura 1.1), la retta $\vartheta = 0$ rappresenta la bisettrice dell'intaglio, l'asse z è ortogonale al piano.

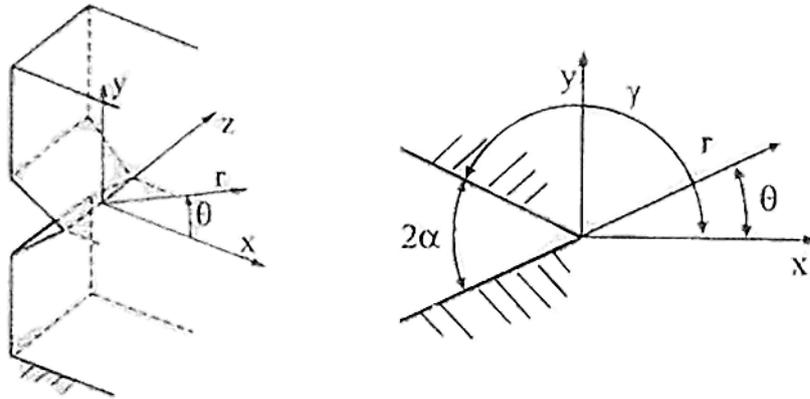


Figura 1.1: Sistema di riferimento locale dell'intaglio [5].

Si individuano tre modi principali di sollecitazione dell'intaglio o della cricca (Figura 1.2): modo 1 di apertura dell'intaglio, modo 2 di scorrimento, e modo 3 di lacerazione. A ciascuno è legata una componente di tensione che tende all'infinito per r che tende a 0, ovvero man mano che ci si avvicina all'apice [5].

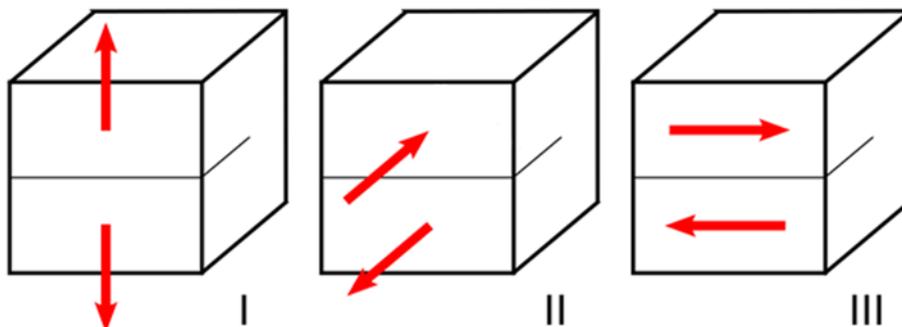


Figura 1.2: Modi di sollecitazione principali: modo 1 di apertura dell'intaglio, modo 2 di scorrimento, e modo 3 di lacerazione [22].

Per ciascun modo di sollecitazione si ha un diverso parametro di resistenza che dipende da una particolare componente di tensione definito nelle coordinate locali del difetto [5]:

$$K_I^V = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0} [r^{1-\lambda_1} \sigma_{\vartheta\vartheta}(r, \vartheta = 0)] \quad (1.1)$$

$$K_{II}^V = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0} [r^{1-\lambda_2} \tau_{r\vartheta}(r, \vartheta = 0)] \quad (1.2)$$

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

I limiti delle (1.1-3) esistono finiti e i loro valori K_I^V , K_{II}^V e K_{III}^V rappresentano i parametri di resistenza della Meccanica della Frattura e della Meccanica dell'intaglio. Sono chiamati Notch Stress Intensity Factors (NSIFs) o fattori di intensificazione degli sforzi.

Le coordinate r e ϑ corrispondono a quelle sopra definite (Figura 1.1).

Nelle equazioni (1.1-3) gli esponenti $1 - \lambda_i$ sono il grado di singolarità, essi dipendono dall'angolo di apertura dell'intaglio 2α e dal modo di sollecitazione. Possono essere calcolati risolvendo le equazioni [5]:

$$\lambda_1 \sin(2\gamma) + \sin(2\lambda_1\gamma) = 0 \quad (1.4)$$

$$\lambda_2 \sin(2\gamma) - \sin(2\lambda_2\gamma) = 0 \quad (1.5)$$

$$\cos(\lambda_3\gamma) = 0 \quad (1.6)$$

L'andamento del grado di singolarità si può vedere in Figura 1.3, il campo di tensione risulta singolare finché $1 - \lambda_i > 0$. Alcuni valori di $1 - \lambda_i$ si possono leggere in Tabella 1.1 [5].

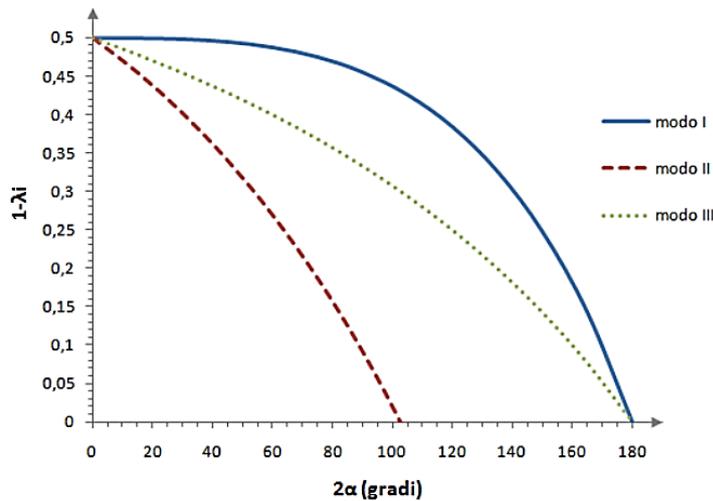


Figura 1.3: Andamento del grado di singolarità dei modi di sollecitazione 1, 2 e 3 [26].

Grado di singolarità			
2α [°]	$1-\lambda_1$	$1-\lambda_2$	$1-\lambda_3$
0	0.5	0.5	0.5
90	0.455	0.0909	
135	0.326	< 0	0.20

Tabella 1.1: Valori del grado di singolarità dei 3 modi di sollecitazione in alcuni casi di interesse [5].

Per un intaglio sollecitato a modo I nei pressi dell'apice, la tensione $\sigma_{\vartheta\vartheta}$ lungo la bisettrice ($\vartheta = 0$) è descritta dall'equazione [5]:

$$\sigma_{\vartheta\vartheta}(r, \vartheta = 0) = Cost \cdot K_I^V \cdot r^{-(1-\lambda_1)} \quad (1.7)$$

Dove Cost è una costante che dipende dall'angolo di apertura e dalla coordinata ϑ . Si noti che la tensione lungo la bisettrice è esprimibile mediante una potenza di r con esponente pari all'opposto del grado di singolarità.

Calcolando il logaritmo di entrambi i membri si ottiene:

$$\log \sigma_{\theta\theta}(r, \vartheta = 0) = \log(Cost \cdot K_I^Y \cdot r^{-(1-\lambda_1)}) \quad (1.8)$$

$$\log \sigma_{\theta\theta}(r, \vartheta = 0) = -(1 - \lambda_1) \log r + Cost' \quad (1.9)$$

Questa sottolinea come, in un grafico logaritmico, la rappresentazione della tensione sia una retta con pendenza negativa.

Analoghe considerazioni si possono fare per le tensioni $\tau_{r\theta}$ e $\tau_{\theta z}$ relativamente al modo 2 e 3 di sollecitazione.

1.2 Calcolo degli NSIFs

Per calcolare i fattori di intensificazione degli sforzi occorre conoscere il campo di tensione in una zona molto piccola intorno all'apice dell'intaglio o della cricca, tipicamente si considera una distanza pari ad un decimo della dimensione del difetto. Questo calcolo può essere eseguito al computer tramite modelli agli elementi finiti.

Come verrà mostrato di seguito, il calcolatore riesce a catturare l'andamento delle tensioni previsto dalla Meccanica dell'Intaglio o della Frattura solo in una certa zona. Questo perché avvicinandoci all'apice la tensione tende all'infinito, il gradiente è troppo elevato e il calcolatore restituisce valori minori di quelli teorici. Lontano dall'apice la presenza dell'intaglio o della cricca perde influenza e la tensione si raccorda a quella nominale. L'ampiezza di queste due zone dipende dalla mesh adottata. I dati validi si riconoscono perché seguono l'andamento descritto dalla Meccanica dell'Intaglio o della Frattura, ovvero hanno il grado di singolarità corretto.

Una mesh adeguata allo studio della singolarità si può ottenere con diverse tecniche, dal semplice raffinamento della mesh nei pressi dell'apice alla preparazione di una mesh guidata. A parità di accuratezza del risultato, le tecniche più semplici richiedono meno tempo nella preparazione del modello ma maggior tempo per la risoluzione, mentre per le mesh guidate occorre dedicare più tempo alla preparazione del modello ma la potenza di calcolo è impiegata con più efficienza [6].

Il linguaggio APDL (ANSYS Parametric Design Language) consente di eseguire una lista di comandi in modo automatico, in questo modo si può preparare un mesh pattern guidato in poco tempo.

Nella presente tesi sono impiegate due tecniche con mesh guidata: affinamento guidato della mesh e Concentration Keypoint, queste saranno descritte più dettagliatamente nei prossimi paragrafi.

Chi vuole adoperare un codice di calcolo agli elementi finiti deve tenere presente che elementi di forma regolare convergono più velocemente di elementi distorti, questo comporta che nelle vicinanze dei punti di interesse occorre adottare un pattern regolare.

Una volta risolto il modello numerico è possibile analizzare i risultati mediante un foglio di calcolo per ricavare l'NSIF o il SIF. La procedura è qui descritta brevemente [6]:

- 1) Esportare le coordinate dei nodi lungo la bisettrice della cricca o intaglio nel sistema di riferimento locale (Figura 1.1). Unità di misura: millimetri.
- 2) Esportare le tensioni lungo la bisettrice nel sistema di riferimento locale. Selezionare le tensioni relative all'NSIF in esame. Unità di misura: MPa (10^6 Pascal).
- 3) Importare coordinate e tensioni in un foglio di calcolo e costruire un grafico doppio-logaritmico con le coordinate in ascissa e le tensioni in ordinata.
- 4) Impostare una linea di tendenza che interpoli i dati con legge Cx^m (potenza) e visualizzare l'equazione e l'errore sul grafico (un esempio si può vedere in Figura 1.4). In questo momento l'esponente m sarà diverso dal grado di singolarità perché sono considerati anche dati non significativi per i motivi visti sopra.
- 5) Deselezionare i dati pochi alla volta fino ad ottenere l'andamento corretto delle tensioni (Figura 1.5). L'obiettivo sarà raggiunto quando l'esponente sarà uguale o vicino (errore del 1-2%) al grado di singolarità del dettaglio (nell'esempio è pari a 0.5). I dati che rimangono selezionati al termine di questo passo sono quelli significativi.
- 6) Calcolare il valore dell'NSIF per ciascun dato significativo mediante le Equazioni 1.1-3. Unità di misura: $MPa \cdot mm^{1-\lambda_i}$.
- 7) L'NSIF relativo all'intaglio o cricca è la media degli NSIF calcolati al punto 6).

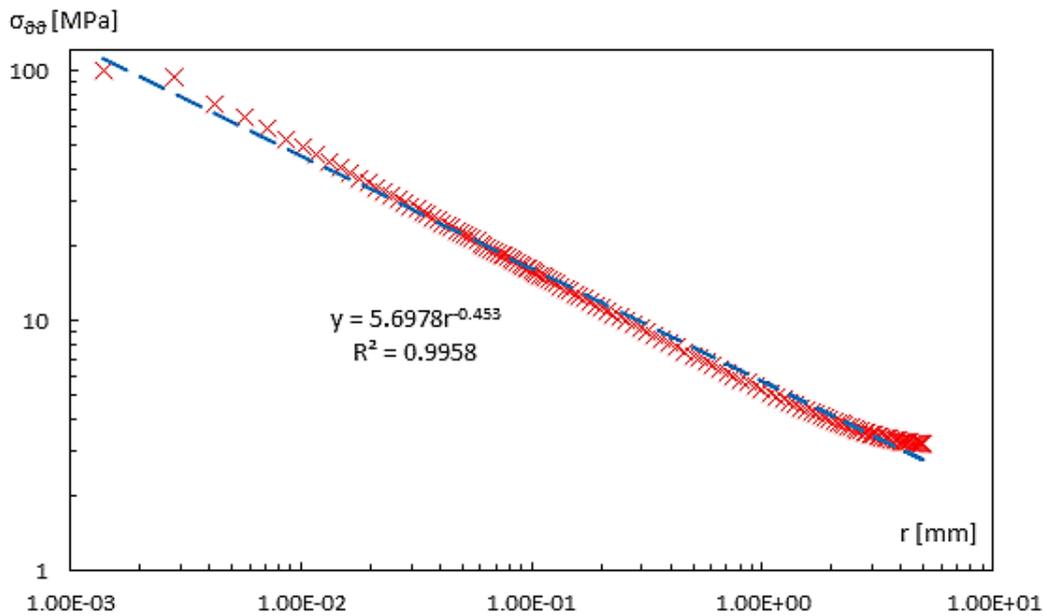


Figura 1.4: Grafico logaritmico delle tensioni (croci rosse) lungo la bisettrice per una cricca sollecitata a modo I ($\lambda_1 = 0.5$). Al centro è mostrata l'equazione della linea di tendenza (tratteggio blu). Sono rappresentati anche i dati non significativi.

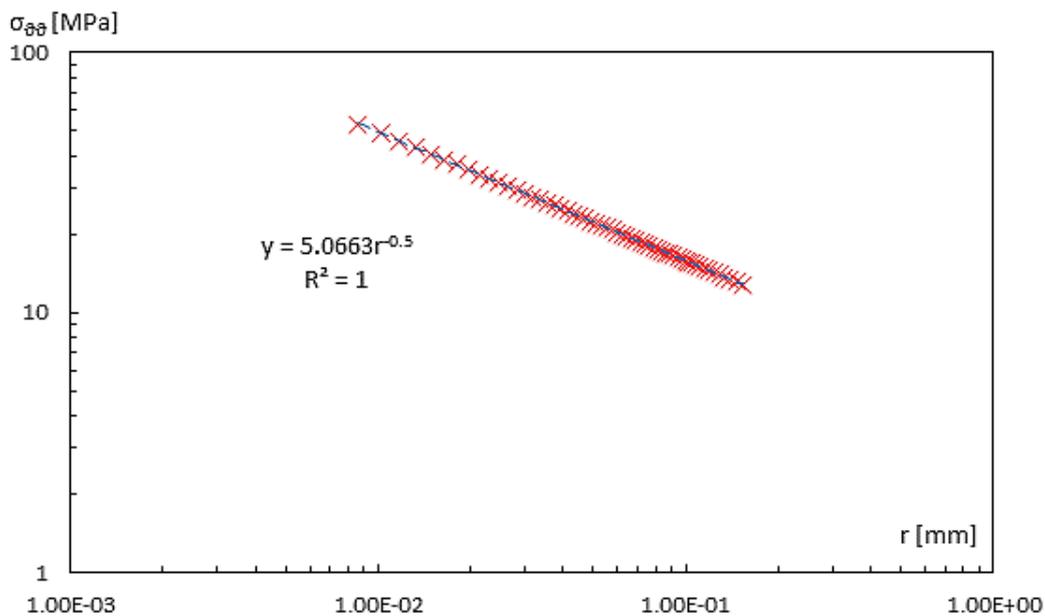


Figura 1.5: Grafico logaritmico delle tensioni (croci rosse) lungo la bisettrice per una cricca sollecitata a modo I ($\lambda_1 = 0.5$). Al centro è mostrata l'equazione della linea di tendenza (tratteggio blu). Sono rappresentati solo i dati significativi.

1.2.1 Affinamento guidato della mesh

Questa tecnica è adatta allo studio delle sole cricche, per gli intagli si raccomanda di adottare il pattern proposto nel paragrafo seguente.

Al fine di ottimizzare la capacità di calcolo, la mesh viene affinata molto velocemente nei pressi dell'apice della cricca. Viene usata una mesh di tipo free tuttavia, grazie alla preparazione di una serie di piccole aree, il pattern questo ci garantisce l'accuratezza dei risultati.

Per prima cosa occorre preparare una serie di riquadri come riportato in Figura 1.6, l'apice della cricca si trova al centro. Sulle linee di ciascuna area vengono assegnate le impostazioni per la dimensione degli elementi, qui occorre fare attenzione che gli elementi più piccoli si trovino effettivamente verso l'apice. Infine si impartisce al calcolatore il comando per eseguire una mesh di tipo free.

Con le impostazioni proposte gli elementi più piccoli hanno lato di circa 1.4×10^{-3} mm, sufficiente a catturare l'andamento della tensione, ma la dimensione cresce rapidamente allontanandosi dalla singolarità. Sulla restante parte della geometria si utilizza una mesh di tipo free che si affina gradualmente avvicinandosi alla cricca (si veda l'esempio in Figura 1.7 a). È importante che la dimensione degli elementi sul bordo del riquadro più grande sia simile sia all'interno che all'esterno (Figura 1.7 b) [6]. In Figura 1.8 è possibile osservare l'infittimento della mesh in direzione dell'apice.

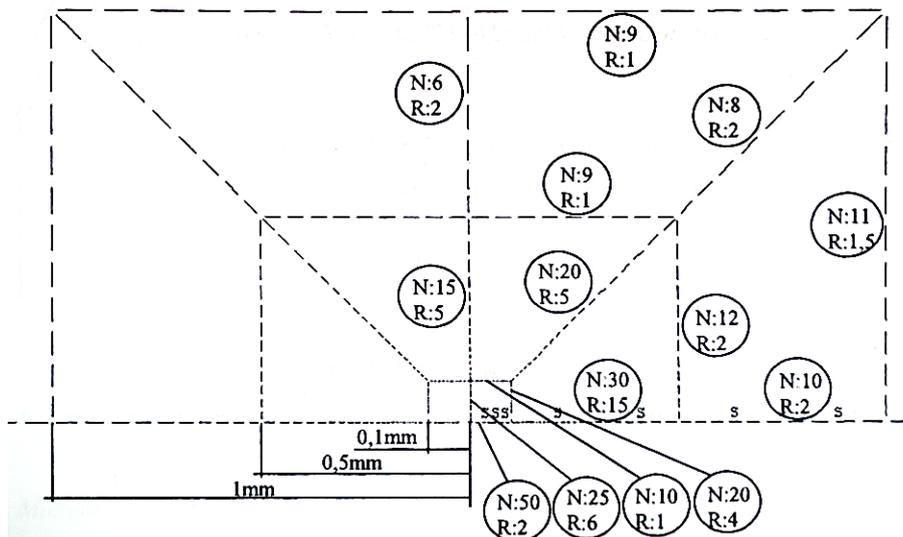


Figura 1.6: Impostazioni per la mesh guidata all'apice di una cricca. N: numero di divisioni assegnate sulla linea. R: Spacing ratio, ovvero rapporto tra la lunghezza del primo e dell'ultimo elemento della linea. [6]

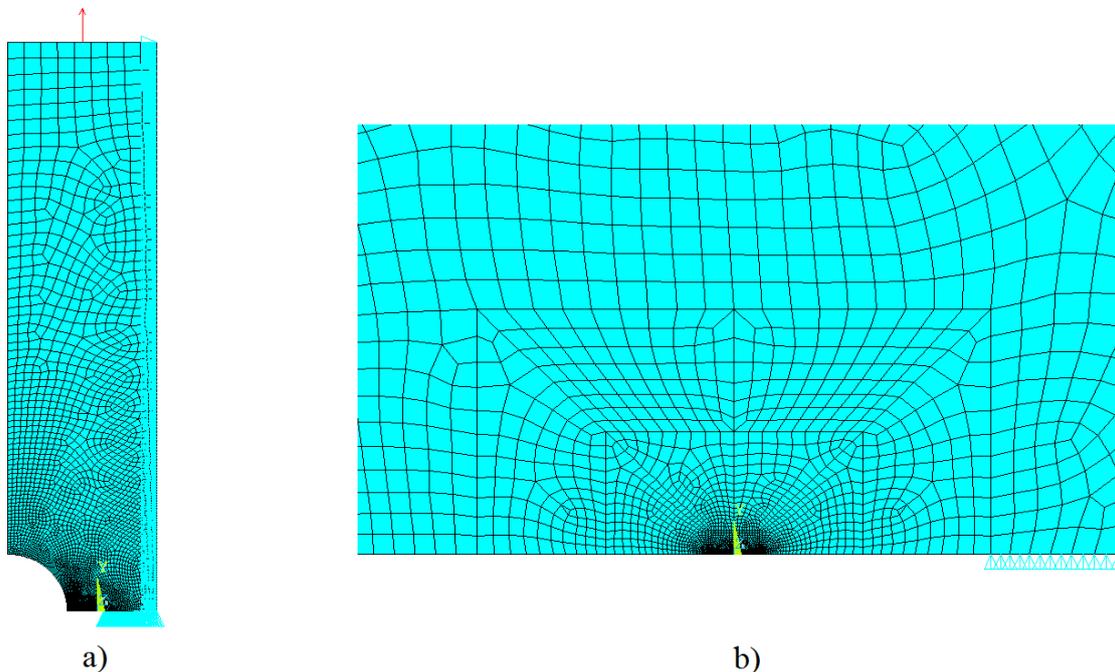


Figura 1.7: a) piastra completa, viene mostrato come la mesh si rimpicciolisce in direzione del dettaglio; b) zoom sul confine tra l'area più grande e la prima area per l'affinamento guidato.

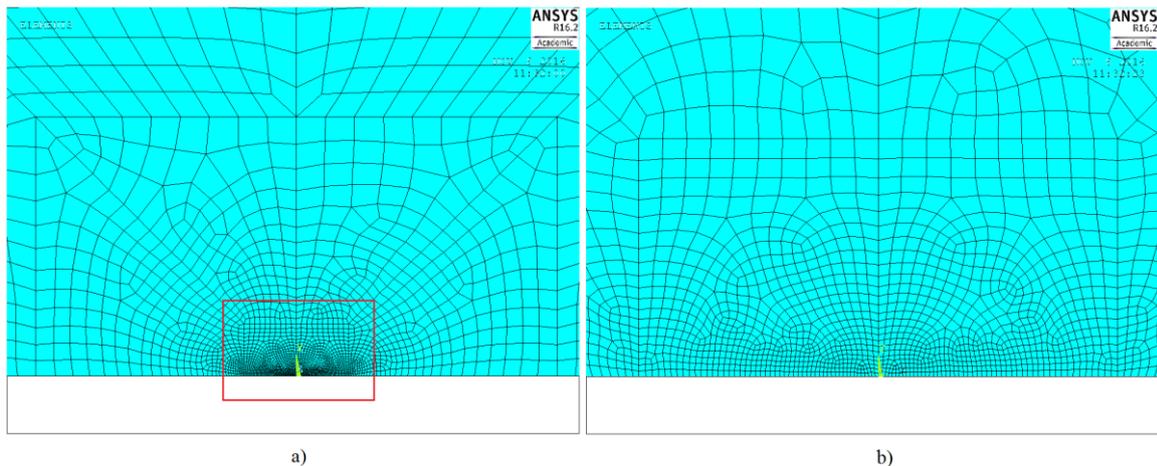


Figura 1.8: Particolare della zona in prossimità dell'apice. Il riquadro rosso in a) è mostrato in b) con maggiore livello di zoom.

1.2.2 Concentration Keypoint

Una seconda tecnica si basa sulla creazione di un Concentration Keypoint, ovvero un punto in cui la mesh si addensa. Questa consente di studiare cricche ed intagli, ma risulta più elaborata da costruire.

Con riferimento alla Figura 1.9, la zona dell'intaglio viene divisa in settori circolari di circa 45° di ampiezza e raggio 0.5 mm . Ogni settore è suddiviso in due zone da un arco di raggio 10^{-4} mm . È fondamentale che uno dei raggi sia posto lungo la bisettrice dell'intaglio, le tensioni saranno raccolte dai nodi che giacciono su questa linea. Le impostazioni assegnate al mesh generator sono:

- 1) Impostazione del Concentration Keypoint: selezione del punto al centro dei cerchi, raggio della prima riga degli elementi $2 \times 10^{-5}\text{ mm}$, rapporto dei raggi 1, numero di elementi attorno alla circonferenza 4 ogni 45° – comando: KSCON.
- 2) Numero di divisioni per gli archi del primo e secondo cerchio: 4 ogni 45° (lo stesso scelto al punto 1), con spacing ratio 1 – comando: LESIZE.
- 3) Numero di divisioni per i raggi del primo cerchio: 5, con spacing ratio 1 – comando: LESIZE.
- 4) Numero di divisioni per i raggi del secondo cerchio: 48 con spacing ratio 4000 – comando: LESIZE. Questo valore viene scelto al fine di ottenere elementi di forma approssimativamente quadrata.
- 5) La mesh del primo cerchio è free, quella del secondo è mapped – comandi: MSHKEY per selezionare il tipo di mesh (free/mapped) e AMESH per lanciare l'operazione di meshing.

Esternamente al secondo cerchio è opportuno creare una zona a mesh fine in modo che la dimensione non cambi bruscamente da fuori a dentro (viene mostrato un esempio in Figura 1.10 a). La dimensione della mesh in questa zona deve essere scelta in modo che il pattern risulti regolare dall'esterno all'interno del secondo cerchio (Figura 1.10 b).

In Figura 1.11 è possibile osservare nel dettaglio il modo in cui la mesh si affina vicino all'apice.

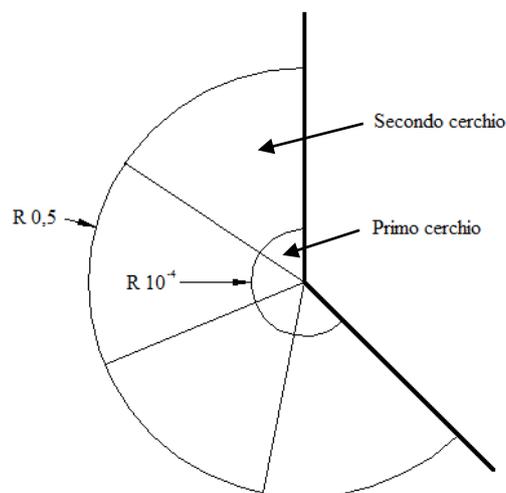


Figura 1.9: Schema delle aree per la creazione di un Concentration Keypoint all'apice di un intaglio a V con angolo di apertura di 135° .

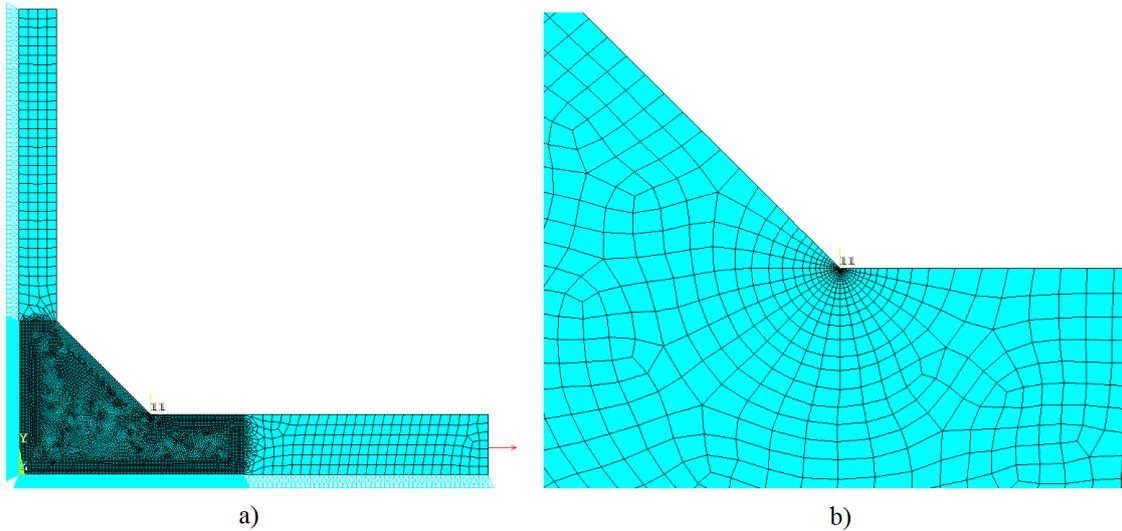


Figura 1.10: a) giunto saldato completo, si può apprezzare la differenza tra le zone a mesh grossa e quella a mesh fine che racchiude il Concentration Keypoint; b) zoom sul confine tra la zona con mesh fine ed il secondo cerchio.

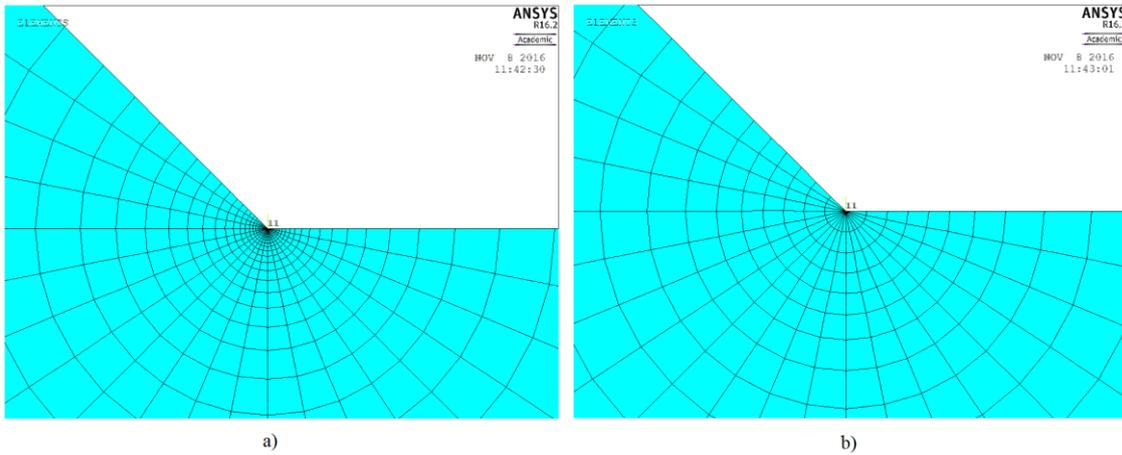


Figura 1.11: Particolari della zona del Concentration Keypoint. In a) si può osservare la regolarità della mesh, mentre in b) si possono vedere gli elementi più piccoli con dimensione lungo il raggio di 2×10^{-5} mm.

1.3 Il Peak Stress Method

I modelli agli elementi finiti per il calcolo degli NSIFs richiedono molto tempo per essere preparati e per l'elaborazione dei dati, risultando non vantaggiosi per le aziende. Il Peak Stress Method supera questa difficoltà perché rende possibile stimare gli NSIFs attraverso una mesh free grossolana.

Adottando il sistema di riferimento e la notazione delle tensioni proposti in Figura 1.12, per una sollecitazione di modo 1 si può scrivere [1]:

$$K_I^V = K_{fe}^* \sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak} d^{1-\lambda_1} \quad (1.10)$$

Dove $\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$ è la tensione di picco all'apice dell'intaglio calcolata con mesh free. Questa è ottenuta imponendo una dimensione media degli elementi pari a d ; $1 - \lambda_1$ è il grado di singolarità per il particolare angolo di apertura 2α ; K_{fe}^* è una costante empirica, il suo valore dipende dal tipo di elemento usato [1].

Per i modi di sollecitazione 2 e 3 sussistono relazioni analoghe con analogo uso dei simboli [2, 3]:

$$K_{II}^V = K_{fe}^{**} \tau_{r\theta, \theta=0, peak} d^{1-\lambda_2} \quad (1.11)$$

$$K_{III}^V = K_{fe}^{***} \tau_{\theta z, \theta=0, peak} d^{1-\lambda_3} \quad (1.12)$$

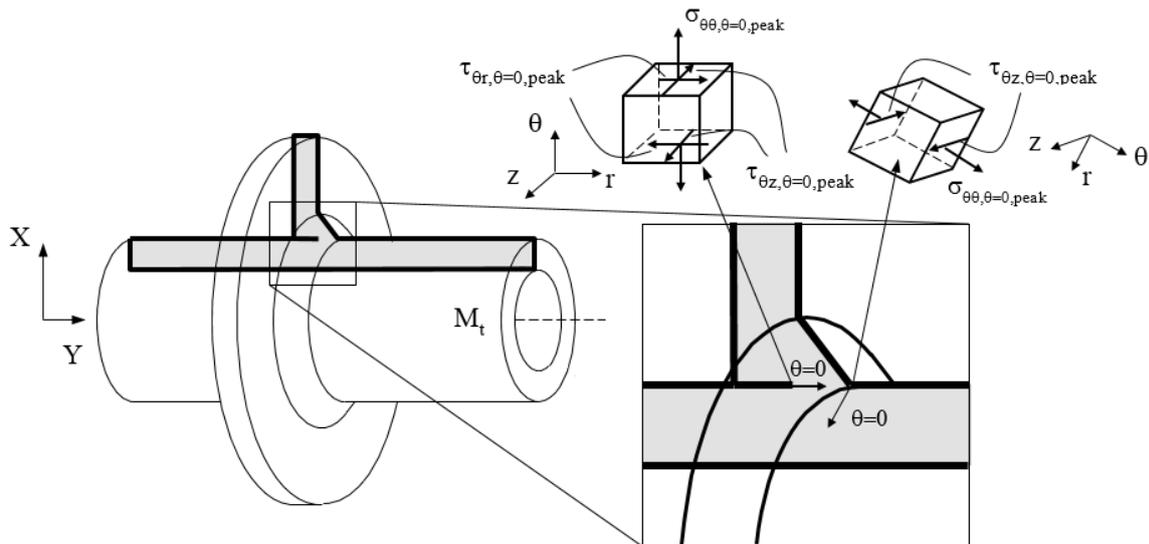


Figura 1.12: Rappresentazione dei sistemi di riferimento per una cricca ed un intaglio. Sono illustrate le definizioni delle tensioni di picco.

Oltre ai parametri sopra descritti è importante conoscere la dimensione caratteristica a . Concettualmente essa rappresenta lo spazio disponibile al campo di tensione per svilupparsi e viene scelta tra le dimensioni in prossimità del dettaglio. Alcuni esempi possono aiutare a chiarire come viene scelta questa dimensione:

- Nel caso di piastre lisce con cricche o intagli laterali simmetrici oppure per una piastra con cricca centrale, la dimensione a è pari al minimo tra la profondità della cricca o intaglio ed il ligament (ovvero la sezione netta).
- Per il piede di un giunto saldato a croce, a è pari al semispessore della piastra principale.
- Per la radice di un giunto saldato a croce, a è il minore tra la lunghezza della cricca, la dimensione del lato cordone ed il semispessore della piastra principale.
- Per il piede di saldatura tra un tubo ed una flangia, a è pari allo spessore del tubo.
- Per la radice di una saldatura tra tubo e flangia, a è la dimensione minore tra il lato del cordone, la profondità della radice e lo spessore del tubo.

Nel seguito saranno indicati i valori di a per ogni singolo caso.

Le relazioni (1.10-12) sono valide sotto le seguenti ipotesi [1, 2, 3]:

- i) Il pattern della mesh nelle immediate vicinanze della singolarità deve rispettare uno schema particolare che dipende dall'angolo di apertura dell'intaglio. In generale perché il modello sia valido sull'apice dell'intaglio devono appoggiarsi 4 elementi per $2\alpha \leq 90^\circ$ e 2 elementi per $2\alpha > 90^\circ$ (Figura 1.13 e). Se vengono sfruttate le condizioni di simmetria e la cricca o l'intaglio sono rappresentati solo per metà il nodo all'apice deve essere condiviso da due elementi per $2\alpha \leq 90^\circ$ (Figura 1.13 a, b, c), un elemento per $2\alpha = 135^\circ$ (Figura 1.13 d).
- ii) Il rapporto tra la grandezza caratteristica a e la dimensione dell'elemento d deve essere maggiore di un dato valore che dipende dal tipo di geometria e dall'elemento considerato. In altre parole gli elementi utilizzati nell'analisi non devono essere troppo grandi rispetto alla geometria del problema. Considerando elementi quadrangolari lineari (4 nodi), per il modo 1 a/d deve essere maggiore o uguale a 3, mentre per il modo 2 deve essere maggiore o uguale a 14. Impiegando gli elementi quadrangolari armonici lineari (4 nodi) sottoposti a sollecitazioni di modo 3, il rapporto a/d deve essere maggiore o uguale a 3 per lo studio del piede di saldatura e maggiore o uguale a 12 per lo studio della radice.
- iii) Le Equazioni 1.10 e 1.12 sono valide per angoli di apertura compresi tra 0° e 135° , l'Equazione 1.11 è valida solo per un angolo di apertura di 0° .

1.3.1 Stima delle costanti K_{σ}

Per valutare il valore delle costanti necessarie all'impiego del PSM sono considerate diverse geometrie [1, 2, 3, 4]. Per ciascuna viene eseguita una serie di simulazioni con mesh free variando la dimensione dell'elemento d , quindi si esporta il valore della tensione di picco all'apice.

Parallelamente viene calcolato il valore esatto di K^V mediante modelli con mesh raffinata (v. Capitolo precedente).

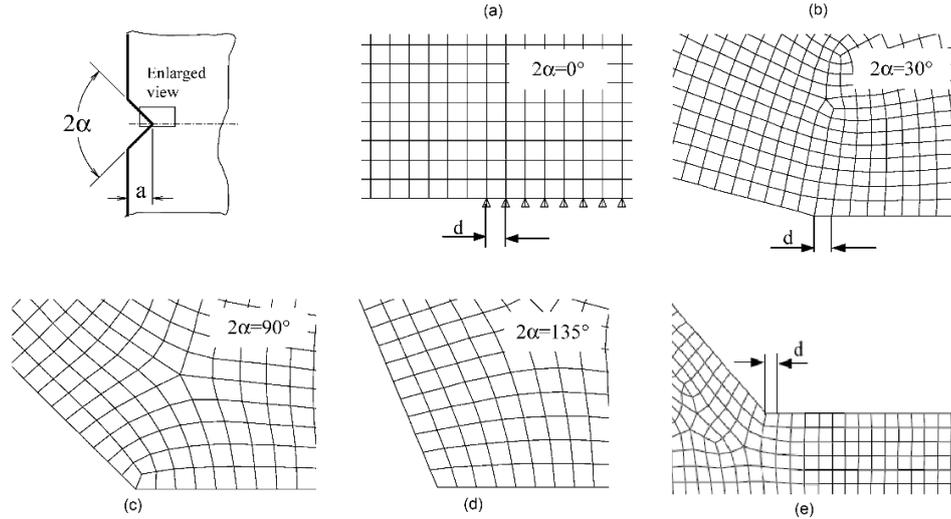


Figura 1.13: Mesh patterns di riferimento per un intaglio a V sollecitato a modo I al variare dell'angolo di apertura (a-d) e per il piede di un cordone di saldatura (e) [1].

Questi dati sono elaborati per calcolare le costanti K_{fe} mediante le seguenti relazioni:

$$K_{fe}^* = \frac{K_I^V}{\sigma_{\theta\theta, \theta=0, p} d^{1-\lambda_1}} \quad (1.13)$$

$$K_{fe}^{**} = \frac{K_{II}^V}{\tau_{r\theta, \theta=0, p} d^{1-\lambda_2}} \quad (1.14)$$

$$K_{fe}^{***} = \frac{K_{III}^V}{\tau_{\theta z, \theta=0, p} d^{1-\lambda_3}} \quad (1.15)$$

Osservando i risultati si può notare che i valori di K_{fe} non sono uguali per tutte le simulazioni, ma tendono a convergere dopo un certo valore del rapporto a/d . Studiando i grafici è possibile estrapolare le informazioni principali per applicare il PSM: valore della costante K_{fe} , rapporto a/d minimo per applicare il metodo e banda di incertezza.

1.3.2 Modo I

Le analisi per le sollecitazioni di modo I sono riassunte nella Figura 1.14. $K_{fe}^* = 1.38$ con scarto del $\pm 3\%$, il PSM è applicabile per $a/d > 3$ [1].

Le analisi condotte in 3 dimensioni hanno mostrato che K_{fe}^* rimane valido [4].

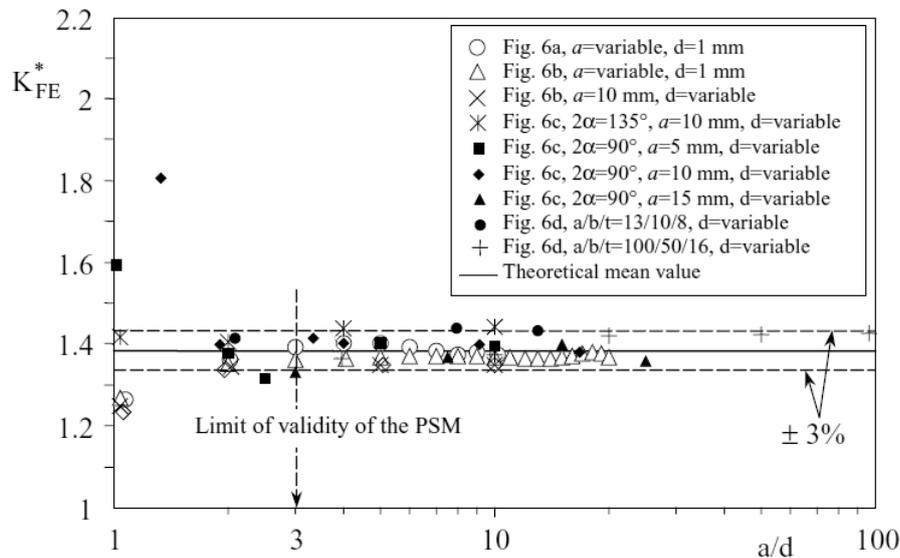


Figura 1.14: Grafico di convergenza per K_{fe}^* nelle analisi a 2 dimensioni [1].

1.3.3 Modo 2

Le analisi per le sollecitazioni di modo 2 sono riassunte in Figura 1.15. $K_{fe}^{**} = 3.38$ con scarto del $\pm 3\%$, il PSM è applicabile per $a/d > 14$ [2].

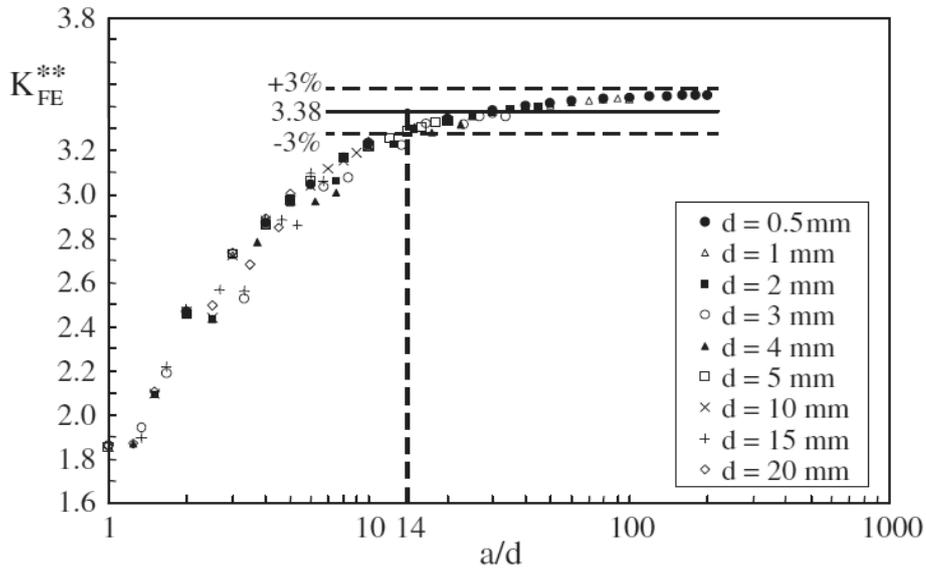


Figura 1.15: Grafico di convergenza per K_{fe}^{**} [2].

1.3.4 Modo 3

La Figura 1.16 riassume le simulazioni eseguite per il modo 3. $K_{fe}^{***} = 1.93$ con scarto del $\pm 3\%$. Si configurano due diversi valori limite di a/d : 3 per la sollecitazione al piede, 12 per la sollecitazione alla radice [3].

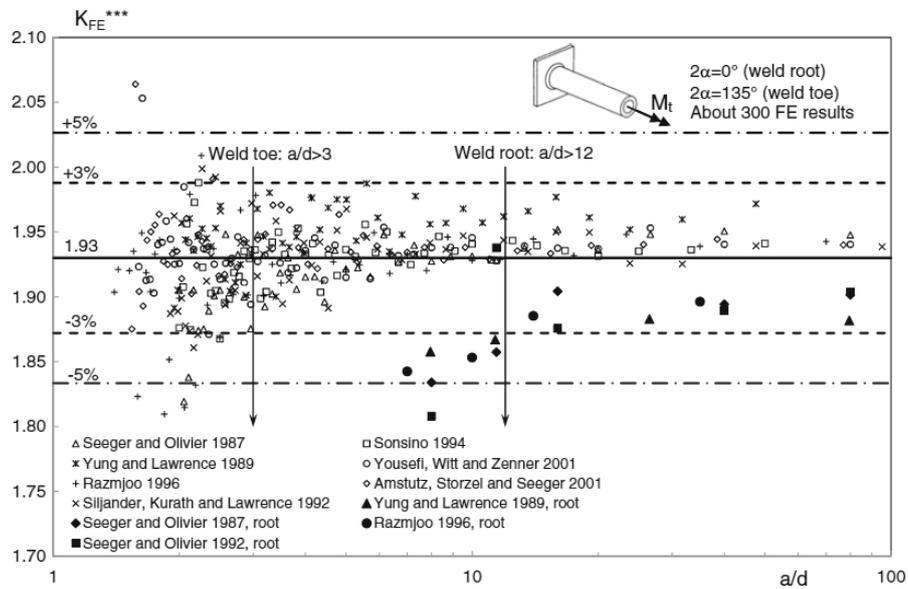


Figura 1.16: Grafico di convergenza per K_{fe}^{***} [3].

CAPITOLO 2: CALIBRAZIONE DEL PEAK STRESS METHOD PER ELEMENTI PIANI AD 8 NODI

Nel presente Capitolo vengono illustrati gli studi che permettono la calibrazione del Peak Stress Method per gli elementi piani quadrangolari con 8 nodi PLANE183 della libreria del codice ANSYS 15.0. Questi hanno comportamento quadratico per gli spostamenti e sono indicati per modellare mesh irregolari.

Questo elemento è definito da 8 nodi, ciascuno con 2 gradi di libertà: le traslazioni lungo le direzioni X ed Y di nodo (Figura 2.1). Per l'integrazione degli spostamenti il codice di calcolo impiega uno schema 2×2 per i punti di Gauss, questo corrisponde alla formulazione reduced di questo elemento [7].

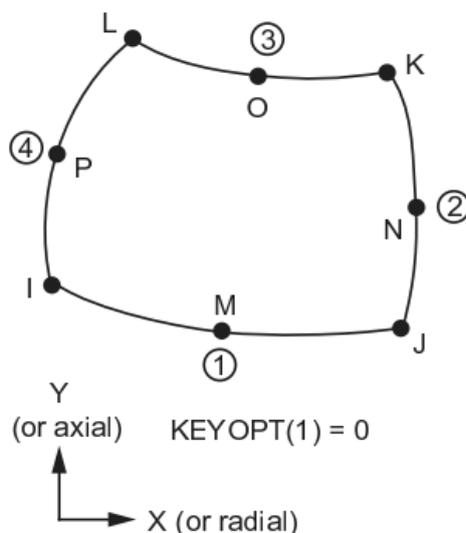


Figura 2.1: Geometria dell'elemento PLANE183 con posizione dei nodi e sistema di riferimento [24].

Le K-options usate nel presente lavoro per questo elemento sono:

- K1 = 0 (quadrilateral): si impone al generatore della mesh di adottare elementi quadrangolari;
- K3 = 2 (plane strain): le ipotesi per le tensioni sono di stato piano di deformazione;
- K6 = 0 (pure displacement): le forze nodali sono funzione dei soli spostamenti.

Il materiale usato nelle simulazioni è lineare, elastico ed isotropo. Sono assegnate le proprietà di un acciaio:

- $E = 206000$ MPa;
- $\nu = 0.3$.

2.1 Sollecitazione di modo 1

Per lo studio del Peak Stress Method per sollecitazioni di modo 1 sono considerate 4 diverse geometrie riportate in Figura 2.2:

- a) piastra con intagli ad U simmetrici da cui propagano due cricche simmetriche;
- b) piastra liscia affetta da cricche laterali simmetriche;
- c) piastra con intagli a V simmetrici;
- d) piastra con irrigidimenti laterali con cordoni d'angolo, in questo caso è analizzato il piede di saldatura lato piastra.

Di ciascuna sono considerate più varianti con diverse profondità della cricca o dell'intaglio, diverso angolo di apertura o misure di piastre e cordone di saldatura, i parametri geometrici seguono i valori riportati in Tabella 2.1.

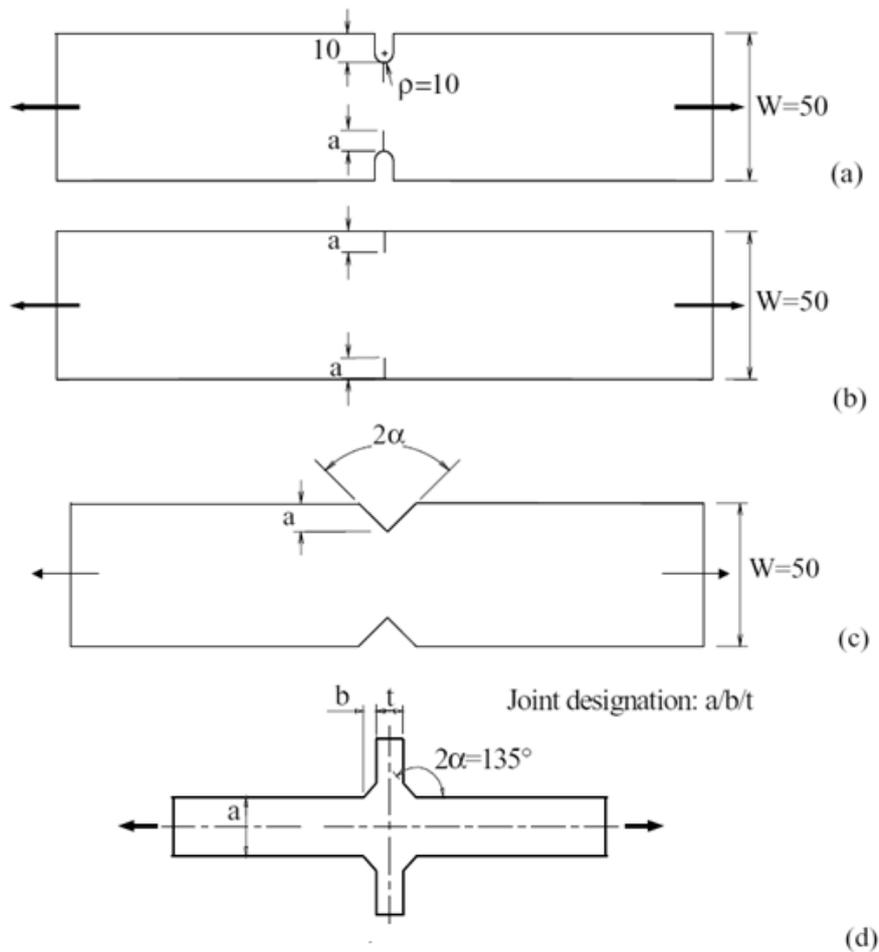


Figura 2.2: Geometrie considerate nello studio del modo 1 di sollecitazione [1].

Casi studio				
Geometria	a [mm]	d [mm]	2α [°]	b/t [mm]
(a)	1, 2, ..., 9, 10	1	0	-
(b)	1, 2, ..., 19, 20	1	0	-
(b)	10	1, 2, 5, 10	0	-
(c)	10	0.5, 1.25, 2.5, 5	135	-
(c)	5	0.5, 1, 2, 2.5, 5	90	-
(c)	10	0.5, 1, 2.5, 3, 5, 7	90	-
(c)	15	0.6, 1, 2, 5	90	-
(d)	13	1, 2, 6.5	135	10/8
(d)	100	1, 2, 5, 10, 25	135	50/16

Tabella 2.1: Riepilogo delle varianti delle geometrie considerate per il modo 1 di sollecitazione [1].

2.1.1 Modelli numerici per il calcolo di $\sigma_{99, \vartheta=0, \text{peak}}$

I modelli numerici vengono realizzati mediante file APDL in cui devono essere introdotte le dimensioni principali della geometria in esame, ad esempio: altezza e larghezza della piastra, profondità della cricca, profondità dell'intaglio, raggio di raccordo, dimensione dell'elemento, ecc.. I parametri vengono cambiati attraverso un ciclo DO.

Le geometrie vengono riprodotte sfruttando le simmetrie al fine di alleggerire il carico computazionale, quindi viene riprodotta solo un quarto della geometria completa (Figura 2.3).

Il carico è simmetrico, dunque sugli assi di simmetria è posto un vincolo di simmetria, ovvero sono vincolati gli spostamenti ortogonali all'asse di simmetria.

Le piastre sono poste in trazione da una tensione di 1 MPa sulla estremità superiore, questa rappresenta la tensione nominale. Per la geometria d il carico è posto sulla piastra principale, ovvero quella posta in orizzontale.

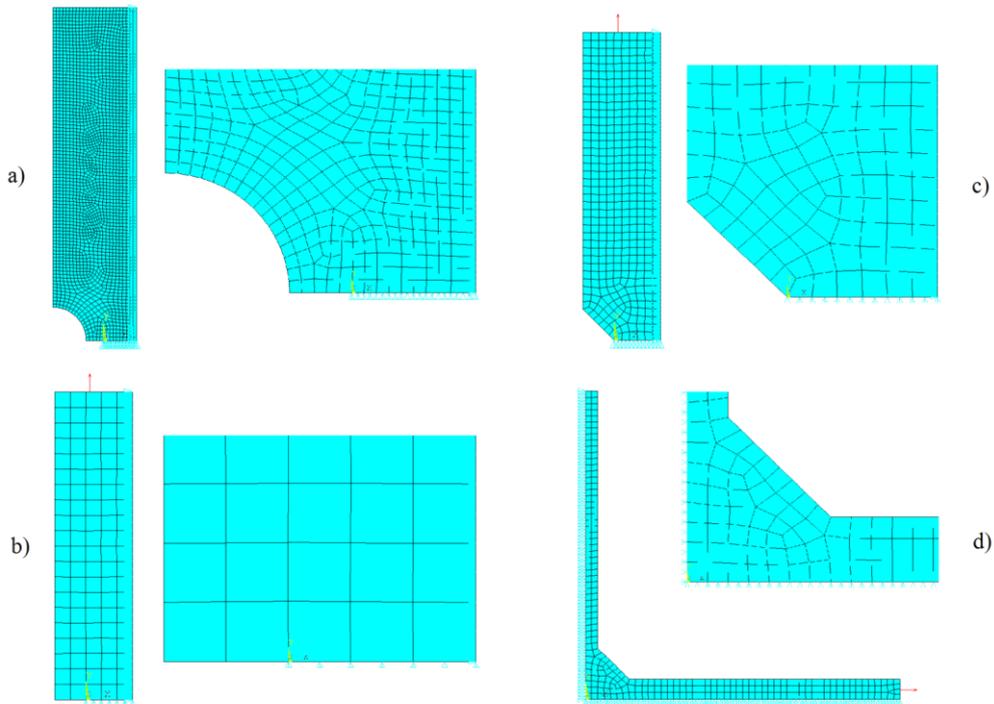


Figura 2.3: Per ciascuna geometria in esame si riporta un modello numerico tipico per il calcolo della tensione di picco ed un dettaglio della mesh nei pressi dell'apice.

La mesh di questi modelli è di tipo free, viene impostata solo la dimensione media degli elementi (Tabella 2.1), ma occorre controllare che venga prodotto un pattern valido perché il valore della tensione dipende anche da questo. Il pattern di riferimento dipende dalla particolare geometria presa in considerazione. Se questo non è rispettato occorre guidare il generatore della mesh in modo diverso per ottenere il risultato corretto.

Le mesh di riferimento sono visibili in Figura 2.4 (per le geometrie a, b e c l'intaglio o la cricca si trova sull'asse di simmetria, a queste condizioni fanno riferimento i mesh pattern a, b, c e d):

- Per le cricche ($2\alpha = 0^\circ$) il nodo all'apice deve essere condiviso da due elementi di forma quadrata all'interno di una griglia regolare.
- Per intagli a V con angolo di apertura $2\alpha = 30^\circ$ il nodo all'apice deve essere condiviso da due elementi all'interno di una griglia leggermente deformata per seguire il profilo dell'intaglio.
- Per un angolo di apertura di 90° i due elementi che condividono il nodo all'apice devono essere collegati da un elemento a forma di rombo.
- Per $2\alpha = 135^\circ$ è presente un solo elemento sull'apice, questo è collegato ad altri 3 elementi come si vede in Figura 2.4 d).
- In una saldatura il nodo al piede è condiviso da due elementi.

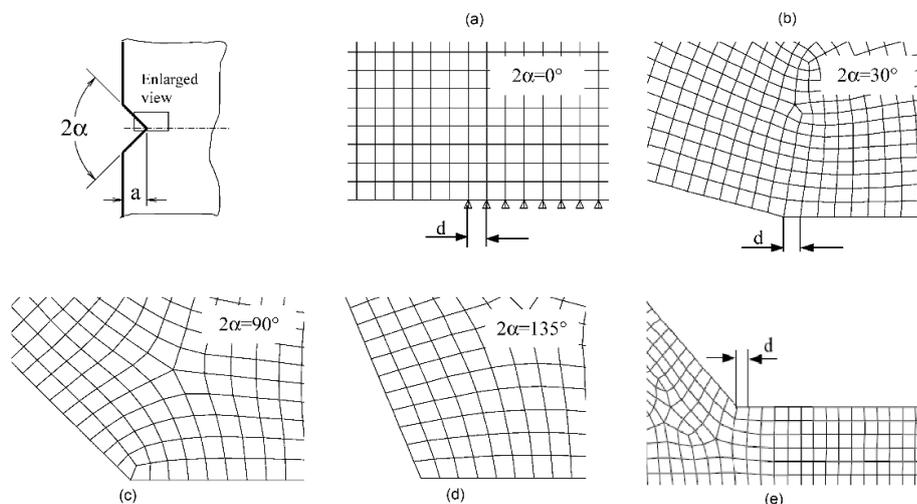


Figura 2.4: Mesh patterns di riferimento per diversi valori dell'angolo di apertura di un intaglio a V (a-d) e per il piede di un cordone di saldatura (e) [1].

Per ogni modello risolto viene esportato il valore della tensione $\sigma_{\theta\theta,\theta=0,\text{peak}}$ in punti diversi per le diverse geometrie:

- $\sigma_{\theta\theta,\theta=0,\text{peak}}$ viene misurato sull'apice della cricca, il sistema di riferimento della cricca ha gli assi paralleli a quello globale.
- $\sigma_{\theta\theta,\theta=0,\text{peak}}$ viene valutato sull'apice della cricca, il sistema di riferimento non è ruotato rispetto a quello globale.
- $\sigma_{\theta\theta,\theta=0,\text{peak}}$ viene stimato sull'apice dell'intaglio, il sistema di riferimento non è ruotato.
- $\sigma_{\theta\theta,\theta=0,\text{peak}}$ viene quantificato sul piede di saldatura lato piastra, il sistema di riferimento è ruotato di -112.5° rispetto a quello globale (Figura 2.5).

Nel file di output vengono scritti: dimensioni geometriche principali in millimetri, dimensione a in millimetri, dimensione d in millimetri, ampiezza 2α (per la geometria c) in gradi sessagesimali, e il valore della tensione $\sigma_{\theta\theta,\theta=0,\text{peak}}$ in MPa per ogni iterazione eseguita.

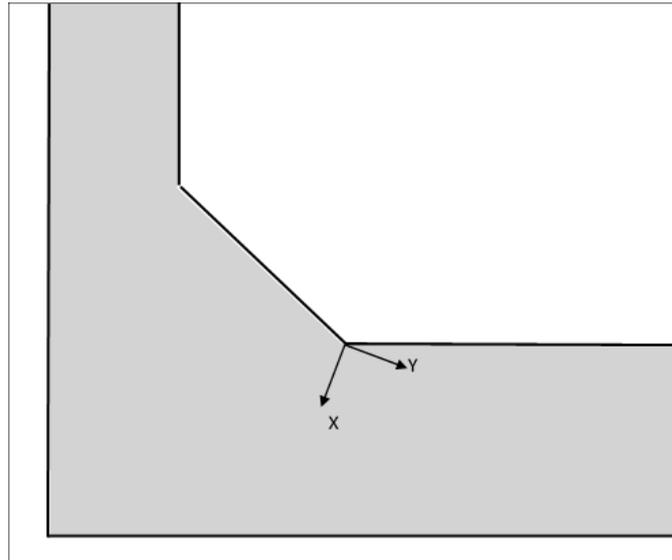


Figura 2.5: Sistema di riferimento adottato per l'analisi delle tensioni di picco al piede di saldatura.

2.1.2 Calcolo di K_I^V esatto

Al fine di concentrare la capacità di calcolo sull'apice del difetto, la geometria viene riprodotta sfruttando le simmetrie, quindi viene riprodotta solo un quarto della geometria completa ponendo sugli assi di simmetria le condizioni di simmetria (il carico è simmetrico). Vincoli e carichi sono gli stessi di quelli usati per il calcolo della tensione di picco.

Per calcolare il campo di tensioni all'apice della cricca viene usata una mesh con affinamento guidato per le geometrie a e b (Paragrafo 0), mentre per le geometrie c e d viene adottato un Concentration Keypoint (Paragrafo 1.2.2). Il processo di costruzione della geometria e della mesh affinata è automatizzato nel file APDL. In Figura 2.6 è riportato un esempio caratteristico per ciascuna geometria.

Per le geometrie a, b e c il campo di tensione viene valutato sulla linea orizzontale che dall'apice della cricca o dell'intaglio procede verso destra. Il campo viene calcolato secondo il sistema di riferimento globale siccome questo è parallelo a quello dell'apice per $\theta = 0$.

Per la geometria d il campo di tensione è calcolato sulla linea orientata a -112.5° rispetto all'asse X del sistema di riferimento globale. Il riferimento locale si trova traslato sul piede e ruotato dello stesso angolo.

2.1.3 Risultati

I dati delle simulazioni descritte nei Paragrafi precedenti vengono analizzati con le procedure descritte nei Paragrafi 1.2 e 1.3.1 per stimare la costante K_{fe}^* , i risultati vengono riportati nelle seguenti tabelle e riassunti nel grafico di convergenza in Figura 2.7.

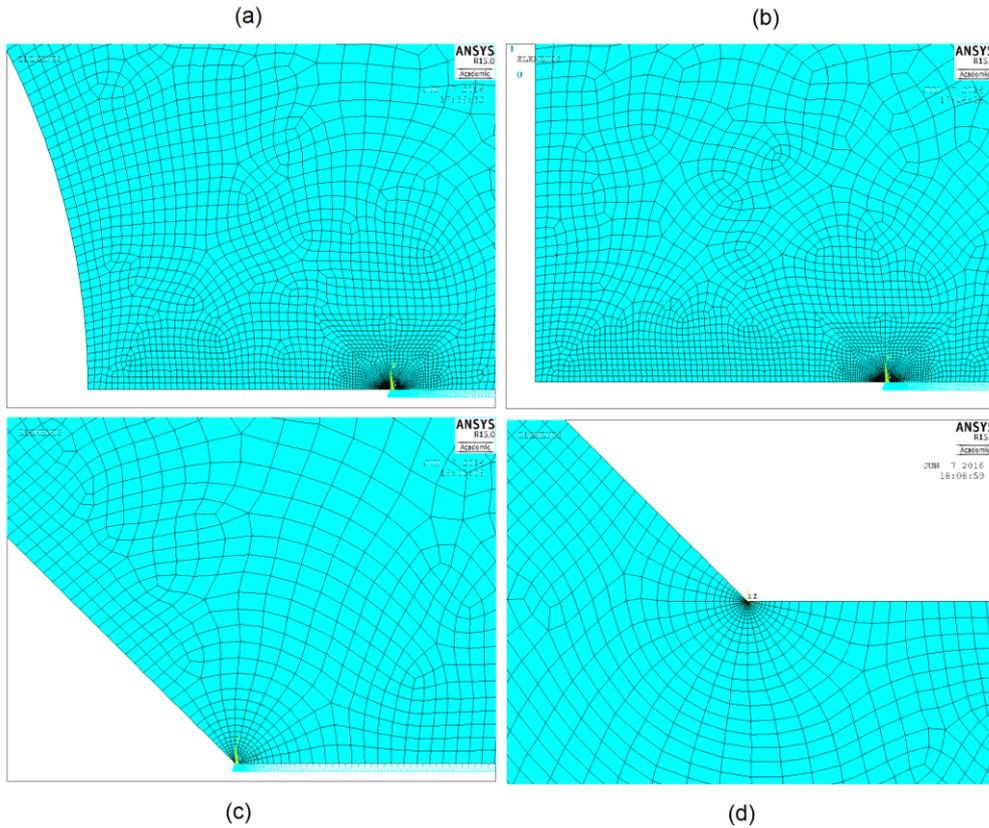


Figura 2.6: Modelli numerici per il calcolo di K_I^Y esatto. Dettaglio della mesh nei pressi dell'apice.

Geometria a					
a [mm]	d [mm]	$\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$ [MPa]	K_I [MPa mm ^{0.5}]	a/d	K_{fe}^*
1	1	4.92	4.98	1	1.01
2	1	6.24	6.34	2	1.02
3	1	6.83	7.16	3	1.05
4	1	7.23	7.79	4	1.08
5	1	7.76	8.38	5	1.08
6	1	8.30	8.99	6	1.08
7	1	8.83	9.67	7	1.10
8	1	9.56	10.45	8	1.09
9	1	10.46	11.35	9	1.09
10	1	11.52	12.40	10	1.08

Tabella 2.2: Risultati per geometria a, a variabile, d = 1 mm.

Geometria b					
a [mm]	d [mm]	$\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$ [MPa]	K_I [MPa mm ^{0.5}]	a/d	K_{fe}^*
10	10	1.92	6.33	1	1.04
10	5	2.60	6.33	2	1.09
10	2	4.14	6.33	5	1.08
10	1	5.84	6.33	10	1.08

Tabella 2.3: Risultati per geometria b, a = 10 mm, d variabile.

Geometria b					
a [mm]	d [mm]	$\sigma_{\vartheta\vartheta,\vartheta=0,peak}$ [MPa]	K_I [MPa mm ^{0.5}]	a/d	K_{fe}^*
1	1	1.85	1.98	1	1.07
2	1	2.57	2.79	2	1.08
3	1	3.14	3.41	3	1.09
4	1	3.63	3.93	4	1.08
5	1	4.05	4.40	5	1.09
6	1	4.44	4.83	6	1.09
7	1	4.81	5.22	7	1.09
8	1	5.16	5.60	8	1.09
9	1	5.50	5.97	9	1.09
10	1	5.84	6.33	10	1.08
11	1	6.19	6.71	11	1.08
12	1	6.56	7.09	12	1.08
13	1	6.94	7.50	13	1.08
14	1	7.36	7.95	14	1.08
15	1	7.81	8.46	15	1.08
16	1	8.32	9.03	16	1.09
17	1	8.90	9.69	17	1.09
18	1	9.59	10.46	18	1.09
19	1	10.42	11.35	19	1.09
20	1	11.46	12.41	20	1.08

Tabella 2.4: Risultati per geometria b, a variabile, d = 1 mm.

Geometria c						
a [mm]	d [mm]	2α [°]	$\sigma_{\vartheta\vartheta,\vartheta=0,peak}$ [MPa]	K_I [MPa mm ^{0.455}]	a/d	K_{fe}^*
5	5	90	2.54	4.76	1	0.90
5	2.5	90	3.23	4.76	2	0.97
5	2	90	3.58	4.76	2.5	0.97
5	1	90	5.08	4.76	5	0.94
5	0.5	90	6.89	4.76	10	0.95

Tabella 2.5: Risultati per geometria c, a = 5 mm, $2\alpha = 90^\circ$, d variabile.

Geometria c						
a [mm]	d [mm]	2α [°]	$\sigma_{\vartheta\vartheta,\vartheta=0,peak}$ [MPa]	K_I [MPa mm ^{0.455}]	a/d	K_{fe}^*
10	7	90	3.30	6.75	1.43	0.84
10	5	90	3.31	6.75	2	0.98
10	3	90	5.84	6.75	3.33	1.02
10	2.5	90	4.60	6.75	4	0.97
10	1	90	7.01	6.75	10	0.96
10	0.5	90	9.50	6.75	20	0.97

Tabella 2.6: Risultati per geometria c, a = 10 mm, $2\alpha = 90^\circ$, d variabile.

Geometria c						
a [mm]	d [mm]	2α [°]	$\sigma_{\vartheta\vartheta,\vartheta=0,peak}$ [MPa]	K_I [MPa mm ^{0.455}]	a/d	K_{fe}^*
15	5	90	4.47	8.75	3	0.94
15	2	90	9.22	8.75	7.5	0.99
15	1	90	9.15	8.75	15	0.96
15	0.6	90	11.54	8.75	25	0.96

Tabella 2.7: Risultati per geometria c, a = 15 mm, $2\alpha = 90^\circ$, d variabile.

Geometria c						
a [mm]	d [mm]	2α [°]	$\sigma_{\vartheta\vartheta,\vartheta=0,peak}$ [MPa]	K_I [MPa mm ^{0.326}]	a/d	K_{fe}^*
10	5	135	3.36	6.34	2	1.12
10	2.5	135	4.20	6.34	4	1.12
10	1.25	135	5.23	6.34	8	1.13
10	0.5	135	7.06	6.34	20	1.13

Tabella 2.8: Risultati per geometria c, a = 10 mm, $2\alpha = 135^\circ$, d variabile.

Geometria d							
a [mm]	b [mm]	t [mm]	d [mm]	$\sigma_{\vartheta\vartheta,\vartheta=0,peak}$ [MPa]	K_I [MPa mm ^{0.326}]	a/d	K_{fe}^*
13	10	8	7	1.37	2.63	2	1.04
13	10	8	2	1.96	2.63	6.5	1.07
13	10	8	1	2.52	2.63	13	1.04

Tabella 2.9: Risultati per geometria d, a/b/t = 13/10/8 mm, d variabile. La tensione di picco è presa al piede di saldatura, lato piastra.

Geometria d							
a [mm]	b [mm]	t [mm]	d [mm]	$\sigma_{\vartheta\vartheta,\vartheta=0,peak}$ [MPa]	K_I [MPa mm ^{0.326}]	a/d	K_{fe}^*
100	50	16	25	1.51	4.27	4	0.99
100	50	16	10	2.05	4.27	10	0.98
100	50	16	5	2.57	4.27	20	0.98
100	50	16	2	3.45	4.27	50	0.99
100	50	16	1	4.33	4.27	100	0.99

Tabella 2.10: Risultati per geometria d, a/b/t = 100/50/16 mm, d variabile. La tensione di picco è presa al piede di saldatura, lato piastra.

Dal grafico di convergenza (Figura 2.7) si può osservare che K_{fe}^* rimane costante, almeno in senso ingegneristico, per a/d maggiore o uguale a 2. Si può proporre di assumere $K_{fe}^* = 1.03$ per gli elementi quadrangolari ad 8 nodi con la formulazione descritta all'inizio di questo Capitolo. Questo permette di stimare il K_I^V con una incertezza del $\pm 10\%$.

La banda di incertezza risulta più ampia rispetto a quella ottenuta con gli elementi lineari (confr. Paragrafo 1.3.2), quindi può sembrare che sia più conveniente utilizzare gli elementi lineari, tuttavia bisogna considerare che in alcuni codici di calcolo (ad esempio Straus) è necessario utilizzare elementi di ordine superiore al primo

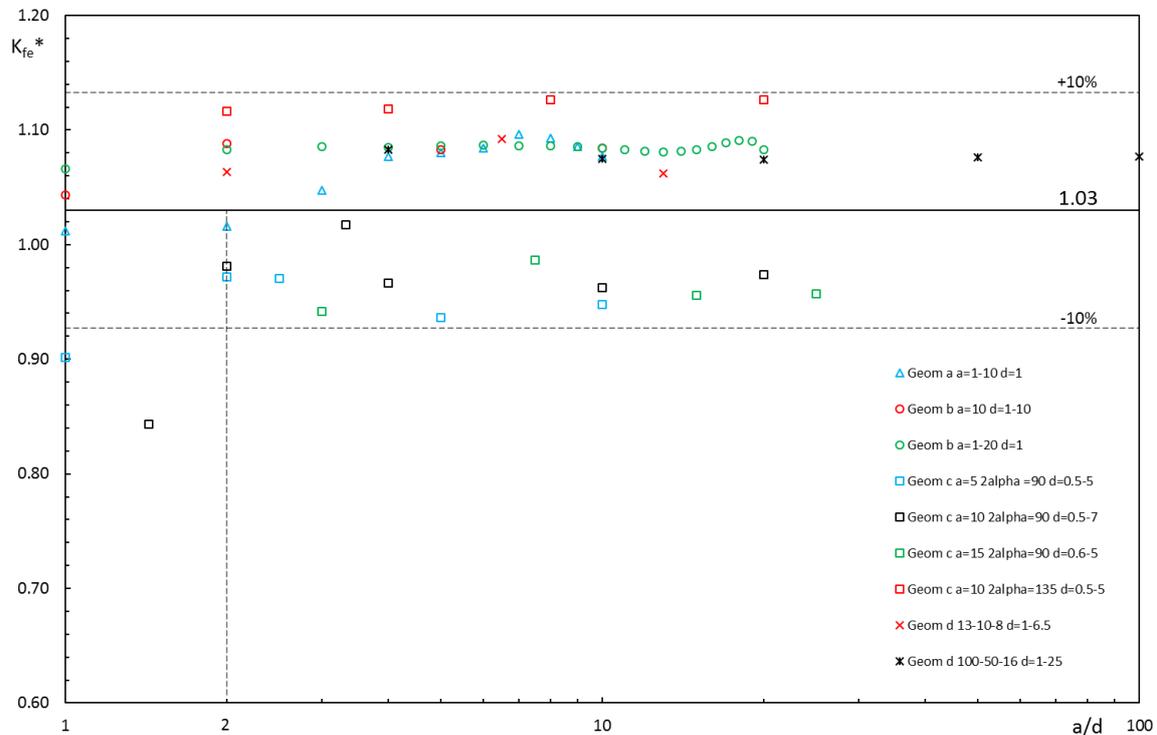


Figura 2.7: Grafico di convergenza per il modo 1 di sollecitazione.

per analizzare geometrie curve. Per applicare il PSM in questi casi risulta indispensabile l'impiego degli elementi quadrangolari ad 8 nodi.

Osservando le diverse serie di dati del grafico soprastante si può notare che non si mescolano tra di loro. Sembrano esserci diverse curve di convergenza vicine tra di loro.

2.2 Sollecitazione di modo 2

Per la sollecitazione di modo 2 si è studiata una piastra quadrata con cricca centrale di lunghezza $2a$. Data la simmetria del problema viene rappresentata solo un quarto della piastra (Figura 2.8).

Il carico è antisimmetrico, pertanto sulle linee di simmetria vengono applicate le condizioni di antisimmetria, ovvero è impedito lo spostamento in direzione parallela all'asse di simmetria.

Al variare dei parametri a e d si presentano diverse configurazioni (Tabella 2.11). Sono esclusi i casi in cui la dimensione di elemento è maggiore della lunghezza della cricca ($a/d \geq 1$).

Il modello numerico prevede delle dimensioni finite per le geometrie, quindi viene prodotta una piastra molto grande, ovvero con lato di 400 mm.

Casi studio		
a	[mm]	1, 2, ..., 9, 10, 20, ..., 90, 100
d	[mm]	0.5, 1, 2, 3, 4, 5, 10, 15, 20
2α	[°]	0

Tabella 2.11: Casi studio considerati per la sollecitazione di modo 2.

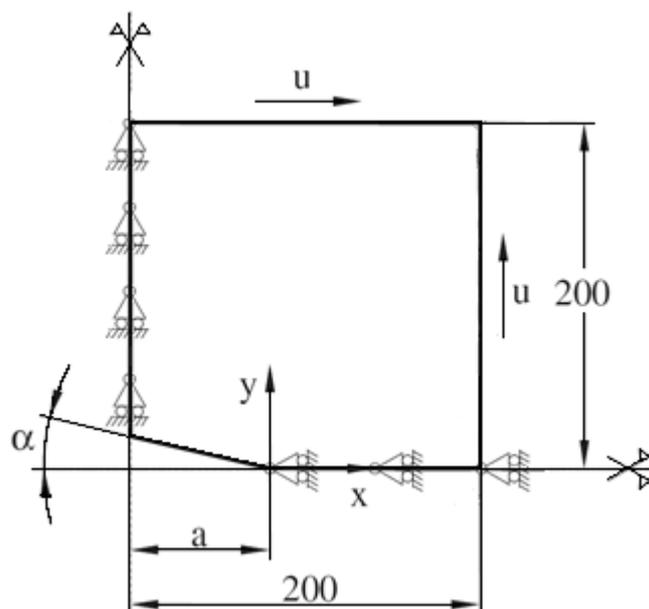


Figura 2.8: Modello geometrico utilizzato per lo studio del modo 2 di sollecitazione. Sono rappresentati i carichi e i vincoli applicati, il sistema di riferimento e le misure del modello [2].

2.2.1 Carichi

Si desidera caricare la piastra con una tensione tangenziale nominale di 1 MPa sul confine esterno. Tuttavia il codice di calcolo non consente di applicare una tensione tangenziale alle linee del modello. Per ovviare a questo problema si devono imporre degli spostamenti u tali da produrre la tensione tangenziale richiesta, almeno nel caso di cricche corte rispetto alla dimensione della piastra. Infatti nel caso di cricche lunghe gli spostamenti applicati non daranno origine ad una tensione tangenziale nominale esattamente di 1 MPa.

A partire dal legame costitutivo tra scorrimenti angolari e tensione tangenziale [8], applicando le definizioni di γ_{xy} e G si può ricavare:

$$\tau_{xy} = G\gamma_{xy} = \frac{E}{2(1+\nu)} \left(\frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x} \right) \quad (2.1)$$

Si assumono $\partial x = \partial y = L/2$, $\partial u_x = u_x$ e $\partial u_y = u_y$:

$$\tau_{xy} = \frac{E}{2(1+\nu)} \left(\frac{u_x}{L/2} + \frac{u_y}{L/2} \right) \quad (2.2)$$

Si sceglie di porre $u_x = u_y = u$. Ora si può esprimere lo spostamento in funzione della tensione tangenziale:

$$u = \frac{(1+\nu)L}{2E} \tau_{xy} \quad (2.3)$$

Ponendo $E = 206000$ MPa, $\nu = 0.3$ (acciaio), $L = 400$ mm e $\tau_{xy} = 1$ MPa, si ottiene $u = 1.262 \times 10^{-3}$ mm che corrisponde al valore imposto nelle analisi.

2.2.2 Modello numerico per il calcolo di $\tau_{r\theta, \theta=0, peak}$

Il valore della tensione tangenziale di picco è molto sensibile al mesh pattern. Anche piccole distorsioni possono produrre variazioni consistenti di $\tau_{r\theta, \theta=0, peak}$, per questo è molto importante verificare che il mesh pattern sia regolare.

È auspicabile che la mesh utilizzata sia del tipo di Figura 2.9, ovvero una “griglia perfetta” che si può ottenere imponendo le giuste condizioni al generatore della mesh, ovvero utilizzando una mesh di tipo mapped. Tuttavia questa procedura risulta laboriosa e compromette uno dei pregi del Peak Stress Method, ovvero la semplicità di applicazione.

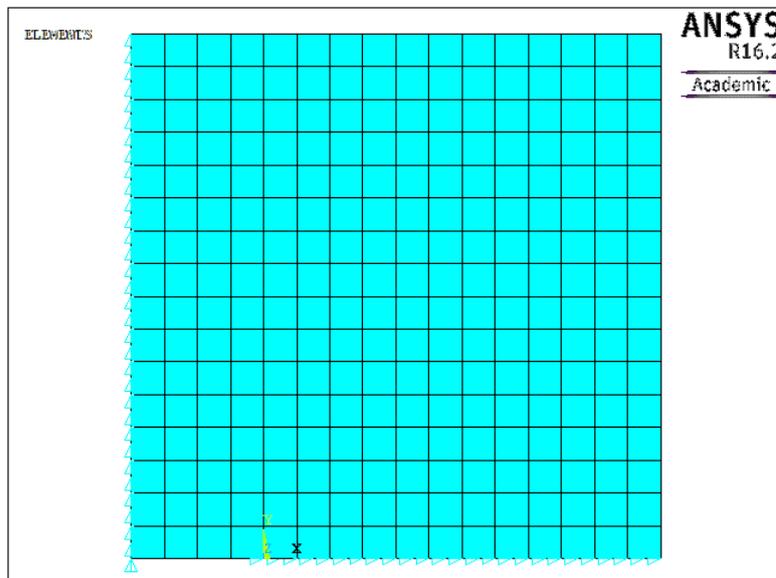


Figura 2.9: Modello numerico di piastra con cricca centrale con mesh pattern mappato. Si possono notare i vincoli di antimetria applicati agli assi di simmetria. La cricca è rappresentata dalla zona della linea inferiore in cui non vi sono vincoli.

Per poter valutare l’influenza delle distorsioni sono messi a confronto un modello con mesh mapped (Figura 2.9) ed uno con mesh free (Figura 2.10). Il primo presenta sempre un pattern ideale, mentre il secondo è affetto da diverse distorsioni rispetto alla “griglia perfetta”, queste vengono suddivise in due gruppi:

- Distorsioni lontane dall’apice (Figura 2.10 a): gli elementi risultano anche molto deformati, in alcuni casi hanno assunto forma triangolare. I valori di $\tau_{r\theta, \theta=0, peak}$ hanno uno scarto inferiore all’1% rispetto al modello a mesh mapped, quindi queste distorsioni non compromettono il metodo.
- Distorsioni vicine all’apice (Figura 2.10 b): gli elementi adiacenti all’apice presentano il lato inclinato e/o hanno forma rettangolare. Maggiore è la distorsione di questi elementi maggiore è la variazione della tensione che può arrivare anche al 10-15%. Queste distorsioni compromettono il calcolo di K_{fe}^{**} .

Le distorsioni vicine all’apice sono collegate a valori di a/d non interi. Questo rapporto sembra essere un indice per distinguere una mesh errata da una valida.

Il valore di $\tau_{r\theta, \theta=0, peak}$ viene valutato sull’apice della cricca, il sistema di riferimento non è ruotato rispetto a quello globale.

Il file di output contiene i parametri: numero di iterazione, lunghezza L in millimetri, dimensione a in millimetri, dimensione d in millimetri e valore della tensione $\tau_{r\theta, \theta=0, peak}$ in MPa.

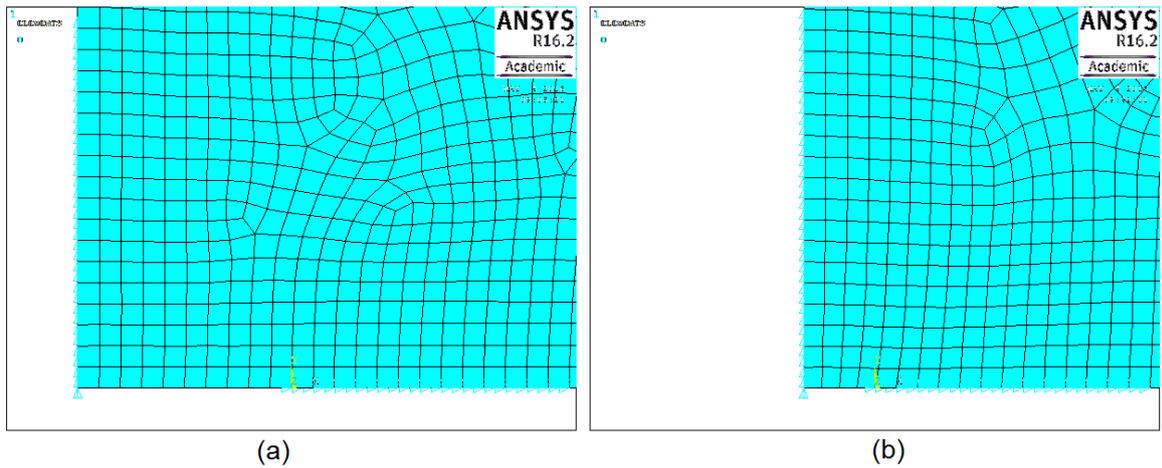


Figura 2.10: Distorsioni della mesh (a) lontane dall'apice della cricca e (b) vicine ad essa.

2.2.3 Calcolo di K_{II}^V esatto

Geometria, vincoli e carichi sono analoghi a quelli adottati per il calcolo di $\tau_{r,\theta=0,peak}$.

Data l'estensione della piastra, si divide la geometria in più aree con dimensione di elemento via via più piccola in direzione dell'apice (Figura 2.11 e Figura 2.12). La zona con affinamento maggiore è realizzata con un Concentration Keypoint come descritto nel paragrafo 1.2.2.

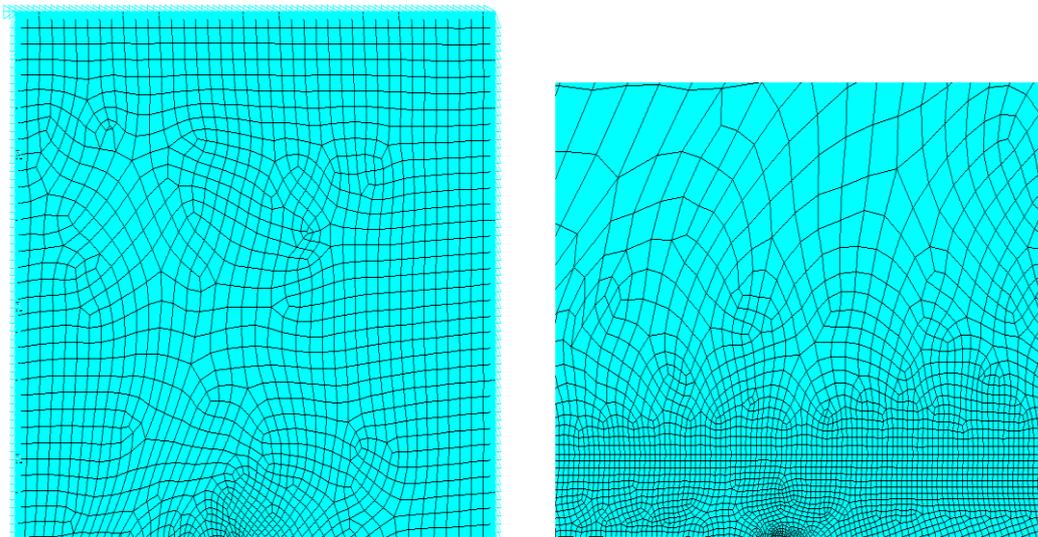


Figura 2.11: Modello numerico per il calcolo di K_{II}^V . a) vista completa con vincoli, carichi e mesh, b) zoom sull'apice della cricca, si può osservare il confine tra la mesh grossolana e la prima zona a mesh fine.

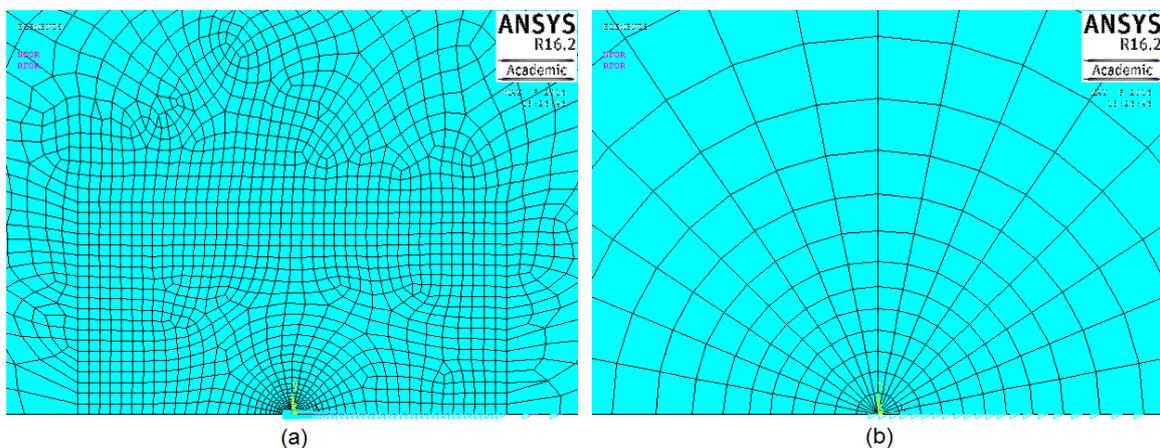


Figura 2.12: Dettagli della mesh per il calcolo del campo di tensioni all'apice della cricca con livelli di zoom differenti. a) seconda zona a mesh fine, b) mesh del Concentration Keypoint.

Il campo di tensione viene studiato sulla linea orizzontale che dall'apice della cricca procede verso destra. Il campo viene calcolato secondo il sistema di riferimento globale siccome questo è parallelo a quello dell'apice per $\vartheta = 0$.

2.2.4 Risultati

I dati dei modelli descritti nei precedenti Paragrafi vengono elaborati secondo le procedure già descritte nei Paragrafi 1.2 e 1.3.1. I risultati sono riassunti nelle seguenti tabelle.

d = 0.5 mm					
a [mm]	d [mm]	$\tau_{r\theta,\theta=0,\text{peak}}$ [MPa]	K_{II} [MPa mm ^{0.5}]	a/d	K_{fe}^{**}
1	0.5	1.78	1.78	2.00	1.41
2	0.5	2.48	2.51	4.00	1.43
3	0.5	3.01	3.08	6.00	1.45
4	0.5	3.45	3.56	8.00	1.46
5	0.5	3.85	3.98	10.00	1.46
6	0.5	4.20	4.36	12.00	1.47
7	0.5	4.53	4.7	14.00	1.47
8	0.5	4.84	5.03	16.00	1.47
9	0.5	5.13	5.33	18.00	1.47
10	0.5	5.41	5.62	20.00	1.47
20	0.5	7.63	7.95	40.00	1.47
30	0.5	9.33	9.73	60.00	1.47
40	0.5	10.76	11.23	80.00	1.48
50	0.5	12.01	12.54	100.00	1.48
60	0.5	13.14	13.71	120.00	1.48
70	0.5	14.16	14.78	140.00	1.48
80	0.5	15.10	15.76	160.00	1.48
90	0.5	15.97	16.66	180.00	1.48
100	0.5	16.79	17.53	200.00	1.48

Tabella 2.12: Risultati per d = 0.5 mm, a variabile.

d = 1 mm					
a [mm]	d [mm]	$\tau_{r\theta,\theta=0,\text{peak}}$ [MPa]	K_{II} [MPa mm ^{0.5}]	a/d	K_{fe}^{**}
1	1	1.33	1.78	1.00	1.34
2	1	1.78	2.51	2.00	1.41
3	1	2.15	3.08	3.00	1.43
4	1	2.48	3.56	4.00	1.44
5	1	2.75	3.98	5.00	1.45
6	1	3.01	4.36	6.00	1.45
7	1	3.23	4.7	7.00	1.45
8	1	3.45	5.03	8.00	1.46
9	1	3.65	5.33	9.00	1.46
10	1	3.84	5.62	10.00	1.46
20	1	5.41	7.95	20.00	1.47
30	1	6.61	9.73	30.00	1.47
40	1	7.62	11.23	40.00	1.47
50	1	8.50	12.54	50.00	1.47
60	1	9.30	13.71	60.00	1.47
70	1	10.02	14.78	70.00	1.48
80	1	10.68	15.76	80.00	1.48
90	1	11.30	16.66	90.00	1.47
100	1	11.88	17.53	100.00	1.48

Tabella 2.13: Risultati per d = 1 mm, a variabile.

d = 2 mm					
a [mm]	d [mm]	$\tau_{r\theta,\theta=0,\text{peak}}$ [MPa]	K_{II} [MPa mm ^{0.5}]	a/d	K_{fe}^{**}
2	2	1.33	2.51	1.00	1.33
3	2	1.64	3.08	1.50	1.33
4	2	1.78	3.56	2.00	1.41
5	2	2.05	3.98	2.50	1.37
6	2	2.15	4.36	3.00	1.43
7	2	2.42	4.7	3.50	1.37
8	2	2.48	5.03	4.00	1.44
9	2	2.71	5.33	4.50	1.39
10	2	2.75	5.62	5.00	1.44
20	2	3.84	7.95	10.00	1.46
30	2	4.69	9.73	15.00	1.47
40	2	5.40	11.23	20.00	1.47
50	2	6.02	12.54	25.00	1.47
60	2	6.58	13.71	30.00	1.47
70	2	7.09	14.78	35.00	1.47
80	2	7.56	15.76	40.00	1.47
90	2	8.00	16.66	45.00	1.47
100	2	8.41	17.53	50.00	1.47

Tabella 2.14: Risultati per d = 2mm, a variabile.

d = 3 mm					
a [mm]	d [mm]	$\tau_{r\theta,\theta=0,\text{peak}}$ [MPa]	K_{II} [MPa mm ^{0.5}]	a/d	K_{fe}^{**}
3	3	1.33	3.08	1.00	1.33
4	3	1.60	3.56	1.33	1.29
5	3	1.72	3.98	1.67	1.33
6	3	1.79	4.36	2.00	1.41
7	3	2.05	4.7	2.33	1.32
8	3	2.12	5.03	2.67	1.37
9	3	2.16	5.33	3.00	1.43
10	3	2.38	5.62	3.33	1.36
20	3	3.22	7.95	6.67	1.43
30	3	3.84	9.73	10.00	1.46
40	3	4.50	11.23	13.33	1.44
50	3	4.97	12.54	16.67	1.46
60	3	5.39	13.71	20.00	1.47
70	3	5.88	14.78	23.33	1.45
80	3	6.22	15.76	26.67	1.46
90	3	6.54	16.66	30.00	1.47
100	3	6.94	17.53	33.33	1.46

Tabella 2.15: Risultati per d = 3 mm, a variabile.

d = 4 mm					
a [mm]	d [mm]	$\tau_{r\theta,\theta=0,\text{peak}}$ [MPa]	K_{II} [MPa mm ^{0.5}]	a/d	K_{fe}^{**}
4	4	1.33	3.56	1.00	1.34
5	4	1.56	3.98	1.25	1.28
6	4	1.65	4.36	1.50	1.32
7	4	1.73	4.7	1.75	1.36
8	4	1.78	5.03	2.00	1.41
9	4	2.00	5.33	2.25	1.34
10	4	2.05	5.62	2.50	1.37
20	4	2.75	7.95	5.00	1.45
30	4	3.50	9.73	7.50	1.39
40	4	3.84	11.23	10.00	1.46
50	4	4.35	12.54	12.50	1.44
60	4	4.67	13.71	15.00	1.47
70	4	5.09	14.78	17.50	1.45
80	4	5.36	15.76	20.00	1.47
90	4	5.73	16.66	22.50	1.45
100	4	5.96	17.53	25.00	1.47

Tabella 2.16: Risultati per d = 4 mm, a variabile.

d = 5 mm					
a [mm]	d [mm]	$\tau_{r\theta,\theta=0,\text{peak}}$ [MPa]	K_{II} [MPa mm ^{0.5}]	a/d	K_{fe}^{**}
5	5	1.33	3.98	1.00	1.34
6	5	1.54	4.36	1.20	1.27
7	5	1.60	4.7	1.40	1.31
8	5	1.67	5.03	1.60	1.35
9	5	1.74	5.33	1.80	1.37
10	5	1.78	5.62	2.00	1.41
20	5	2.48	7.95	4.00	1.44
30	5	3.00	9.73	6.00	1.45
40	5	3.44	11.23	8.00	1.46
50	5	3.83	12.54	10.00	1.46
60	5	4.19	13.71	12.00	1.46
70	5	4.51	14.78	14.00	1.47
80	5	4.80	15.76	16.00	1.47
90	5	5.07	16.66	18.00	1.47
100	5	5.33	17.53	20.00	1.47

Tabella 2.17: Risultati per d = 5 mm, a variabile.

d = 10 mm					
a [mm]	d [mm]	$\tau_{r\theta,\theta=0,\text{peak}}$ [MPa]	K_{II} [MPa mm ^{0.5}]	a/d	K_{fe}^{**}
10	10	1.33	5.62	1.00	1.33
20	10	1.78	7.95	2.00	1.41
30	10	2.15	9.73	3.00	1.43
40	10	2.47	11.23	4.00	1.44
50	10	2.74	12.54	5.00	1.45
60	10	2.98	13.71	6.00	1.45
70	10	3.20	14.78	7.00	1.46
80	10	3.41	15.76	8.00	1.46
90	10	3.60	16.66	9.00	1.47
100	10	3.77	17.53	10.00	1.47

Tabella 2.18: Risultati per d = 10 mm, a variabile.

d = 15 mm					
a [mm]	d [mm]	$\tau_{r\theta,\theta=0,peak}$ [MPa]	K_{II} [MPa mm ^{0.5}]	a/d	K_{fe}^{**}
20	15	1.62	7.95	1.33	1.26
30	15	1.80	9.73	2.00	1.40
40	15	2.12	11.23	2.67	1.37
50	15	2.39	12.54	3.33	1.35
60	15	2.48	13.71	4.00	1.43
70	15	2.73	14.78	4.67	1.40
80	15	2.95	15.76	5.33	1.38
90	15	2.96	16.66	6.00	1.45
100	15	3.18	17.53	6.67	1.43

Tabella 2.19: Risultati per d = 15 mm, a variabile.

d = 20 mm					
a [mm]	d [mm]	$\tau_{r\theta,\theta=0,peak}$ [MPa]	K_{II} [MPa mm ^{0.5}]	a/d	K_{fe}^{**}
20	20	1.33	7.95	1.00	1.34
30	20	1.64	9.73	1.50	1.33
40	20	1.77	11.23	2.00	1.42
50	20	2.05	12.54	2.50	1.37
60	20	2.14	13.71	3.00	1.43
70	20	2.40	14.78	3.50	1.38
80	20	2.45	15.76	4.00	1.44
90	20	2.68	16.66	4.50	1.39
100	20	2.70	17.53	5.00	1.45

Tabella 2.20: Risultati per d = 20 mm, a variabile.

In Figura 2.13 sono rappresentati i dati raccolti nelle tabelle. È facile notare che, per un rapporto a/d maggiore o uguale ad 8, K_{fe}^{**} rimane costante e pari ad 1.44. Con queste assunzioni è possibile stimare il K_{II}^V con una incertezza del 3%.

È interessante osservare che l'andamento della curva di convergenza è più regolare se si considerano solo i dati con rapporto a/d intero (Figura 2.14). Se si considerano solo questi valori è possibile estendere il PSM considerando modelli che abbiano a/d maggiore o uguale a 2, che quindi risultano più leggeri dal punto di vista computazionale.

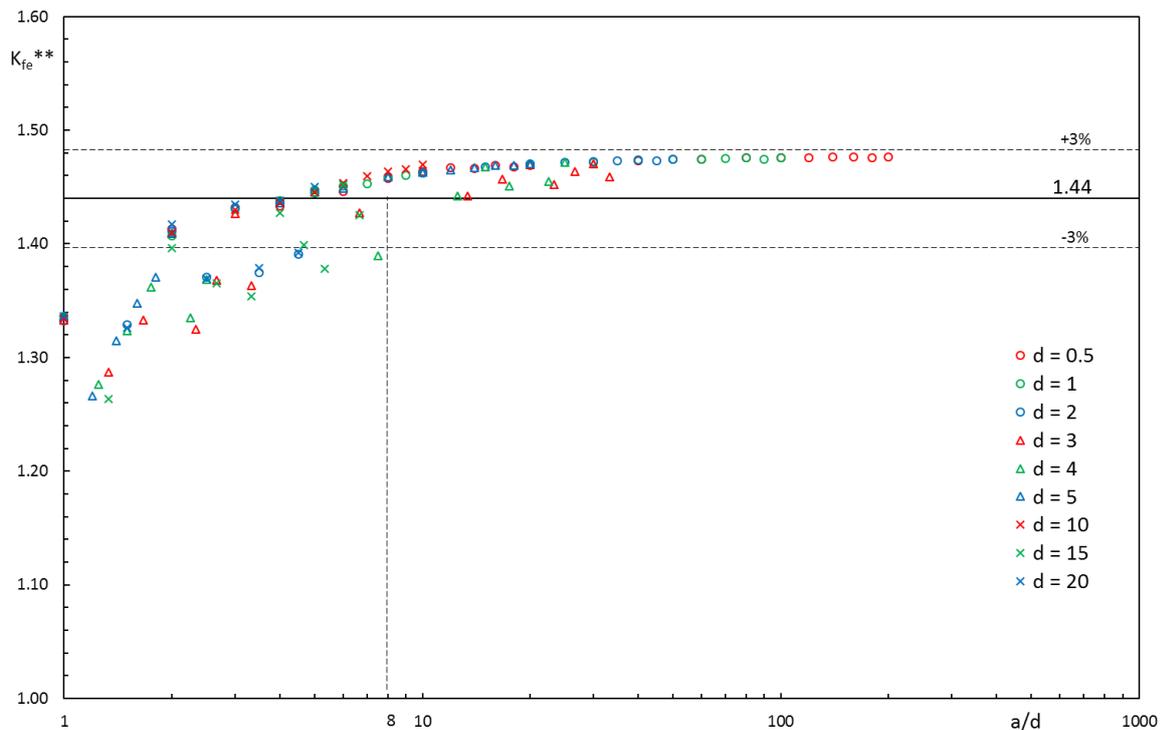


Figura 2.13: Grafico di convergenza per il modo 2 di sollecitazione.

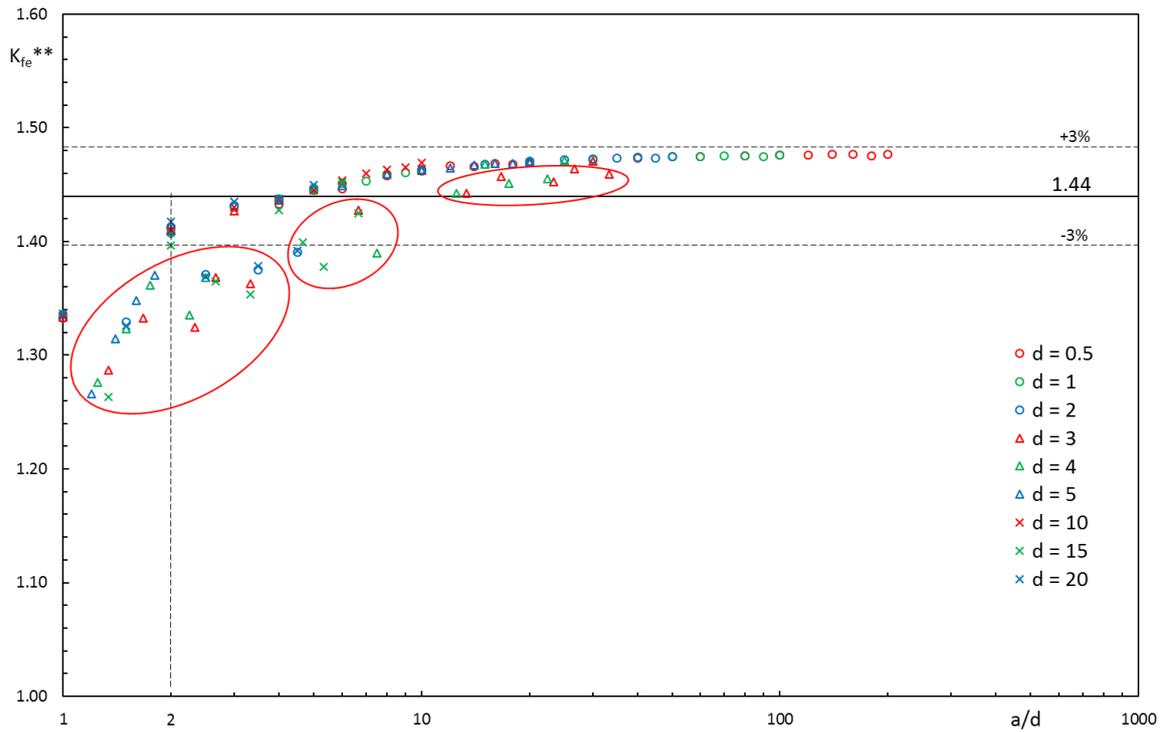


Figura 2.14: Grafico di convergenza per il modo 2 di sollecitazione. I dati con rapporto a/d non intero sono cerchiati in rosso.

CAPITOLO 3: CALIBRAZIONE DEL PEAK STRESS METHOD PER ELEMENTI PIANI ARMONICI AD 8 NODI

Nel seguito è trattata la calibrazione del Peak Stress Method per gli elementi piani armonici quadrangolari con 8 nodi PLANE83 della libreria del codice ANSYS 15.0. Questi elementi sono usati in modelli 2D di strutture assialsimmetriche con carichi assialsimmetrici o non assialsimmetrici (ad es: flessione, taglio, torsione).

Per gli elementi armonici i carichi vengono assegnati come somma di funzioni armoniche (serie di Fourier), ogni termine della serie deve essere definito come un distinto load step. Ciascun termine è definito dal valore di picco, il numero di onde armoniche attorno alla circonferenza e le condizioni di simmetria. Attraverso il comando MODE è possibile assegnare il numero di onde armoniche attorno alla circonferenza e le condizioni di simmetria.

L'elemento ha tre gradi di libertà per ogni nodo: traslazione nelle direzioni X, Y e Z nodali (Figura 3.1). Se il sistema di riferimento non viene ruotato, queste corrispondono alle direzioni radiale, assiale e tangenziale rispettivamente.

I punti di integrazione di Gauss seguono uno schema 2×2 [7].

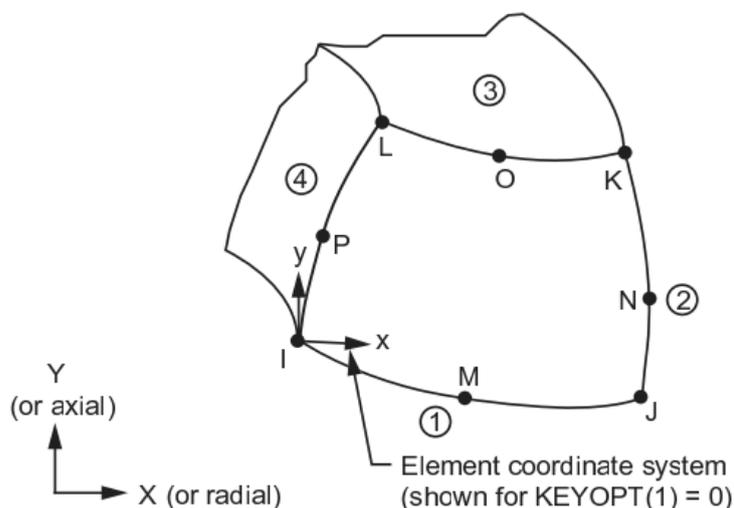


Figura 3.1: Geometria dell'elemento PLANE83 con posizione dei nodi e sistema di riferimento [24].

Le K-options assegnate sono le seguenti:

- K1 = 0 (Element coordinate system): il sistema di riferimento di elemento è parallelo al sistema di riferimento globale;
- K4 = 0 (Basic element solution);
- K5 = 0 (No combined stress solution);
- K6 = 0 (Basic element solution).

Il materiale usato nelle simulazioni è lineare, elastico ed isotropo. Sono assegnate le proprietà di un acciaio:

- $E = 206000$ MPa;
- $\nu = 0.3$.

3.1 Modelli geometrici

Le geometrie oggetto di analisi sono state scelte in letteratura. Rappresentano diverse modalità di collegamento tra un tubo ed una flangia tramite saldatura (Figura 3.2 e Figura 3.3).

Alcune geometrie Yousefi ed Amstutz (Figura 3.2 b, c) presentano uno svasamento del tubo in prossimità della flangia riportato in Figura 3.4 nelle condizioni prima della saldatura. Osservando il dettaglio si può notare una "lingua" del tubo che si appoggia alla flangia, durante il processo di saldatura anche questa parte fonde realizzando un collegamento privo di radice.

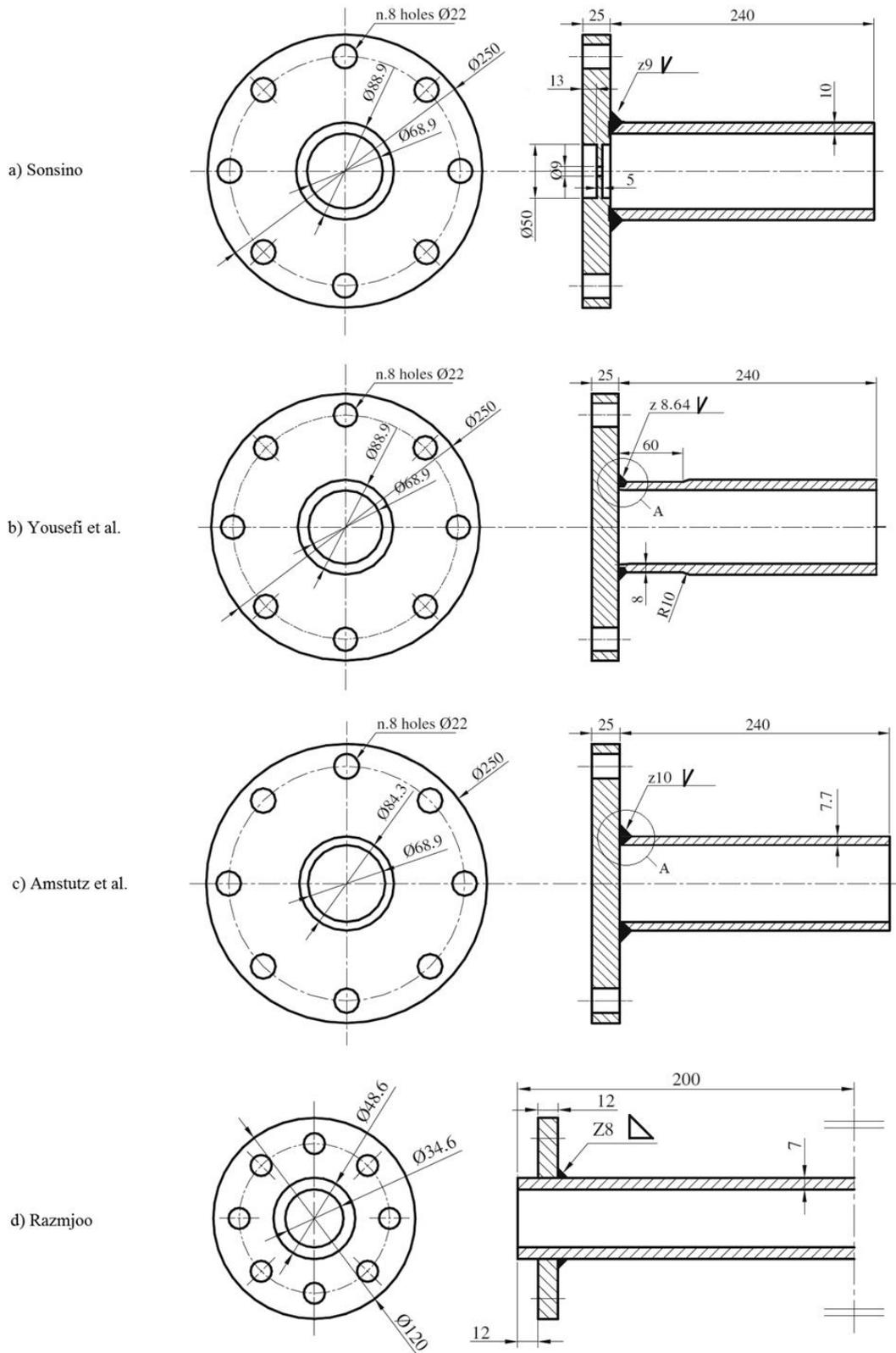
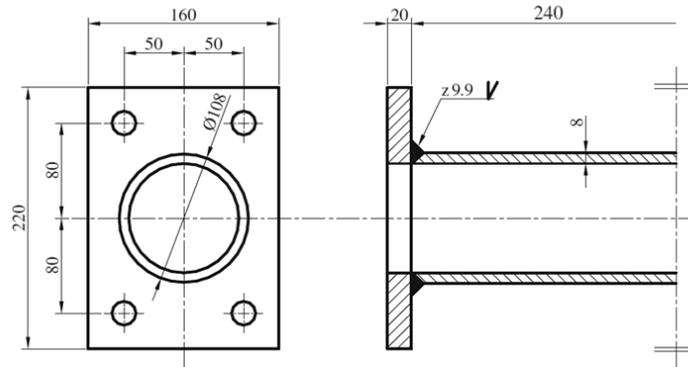
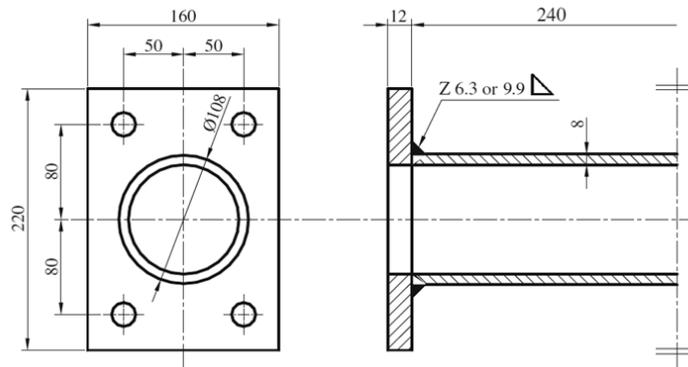


Figura 3.2: Geometrie in esame per il modo 3 di sollecitazione a) [11], b) [10], c) [17], d) [15].

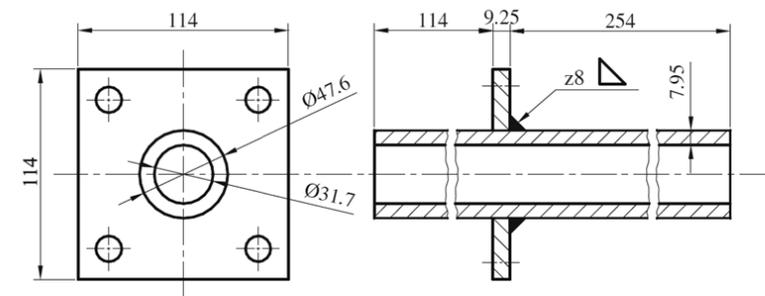
e) Seeger and Olivier



f) Seeger and Olivier



g) Yung and Lawrence



h) Siljander et al.

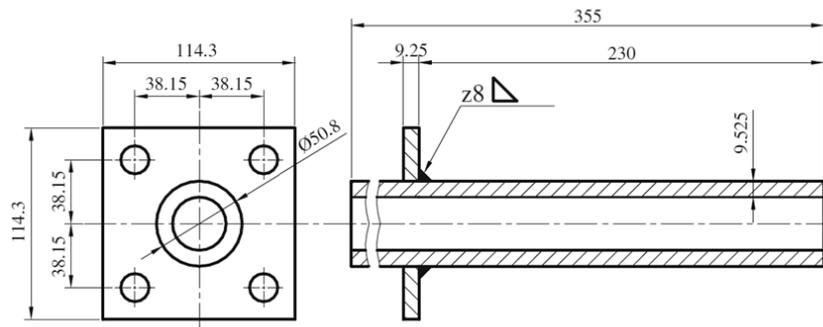


Figura 3.3: Geometrie in esame per il modo 3 di sollecitazione e) [13], f) [13, 14], g) [9], h) [12].

Particolare A

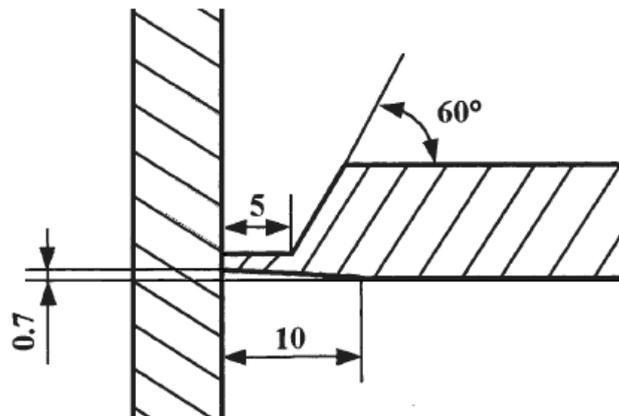


Figura 3.4: Particolare A delle geometrie Yousefi ed Amstutz. Il disegno fa riferimento alle condizioni del provino prima di eseguire la saldatura [11].

Di ciascuna geometria è analizzato il piede di saldatura lato del tubo, delle geometrie Razmjoo, Seeger and Olivier e Yung and Lawrence è analizzata anche la radice. Nelle geometrie Razmjoo e Yung and Lawrence la radice è parallela al tubo, in Seeger and Olivier invece è ortogonale.

I parametri geometrici delle saldature reali non sono costanti neppure all'interno della stessa saldatura, per questo si considerano dei valori di riferimento per i modelli geometrici. Il piede della saldatura è rappresentato da un intaglio a spigolo vivo con pareti dritte, angolo di apertura di 135° ; la radice è descritta da una cricca (angolo di apertura di 0°).

Per il piede di saldatura la dimensione caratteristica a corrisponde allo spessore del tubo, per la radice è scelta come il minore tra lo spessore del tubo ed il lato del cordone. I valori sono riportati in Tabella 3.1 per ciascuna geometria.

Geometria	a [mm]
Sonsino	10
Yousefi	8
Amstutz	7.7
Seeger and Olivier	8
Yung and Lawrence	7.95
Siljander	9.525
Razmjoo	7

Tabella 3.1: Valori della dimensione caratteristica a per ciascuna geometria in esame.

3.2 Modelli numerici per il calcolo di $\tau_{\theta z}$, $\theta=0, \text{peak}$

Le proprietà di questo elemento consentono di riprodurre solo una sezione meridiana della geometria. Il codice considera l'asse Y del sistema di riferimento globale come asse di rivoluzione (si vedano gli esempi in Figura 3.5).

In ANSYS non è possibile creare una superficie che abbia due lati diversi sovrapposti. Per questo motivo la radice è rappresentata da un intaglio con angolo di apertura di circa 0.1° . La differenza tra il difetto geometrico e quello rappresentato nel modello numerico è trascurabile così come la differenza nei risultati.

I fianchi della flangia non sono descritti da un'unica linea, ma questa è interrotta in corrispondenza dei fori delle viti. Per vincolare il modello si sceglie di bloccare tutti i gradi di libertà dei nodi che appoggiano su queste linee (Figura 3.6).

Per caricare il modello si pone una forza in direzione Z sul nodo all'estremità del tubo sul lato esterno. Attraverso il comando MODE si impostano le condizioni di antimetria per il carico ed il numero di onde armoniche (MODE,1,-1); così facendo il tubo risulta caricato a pura torsione.

La forza è di 1984 N, questo valore è calcolato per la geometria Sonsino in modo che la tensione $\tau_{\theta z}$ sul lato esterno del tubo sia pari ad 1 MPa. Il valore della forza rimane lo stesso per tutte le geometrie e si misura la tensione nominale τ_{nom} al fine di normalizzare i dati di $\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}$ e K_{III}^V .

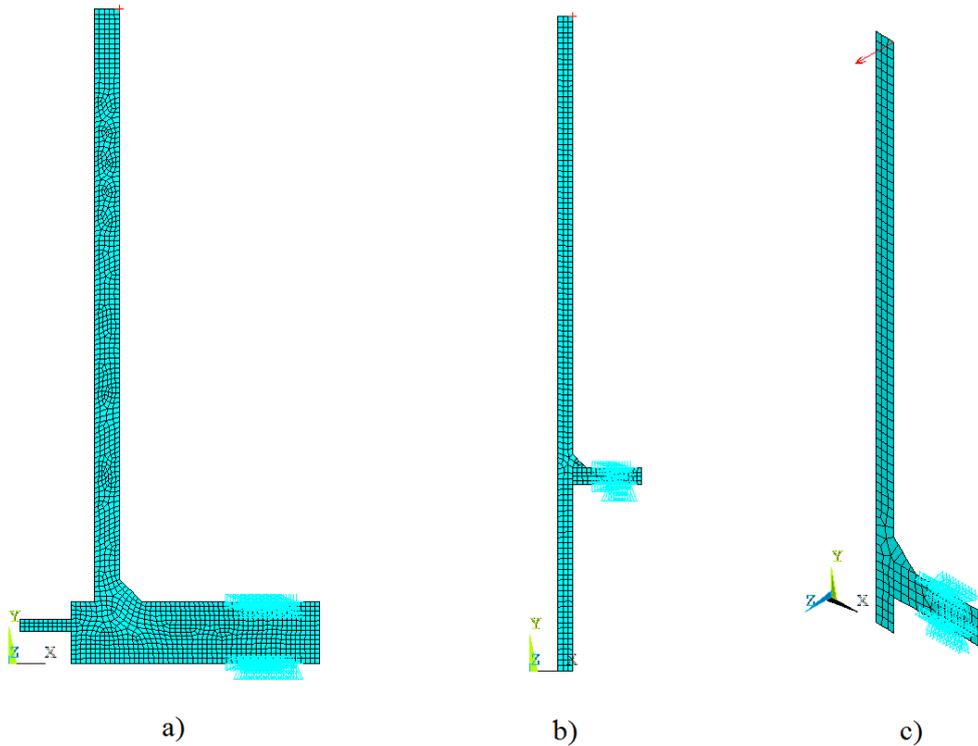


Figura 3.5: Esempi di modello numerico completo. Sono visualizzati: mesh, vincoli, carico e sistema di riferimento globale. Si noti che la geometria occupa una particolare posizione rispetto a quest'ultimo. a) geometria Sonsino con $d = 2$ mm, b) geometria Yung and Lawrence con $d = 2.5$ mm. In c) è riportata una vista isometrica della geometria Razmjoo con mesh free ($d = 3$ mm), in questa si può apprezzare la posizione e la direzione della forza F_z rappresentata dalla freccia rossa in alto.

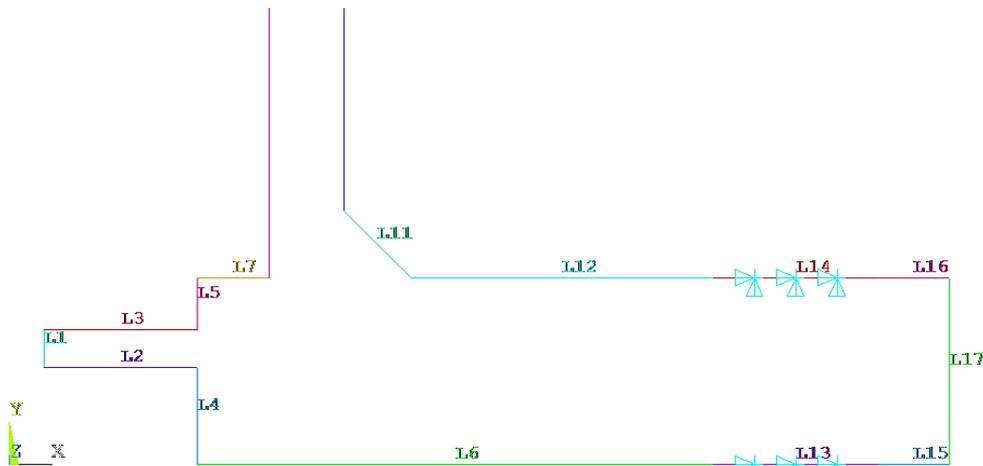


Figura 3.6: Dettaglio del modello numerico della geometria Sonsino, viene evidenziata la parte della flangia. Sono mostrate le linee che definiscono la geometria ed i vincoli che rappresentano le viti.

La mesh è stata creata con impostazione free assegnando solo la dimensione di elemento d . I valori di d sono compresi tra 0.1 e 5 mm con passo di 0.1 mm, adottando queste impostazioni si avrà un grafico di convergenza sufficientemente fitto che esplora i valori di a/d tra 1 e 100.

È importante verificare che il pattern sia valido (Figura 3.7):

- Il nodo al piede di saldatura deve essere condiviso da 2 elementi.
- Il nodo all'apice della radice deve essere condiviso da 4 elementi.

Per studiare la sollecitazione di modo 3 si deve raccogliere la tensione $\tau_{\theta_z, \theta=0,p}$ al piede di saldatura e/o all'apice della radice secondo il sistema di riferimento locale (Figura 3.8):

- Per il piede il riferimento locale è centrato sul piede ed è ruotato di -112.5° attorno all'asse Z .
- Per una radice parallela all'asse di simmetria il sistema locale è centrato sull'apice e ruotato di 90° .
- Per una radice ortogonale all'asse di rivoluzione il riferimento è spostato sull'apice e non ruotato.

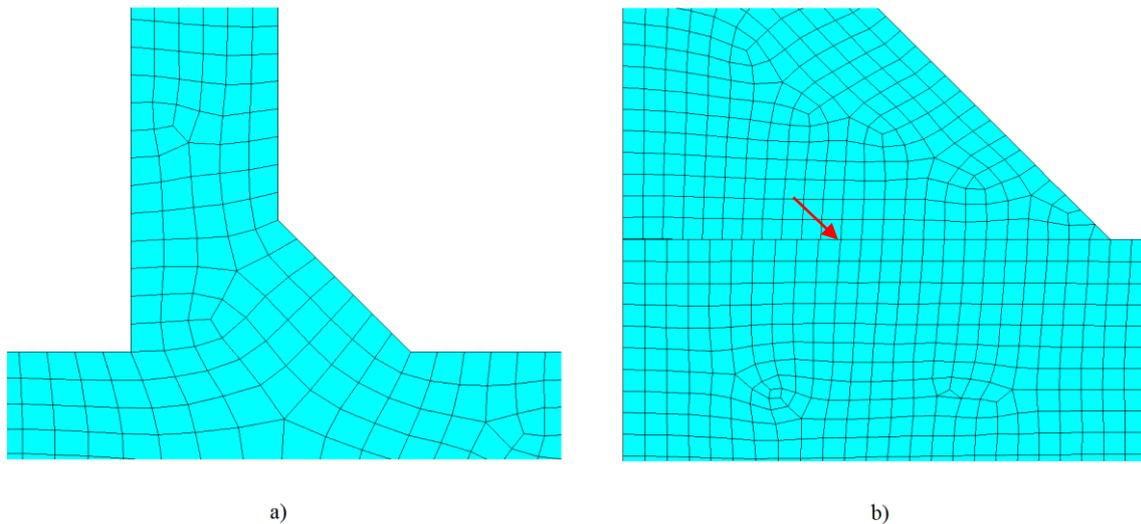


Figura 3.7: Mesh pattern di riferimento per a) il piede di saldatura (geometria Sonsino con $d = 2$ mm) e b) la radice (indicata dalla freccia rossa – geometria Seeger and Olivier con lato del cordone di saldatura di 9.9 mm e $d = 0.8$ mm).

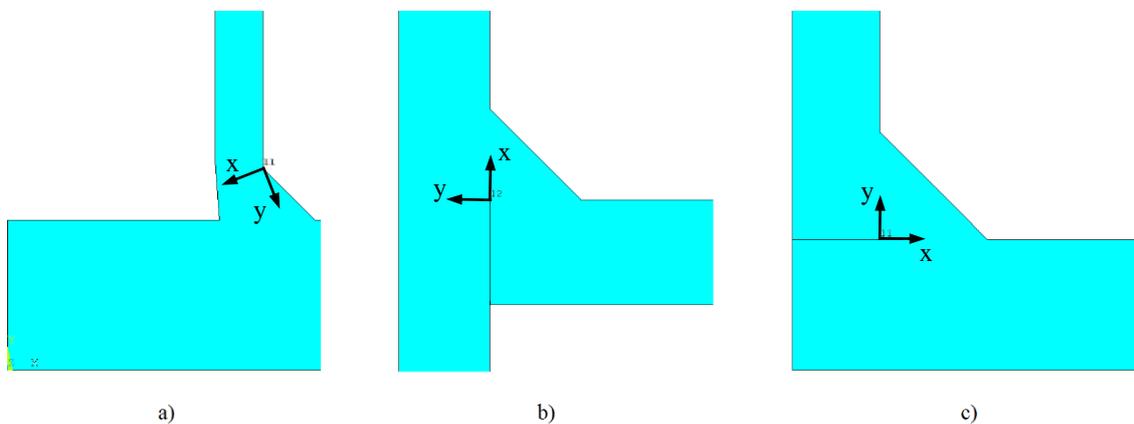


Figura 3.8: Sistemi di riferimento locale per a) piede (geometria Yousefi), b) radice parallela all'asse di rivoluzione (geometria Yung and Lawrence) e c) radice ortogonale all'asse di simmetria (geometria Seeger and Olivier con lato del cordone di 9.9 mm). La linea nera rappresenta l'asse r locale, quella verde l'asse ϑ locale per $\vartheta = 0^\circ$.

Nel file di output vengono scritti: numero di iterazione, dimensione a in millimetri, dimensione d in millimetri e valore (o valori) della tensione in MPa.

Per le geometrie Sonsino, Yousefi, Amstutz, Seeger and Olivier a completa compenetrazione (e) e Siljander si studia la tensione di picco solo sul piede lato tubo. Per la geometria Seeger and Olivier con radice (f), nelle due varianti con lato cordone pari a 6.3 o 9.9 mm, si analizza solo la cricca. Per le geometrie Yung and Lawrence e Razmjoo si indagano sia il piede lato cordone sia la radice.

3.3 Calcolo di K_{III}^V esatto

I modelli preparati per l'analisi degli NSIFs o SIFs riproducono le geometrie presentate nel Paragrafo 3.1 (alcuni esempi sono riportati in Figura 3.9). L'asse di rivoluzione del solido coincide con l'asse Y del riferimento globale.

I vincoli sono posti sulle sedi dei fori delle viti, vengono bloccati tutti i gradi di libertà dei nodi che si appoggiano su queste linee. Il carico di torsione viene applicato ponendo una forza in direzione Z e impostando l'opzione di carico antisimmetrico, il punto di applicazione è il nodo esterno all'estremità del tubo.

La mesh deve essere preparata accuratamente per catturare l'andamento della tensione in prossimità della singolarità strutturale. Per questo si usa una mesh rada nelle parti lontane da piede o radice e una zona a mesh fine in prossimità di queste (Figura 3.10).

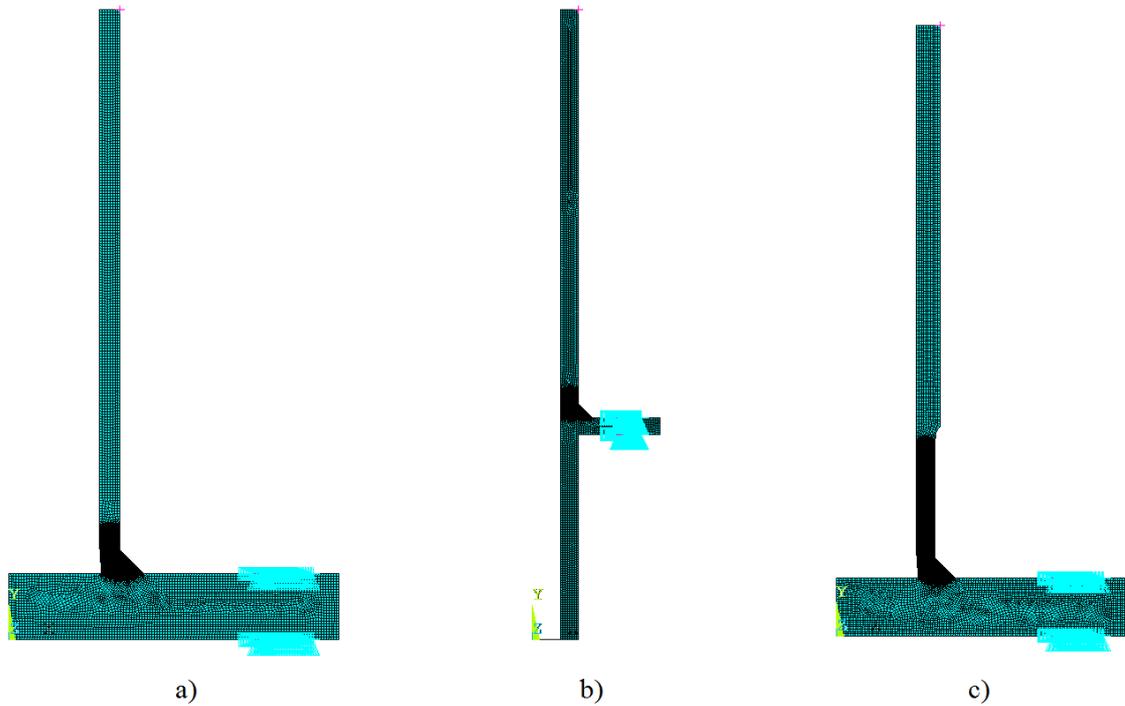


Figura 3.9: Esempi di modello numerico completo per il calcolo di NSIFs e SIFs. Sono visualizzati: mesh, vincoli, carico e sistema di riferimento globale. Si noti che la geometria occupa una particolare posizione rispetto a quest'ultimo. a) geometria Amstutz, b) geometria Siljander, c) geometria Yousefi.

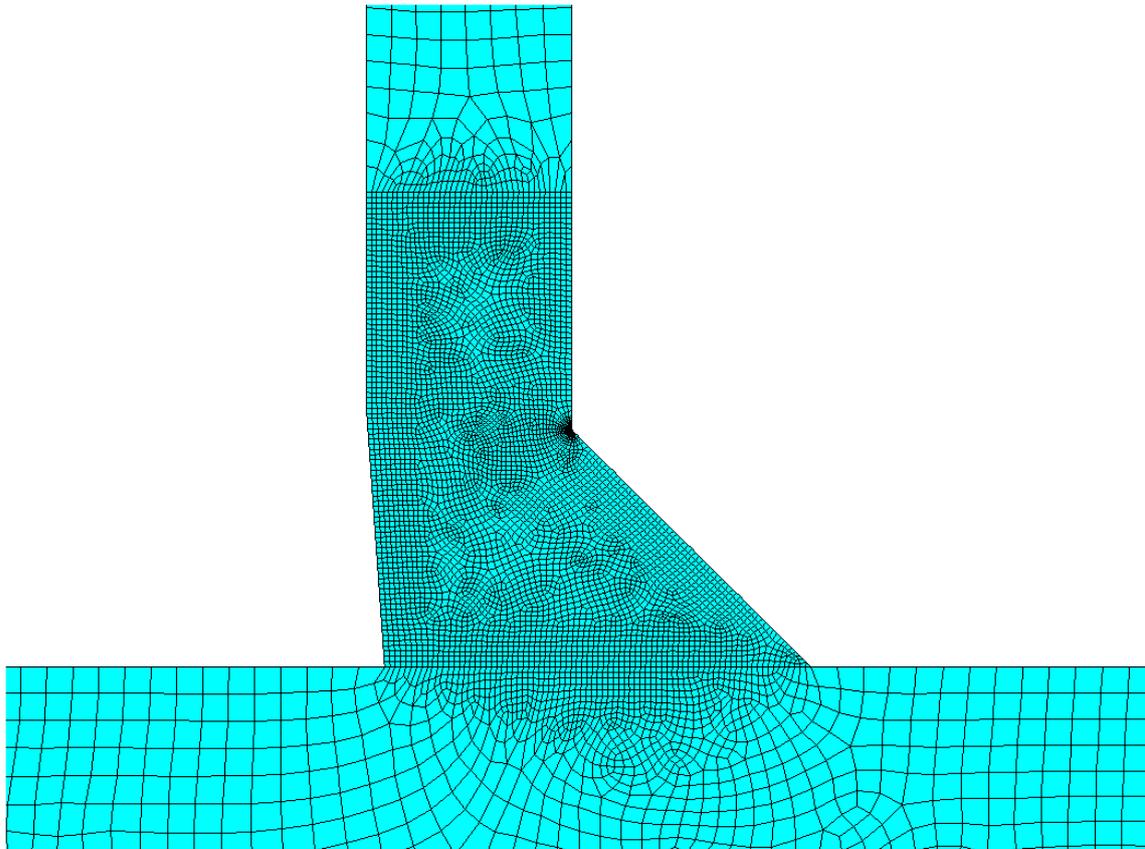


Figura 3.10: Zona a mesh fine nei pressi della singolarità strutturale. L'esempio è tratto dalla geometria Amstutz.

Per affinare la mesh in corrispondenza del piede o della radice viene preparato un Concentration Keypoint (Paragrafo 1.2.2). Sulla radice il settore circolare ha estensione di quasi 360° (la cricca è rappresentata da un cuneo con angolo di apertura molto piccolo), questo è suddiviso in 8 settori ampi circa 45° . Sul piede si crea un settore ampio 225° suddiviso in 4 settori di ampiezza 56.25° . Le geometrie che contengono due punti di singolarità presentano due Concentration Keypoint.

Con riferimento a Figura 3.11 e Figura 3.12, per i diversi modelli in analisi il Concentration Keypoint giace:

- a) Solo sul piede di saldatura, lato tubo: Sonsino, Yousefi, Amstutz, Seeger and Olivier a completa compenetrazione (e) e Siljander.
- b) Solo sulla radice: Seeger and Olivier con radice (f), nelle due varianti con lato cordone pari a 6.3 o 9.9 mm.
- c) Su piede lato tubo e sulla radice: Yung and Lawrence e Razmjoo.

Il campo di tensione viene studiato lungo la linea che giace sulla bisettrice della singolarità secondo il sistema di riferimento locale in modo analogo a quanto svolto nel Paragrafo precedente. I risultati permettono di calcolare il valore degli NSIFs o dei SIFs di tutte le singolarità in esame.

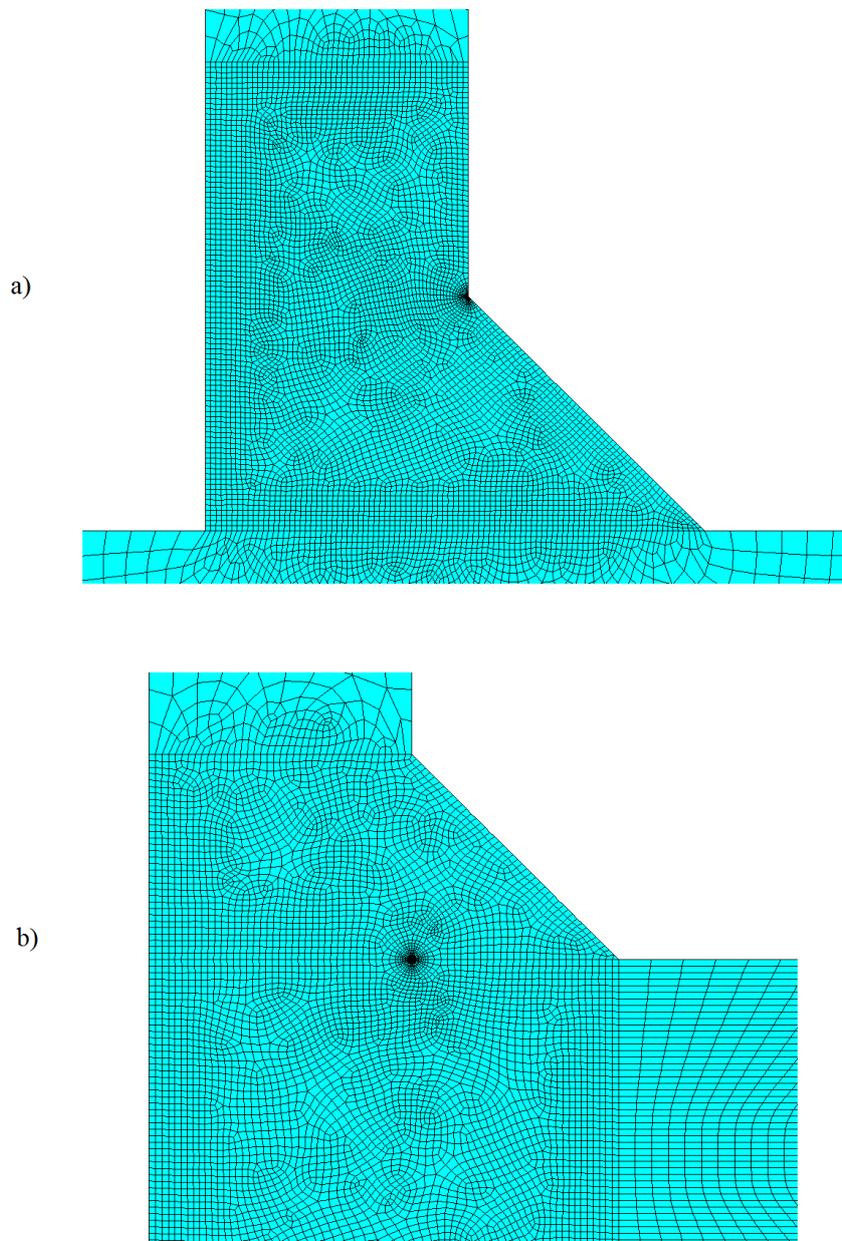


Figura 3.11: Esempi di posizionamento del Concentration Keypoint per le geometrie a) Sonsino, b) Seeger and Olivier con lato cordone di 6.3 mm.

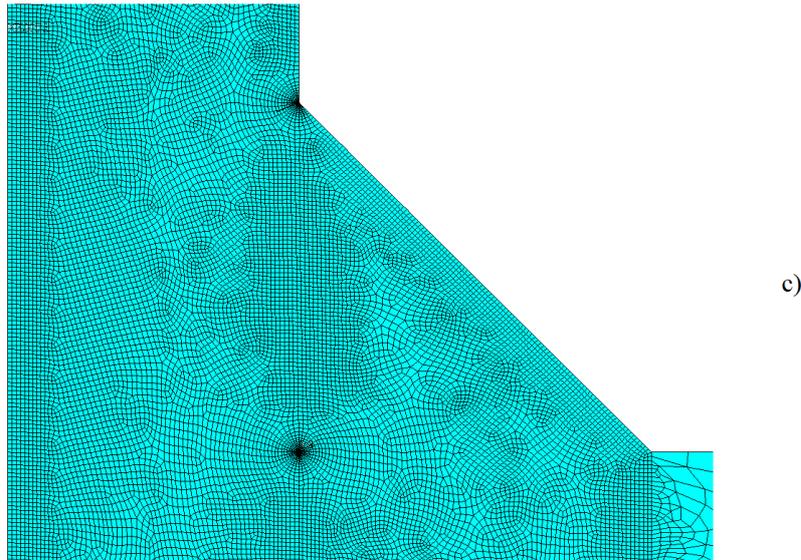


Figura 3.12: Esempio di posizionamento dei Concentration Keypoints per la geometria Razmjoo.

3.4 Risultati

I risultati delle analisi condotte sono troppo numerosi per essere inclusi in questo Paragrafo, sono comunque riportati in Appendice e riportati nel grafico di Figura 3.13.

Differentemente dai casi precedenti il valore di K_{fe}^{***} non converge ad un solo valore. Sono evidenti e distinti due valori diversi: 1.26 ed 1.44, entrambi con una dispersione del $\pm 3\%$.

I dati che si raccolgono intorno a $K_{fe}^{***} = 1.44$ hanno tutti angolo di apertura $2\alpha = 135^\circ$, quelli che convergono a $K_{fe}^{***} = 1.26$ sono relativi alla radice. Questo dato ci comunica che, per gli elementi di ordine superiore, il valore di K_{fe}^{***} dipende anche dall'angolo di apertura della singolarità.

Per entrambe le curve di convergenza si può affermare che il Peak Stress Method è valido per un rapporto $a/d \geq 8$. Questo è un fatto positivo in quanto per calcolare la minima dimensione media di elemento che si può assegnare è sufficiente determinare la più piccola misura caratteristica a del modello e dividerla per 8. Una volta elaborata la soluzione si moltiplicano le tensioni di picco per la costante K_{fe}^{***} corretta.

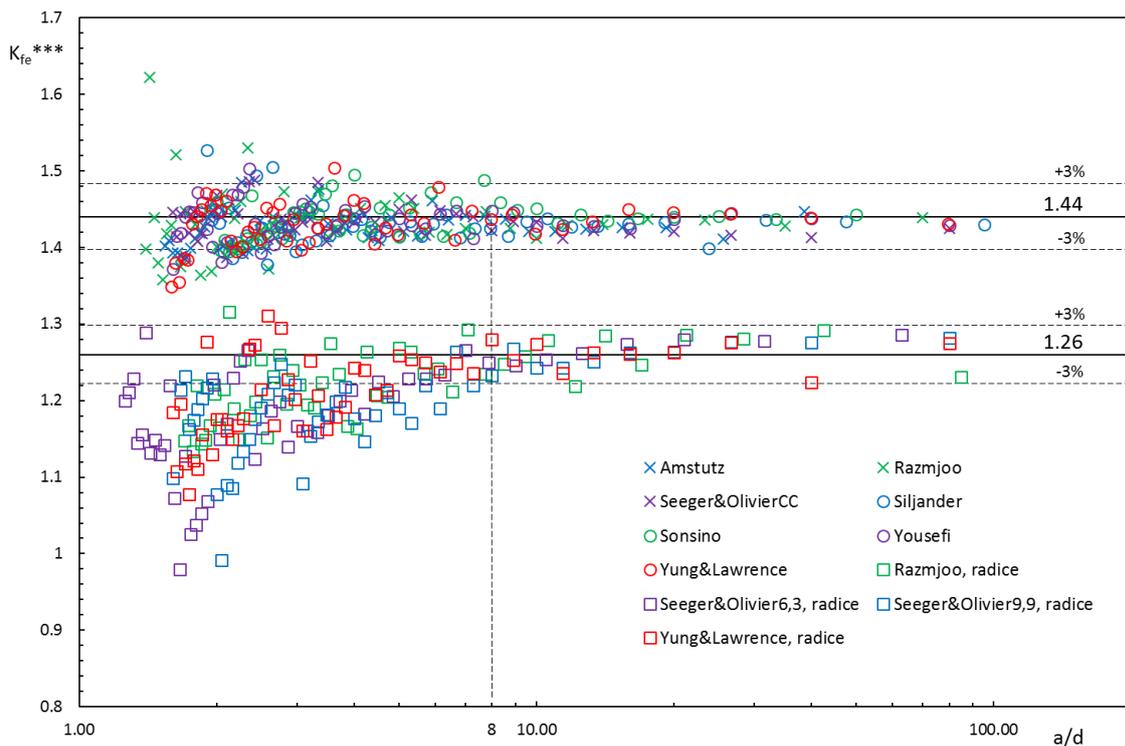


Figura 3.13: Grafico di convergenza per il modo 3 di sollecitazione.

Osservando il grafico di convergenza per gli elementi armonici lineari (Figura 1.16) si può osservare che anche questo presenta due curve di convergenza distinte in funzione dell'angolo di apertura. Queste convergono allo stesso valore di $K_{fe}^{***} = 1.93$, ma il PSM ha limite di applicabilità diverso nei due casi: $a/d \geq 3$ per sollecitazioni di modo 3 al piede, e $a/d \geq 12$ per sollecitazioni di modo 3 alla radice.

CAPITOLO 4: CALIBRAZIONE DEL PEAK STRESS METHOD PER ELEMENTI TETRAEDRICI A 10 NODI

Questo Capitolo tratta delle analisi numeriche eseguite per calibrare il Peak Stress Method con gli elementi tetraedrici a 10 nodi SOLID187 della libreria del codice di calcolo commerciale ANSYS 15.0.

Questo elemento è definito da 10 nodi, ha forma tetraedrica e funzioni di forma paraboliche. Ogni nodo ha tre gradi di libertà: traslazione nelle direzioni X, Y e Z nodali (Figura 4.1). Se viene rimosso il nodo mediano di uno dei lati il codice applicherà funzioni di forma lineari per quel lato.

Gli elementi tetraedrici sono meno accurati rispetto agli elementi cubici parabolici (a 20 nodi) SOLID186. I secondi possono essere usati solo per volumi che siano estrusioni di superfici piane, mentre i primi possono essere applicati a volumi di qualsivoglia forma. Per questo risultano interessanti nell'analisi agli elementi finiti. Gli elementi SOLID187 usano 4 punti di Gauss per l'integrazione [7].

Le Keyoptions assegnate sono le seguenti:

- K6 = 0 (Pure displacement): la matrice di rigidezza mette in relazione le forze con i soli spostamenti.

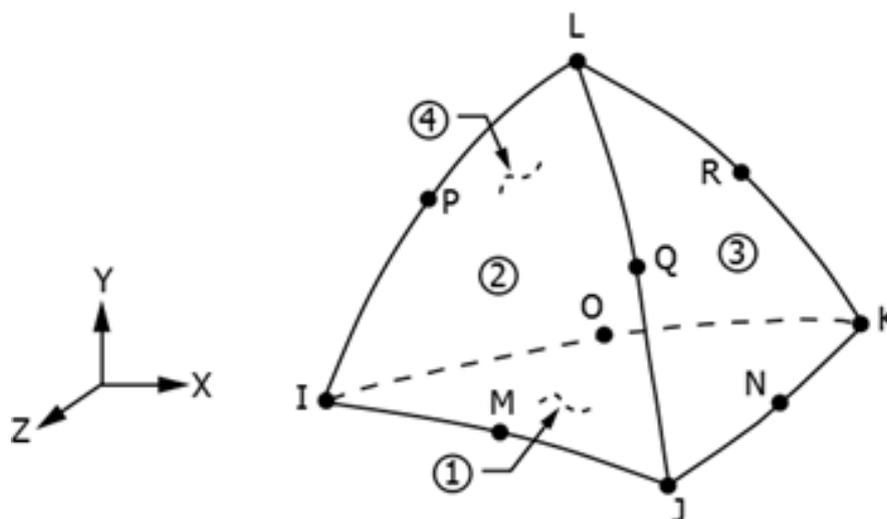


Figura 4.1: Geometria dell'elemento SOLID187 con posizione dei nodi e sistema di riferimento [24].

4.1 Geometrie analizzate e carichi applicati

Per la calibrazione del PSM sono presi in considerazione diversi giunti saldati a croce (Figura 4.2). Essi differiscono per le misure delle piastre e del cordone di saldatura (Tabella 4.1). Tutti i giunti hanno sviluppo in direzione Z pari a 78 mm. Le saldature sono a cordoni d'angolo, pertanto sono presenti due radici.

I dettagli oggetto di studio sono il piede di saldatura, che rappresenta un intaglio a V con angolo di apertura 2α pari a 135° , e la radice, che costituisce una cricca di pari lunghezza.

La geometria studiata possiede 3 piani di simmetria: i piani medi di piastra ed irrigidimento (Figura 4.2) ed il piano di mezzeria del giunto. Sfruttando questa caratteristica è possibile ridurre il modello numerico 3D ad un ottavo della geometria completa in modo da diminuire il carico computazionale.

Nel presente lavoro si intendono studiare l'influenza dell'angolo di apertura 2α e l'effetto dei diversi tipi di carico. Per questo si sceglie di studiare sia il piede che la radice sottoposti ad un carico di trazione o di flessione. Per studiare il primo si pone il carico sulla piastra principale (Figura 4.3) e si andrà ad analizzare il piede lato piastra. Per sollecitare la radice si pone un carico di trazione o flessione sull'irrigidimento (Figura 4.4).

Quando viene applicato un carico di trazione, indipendentemente dal fatto che sia caricata la piastra principale o l'irrigidimento, si pongono le condizioni di simmetria sui piani medi di piastra ed irrigidimento. Il carico di flessione risulta invece antisimmetrico rispetto al piano medio della piastra a cui è applicato, pertanto verranno applicate le condizioni di antisimmetria su questo e le condizioni di simmetria sul piano medio della piastra scarica. Per le condizioni di simmetria applicate ai fianchi del giunto si veda il Paragrafo seguente.

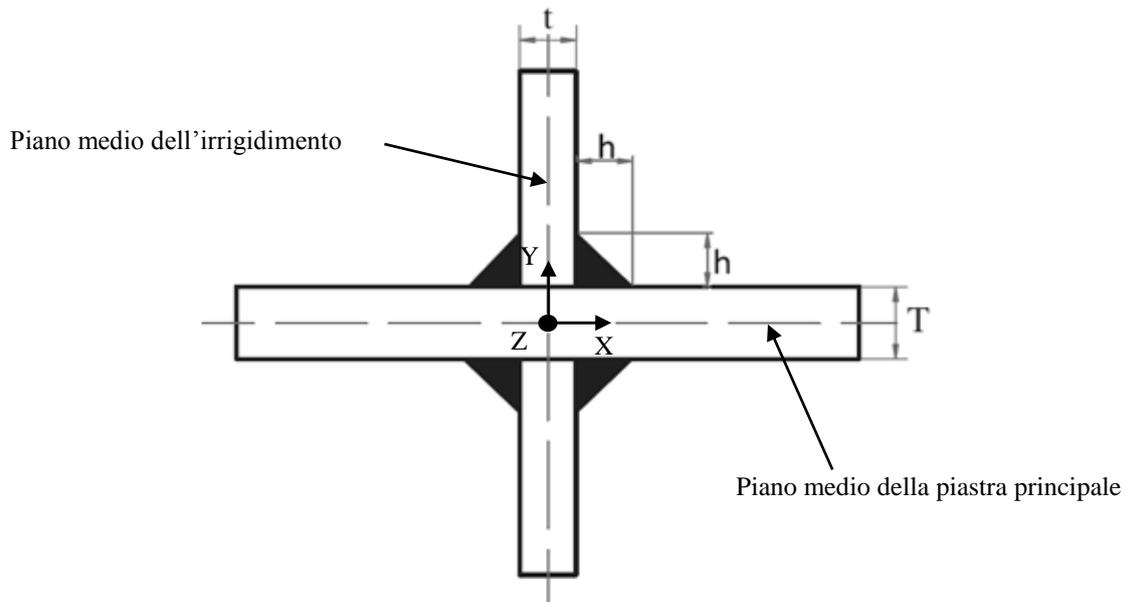


Figura 4.2: Vista laterale di un giunto saldato a croce. Sono riportate le misure delle piastre e del cordone di saldatura e sono indicati i piani medi di piastra principale ed irrigidimento [4].

Casi studio				
Geom. n°	T [mm]	t [mm]	h [mm]	d [mm]
1	13	10	8	1
2	13	3	5	1
3	25	3	5	1
4	6	6	2.2	0.5
5	19	19	7.1	1
6	11	11	4.1	1
7	6	6	6	1
8	3	3	4.5	0.5
9	6	6	7	1
10	12	12	10	1
11	24	24	20.5	1
12	24	6	7	1
13	12	6	7	1

Tabella 4.1: Casi studio per la calibrazione del PSM con elementi 3D SOLID187. È indicata anche la dimensione di elemento usata [4].

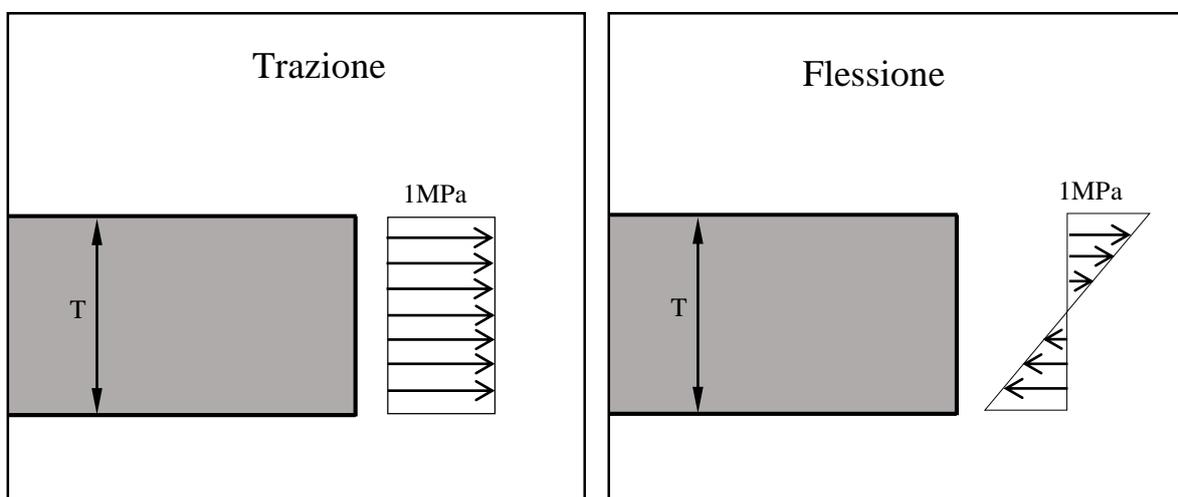


Figura 4.3: Rappresentazione del carico di trazione e di flessione applicati alla piastra principale.

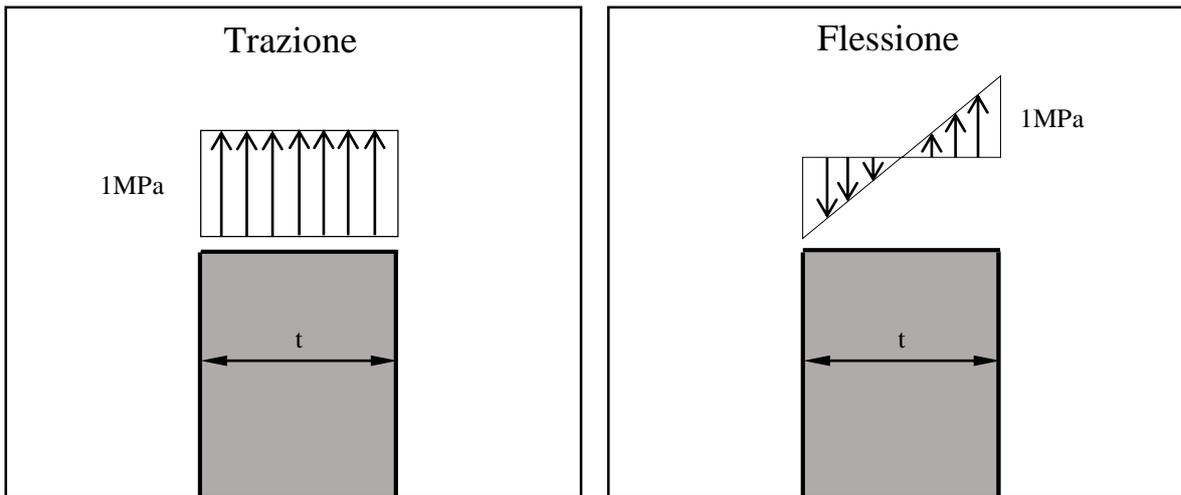


Figura 4.4: Rappresentazione del carico di trazione e di flessione applicati all'irrigidimento.

4.2 Simulazione delle condizioni piane di simmetria in 3D

Per calibrare il Metodo si sceglie di eseguire le analisi con mesh grossolana simulando le condizioni di plane strain e di plane stress in 3D. Così facendo si dovrebbe avere un andamento costante della tensione lungo la profondità del giunto, un comportamento diverso sarebbe causato dall'elemento utilizzato.

Le impostazioni che permettono di simulare le condizioni di plane strain o di plane stress sono riportate nei Paragrafi seguenti [4].

4.2.1 Plane strain

Per simulare le condizioni di plane strain vengono impediti gli spostamenti u_z (e così le componenti di deformazione ε_z). Vengono posti i vincoli di simmetria sui due fianchi del modello, sia quello che rappresenta la mezzeria del giunto, sia quello che rappresenta il fianco libero (Figura 4.5 a).

Il materiale adottato in questi modelli è omogeneo isotropo, vengono scelte le caratteristiche di un acciaio:

- $E = 206000$ MPa;
- $\nu = 0.3$.

4.2.2 Plane stress

Per simulare le condizioni di plane stress viene definito un materiale ortotropo ideale che presenta componente di deformazione ε_z disaccoppiata dalle componenti nel piano XY (ε_x ed ε_y). Per ottenere ciò i coefficienti di Poisson ν_{xz} e ν_{yz} sono posti uguali a 0. In assenza di accoppiamento tra le componenti di deformazione nel piano e la componente ε_z , per $\varepsilon_z = 0$ risulta $\sigma_z = 0$, ovvero sono applicate le condizioni di plane stress.

Il materiale ortotropo ha proprietà simili a quelle di un acciaio: (le direzioni x, y e z corrispondono alle direzioni X, Y e Z del sistema di riferimento cartesiano globale).

- $E_x = E_y = E_z = 206000$ MPa;
- $\nu_{xy} = 0.3$;
- $\nu_{xz} = \nu_{yz} = 0$
- $G_{xy} = G_{yz} = G_{xz} = 79230$ MPa.

Viene posto il vincolo di simmetria sul fianco del modello che rappresenta la mezzeria del giunto ($Z = 39$ mm – Figura 4.5 b).

4.3 Mesh adottate per il calcolo delle tensioni di picco

La dimensione caratteristica a è diversa per piede e radice: per il piede essa coincide sempre con il semispessore della piastra principale, per la radice è uguale al minore tra lunghezza della radice, misura del ligament e semispessore della piastra. In Tabella 4.2 sono riportati i valori per ciascuna geometria.

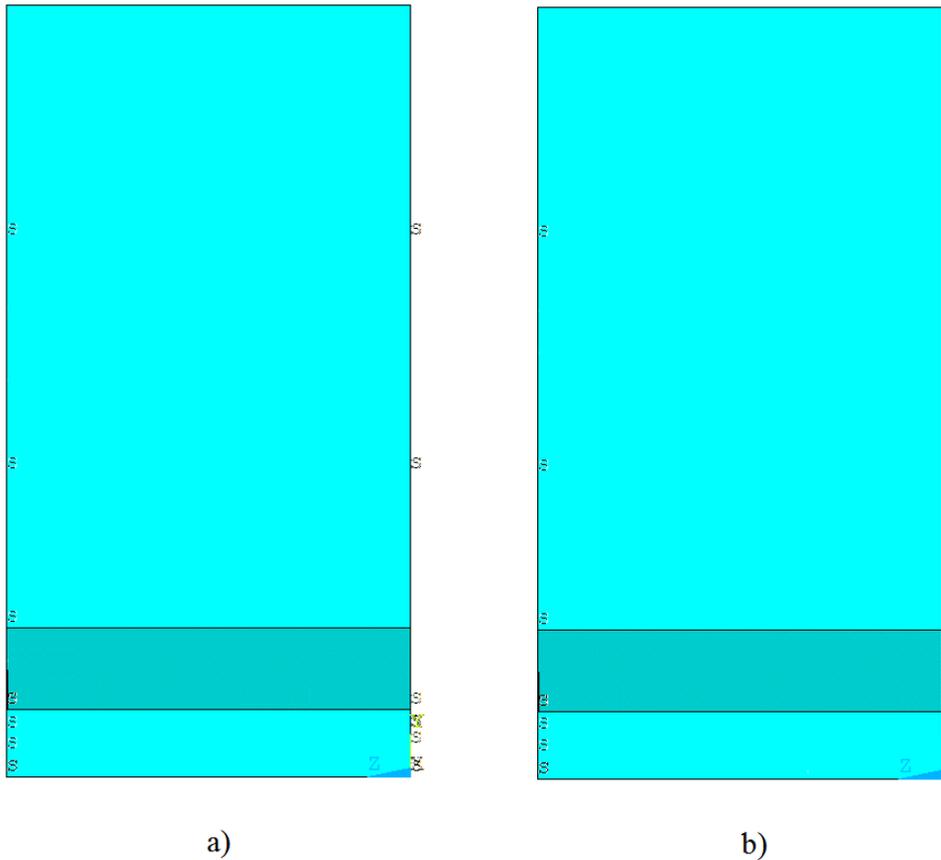


Figura 4.5: Vista frontale del giunto saldato. Vengono mostrati solo i vincoli applicati ai fianchi del modello per a) plane strain e b) plane stress.

Dimensione di a [mm]		
Geom. n°	Piede	Radice
1	6.5	5
2	6.5	1.5
3	12.5	1.5
4	3	2.2
5	9.5	7.1
6	5.5	4.1
7	3	3
8	1.5	1.5
9	3	3
10	6	6
11	12	12
12	12	3
13	6	3

Tabella 4.2: Dimensione caratteristica a per ogni geometria considerata ed in funzione del dettaglio considerato (piede o radice).

Ai modelli creati per calcolare le tensioni di picco viene applicata una mesh free, l'unica impostazione che viene assegnata al codice di calcolo è la dimensione media di elemento d.

La dimensione d per i modelli creati per analizzare il piede si può trovare in Tabella 4.1 per ciascuna geometria. Nei modelli numerici creati per lo studio della radice di saldatura sono invertiti gli spessori di piastra principale ed irrigidimento. Siccome si vogliono esplorare gli stessi valori del rapporto a/d, si ricalcola la dimensione di elemento d (Tabella 4.3). Queste operazioni hanno anche un effetto negativo, per alcune geometrie (2, 3, 4 e 12) la dimensione di elemento risulta molto piccola ed il modello a 3 dimensioni è molto più fitto rispetto all'analogo usato per l'analisi del piede. Si sceglie di escludere queste geometrie dall'analisi della radice.

Geom. n°	a/d	a _{radice} [mm]	d _{radice} [mm]	d _{piede} [mm]
1	6.5	5	0.769	1
2	6.5	1.5	0.231	1
3	12.5	1.5	0.120	1
4	6	2.2	0.367	0.5
5	9.5	7.1	0.747	1
6	5.5	4.1	0.745	1
7	3	3	1	1
8	3	1.5	0.5	0.5
9	3	3	1	1
10	6	6	1	1
11	12	12	1	1
12	12	3	0.25	1
13	6	3	0.5	1

Tabella 4.3: Confronto tra la dimensione di elemento alla radice ed al piede.

Un primo modello numerico per l'analisi della radice prevede la creazione di un unico volume che comprende tutta la geometria del giunto. Tuttavia alcune geometrie (più precisamente le numero 1, 2, 5, 6, 10 ed 11) presentano una mesh distorta nella zona della saldatura (Figura 4.6 a). Per correggere questo difetto è necessario dividere il giunto in due volumi: uno comprende la piastra principale ed il cordone di saldatura, il secondo rappresenta l'irrigidimento (Figura 4.6 b). Così facendo si deve creare una superficie che si appoggia proprio sull'apice della radice. Questa operazione presenta due punti negativi: la modifica della geometria è un'operazione laboriosa che rallenta l'analisi, quindi contraria alla filosofia del PSM, la presenza dell'area aggiuntiva potrebbe avere un effetto sulle tensioni calcolate dal modello numerico.

Si decide di analizzare entrambi i modelli per valutare l'influenza di queste scelte. I risultati sono riportati e commentati nel Paragrafo 4.7.2.

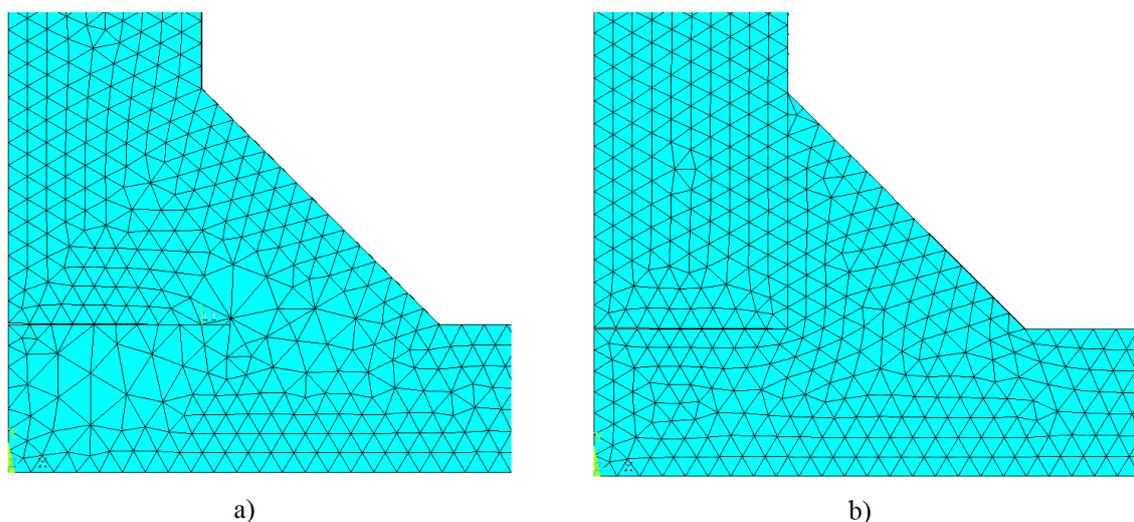


Figura 4.6: Vista laterale della zona del cordone di saldatura. Il giunto in a) è rappresentato da un unico volume, mentre in b) è suddiviso in due parti.

4.4 Modelli numerici per il calcolo di $\sigma_{\theta, \theta=0, peak}$ lungo il piede o la radice

La geometria del giunto saldato viene costruita in modo che la sua profondità si sviluppi lungo l'asse Z del sistema di riferimento globale, la lunghezza della piastra principale lungo l'asse X e la lunghezza dell'irrigidimento lungo l'asse Y (Figura 4.7 a).

Nel codice di calcolo ANSYS non è possibile creare un volume che abbia due aree sovrapposte. Per rappresentare la radice si deve costruire un intaglio a V con angolo di apertura molto piccolo (circa 0.1° – Figura 4.7 b). L'effetto di questa scelta è trascurabile.

Per il calcolo delle tensioni al piede di saldatura si crea un sistema di riferimento locale cartesiano con origine sul piede, ruotato di -112.5° intorno all'asse Z del riferimento globale (Figura 4.8); questo corrisponde al sistema di riferimento dell'apice per $\theta = 0$. Le tensioni di picco al piede vengono calcolate rispetto a questo sistema di riferimento.

Il sistema di riferimento all'apice della radice è parallelo al riferimento globale. Non occorre quindi cambiarlo. Le tensioni di picco vengono raccolte su ogni nodo del piede o della radice. La coordinata locale S è parallela a Z , ha valore 0 mm sul lato libero del giunto saldato e valore pari a 39 mm sulla mezzeria. Uno degli elenchi di queste tensioni è visibile in Tabella 4.4 (i dati sono troppo numerosi per essere riportati per intero nella presente tesi). Si noti che la tensione non è costante lungo il piede (lo stesso si presenta alla radice), questo fenomeno è presentato in modo più approfondito nel Paragrafo seguente.

Elenco delle tensioni lungo il piede di saldatura				
S [mm]	$\sigma_{99,9=0,peak}$ [MPa]		S [mm]	$\sigma_{99,9=0,peak}$ [MPa]
0	2.69		20	2.32
1	2.60		21	2.34
2	2.41		22	2.33
3	2.33		23	2.31
4	2.36		24	2.28
5	2.40		25	2.38
6	2.30		26	2.28
7	2.34		27	2.37
8	2.27		28	2.27
9	2.28		29	2.24
10	2.29		30	2.37
11	2.29		31	2.32
12	2.37		32	2.34
13	2.34		33	2.36
14	2.42		34	2.39
15	2.35		35	2.36
16	2.36		36	2.28
17	2.34		37	2.34
18	2.34		38	2.60
19	2.35		39	2.69

Tabella 4.4: Esempio di elenco delle tensioni relativo al piede della geometria n°5 sollecitata a trazione sulla piastra principale in condizioni di plane strain. La coordinata S è parallela a Z , ha valore 0 mm sul fianco libero del giunto e valore 39 mm sulla mezzeria.

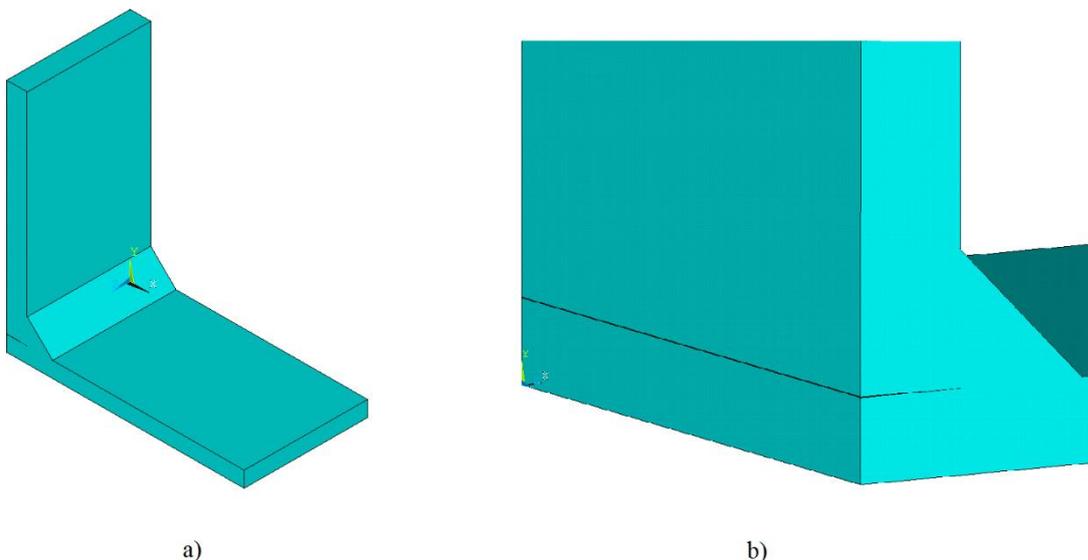


Figura 4.7: a) Modello geometrico completo rappresentato nel codice di calcolo. Si può apprezzare la posizione e l'orientamento del giunto rispetto al sistema di riferimento globale.
 b) Dettaglio della radice. Essa è rappresentata da un intaglio con angolo di apertura di circa 0.1° .

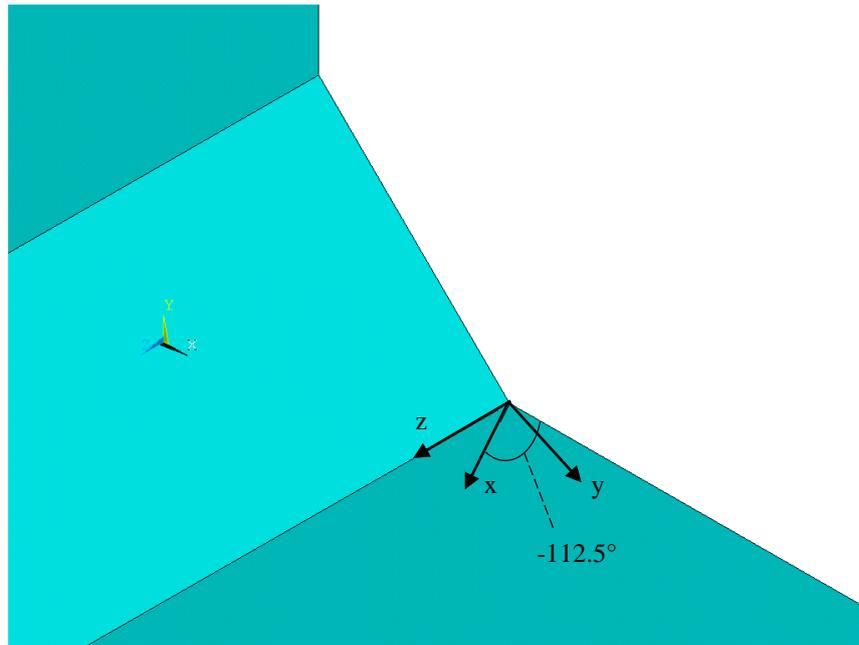


Figura 4.8: Particolare del piede di saldatura con rappresentato il sistema di riferimento locale.

4.5 Analisi delle tensioni di picco

Nonostante siano applicate le condizioni di plane strain o plane stress la tensione di picco $\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}$ lungo il piede o la radice della saldatura non è costante ma presenta delle fluttuazioni (un esempio si può vedere in Figura 4.9) sia agli estremi del grafico (baffi) che nella parte centrale (instabilità). Queste due zone sono affette da difetti diversi e per questo vengono distinte. La zona che presenta i “baffi” viene chiamata bordo del modello, mentre la parte centrale prende il nome di zona a regime.

Per definire il confine tra la zona del bordo e la zona a regime viene calcolato il valore medio della tensione tra due posizioni lontane dal bordo (i.e: tra $S = 5$ e 34 mm) e si assume una banda del $\pm 6\%$ rispetto al valore medio. Le tensioni che escono da questa banda sono condizionate dall’effetto di bordo, quelle che si trovano al suo interno subiscono un effetto diverso.

Il fenomeno della fluttuazione delle tensioni si può spiegare considerando che all’interno del modello numerico le tensioni sono continue a tratti: per ogni elemento viene calcolato il campo di tensione interno all’elemento, separatamente per ciascun elemento. Il valore della tensione associata al nodo j dal codice di calcolo ANSYS è calcolato come la media delle tensioni al nodo j dei k elementi a cui appartiene. Ergo il valore della tensione al nodo j dipende dal numero k di elementi di cui fa parte.

Per studiare questo legame si contano per ciascun nodo del piede il numero di elementi che lo condividono e si confronta con il valore della tensione di picco allo stesso nodo. Al fine di rendere più chiara la relazione tra numero di elementi e tensioni di picco, si applica la seguente relazione:

$$f\left(\frac{1}{\sigma}\right) = \frac{Cost}{\sigma_{\theta\theta, \theta=0, peak}^3} \quad (4.1)$$

In Figura 4.10 vengono messi a confronto il numero di elementi e la funzione $f(1/\sigma)$ per ciascun nodo lungo tutta la lunghezza del giunto saldato. Le posizioni dei picchi e delle gole dei due grafici coincidono, è individuata la causa delle fluttuazioni delle tensioni di picco.

In particolare si può notare che sui confini geometrici del modello ($S = 0$ e 39 mm) il numero di elementi diminuisce in modo notevole. In queste posizioni il nodo giace sul fianco del giunto e non ha a disposizione lo stesso volume dei nodi interni per posizionare gli elementi. Nella stessa posizione la tensione di picco ha il valore più alto di tutto il piede (o radice). Si può supporre che il primo nodo interno (posizioni $S = 1$ e 38 mm) risente della perturbazione subita dal nodo sul bordo. I valori delle tensioni legate a questi nodi non sono attendibili.

A partire dal secondo nodo interno (posizioni $S = 2$ e 37 mm) il numero di elementi risente di piccole variazioni e anche le tensioni hanno oscillazioni minori. Infatti la tensione di picco relativa a questi si trova all’interno della banda del 6% , questi valori rappresentano la zona di tensione a regime.

Per attenuare l'effetto della variazione locale del numero di elementi si propone di calcolare, per ciascun nodo, la media delle tensioni con il nodo precedente ed il successivo. A questi valori della tensione di picco si farà riferimento da questo punto. I risultati sono riportati in Tabella 4.5 ed illustrati in Figura 4.9.

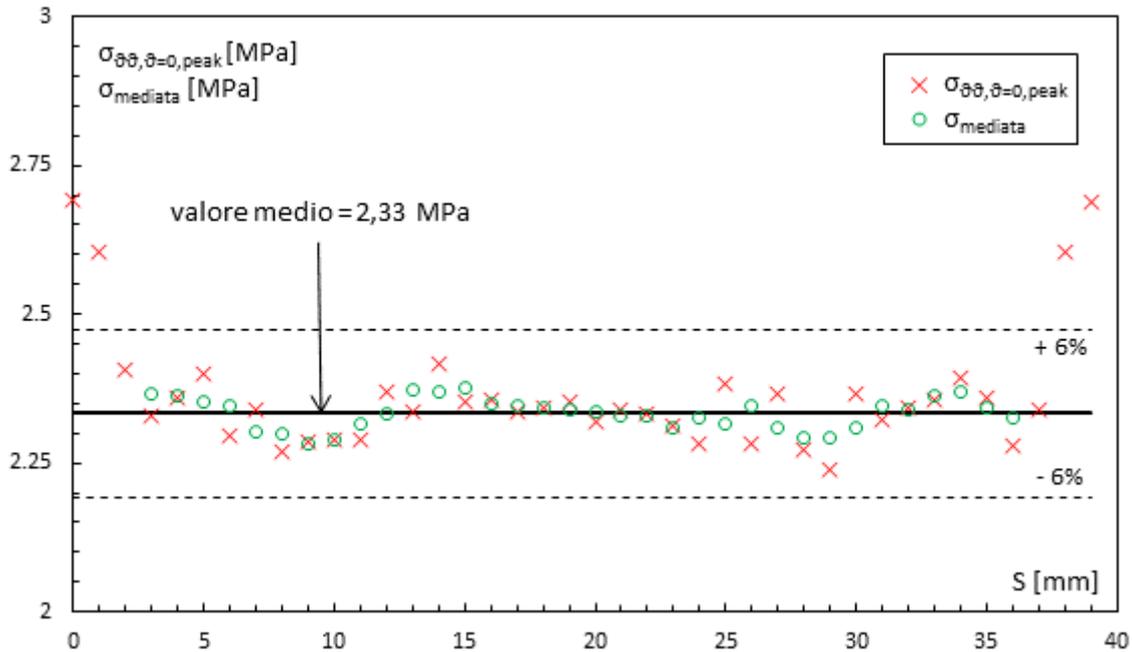


Figura 4.9: Grafico della tensione lungo il piede per la geometria n° 5 la cui piastra principale è sollecitata a trazione nelle condizioni di plane strain. Sono riportati i valori mediati delle tensioni, il valore medio e la banda con scarto del $\pm 6\%$.

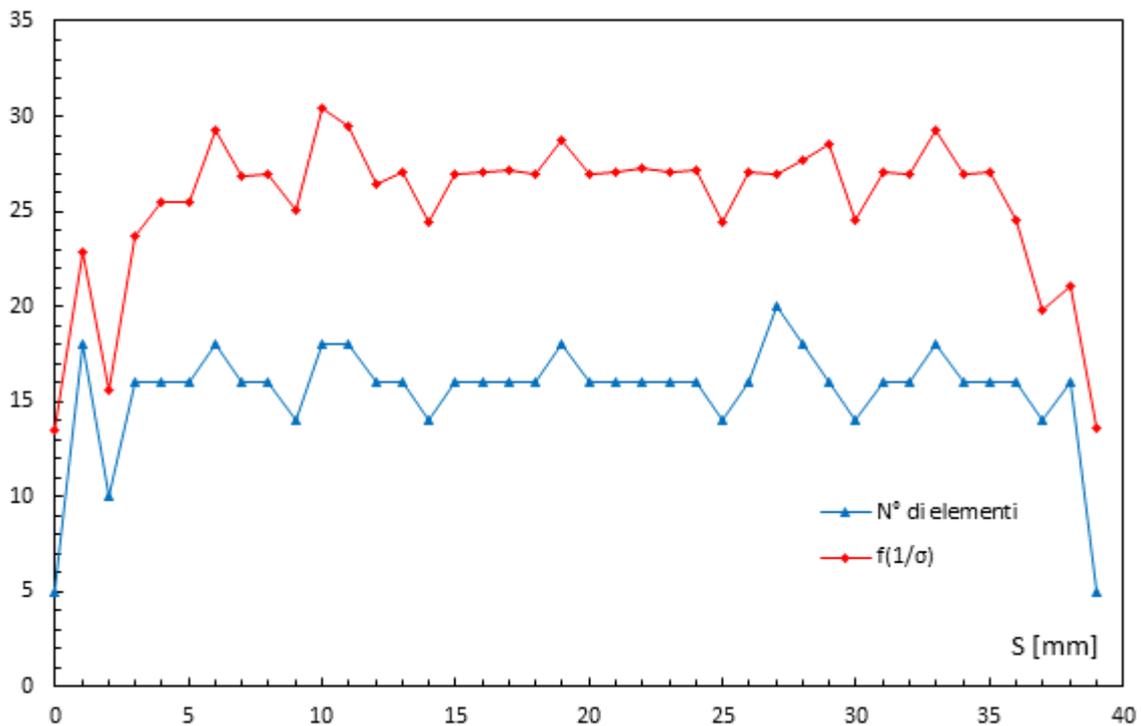


Figura 4.10: Confronto tra il numero di elementi e l'inverso della tensione. I dati sono relativi al piede della geometria n° 10 la cui piastra principale è caricata a trazione nelle condizioni di plane strain. L'asse delle ordinate è volutamente lasciato privo di unità di misura siccome la funzione $f(1/\sigma)$ non ha significato fisico.

Elenco delle tensioni lungo il piede di saldatura e valori mediati						
S [mm]	$\sigma_{99,9=0,peak}$ [MPa]	$\sigma_{mediata}$ [MPa]		S [mm]	$\sigma_{99,9=0,peak}$ [MPa]	$\sigma_{mediata}$ [MPa]
0	2.69			20	2.32	2.34
1	2.60			21	2.34	2.33
2	2.41			22	2.33	2.33
3	2.33	2.36		23	2.31	2.31
4	2.36	2.36		24	2.28	2.33
5	2.40	2.35		25	2.38	2.32
6	2.30	2.35		26	2.28	2.34
7	2.34	2.30		27	2.37	2.31
8	2.27	2.30		28	2.27	2.29
9	2.28	2.28		29	2.24	2.29
10	2.29	2.29		30	2.37	2.31
11	2.29	2.32		31	2.32	2.34
12	2.37	2.33		32	2.34	2.34
13	2.34	2.37		33	2.36	2.36
14	2.42	2.37		34	2.39	2.37
15	2.35	2.38		35	2.36	2.34
16	2.36	2.35		36	2.28	2.32
17	2.34	2.34		37	2.34	
18	2.34	2.34		38	2.60	
19	2.35	2.34		39	2.69	

Tabella 4.5: Esempio di elenco delle tensioni e calcolo di $\sigma_{mediata}$ relativo al piede della geometria n°5 sollecitata a trazione sulla piastra principale in condizioni di plane strain.

4.6 Calcolo di K_I^V esatto

Per calcolare i valori degli NSIFs e SIFs si fa ricorso ad analisi 2D con mesh raffinate di elementi PLANE183 (v. Capitolo 2). Per questi le condizioni di plane stress o plane strain sono attivate dalla KeyOption 3, posta uguale a 0 per attivare le condizioni di plane stress, oppure pari a 2 per attivare plane strain. Il materiale adottato in questi modelli è omogeneo isotropo, vengono scelte le caratteristiche di un acciaio:

- $E = 206000$ MPa;
- $\nu = 0.3$.

Il modello geometrico riproduce una sezione laterale del giunto saldato. Vengono sfruttati i piani di simmetria (piano medio della piastra principale e dell'irrigidimento) per riprodurre solo un quarto della geometria.

La zona del cordone di saldatura viene suddivisa in più aree (Figura 4.11) per poter affinare la mesh intorno all'apice del piede o della radice (Figura 4.12).

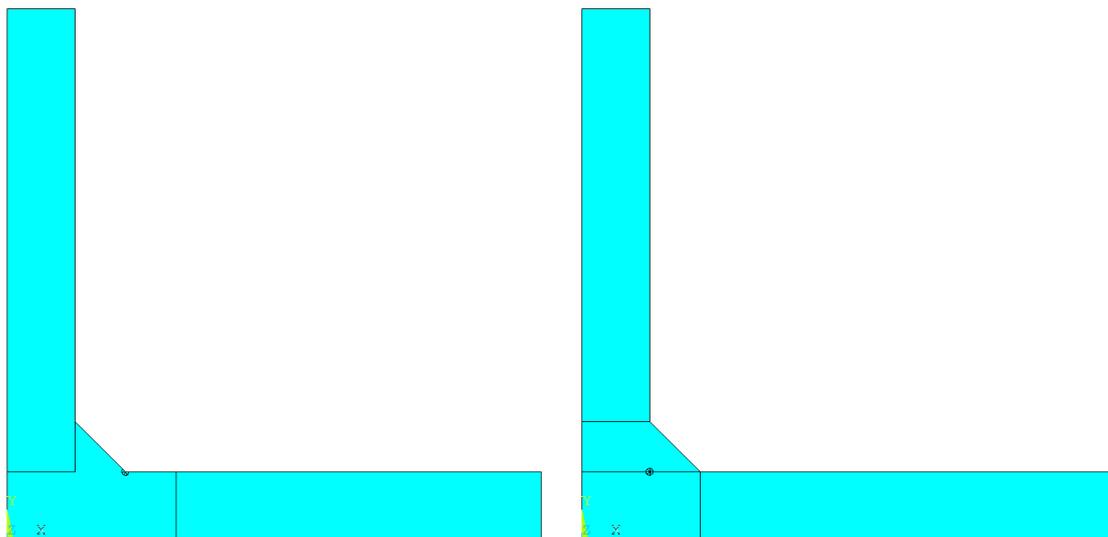


Figura 4.11: Esempi di modello geometrico adottato per lo studio a) degli NSIFs al piede e b) dei SIFs alla radice. La geometria riportata è la n° 5.

In corrispondenza dell'apice del difetto viene creato un Concentration KeyPoint (v. Paragrafo 1.2.2). Per il piede ha uno sviluppo di 225° ed è suddiviso in 4 settori (Figura 4.13 a), alla radice si sviluppa per quasi 360° e comprende 8 settori (Figura 4.13 b)

Ad un modello sollecitato a trazione vengono applicate le condizioni di simmetria su entrambi i piani di simmetria. Se sollecitato a flessione sulla piastra principale si pongono le condizioni di antimetria al piano medio della piastra e quelle di simmetria al piano medio dell'irrigidimento, viceversa nel caso in cui il carico di flessione è applicato all'irrigidimento.

Dopo aver risolto il modello si raccoglie il campo di tensioni σ_{99} lungo la bisettrice ($\vartheta = 0$) del piede o della radice (Figura 4.13) e si studia con la tecnica vista nel Paragrafo 1.2. Dei relativi sistemi di riferimento si è già parlato nel Paragrafo 4.4.

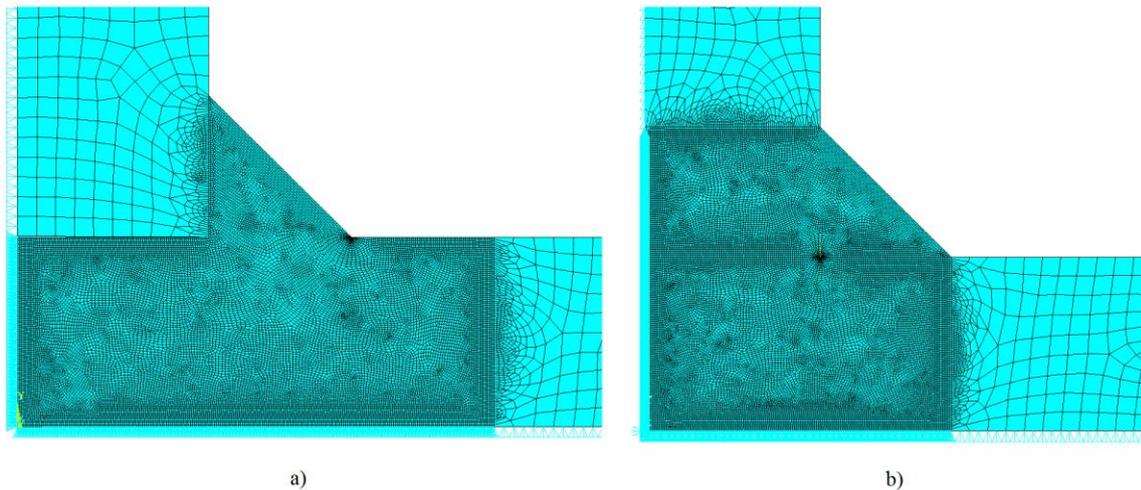


Figura 4.12: Dettaglio della zona del cordone di saldatura per la geometria n° 5. a) sollecitazione di trazione applicata alla piastra principale, il Concentration KeyPoint è creato al piede, b) sollecitazione di flessione applicata all'irrigidimento, il Concentration KeyPoint p creato all'apice della radice.

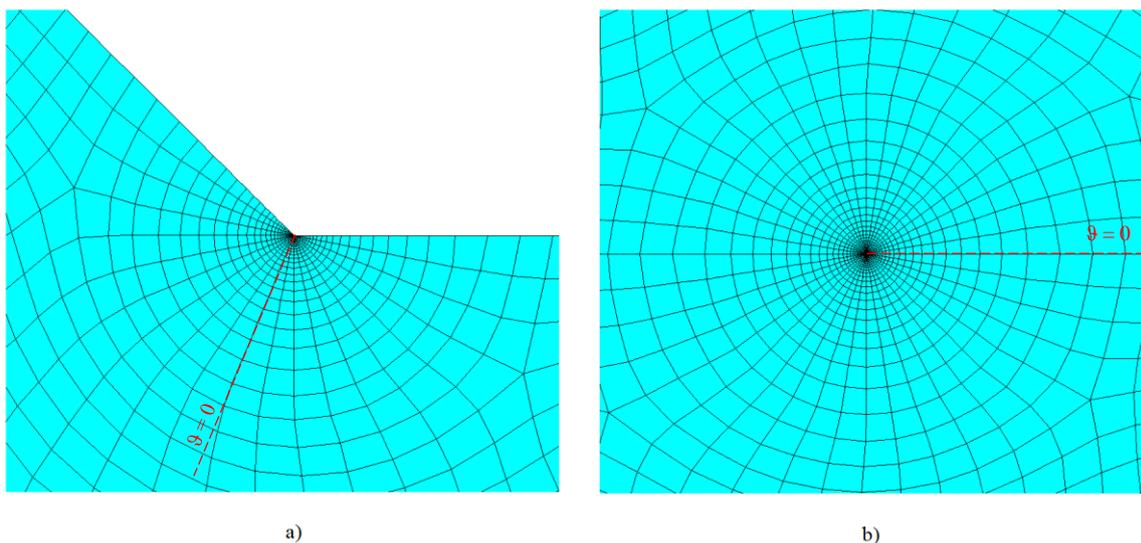


Figura 4.13: Ingrandimento della zona del Concentration KeyPoint per a) il piede e b) la radice. La linea tratteggiata rossa indica la bisettrice del difetto.

4.7 Risultati

Al termine dell'elaborazione dei dati, per ciascuna geometria, carico applicato e condizione di plane strain o stress si dispone di una serie di tensioni lungo il difetto considerato (piede o radice), queste sono le $\sigma_{mediata}$. Per ciascun valore di $\sigma_{mediata}$ si calcola il relativo valore di K_{fe}^{*3D} con la seguente relazione (analoga alla 1.13):

$$K_{fe}^{*3D} = \frac{K_I^Y}{\sigma_{mediata} d^{1-\lambda_1}} \quad (4.2)$$

Per ciascuna geometria si calcola la media dei valori K_{fe}^{*3D} .

Il grafico di convergenza presenta in ascisse i valori del rapporto a/d ed in ordinata i valori di K_{fe}^{*3D} . Per ciascun caso viene riportato un unico punto (il valore medio) rappresentativo di tutto il campo di tensione agente lungo il difetto. Per rappresentare la dispersione dei dati viene illustrato lo scarto, ovvero una banda che rappresenta il valore minimo ed il valore massimo di K_{fe}^{*3D} in ciascun caso studiato.

Infine si aggiunge la banda di convergenza. Questa è scelta in modo da comprendere al suo interno tutti i valori di K_{fe}^{*3D} calcolati, ovvero deve contenere al suo interno i valori medi e le bande di dispersione.

Oltre ai casi già presentati si indaga il comportamento del Peak Stress Method per valori piccoli del rapporto a/d. Alla geometria n° 13 si assegna grandezza media di elemento pari ad 1.5 e 3 mm e si applicano di carichi di trazione o flessione, a piastre portanti o cordoni portanti, nelle condizioni di plane strain o plane stress. Così facendo si studia il Metodo per valori di a/d = 1 e 2.

Gli studi evidenziano che per l'elemento tetraedrico a 10 nodi si ha un forte effetto dell'angolo di apertura, infatti si presentano due diverse costanti K_{fe}^{*3D} per il piede e per la radice.

4.7.1 Piede

I risultati relativi al piede (intaglio a V con angolo di apertura $2\alpha = 135^\circ$) sono raccolti all'interno di una banda di convergenza con valore medio $K_{fe,toe}^{*3D} = 1.24$ e dispersione del $\pm 6\%$. Perché il modello sia valido è sufficiente applicare una mesh free con dimensione media di elemento pari alla dimensione caratteristica a.

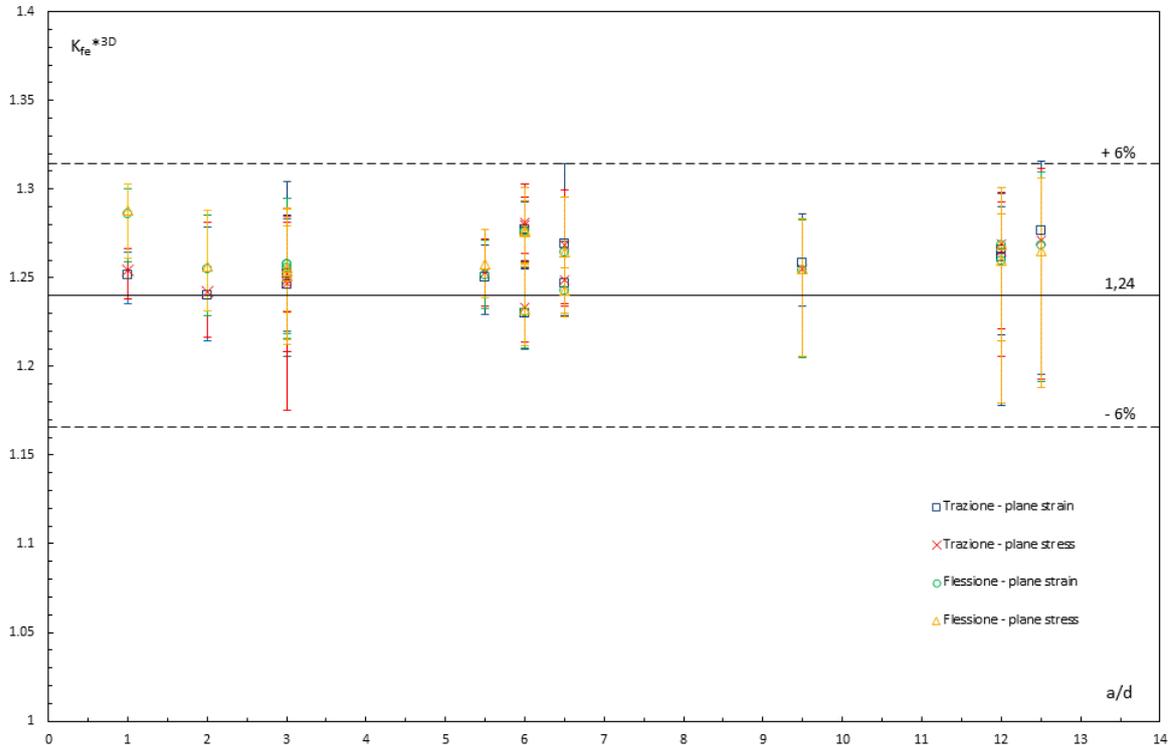


Figura 4.14: Grafico di convergenza per elementi tetraedrici a 10 nodi (SOLID187 della libreria del codice di calcolo commerciale ANSYS® 15.0. Il grafico fa riferimento ad intagli a V con angolo di apertura di 135° .

4.7.2 Radice

La radice viene studiata attraverso due diversi tipo di modelli numerici (v Paragrafo 4.3): nel primo il giunto è rappresentato da un volume unico, nel secondo è rappresentato da due volumi. In Figura 4.15 sono messe a confronto le tensioni di picco risultanti dai due diversi modelli. L'andamento delle tensioni è analogo in entrambi i casi. Questo significa che la mesh distorta è presente solo sulla superficie esterna, all'interno il pattern deve essere regolare.

Considerato che il modello con due volumi è più laborioso da produrre rispetto al secondo, aspetto in antitesi con la filosofia del Peak Stress Method, si sceglie di calcolare la costante $K_{fe,root}^{*3D}$ mediante i modelli con un volume unico.

Lo studio della costante $K_{fe,root}^{*3D}$ porge un valore di 1.09 con accuratezza del $\pm 16\%$. Il PSM risulta applicabile con rapporto $a/d \geq 1$.

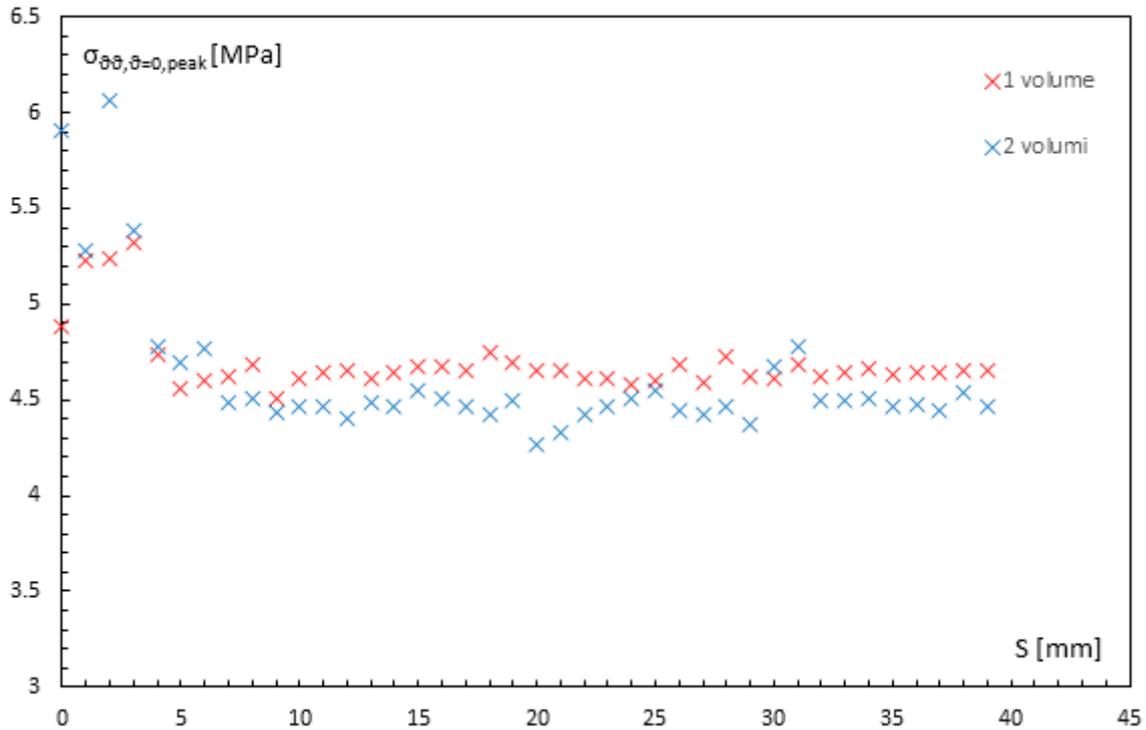


Figura 4.15: Confronto tra modello con 1 volume e quello con 2 volumi. Sono rappresentate le tensioni di picco alla radice della geometria n° 6 sottoposta a carico di trazione in condizioni di plane strain.

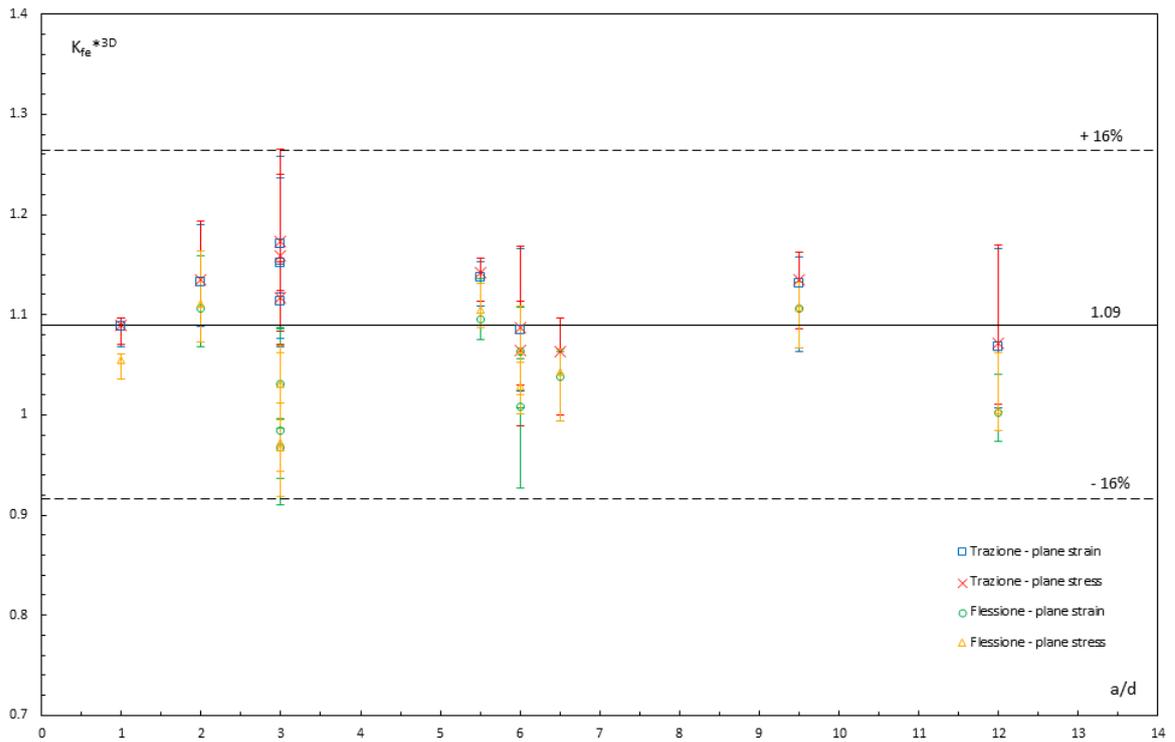


Figura 4.16: Grafico di convergenza per elementi tetraedrici a 10 nodi (SOLID187 della libreria del codice di calcolo commerciale ANSYS® 15.0. Il grafico fa riferimento a cricche (angolo di apertura di 0°).

CAPITOLO 5: SIMULAZIONE DI UN GIUNTO SALDATO IN 3 DIMENSIONI

Attraverso il Peak Stress Method, ora calibrato per l'elemento SOLID187, si vuole studiare il comportamento completo di un giunto saldato, ovvero libero dalle condizioni di plane strain o di plane stress. La geometria oggetto di analisi è un giunto saldato a croce (Figura 5.1).

Per il calcolo delle tensioni di picco si crea in tre dimensioni la geometria del giunto e si applica una mesh di elementi tetraedrici a 10 nodi (SOLID187) assegnando al programma solo la dimensione media dell'elemento. La formulazione dell'elemento è uguale a quella vista nel Capitolo 4, scelte diverse compromettono la validità del modello numerico. I risultati vengono analizzati con la tecnica descritta nel Paragrafo 4.5 e si procede alla stima di K_I^V attraverso la seguente relazione (analoga alla 1.10):

$$K_I^V(S) = K_{fe}^{*3D} d^{1-\lambda_1} \sigma_{mediata}(S) \quad (5.1)$$

Parallelamente viene calcolato il valore di K_I^V con analisi in tre dimensioni che ricorrono a più submodel e mesh fitte e raffinate. Da queste analisi si ricava il campo di tensione in prossimità dell'apice del difetto e lo si studia (v. Paragrafo 1.2) per ricavare il valore di NSIF o SIF esatto in alcuni punti di interesse. In queste analisi sono impiegati gli elementi tetraedrici a 10 nodi (SOLID187), piani a 4 nodi (PLANE182) e cubici ad 8 nodi (SOLID185).

I valori di K_I^V calcolati con i due metodi vengono poi messi a confronto per verificarne la compatibilità.

Il materiale impiegato è omogeneo isotropo. Sono assegnate le proprietà di un acciaio:

- $E = 206000 \text{ MPa}$;
- $\nu = 0.3$.

Il modello è caricato a trazione sulla piastra principale per lo studio delle sollecitazioni al piede e sull'irrigidimento per lo studio della radice.

Vengono sfruttati i piani di simmetria al fine di ridurre lo sviluppo geometrico del modello numerico. Così facendo si riproduce un ottavo della geometria completa. I carichi sono simmetrici, quindi vengono poste le condizioni di simmetria sui piani di simmetria.

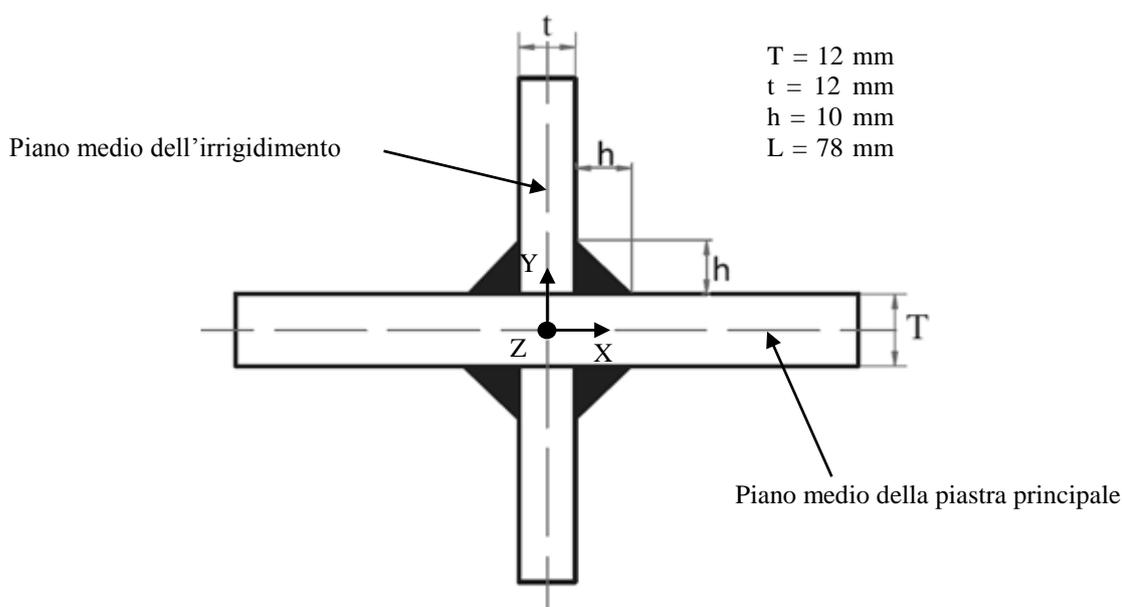


Figura 5.1: Giunto saldato a croce con cordoni d'angolo, la profondità è pari a L [4].

5.1 Analisi mediante il Peak Stress Method

Questo modello impiega gli elementi tetraedrici a 10 nodi (SOLID187) con la formulazione vista nel Capitolo 4: Pure displacement. Il materiale è acciaio omogeneo isotropo. Il modello numerico riproduce solo un ottavo della geometria al fine di diminuire il carico computazionale (Figura 5.2 a). Vengono applicate le condizioni di simmetria sui piani di simmetria. Il carico è di trazione, applicato alla piastra principale o all'irrigidimento in funzione del difetto che si intende studiare.

Si procede a determinare la misura dimensione caratteristica:

- Per sollecitazioni al piede è pari al semispessore della piastra principale; nel caso considerato $a = 6$ mm.
- Per sollecitazioni alla radice è il minore tra la lunghezza della radice (6 mm), il lato del cordone di saldatura (10 mm) ed il semispessore dell'irrigidimento (6 mm); per la geometria in analisi $a = 6$ mm.

Si sceglie come dimensione media di elemento una misura adatta per entrambi i difetti, ovvero $d = 1$ mm. Si verifica facilmente che il rapporto $a/d = 6$ è maggiore del minimo necessario perché il Metodo converga (Paragrafo 4.7).

Si assegna al codice di calcolo la dimensione d e si esegue una mesh free del modello, in Figura 5.2 a si può osservare un dettaglio della mesh. Si noti che gli elementi hanno dimensione uniforme su tutto il volume (tranne su una parte del fianco, ma questo non incide sui risultati dell'analisi come è spiegato nel Capitolo precedente). Una volta risolto il modello a piastre portanti si raccolgono le tensioni di picco lungo il piede della saldatura secondo il sistema di riferimento locale, analogamente nel caso a cordoni portanti si raccolgono lungo la radice. Dall'elenco delle tensioni si escludono i valori relativi ai primi ed ultimi due nodi e per ciascun dato si calcola la media con il precedente ed il successivo. Quindi si stima un valore dK_I^V per ciascun valore di $\sigma_{mediata}$ attraverso la 5.1. I valori delle costanti sono:

- piede: $K_{fe}^{*3D} = 1.24$, $1 - \lambda_1 = 0.326$.
- radice: $K_{fe}^{*3D} = 1.09$, $1 - \lambda_1 = 0.5$.

I calcoli sono riportati in Tabella 5.1 e Tabella 5.2. I grafici delle tensioni sono illustrati in Figura 5.3 e Figura 5.4. I grafici dei SIFs ed NSIFs sono presentati nel Paragrafo 5.3.

Elenco delle tensioni lungo il piede e valori mediati							
S [mm]	$\sigma_{99,9=0,peak}$ [MPa]	$\sigma_{mediata}$ [MPa]	K_I^V [MPa·mm ^{0.326}]	S [mm]	$\sigma_{99,9=0,peak}$ [MPa]	$\sigma_{mediata}$ [MPa]	K_I^V [MPa·mm ^{0.326}]
0	2.15			20	2.11	2.09	2.64
1	1.95			21	2.06	2.08	2.68
2	2.26			22	2.09	2.08	2.73
3	2.26	2.23	3.13	23	2.09	2.09	2.68
4	2.18	2.21	3.01	24	2.08	2.11	2.59
5	2.18	2.16	2.96	25	2.16	2.11	2.51
6	2.12	2.18	2.95	26	2.09	2.08	2.47
7	2.22	2.19	2.91	27	2.01	2.05	2.47
8	2.21	2.22	2.80	28	2.04	2.03	2.50
9	2.24	2.18	2.68	29	2.04	2.08	2.53
10	2.07	2.13	2.55	30	2.15	2.09	2.53
11	2.09	2.11	2.51	31	2.08	2.10	2.54
12	2.16	2.13	2.61	32	2.08	2.06	2.55
13	2.14	2.16	2.71	33	2.02	2.06	2.63
14	2.19	2.15	2.81	34	2.08	2.06	2.73
15	2.12	2.14	2.77	35	2.07	2.08	2.71
16	2.11	2.11	2.69	36	2.11	2.12	2.77
17	2.11	2.09	2.63	37	2.18		
18	2.04	2.09	2.59	38	2.06		
19	2.11	2.09	2.60	39	2.45		

Tabella 5.1: Elenco delle tensioni e calcolo di $\sigma_{mediata}$ e K_I^V relativi al piede della saldatura.

Elenco delle tensioni lungo la radice e valori mediati							
S [mm]	$\sigma_{99,9=0,peak}$ [MPa]	$\sigma_{mediata}$ [MPa]	K_I^V [MPa·mm ^{0.5}]	S [mm]	$\sigma_{99,9=0,peak}$ [MPa]	$\sigma_{mediata}$ [MPa]	K_I^V [MPa·mm ^{0.5}]
0	2.89			20	2.60	2.64	2.09
1	3.54			21	2.71	2.68	2.08
2	3.34			22	2.73	2.73	2.08
3	3.10	3.13	2.23	23	2.76	2.68	2.09
4	2.94	3.01	2.21	24	2.57	2.59	2.11
5	2.99	2.96	2.16	25	2.46	2.51	2.11
6	2.94	2.95	2.18	26	2.50	2.47	2.08
7	2.93	2.91	2.19	27	2.47	2.47	2.05
8	2.88	2.80	2.22	28	2.45	2.50	2.03
9	2.59	2.68	2.18	29	2.59	2.53	2.08
10	2.57	2.55	2.13	30	2.56	2.53	2.09
11	2.51	2.51	2.11	31	2.45	2.54	2.10
12	2.45	2.61	2.13	32	2.62	2.55	2.06
13	2.89	2.71	2.16	33	2.59	2.63	2.06
14	2.80	2.81	2.15	34	2.68	2.73	2.06
15	2.75	2.77	2.14	35	2.91	2.71	2.08
16	2.75	2.69	2.11	36	2.53	2.77	2.12
17	2.56	2.63	2.09	37	2.86		
18	2.59	2.59	2.09	38	2.77		
19	2.61	2.60	2.09	39	2.59		

Tabella 5.2: Elenco delle tensioni e calcolo di $\sigma_{mediata}$ e K_I^V relativi alla radice della saldatura.

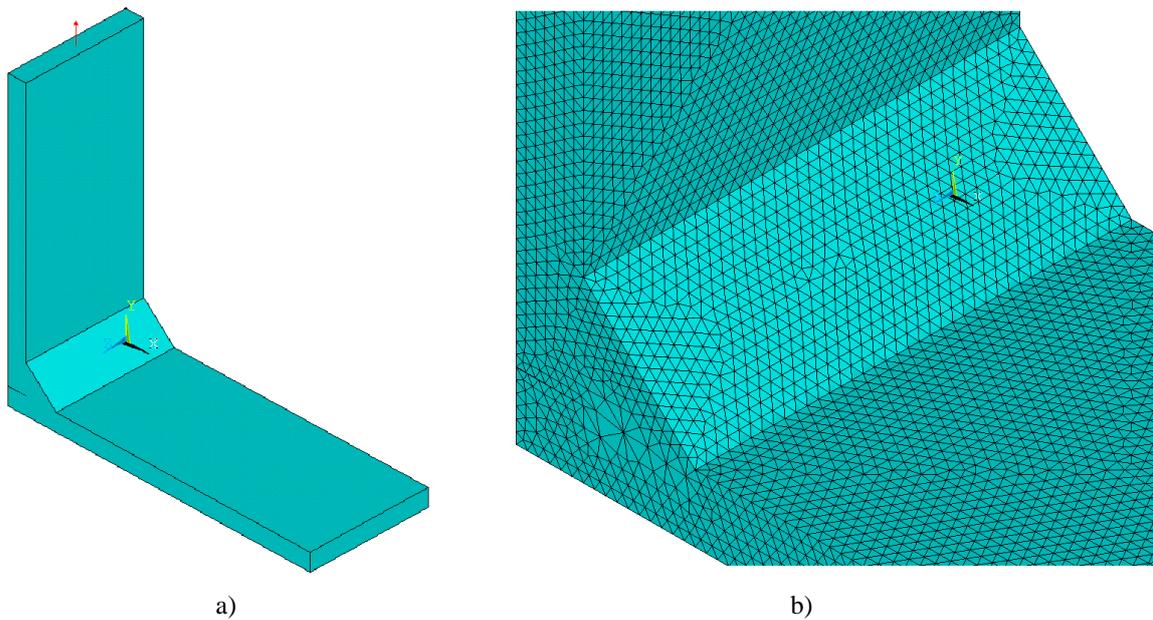


Figura 5.2: a) Modello geometrico della geometria. È illustrato il carico applicato nel caso di sollecitazione a cordoni portanti. b) Dettaglio del piede e della radice del modello numerico, vengono mostrati gli elementi.

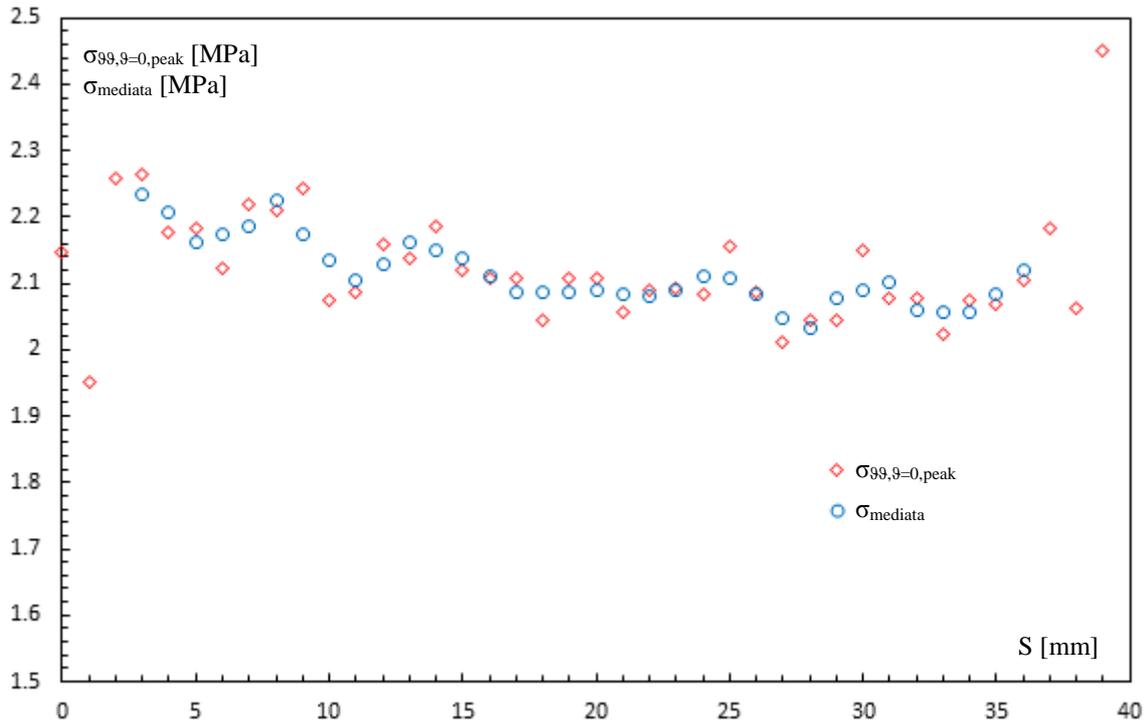


Figura 5.3: Grafico della tensione lungo il piede. Vengono illustrate le tensioni di picco e quelle mediate.

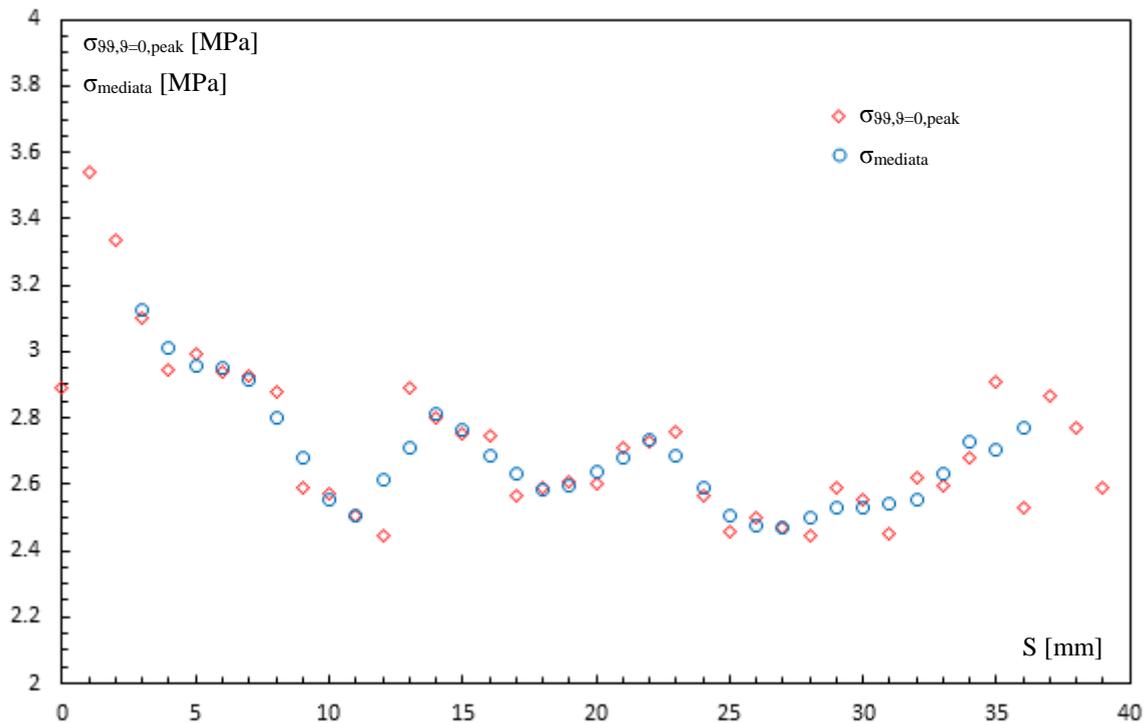


Figura 5.4: Grafico della tensione lungo la radice. Vengono illustrate le tensioni di picco e quelle mediate.

5.2 Modelli numerici per il calcolo di K_I^V

Si desidera calcolare il valore di K_I^V in alcune posizioni del giunto. Per il piede queste posizioni sono a 3, 5 e 30 mm dal fianco libero, per la radice le posizioni sono a 3, 10, 20 e 30 mm. Si devono quindi conoscere i campi di tensione lungo la bisettrice del difetto in queste posizioni. Per calcolare questi campi si deve fare ricorso a più modelli agli elementi finiti secondo la tecnica del submodeling, ovvero si calcolano le tensioni

per passi successivi creando modelli più fini dove la tensione presenta gradienti più elevati. Per una spiegazione completa di questa tecnica si rimanda a testi autorevoli in materia [6, 9].

Il primo modello (coarse model) comprende la geometria completa (sfruttando le simmetrie), si pone il carico scelto alla piastra corretta e le condizioni di simmetria ai piani di simmetria. Viene applicata una mesh omogenea con elementi tetraedrici a 10 nodi (SOLID187, formulazione Pure displacement) con dimensione di elemento di 1 mm. Il risultato è visibile in Figura 5.5 a. Il modello viene risolto, quindi si procede alla creazione del seguente.

Il secondo modello (submodel 1) rappresenta solo la zona della saldatura, qui le tensioni presentano gradienti più elevati rispetto alla parte liscia delle piastre e si impiegano elementi più fini per catturarne l'andamento (SOLID187, Pure displacement, $d = 0.6$ mm, mesh free). Si noti che la geometria non è tagliata in corrispondenza del piede, ma a valle di esso (Figura 5.5 b).

Le condizioni applicate a questo modello derivano dall'interpolazione degli spostamenti del modello precedente sulle superfici di taglio. Si applicano le condizioni di simmetria sul fianco di mezzeria, sul piano medio della piastra principale e dell'irrigidimento.

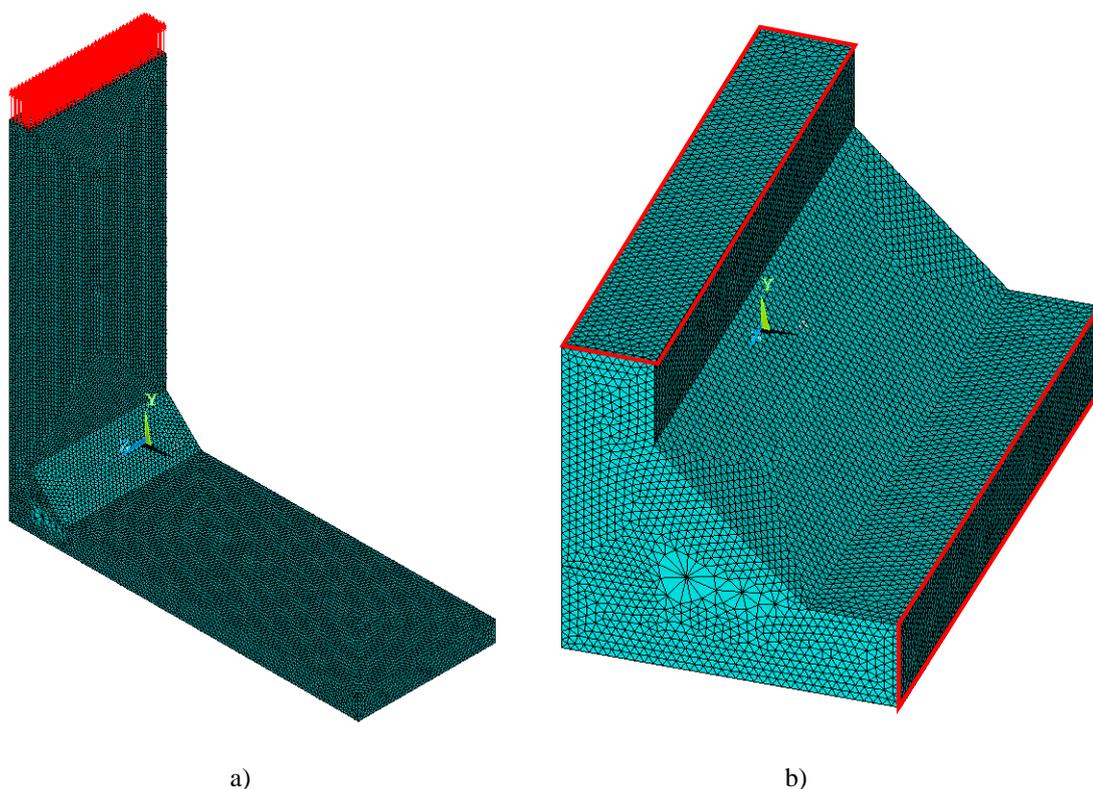


Figura 5.5: a) Coarse model, sono visualizzati gli elementi ed il carico di trazione di tipo cordoni portanti.
b) Submodel 1, sono visualizzati gli elementi e sono indicate le superfici di taglio.

Sul modello del passo precedente si crea un cilindro con raggio di 5 mm il cui asse giace sul piede o sulla radice, quindi si esegue l'intersezione dei due volumi (submodel 2). La geometria è diversa per piede e radice, i due casi sono visibili in Figura 5.6.

Per questo modello si usano elementi con dimensione media $d = 0.3$ mm (SOLID187, Pure displacement, mesh free), vengono applicate le condizioni di simmetria al fianco di mezzeria e si interpolano gli spostamenti del modello precedente per la superficie di taglio.

L'ultimo modello (submodel 3) deve essere riprodotto per ciascuna posizione in cui si intende calcolare il valore di K_I^V , deve essere disposto nello spazio in modo che la posizione di interesse si trovi al centro del modello. La mesh di questo modello deve essere molto regolare per poter calcolare correttamente il campo di tensioni, per questo si segue un procedimento scrupoloso basato sulla tecnica del Concentration KeyPoint:

- 1) Per prima cosa si crea un settore circolare di raggio 1 mm e con apertura uguale al dettaglio oggetto di studio. Quindi si divide in 3 parti da archi di raggio 0.5 mm e 10^{-4} mm.
- 2) Si dividono i due cerchi interni in settori di circa 45° (Figura 5.7).
- 3) Viene impostato un Concentration KeyPoint: selezione del punto al centro dei cerchi, raggio della prima riga degli elementi 2×10^{-5} mm, rapporto dei raggi 1, numero di elementi attorno alla circonferenza 4 ogni 45° .

- 4) Numero di divisioni per gli archi del primo e secondo cerchio: 4 ogni 45° (lo stesso scelto al punto 3), con spacing ratio 1.
- 5) Numero di divisioni per i raggi del primo cerchio: 5, con spacing ratio 1.
- 6) Numero di divisioni per i raggi del secondo cerchio: 48 con spacing ratio 4000.
- 7) Numero di divisioni per l'arco del cerchio esterno pari alla somma delle divisioni sugli archi del secondo cerchio (punto 4).
- 8) Numero di divisioni per gli archi del terzo cerchio: 4 con spacing ratio 2.
- 9) La mesh del primo e del terzo cerchio è free, quella del secondo mapped, si adottano elementi piani a 4 nodi PLANE182 con formulazione Full integration (Figura 5.8).

Il modello 2D così creato deve essere estruso per una lunghezza di 1 mm, così facendo si produce un volume con mesh di elementi cubici ad 8 nodi (SOLID185) con formulazione Full integration. Il numero di divisioni nella direzione ortogonale alla superficie è pari a 10^3 con spacing ratio 1, questa è scelta in modo che gli elementi vicini al difetto siano di forma regolare (Figura 5.9 e Figura 5.10).

Per questo modello si applicano solo le condizioni derivate dall'interpolazione degli spostamenti del modello precedente. Si produce un modello di questo tipo per ogni posizione di interesse. Il campo di tensione deve essere calcolato in base al sistema di riferimento di apice, quindi si procede al calcolo di K_Y^V .

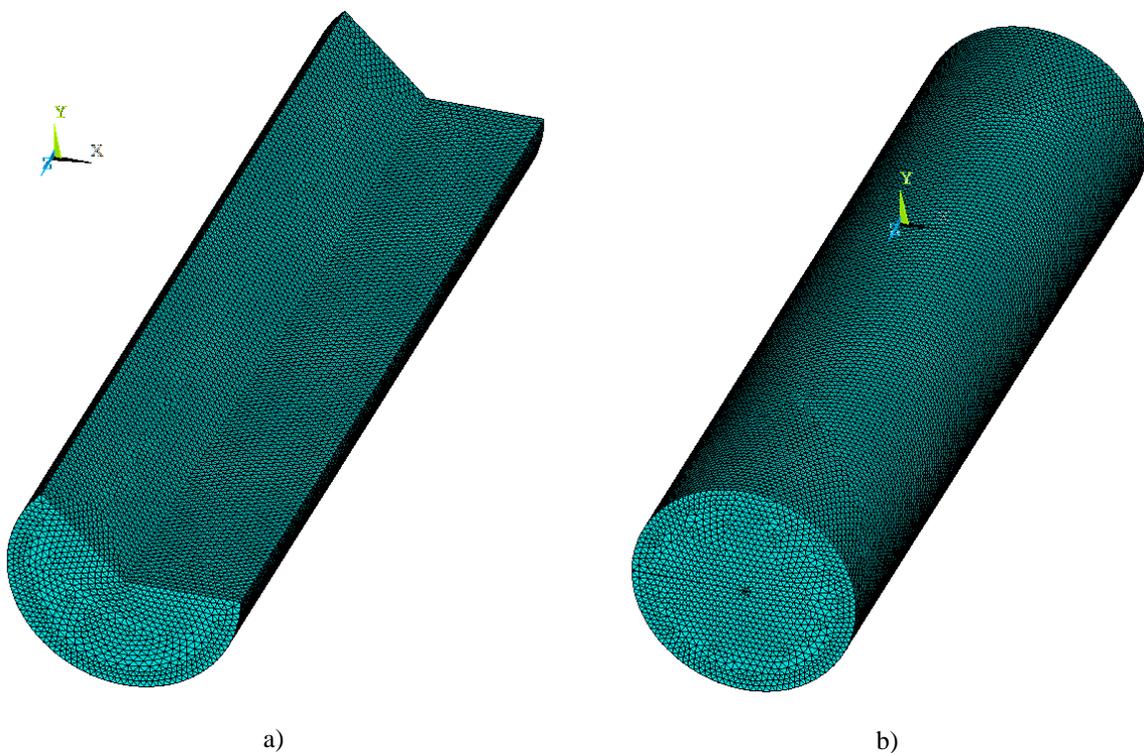


Figura 5.6: Submodel 2 per la zona a) del piede e b) della radice.

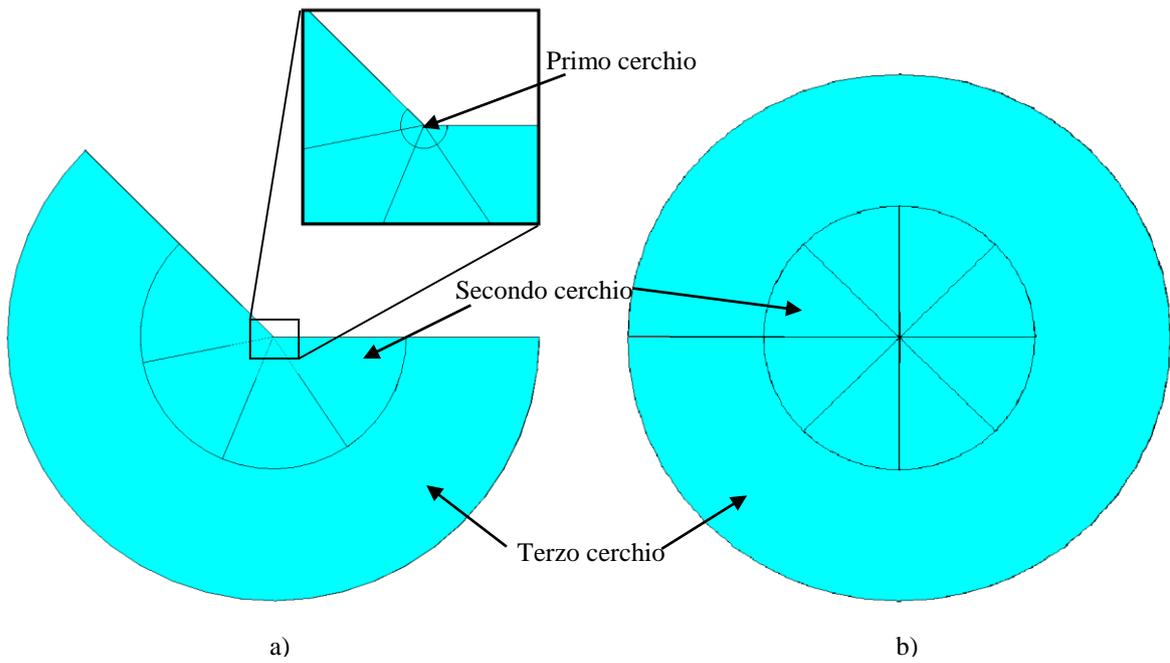


Figura 5.7: Submodel 3, vengono mostrate le aree necessarie a produrre la mesh raffinata per a) il piede e b) la radice.

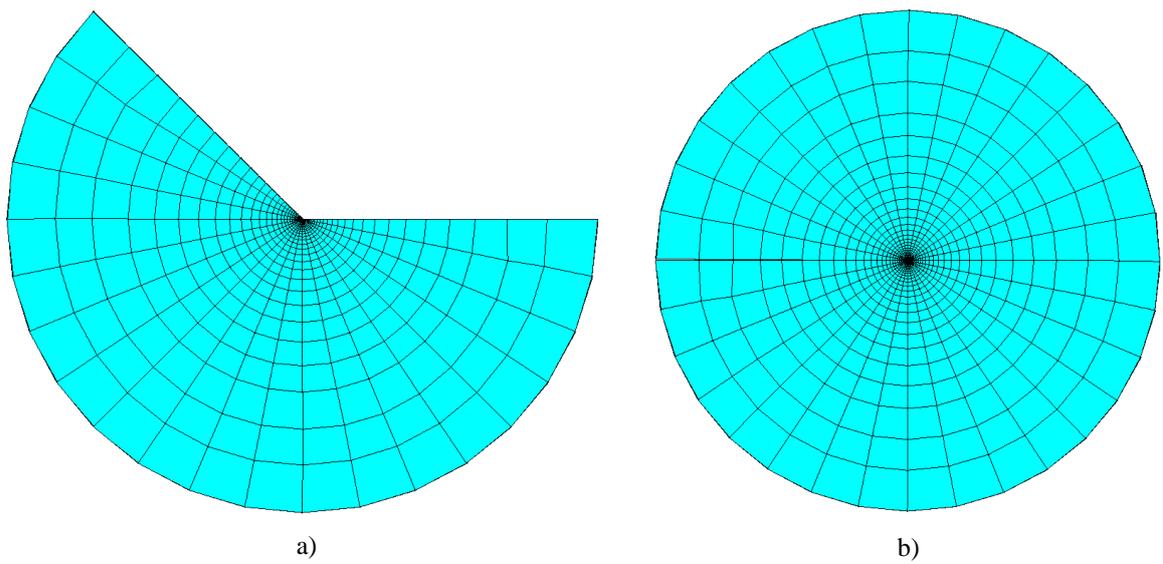


Figura 5.8: Submodel 3, vengono mostrate le mesh prima dell'operazione di estrusione per a) il piede e b) la radice.

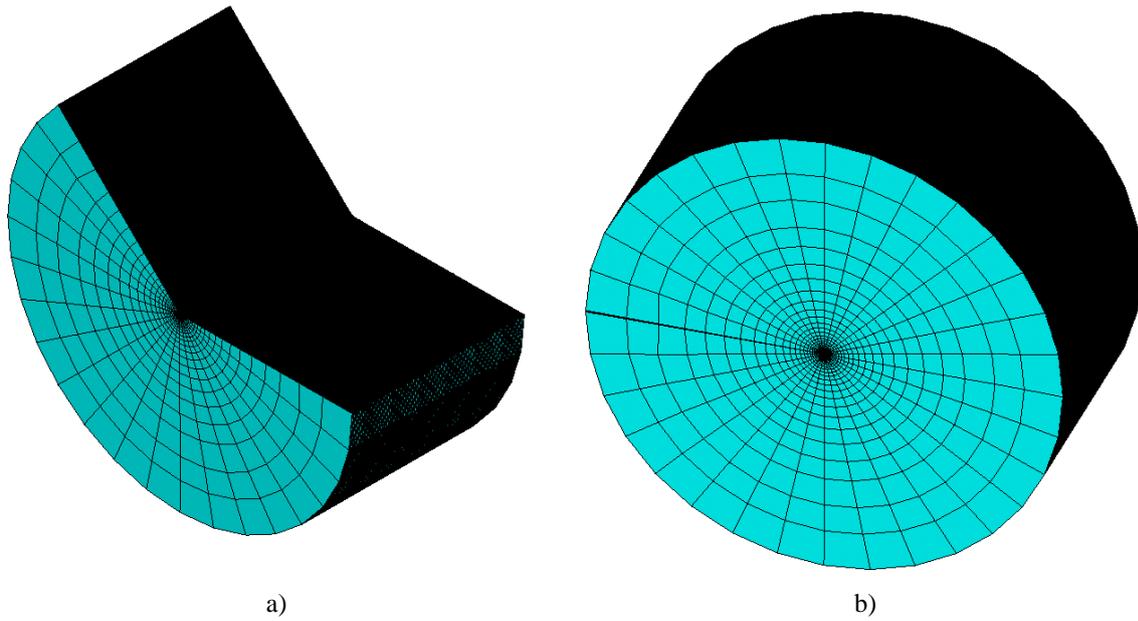


Figura 5.9: Submodel 3, viene mostrata la mesh del volume per a) il piede e b) la radice.

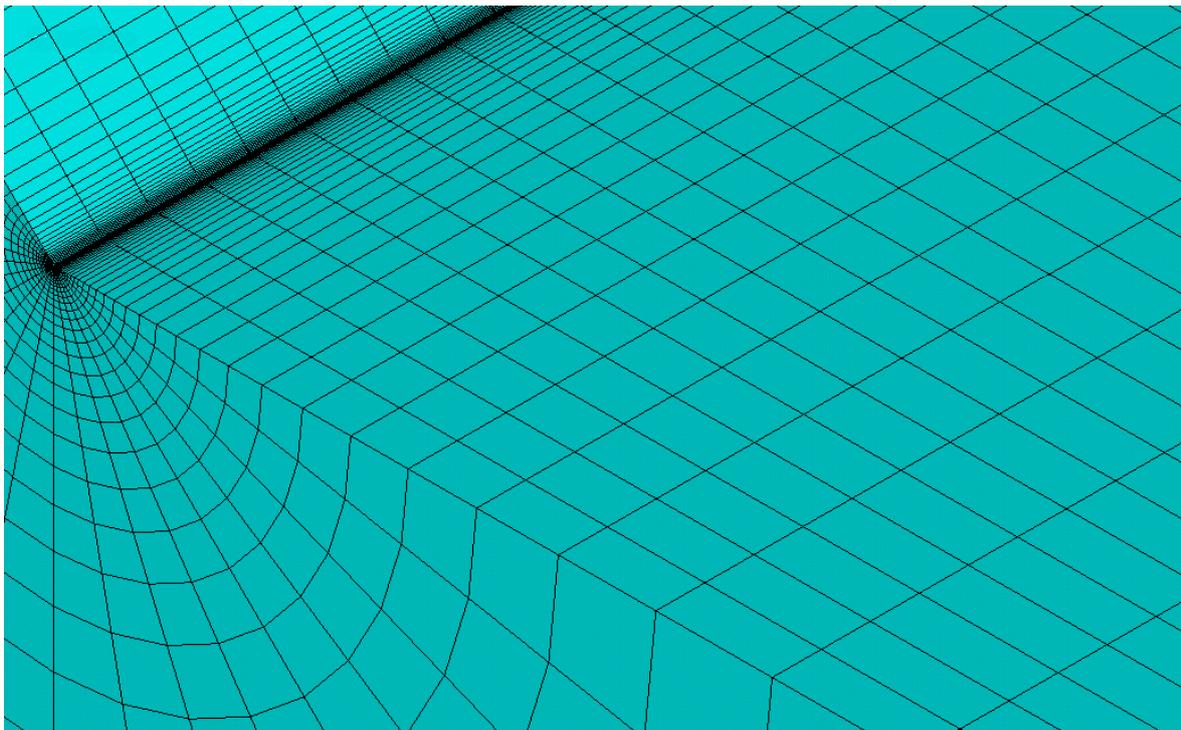


Figura 5.10: Submodel 3, dettaglio della zona presso l'apice del piede.

5.3 Confronto dei risultati

I risultati delle analisi sono riassunti nei grafici di Figura 5.11 e Figura 5.12. Osservandoli si può affermare che i valori offerti dal Peak Stress Method sono sempre corretti entro l'incertezza, se ne deduce che il Metodo può stimare correttamente i SIFs ed NSIFs per giunti saldati carichi a modo 1.

Si vuole sottolineare che il PSM permette di analizzare tutta la lunghezza della saldatura attraverso una singola analisi numerica, questa viene creata e risolta velocemente ed individua il valore massimo di K_I^V . Per ottenere lo stesso risultato con mesh fitte si deve ricorrere a diversi submodel fino a distinguere l'andamento di K_I^V e determinare il suo valore massimo.

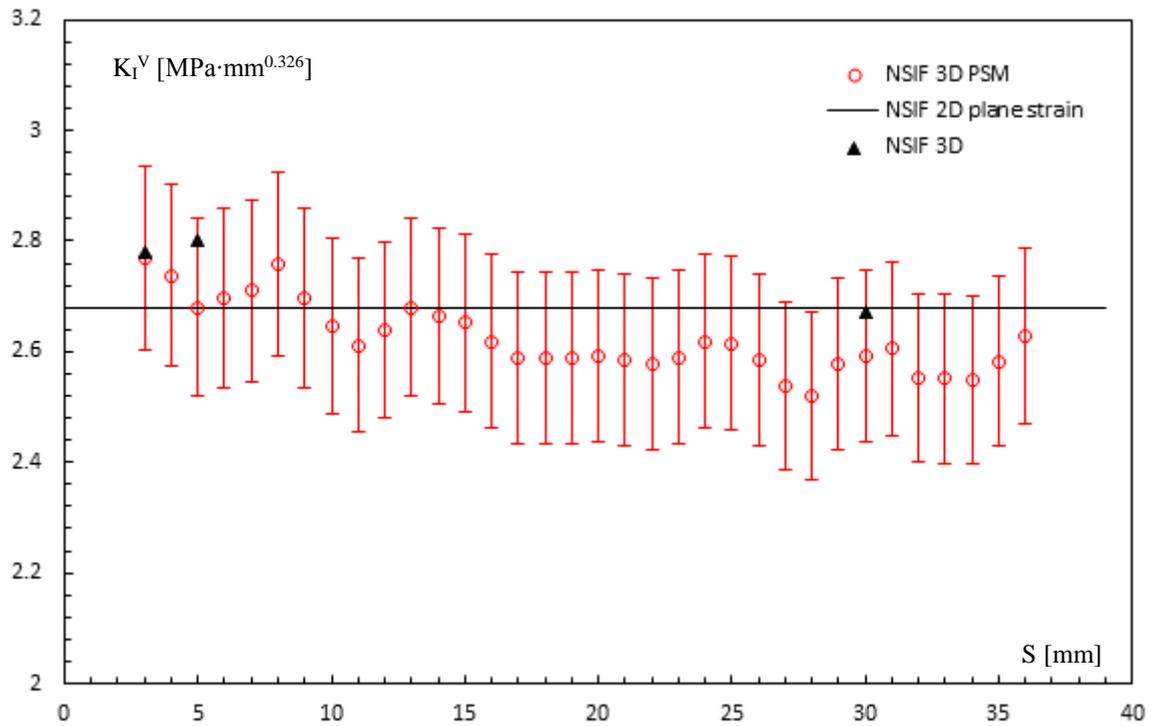


Figura 5.11: Grafico dei valori di K_I^V lungo il piede del cordone di saldatura. I risultati relativi al PSM sono illustrati assieme alla banda di errore del 6%.

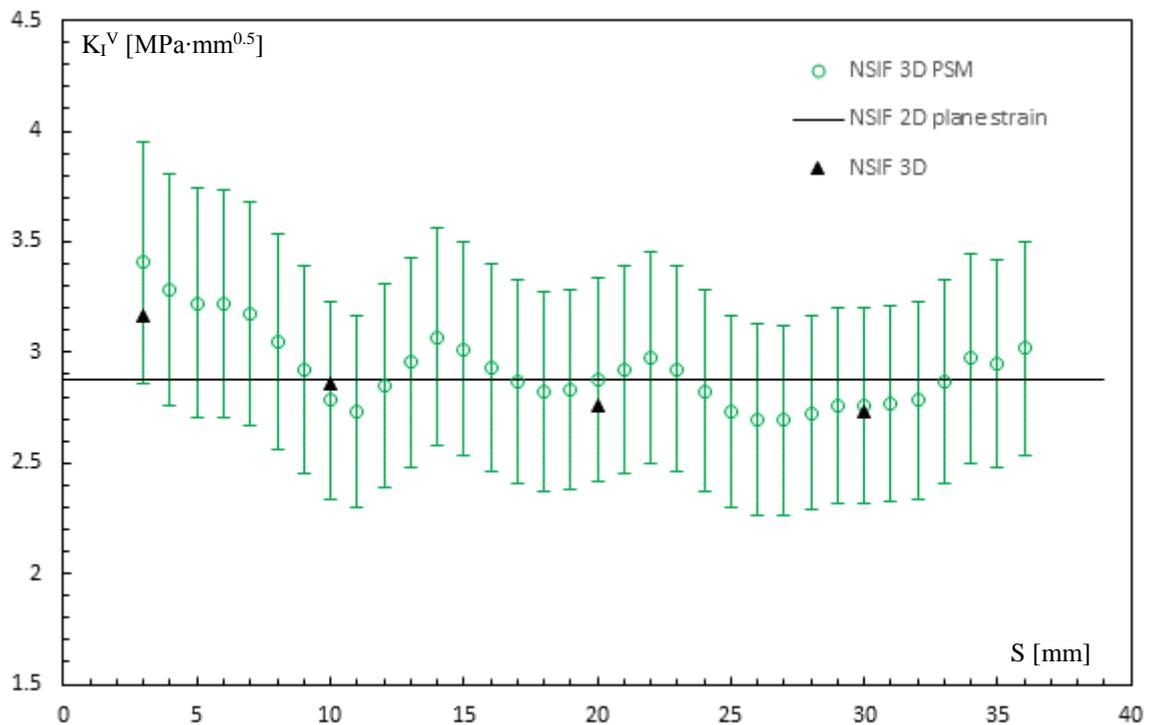


Figura 5.12: Grafico dei valori di K_I^V lungo la radice del cordone di saldatura. I risultati relativi al PSM sono illustrati assieme alla banda di errore del 16%.

CAPITOLO 6: CONCLUSIONI

Gli elementi parabolici si possono impiegare con successo all'interno del Peak Stress Method: rispetto agli elementi lineari permettono l'applicazione del Metodo ad un più vasto campo di geometrie e offrono la possibilità di ridurre ulteriormente il carico computazionale dei modelli numerici.

Il risultato più importante riguarda le analisi a tre dimensioni. Gli elementi tetraedrici lineari (4 nodi) non sono utilizzabili nella analisi del PSM, mentre gli elementi cubici lineari (8 nodi) possono essere impiegati solo estrudendo una superficie, questo limita molto il loro campo di applicabilità e le geometrie analizzabili. Gli elementi tetraedrici a 10 nodi possono essere applicati a qualsiasi geometria a tre dimensioni e restituiscono risultati soddisfacenti per la previsione degli NSIFs.

Uno degli impieghi più suggestivi riguarda l'analisi di grosse strutture (navi, dighe, paratoie,...) i cui modelli agli elementi finiti richiedono capacità di calcolo soddisfatte solo da supercomputer. Attraverso il Peak Stress Method si può diminuire questa richiesta e ridurre i costi di affitto dei calcolatori.

La mesh impiegata nel PSM è ottenuta senza preparare in modo particolare i volumi o le superfici. Questo elemento contribuisce a diminuire il tempo per ottenere i risultati.

Alcuni codici di calcolo agli elementi finiti (ad es Strauss) devono usare elementi parabolici per modellare geometrie curve. In questi casi risultano indispensabili gli elementi piani quadrangolari ad 8 nodi calibrati nella presente tesi.

Gli elementi parabolici convergono per valori minori rispetto ai rispettivi elementi lineari (Tabella 6.1). Per gli elementi piani armonici al piede si ha un aumento di a/d minimo (3 per gli elementi lineari, 8 per quelli parabolici), ma alla radice si ha una diminuzione (12 per gli elementi lineari, 8 per quelli parabolici).

Valori di a/d minimi per la convergenza			
Elemento	Sollecitazione	El. lineare	El. parabolico
piano quadrangolare	Modo 1	3	2
piano quadrangolare	Modo 2	14	2
piano armonico quadrangolare	Modo 3	piede: 3 radice: 12	8

Tabella 6.1: Valori minimi del rapporto a/d necessari perché il Peak Stress Method sia applicabile, confronto tra elementi lineari ed elementi parabolici.

Si osserva che gli elementi parabolici sono sensibili all'angolo di apertura dell'intaglio. Nella tesi questo fenomeno è affrontato definendo una costante K_{fe} per ogni angolo di apertura, ma può rivelarsi un aspetto interessante per studi futuri.

6.1 Elementi piani quadrangolari ad 8 nodi

Sono calibrati gli elementi quadrangolari ad 8 nodi con formulazione Plane strain, Pure displacement e con schema dei punti di integrazione di Gauss 2×2 . Per le sollecitazioni di modo 1 hanno costante $K_{fe}^* = 1.03$ con una incertezza del 10% (Figura 6.1); questa è più ampia dei rispettivi elementi lineari (3%), ma il risultato è comunque di interesse per i motivi illustrati all'inizio di questo Capitolo.

Per sollecitazioni di modo 2 la costante K_{fe}^{**} è pari a 1.44 con incertezza del 3%. Si propone il grafico di convergenza con i solo valori interi di a/d (Figura 6.2).

Per entrambi i modi di sollecitazioni il Metodo è applicabile per $a/d \geq 2$.

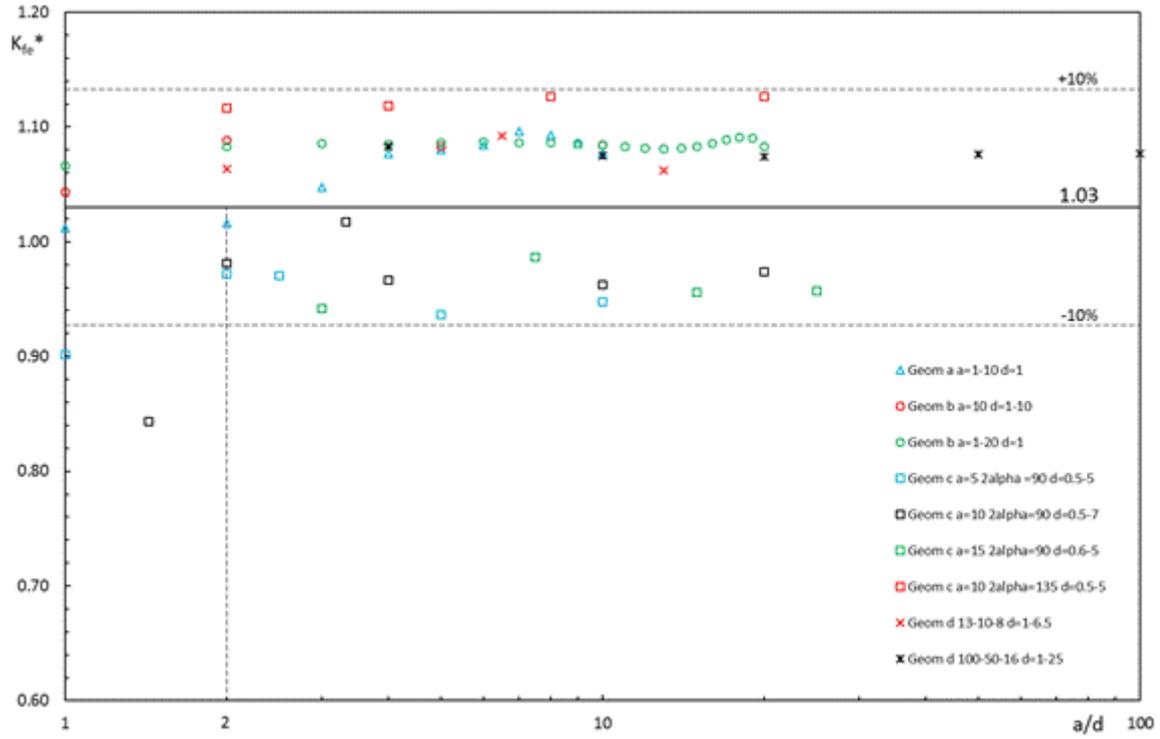


Figura 6.1: Grafico di convergenza per elementi piani quadrangolari ad 8 nodi sollecitati a modo 1.

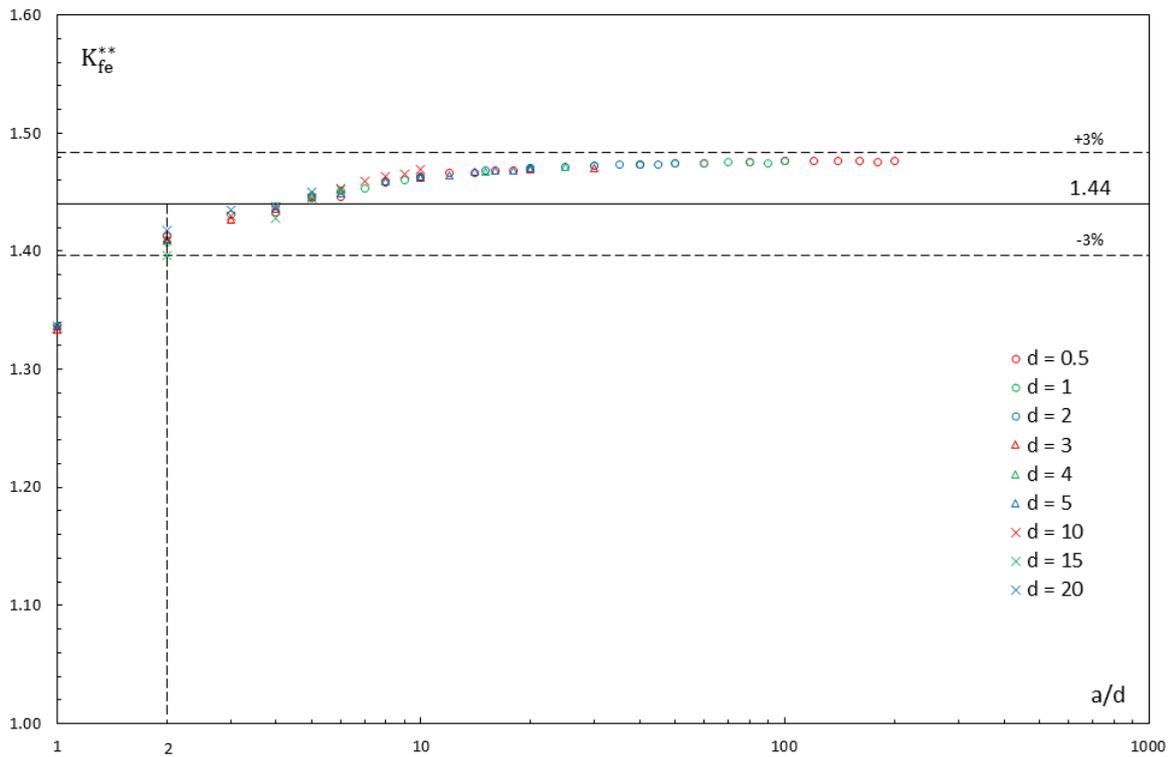


Figura 6.2: Grafico di convergenza per elementi piani quadrangolari ad 8 nodi sollecitati a modo 2.

6.2 Elementi piani armonici quadrangolari ad 8 nodi

Gli elementi armonici quadrangolari ad 8 nodi sono calibrati con schema dei punti di integrazione di Gauss 2×2 e sollecitazione di modo 3. Per lo studio del piede la costante $K_{fe, toe}^{***}$ è pari a 1.44, mentre per la radice $K_{fe, root}^{***} = 1.26$. La stima di K_I^V è affetta da una incertezza del 3%, il Metodo è applicabile per $a/d \geq 8$ (Figura 6.3).

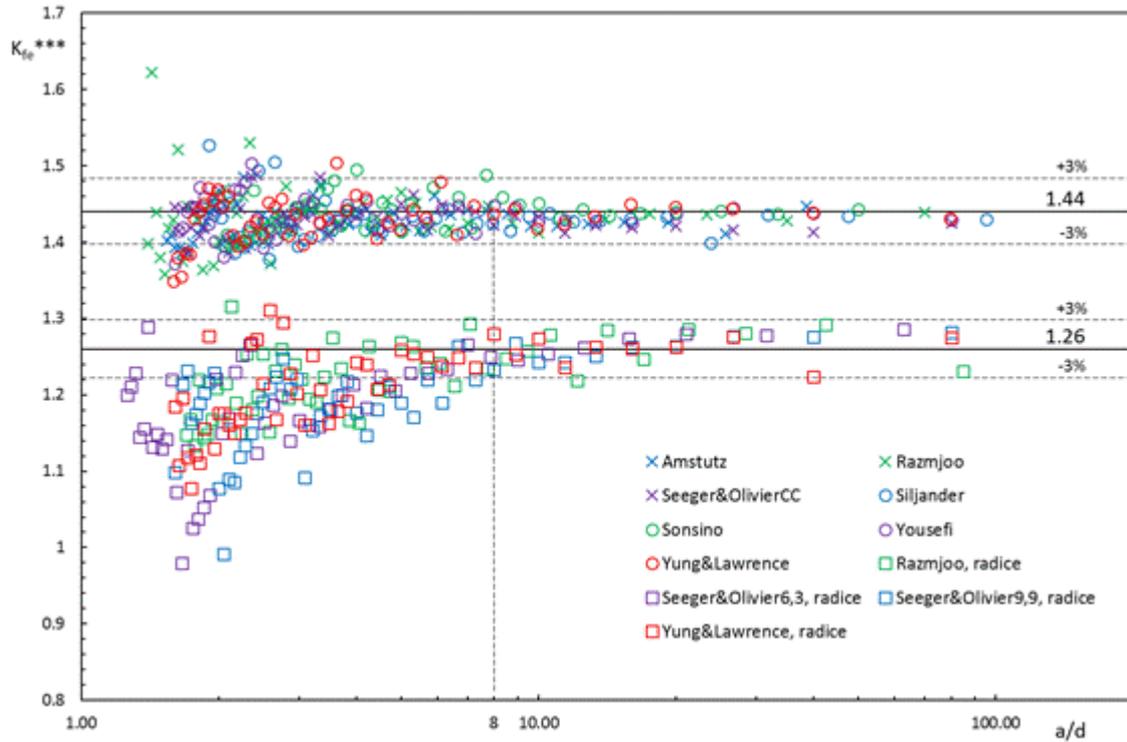


Figura 6.3: Grafico di convergenza per elementi piani armonici quadrangolari ad 8 nodi sollecitati a modo 3.

6.3 Elementi tetraedrici a 10 nodi

Gli elementi tetraedrici a 10 nodi sono calibrati con formulazione Pure displacement e 4 punti di Gauss, è applicata una sollecitazione di modo 1. Si distinguono due valori della costante per piede e radice. Per il piede $K_{fe, toe}^{*3D} = 1.24$ con incertezza del 6%, mentre per la radice $K_{fe, root}^{*3D} = 1.09$ con incertezza del 16%. Il Metodo converge per $a/d \geq 1$ (Figura 6.4 e Figura 6.5).

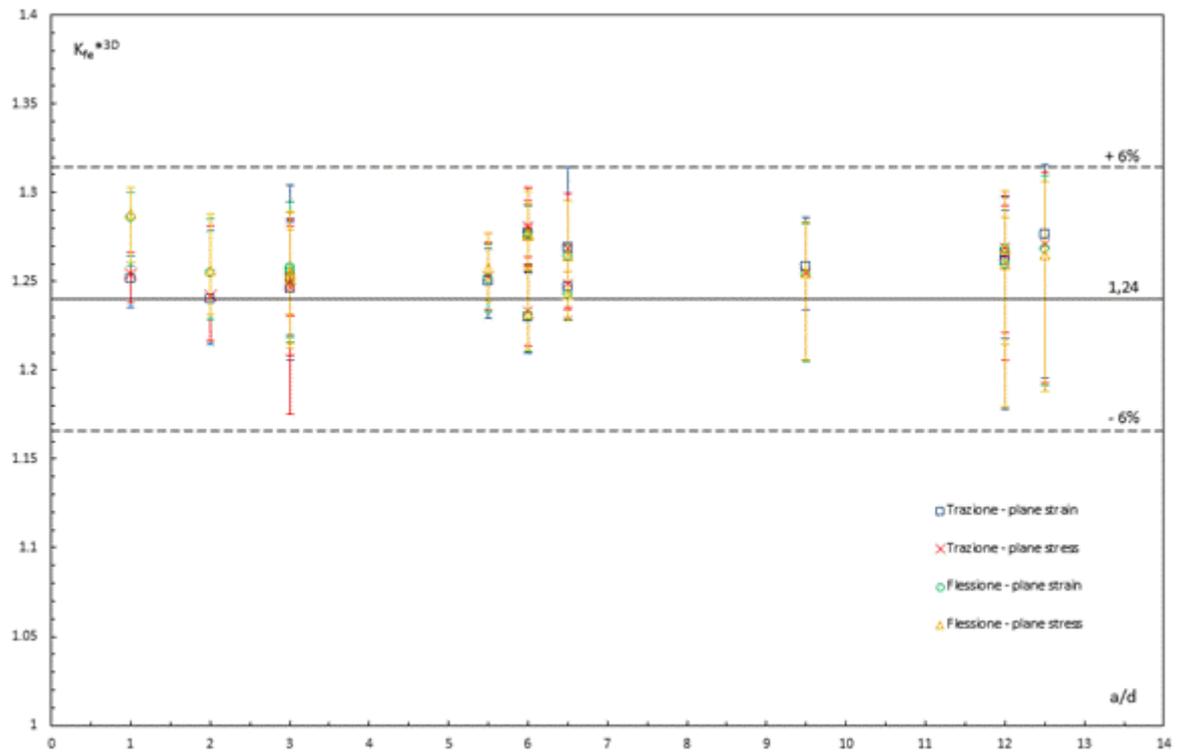


Figura 6.4: Grafico di convergenza per elementi tetraedrici a 10 nodi, sollecitazioni di modo 1 al piede.

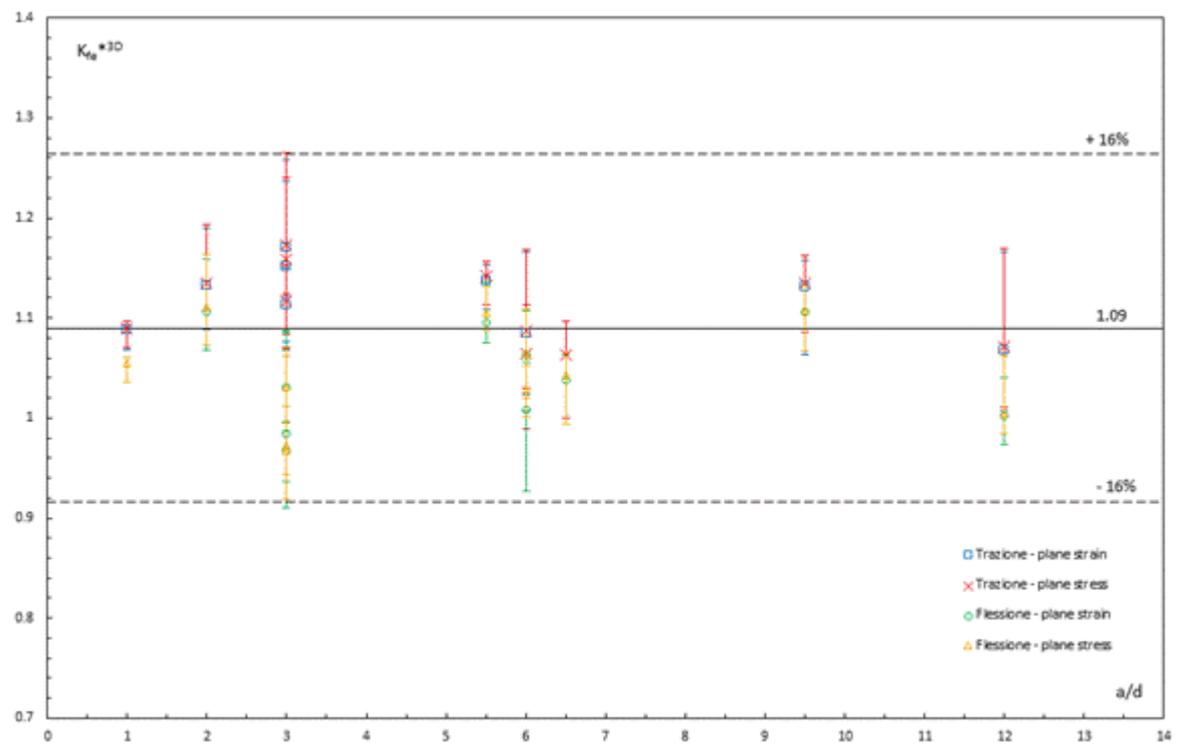


Figura 6.5: Grafico di convergenza per elementi tetraedrici a 10 nodi, sollecitazioni di modo 1 alla radice.

APPENDICE: RISULTATI MODO 3

A.1 Sonsino

d [mm]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}$ [Mpa]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}/\tau_{\text{nom}}$	a/d	K_{fe}^{***}
0.3	2.43	2.43	33.33	1.44
0.4	2.28	2.28	25.00	1.44
0.5	2.19	2.19	20.00	1.44
0.6	2.11	2.11	16.67	1.44
0.7	2.05	2.05	14.29	1.43
0.8	1.99	1.99	12.50	1.44
0.9	1.95	1.95	11.11	1.43
1	1.89	1.89	10.00	1.45
1.1	1.86	1.86	9.09	1.45
1.2	1.81	1.81	8.33	1.46
1.3	1.75	1.75	7.69	1.49
1.4	1.81	1.81	7.14	1.42
1.5	1.73	1.73	6.67	1.46
1.6	1.76	1.76	6.25	1.42
1.7	1.67	1.67	5.88	1.47
1.8	1.72	1.72	5.56	1.42
1.9	1.66	1.66	5.26	1.45
2	1.69	1.69	5.00	1.41
2.1	1.64	1.64	4.76	1.44
2.2	1.61	1.61	4.55	1.45
2.3	1.63	1.63	4.35	1.43
2.4	1.62	1.62	4.17	1.42
2.5	1.53	1.53	4.00	1.49
2.6	1.57	1.57	3.85	1.44
2.7	1.58	1.58	3.70	1.42
2.8	1.51	1.51	3.57	1.48
2.9	1.51	1.51	3.45	1.47
3	1.52	1.52	3.33	1.44
3.1	1.51	1.51	3.23	1.45
3.2	1.50	1.50	3.13	1.45
3.3	1.49	1.49	3.03	1.45
3.4	1.48	1.48	2.94	1.45
3.5	1.49	1.49	2.86	1.43
3.6	1.50	1.50	2.78	1.41
3.7	1.48	1.48	2.70	1.43
3.8	1.47	1.47	2.63	1.43
3.9	1.47	1.47	2.56	1.42
4	1.47	1.47	2.50	1.41
4.1	1.47	1.47	2.44	1.40
4.2	1.40	1.40	2.38	1.47
4.3	1.45	1.45	2.33	1.41
4.4	1.45	1.45	2.27	1.40
4.5	1.45	1.45	2.22	1.40
4.6	1.44	1.44	2.17	1.40
4.7	1.44	1.44	2.13	1.39
4.8	1.42	1.42	2.08	1.41
4.9	1.43	1.43	2.04	1.40
5	1.36	1.36	2.00	1.46

Tabella 0.1: Risultati numerici relativi al piede della geometria Sonsino. Per questa bisogna considerare: $a = 10$ mm, $K_{\text{III}}^V = 2.74 \text{ MPa mm}^{0.2}$, $1 - \lambda_3 = 0.2$, $\tau_{\text{nom}} = 1$ MPa.

A.2 Yousefi et al.

d [mm]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}$ [Mpa]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}/\tau_{\text{nom}}$	a/d	K_{fe}^{***}
0.1	3.85	2.96	80.00	1.43
0.2	3.33	2.56	40.00	1.44
0.3	3.06	2.35	26.67	1.44
0.4	2.90	2.23	20.00	1.44
0.5	2.80	2.15	16.00	1.42
0.6	2.69	2.07	13.33	1.43
0.7	2.61	2.01	11.43	1.43
0.8	2.54	1.95	10.00	1.43
0.9	2.45	1.89	8.89	1.45
1	2.40	1.84	8.00	1.45
1.1	2.41	1.86	7.27	1.41
1.2	2.31	1.78	6.67	1.45
1.3	2.28	1.75	6.15	1.44
1.4	2.28	1.75	5.71	1.42
1.5	2.24	1.72	5.33	1.43
1.6	2.20	1.69	5.00	1.44
1.7	2.20	1.69	4.71	1.42
1.8	2.18	1.68	4.44	1.42
1.9	2.10	1.62	4.21	1.45
2	2.10	1.62	4.00	1.44
2.1	2.07	1.59	3.81	1.45
2.2	2.08	1.60	3.64	1.43
2.3	2.07	1.59	3.48	1.42
2.4	2.04	1.57	3.33	1.42
2.5	1.99	1.53	3.20	1.45
2.6	1.97	1.51	3.08	1.46
2.7	1.97	1.51	2.96	1.45
2.8	1.98	1.52	2.86	1.43
2.9	1.97	1.51	2.76	1.43
3	1.99	1.53	2.67	1.40
3.1	1.96	1.50	2.58	1.41
3.2	1.98	1.52	2.50	1.39
3.3	1.91	1.47	2.42	1.43
3.4	1.81	1.39	2.35	1.50
3.5	1.83	1.41	2.29	1.48
3.6	1.83	1.41	2.22	1.47
3.7	1.82	1.40	2.16	1.47
3.8	1.89	1.45	2.11	1.41
3.9	1.91	1.47	2.05	1.38
4	1.82	1.40	2.00	1.45
4.1	1.87	1.44	1.95	1.40
4.2	1.83	1.41	1.90	1.42
4.3	1.78	1.37	1.86	1.46
4.4	1.75	1.35	1.82	1.47
4.5	1.78	1.37	1.78	1.45
4.6	1.77	1.36	1.74	1.45
4.7	1.77	1.36	1.70	1.44
4.8	1.79	1.37	1.67	1.42
4.9	1.79	1.37	1.63	1.41
5	1.83	1.41	1.60	1.37

Tabella 0.2: Risultati numerici relativi al piede della geometria Yousefi. Per questa bisogna considerare: $a = 8$ mm, $K_{III}^V = 2.67$ MPa mm^{0.2}, $1 - \lambda_3 = 0.2$, $\tau_{\text{nom}} = 1.3$ MPa.

A.3 Amstutz et al.

d [mm]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}$ [Mpa]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}/\tau_{\text{nom}}$	a/d	K_{fe}^{***}
0.2	3.24	2.53	38.50	1.45
0.3	3.07	2.39	25.67	1.41
0.4	2.87	2.23	19.25	1.43
0.5	2.74	2.13	15.40	1.43
0.6	2.65	2.06	12.83	1.42
0.7	2.57	2.00	11.00	1.42
0.8	2.50	1.95	9.63	1.42
0.9	2.42	1.88	8.56	1.44
1	2.36	1.84	7.70	1.44
1.1	2.32	1.80	7.00	1.44
1.2	2.28	1.78	6.42	1.44
1.3	2.21	1.72	5.92	1.46
1.4	2.25	1.75	5.50	1.41
1.5	2.21	1.72	5.13	1.42
1.6	2.15	1.68	4.81	1.44
1.7	2.17	1.69	4.53	1.41
1.8	2.14	1.67	4.28	1.41
1.9	2.08	1.62	4.05	1.44
2	2.08	1.62	3.85	1.42
2.1	2.06	1.61	3.67	1.42
2.2	2.03	1.58	3.50	1.43
2.3	1.95	1.52	3.35	1.48
2.4	1.95	1.52	3.21	1.46
2.5	1.97	1.53	3.08	1.44
2.6	1.95	1.52	2.96	1.44
2.7	1.95	1.52	2.85	1.43
2.8	1.94	1.51	2.75	1.42
2.9	1.91	1.49	2.66	1.44
3	1.95	1.52	2.57	1.40
3.1	1.89	1.47	2.48	1.44
3.2	1.93	1.50	2.41	1.40
3.3	1.92	1.50	2.33	1.40
3.4	1.79	1.40	2.26	1.48
3.5	1.83	1.42	2.20	1.45
3.6	1.88	1.46	2.14	1.40
3.7	1.87	1.45	2.08	1.40
3.8	1.86	1.45	2.03	1.40
3.9	1.79	1.40	1.97	1.45
4	1.79	1.40	1.93	1.44
4.1	1.80	1.40	1.88	1.43
4.2	1.80	1.40	1.83	1.42
4.3	1.80	1.40	1.79	1.41
4.4	1.81	1.41	1.75	1.40
4.5	1.81	1.41	1.71	1.39
4.6	1.81	1.41	1.67	1.39
4.7	1.79	1.40	1.64	1.39
4.8	1.79	1.39	1.60	1.39
4.9	1.76	1.37	1.57	1.41
5	1.76	1.37	1.54	1.40

Tabella 0.3: Risultati numerici relativi al piede della geometria Amstutz. Per questa bisogna considerare: $a = 7.7$ mm, $K_{III}^V = 2.65$ MPa mm^{0.2}, $1 - \lambda_3 = 0.2$, $\tau_{\text{nom}} = 1.28$ MPa.

A.4 Razmjoo

d [mm]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}$ [Mpa]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}/\tau_{\text{nom}}$	a/d	K_{fe}^{***}
0.1	8.24	2.86	70.00	1.44
0.2	7.23	2.51	35.00	1.43
0.3	6.63	2.30	23.33	1.44
0.4	6.26	2.17	17.50	1.44
0.5	6.01	2.09	14.00	1.43
0.6	5.80	2.02	11.67	1.43
0.7	5.69	1.98	10.00	1.41
0.8	5.49	1.91	8.75	1.42
0.9	5.28	1.83	7.78	1.45
1	5.25	1.82	7.00	1.42
1.1	5.18	1.80	6.36	1.42
1.2	5.08	1.77	5.83	1.42
1.3	4.89	1.70	5.38	1.45
1.4	4.77	1.66	5.00	1.47
1.5	4.74	1.65	4.67	1.45
1.6	4.79	1.66	4.38	1.42
1.7	4.64	1.61	4.12	1.45
1.8	4.63	1.61	3.89	1.44
1.9	4.62	1.61	3.68	1.42
2	4.61	1.60	3.50	1.41
2.1	4.38	1.52	3.33	1.47
2.2	4.43	1.54	3.18	1.44
2.3	4.40	1.53	3.04	1.44
2.4	4.44	1.54	2.92	1.42
2.5	4.23	1.47	2.80	1.47
2.6	4.31	1.50	2.69	1.44
2.7	4.47	1.55	2.59	1.37
2.8	4.28	1.49	2.50	1.42
2.9	4.28	1.49	2.41	1.41
3	3.93	1.36	2.33	1.53
3.1	4.09	1.42	2.26	1.46
3.2	4.12	1.43	2.19	1.44
3.3	4.06	1.41	2.12	1.45
3.4	3.99	1.39	2.06	1.47
3.5	4.16	1.44	2.00	1.40
3.6	4.23	1.47	1.94	1.37
3.7	3.98	1.38	1.89	1.45
3.8	4.20	1.46	1.84	1.36
3.9	3.99	1.39	1.79	1.43
4	3.94	1.37	1.75	1.44
4.1	3.90	1.35	1.71	1.45
4.2	4.09	1.42	1.67	1.37
4.3	3.67	1.28	1.63	1.52
4.4	3.90	1.35	1.59	1.43
4.5	3.91	1.36	1.56	1.42
4.6	4.06	1.41	1.52	1.36
4.7	3.98	1.38	1.49	1.38
4.8	3.80	1.32	1.46	1.44
4.9	3.36	1.17	1.43	1.62
5	3.88	1.35	1.40	1.40

Tabella 0.4: Risultati numerici relativi al piede della geometria Razmjoo. Per questa bisogna considerare: $a = 7$ mm, $K_{III}^V = 2.6$ MPa mm^{0.2}, $1 - \lambda_3 = 0.2$, $\tau_{\text{nom}} = 2.88$ MPa.

d [mm]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}$ [Mpa]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}/\tau_{\text{nom}}$	a/d	K_{fe}^{***}
0.1	8.29	2.88	85.00	1.23
0.2	5.58	1.94	42.50	1.29
0.3	4.60	1.60	28.33	1.28
0.4	3.96	1.38	21.25	1.29
0.5	3.66	1.27	17.00	1.25
0.6	3.24	1.13	14.17	1.28
0.7	3.16	1.10	12.14	1.22
0.8	2.82	0.98	10.63	1.28
0.9	2.70	0.94	9.44	1.26
1	2.58	0.90	8.50	1.25
1.1	2.49	0.87	7.73	1.23
1.2	2.28	0.79	7.08	1.29
1.3	2.33	0.81	6.54	1.21
1.4	2.19	0.76	6.07	1.24
1.5	2.13	0.74	5.67	1.24
1.6	2.02	0.70	5.31	1.26
1.7	1.95	0.68	5.00	1.27
1.8	1.99	0.69	4.72	1.20
1.9	1.94	0.67	4.47	1.21
2	1.80	0.63	4.25	1.26
2.1	1.91	0.66	4.05	1.16
2.2	1.86	0.65	3.86	1.17
2.3	1.72	0.60	3.70	1.23
2.4	1.63	0.57	3.54	1.28
2.5	1.67	0.58	3.40	1.22
2.6	1.68	0.58	3.27	1.19
2.7	1.64	0.57	3.15	1.19
2.8	1.58	0.55	3.04	1.22
2.9	1.53	0.53	2.93	1.24
3	1.56	0.54	2.83	1.20
3.1	1.45	0.50	2.74	1.26
3.2	1.46	0.51	2.66	1.23
3.3	1.54	0.54	2.58	1.15
3.4	1.39	0.48	2.50	1.25
3.5	1.44	0.50	2.43	1.20
3.6	1.44	0.50	2.36	1.18
3.7	1.34	0.46	2.30	1.25
3.8	1.44	0.50	2.24	1.15
3.9	1.37	0.48	2.18	1.19
4	1.22	0.43	2.13	1.32
4.1	1.31	0.46	2.07	1.21
4.2	1.35	0.47	2.02	1.16
4.3	1.29	0.45	1.98	1.21
4.4	1.32	0.46	1.93	1.17
4.5	1.32	0.46	1.89	1.15
4.6	1.31	0.46	1.85	1.14
4.7	1.22	0.42	1.81	1.22
4.8	1.30	0.45	1.77	1.13
4.9	1.25	0.43	1.73	1.17
5	1.26	0.44	1.70	1.15

Tabella 0.5: Risultati numerici relativi alla radice della geometria Razmjoo. Per questa bisogna considerare: $a = 8.5$ mm, $K_{\text{III}}^V = 1.12$ MPa mm^{0.5}, $1 - \lambda_3 = 0.5$, $\tau_{\text{nom}} = 2.88$ MPa.

A.5 Seeger and Olivier a completa compenetrazione

d [mm]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}$ [Mpa]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}/\tau_{\text{nom}}$	a/d	K_{fe}^{***}
0.1	2.71	2.96	80.00	1.42
0.2	2.38	2.60	40.00	1.41
0.3	2.19	2.39	26.67	1.42
0.4	2.06	2.25	20.00	1.42
0.5	1.97	2.15	16.00	1.42
0.6	1.90	2.07	13.33	1.42
0.7	1.85	2.02	11.43	1.41
0.8	1.78	1.94	10.00	1.43
0.9	1.73	1.89	8.89	1.43
1	1.71	1.87	8.00	1.42
1.1	1.66	1.81	7.27	1.44
1.2	1.63	1.78	6.67	1.44
1.3	1.60	1.74	6.15	1.45
1.4	1.61	1.76	5.71	1.42
1.5	1.53	1.68	5.33	1.46
1.6	1.53	1.67	5.00	1.45
1.7	1.53	1.67	4.71	1.43
1.8	1.51	1.65	4.44	1.43
1.9	1.48	1.62	4.21	1.44
2	1.48	1.62	4.00	1.43
2.1	1.47	1.60	3.81	1.43
2.2	1.46	1.60	3.64	1.42
2.3	1.46	1.60	3.48	1.41
2.4	1.38	1.50	3.33	1.49
2.5	1.41	1.54	3.20	1.44
2.6	1.40	1.53	3.08	1.43
2.7	1.40	1.53	2.96	1.42
2.8	1.39	1.52	2.86	1.42
2.9	1.37	1.50	2.76	1.44
3	1.37	1.49	2.67	1.43
3.1	1.38	1.50	2.58	1.41
3.2	1.36	1.49	2.50	1.42
3.3	1.29	1.41	2.42	1.49
3.4	1.28	1.40	2.35	1.49
3.5	1.36	1.49	2.29	1.39
3.6	1.30	1.43	2.22	1.44
3.7	1.34	1.46	2.16	1.40
3.8	1.34	1.47	2.11	1.39
3.9	1.29	1.41	2.05	1.44
4	1.26	1.37	2.00	1.47
4.1	1.26	1.37	1.95	1.46
4.2	1.27	1.39	1.90	1.44
4.3	1.28	1.40	1.86	1.42
4.4	1.29	1.40	1.82	1.41
4.5	1.25	1.36	1.78	1.45
4.6	1.26	1.38	1.74	1.42
4.7	1.29	1.41	1.70	1.38
4.8	1.23	1.35	1.67	1.44
4.9	1.25	1.37	1.63	1.41
5	1.22	1.33	1.60	1.45

Tabella 0.6: Risultati numerici relativi al piede della geometria Seeger and Olivier. Per questa bisogna considerare: $a = 8 \text{ mm}$, $K_{III}^V = 2.66 \text{ MPa mm}^{0.2}$, $1 - \lambda_3 = 0.2$, $\tau_{\text{nom}} = 0.915 \text{ MPa}$.

A.6 Seeger and Olivier con radice

d [mm]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}$ [Mpa]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}/\tau_{\text{nom}}$	a/d	K_{fe}^{***}
0.1	5.60	6.12	63.00	1.29
0.2	3.99	4.36	31.50	1.28
0.3	3.25	3.55	21.00	1.28
0.4	2.83	3.09	15.75	1.27
0.5	2.55	2.79	12.60	1.26
0.6	2.35	2.56	10.50	1.25
0.7	2.19	2.39	9.00	1.25
0.8	2.04	2.23	7.88	1.25
0.9	1.90	2.07	7.00	1.27
1	1.85	2.02	6.30	1.23
1.1	1.77	1.93	5.73	1.23
1.2	1.69	1.85	5.25	1.23
1.3	1.66	1.81	4.85	1.21
1.4	1.57	1.72	4.50	1.22
1.5	1.57	1.72	4.20	1.18
1.6	1.48	1.62	3.94	1.21
1.7	1.46	1.59	3.71	1.20
1.8	1.44	1.57	3.50	1.18
1.9	1.43	1.56	3.32	1.16
2	1.39	1.52	3.15	1.16
2.1	1.35	1.47	3.00	1.17
2.2	1.35	1.47	2.86	1.14
2.3	1.25	1.37	2.74	1.20
2.4	1.24	1.35	2.63	1.19
2.5	1.24	1.35	2.52	1.16
2.6	1.26	1.37	2.42	1.12
2.7	1.10	1.20	2.33	1.27
2.8	1.09	1.19	2.25	1.25
2.9	1.09	1.19	2.17	1.23
3	1.12	1.23	2.10	1.17
3.1	1.13	1.23	2.03	1.15
3.2	1.04	1.14	1.97	1.22
3.3	1.17	1.28	1.91	1.07
3.4	1.17	1.28	1.85	1.05
3.5	1.17	1.28	1.80	1.04
3.6	1.17	1.28	1.75	1.03
3.7	1.05	1.15	1.70	1.13
3.8	1.19	1.30	1.66	0.98
3.9	1.08	1.18	1.62	1.07
4	0.93	1.02	1.58	1.22
4.1	0.99	1.08	1.54	1.14
4.2	0.98	1.08	1.50	1.13
4.3	0.96	1.05	1.47	1.15
4.4	0.96	1.05	1.43	1.13
4.5	0.83	0.91	1.40	1.29
4.6	0.92	1.00	1.37	1.16
4.7	0.92	1.00	1.34	1.14
4.8	0.85	0.93	1.31	1.23
4.9	0.85	0.93	1.29	1.21
5	0.85	0.93	1.26	1.20

Tabella 0.7: Risultati numerici relativi alla radice della geometria Seeger and Olivier con lato del cordone di saldatura pari a 6.3 mm. Per questa bisogna considerare: $a = 6.3$ mm, $K_{III}^V = 2.49$ MPa mm^{0.5}, $1 - \lambda_3 = 0.5$, $\tau_{\text{nom}} = 0.915$ MPa.

d [mm]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}$ [Mpa]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}/\tau_{\text{nom}}$	a/d	K_{fe}^{***}
0.1	3.88	4.24	80.00	1.28
0.2	2.76	3.02	40.00	1.28
0.3	2.25	2.46	26.67	1.28
0.4	1.97	2.15	20.00	1.26
0.5	1.76	1.93	16.00	1.26
0.6	1.62	1.78	13.33	1.25
0.7	1.51	1.65	11.43	1.24
0.8	1.42	1.55	10.00	1.24
0.9	1.31	1.43	8.89	1.27
1	1.28	1.40	8.00	1.23
1.1	1.23	1.34	7.27	1.22
1.2	1.14	1.24	6.67	1.26
1.3	1.16	1.27	6.15	1.19
1.4	1.09	1.19	5.71	1.22
1.5	1.10	1.20	5.33	1.17
1.6	1.05	1.14	5.00	1.19
1.7	1.00	1.09	4.71	1.21
1.8	0.99	1.09	4.44	1.18
1.9	1.00	1.09	4.21	1.15
2	0.95	1.03	4.00	1.18
2.1	0.89	0.97	3.81	1.22
2.2	0.88	0.97	3.64	1.20
2.3	0.88	0.96	3.48	1.18
2.4	0.87	0.95	3.33	1.17
2.5	0.86	0.94	3.20	1.15
2.6	0.89	0.98	3.08	1.09
2.7	0.78	0.86	2.96	1.22
2.8	0.78	0.85	2.86	1.21
2.9	0.74	0.81	2.76	1.25
3	0.74	0.81	2.67	1.22
3.1	0.74	0.81	2.58	1.21
3.2	0.74	0.81	2.50	1.19
3.3	0.74	0.81	2.42	1.18
3.4	0.74	0.81	2.35	1.15
3.5	0.74	0.81	2.29	1.13
3.6	0.74	0.81	2.22	1.12
3.7	0.75	0.82	2.16	1.09
3.8	0.74	0.81	2.11	1.09
3.9	0.80	0.88	2.05	0.99
4	0.73	0.80	2.00	1.08
4.1	0.63	0.69	1.95	1.23
4.2	0.63	0.69	1.90	1.22
4.3	0.63	0.69	1.86	1.20
4.4	0.63	0.69	1.82	1.19
4.5	0.63	0.69	1.78	1.18
4.6	0.63	0.69	1.74	1.16
4.7	0.59	0.64	1.70	1.23
4.8	0.59	0.65	1.67	1.21
4.9	0.64	0.70	1.63	1.11
5	0.64	0.70	1.60	1.10

Tabella 0.8: Risultati numerici relativi alla radice della geometria Seeger and Olivier con lato del cordone di saldatura pari a 9.9 mm. Per questa bisogna considerare: $a = 8$ mm, $K_{\text{III}}^V = 1.72$ MPa mm^{0.5}, $1 - \lambda_3 = 0.5$, $\tau_{\text{nom}} = 0.915$ MPa.

A.7 Yung and Lawrence

d [mm]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}$ [Mpa]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}/\tau_{\text{nom}}$	a/d	K_{fe}^{***}
0.1	8.26	2.97	79.50	1.43
0.2	7.15	2.57	39.75	1.44
0.3	6.57	2.36	26.50	1.44
0.4	6.19	2.23	19.88	1.45
0.5	5.90	2.12	15.90	1.45
0.6	5.75	2.07	13.25	1.43
0.7	5.62	2.02	11.36	1.42
0.8	5.50	1.98	9.94	1.42
0.9	5.27	1.90	8.83	1.44
1	5.18	1.86	7.95	1.44
1.1	5.05	1.82	7.23	1.45
1.2	5.10	1.83	6.63	1.41
1.3	4.78	1.72	6.12	1.48
1.4	4.86	1.75	5.68	1.43
1.5	4.76	1.71	5.30	1.44
1.6	4.79	1.72	4.97	1.42
1.7	4.70	1.69	4.68	1.43
1.8	4.71	1.70	4.42	1.41
1.9	4.49	1.62	4.18	1.46
2	4.44	1.60	3.98	1.46
2.1	4.46	1.60	3.79	1.44
2.2	4.23	1.52	3.61	1.50
2.3	4.41	1.59	3.46	1.43
2.4	4.39	1.58	3.31	1.43
2.5	4.41	1.59	3.18	1.41
2.6	4.41	1.59	3.06	1.40
2.7	4.25	1.53	2.94	1.44
2.8	4.30	1.55	2.84	1.41
2.9	4.13	1.49	2.74	1.46
3	4.14	1.49	2.65	1.45
3.1	4.09	1.47	2.56	1.45
3.2	4.18	1.51	2.48	1.41
3.3	4.11	1.48	2.41	1.43
3.4	4.11	1.48	2.34	1.42
3.5	4.14	1.49	2.27	1.40
3.6	4.14	1.49	2.21	1.39
3.7	4.07	1.46	2.15	1.41
3.8	3.91	1.41	2.09	1.46
3.9	3.92	1.41	2.04	1.45
4	3.84	1.38	1.99	1.47
4.1	3.86	1.39	1.94	1.46
4.2	3.80	1.37	1.89	1.47
4.3	3.84	1.38	1.85	1.45
4.4	3.84	1.38	1.81	1.44
4.5	3.86	1.39	1.77	1.43
4.6	3.97	1.43	1.73	1.38
4.7	3.95	1.42	1.69	1.39
4.8	4.02	1.45	1.66	1.35
4.9	3.93	1.41	1.62	1.38
5	4.00	1.44	1.59	1.35

Tabella 0.9: Risultati numerici relativi al piede della geometria Yung and Lawrence. Per questa bisogna considerare: $a = 7.95$ mm, $K_{III}^V = 2.68$ MPa mm^{0.2}, $1 - \lambda_3 = 0.2$, $\tau_{\text{nom}} = 2.78$ MPa.

d [mm]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}$ [Mpa]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}/\tau_{\text{nom}}$	a/d	K_{fe}^{***}
0.1	8.83	3.17	80.00	1.28
0.2	6.50	2.34	40.00	1.22
0.3	5.09	1.83	26.67	1.28
0.4	4.45	1.60	20.00	1.26
0.5	3.99	1.44	16.00	1.26
0.6	3.64	1.31	13.33	1.26
0.7	3.44	1.24	11.43	1.24
0.8	3.12	1.12	10.00	1.27
0.9	3.00	1.08	8.89	1.25
1	2.78	1.00	8.00	1.28
1.1	2.75	0.99	7.27	1.24
1.2	2.60	0.94	6.67	1.25
1.3	2.52	0.91	6.15	1.24
1.4	2.41	0.87	5.71	1.25
1.5	2.32	0.83	5.33	1.25
1.6	2.23	0.80	5.00	1.26
1.7	2.25	0.81	4.71	1.21
1.8	2.20	0.79	4.44	1.21
1.9	2.08	0.75	4.21	1.24
2	2.03	0.73	4.00	1.24
2.1	2.06	0.74	3.81	1.19
2.2	2.04	0.73	3.64	1.18
2.3	2.02	0.73	3.48	1.16
2.4	1.90	0.68	3.33	1.21
2.5	1.80	0.65	3.20	1.25
2.6	1.90	0.68	3.08	1.16
2.7	1.80	0.65	2.96	1.20
2.8	1.73	0.62	2.86	1.23
2.9	1.61	0.58	2.76	1.30
3	1.76	0.63	2.67	1.17
3.1	1.54	0.55	2.58	1.31
3.2	1.64	0.59	2.50	1.21
3.3	1.54	0.55	2.42	1.27
3.4	1.52	0.55	2.35	1.27
3.5	1.62	0.58	2.29	1.18
3.6	1.61	0.58	2.22	1.17
3.7	1.61	0.58	2.16	1.15
3.8	1.57	0.57	2.11	1.16
3.9	1.53	0.55	2.05	1.18
4	1.51	0.54	2.00	1.18
4.1	1.56	0.56	1.95	1.13
4.2	1.36	0.49	1.90	1.28
4.3	1.48	0.53	1.86	1.16
4.4	1.53	0.55	1.82	1.11
4.5	1.50	0.54	1.78	1.12
4.6	1.54	0.55	1.74	1.08
4.7	1.47	0.53	1.70	1.12
4.8	1.36	0.49	1.67	1.20
4.9	1.45	0.52	1.63	1.11
5	1.34	0.48	1.60	1.18

Tabella 0.10: Risultati numerici relativi alla radice della geometria Yung and Lawrence. Per questa bisogna considerare:
 $a = 8 \text{ mm}$, $K_{\text{III}}^{\text{V}} = 1.28 \text{ MPa mm}^{0.5}$, $1 - \lambda_3 = 0.5$, $\tau_{\text{nom}} = 2.78 \text{ MPa}$.

A.8 Siljander et al.

d [mm]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}$ [Mpa]	$\tau_{\theta z, \theta=0, \text{peak}}/\tau_{\text{nom}}$	a/d	K_{fe}^{***}
0.1	7.17	3.10	95.25	1.43
0.2	6.22	2.69	47.63	1.43
0.3	5.73	2.48	31.75	1.44
0.4	5.55	2.40	23.81	1.40
0.5	5.19	2.25	19.05	1.43
0.6	5.01	2.17	15.88	1.43
0.7	4.87	2.11	13.61	1.43
0.8	4.74	2.05	11.91	1.43
0.9	4.59	1.99	10.58	1.44
1	4.51	1.95	9.53	1.43
1.1	4.49	1.94	8.66	1.41
1.2	4.38	1.89	7.94	1.43
1.3	4.31	1.86	7.33	1.43
1.4	4.28	1.85	6.80	1.41
1.5	4.13	1.79	6.35	1.44
1.6	4.12	1.78	5.95	1.43
1.7	4.11	1.78	5.60	1.41
1.8	4.01	1.74	5.29	1.43
1.9	4.02	1.74	5.01	1.41
2	3.93	1.70	4.76	1.43
2.1	3.94	1.71	4.54	1.41
2.2	3.88	1.68	4.33	1.42
2.3	3.81	1.65	4.14	1.44
2.4	3.80	1.65	3.97	1.43
2.5	3.73	1.62	3.81	1.44
2.6	3.74	1.62	3.66	1.43
2.7	3.75	1.62	3.53	1.42
2.8	3.62	1.57	3.40	1.45
2.9	3.71	1.61	3.28	1.41
3	3.59	1.55	3.18	1.45
3.1	3.68	1.59	3.07	1.40
3.2	3.68	1.59	2.98	1.39
3.3	3.60	1.56	2.89	1.42
3.4	3.57	1.55	2.80	1.42
3.5	3.55	1.54	2.72	1.42
3.6	3.33	1.44	2.65	1.50
3.7	3.61	1.56	2.57	1.38
3.8	3.47	1.50	2.51	1.43
3.9	3.30	1.43	2.44	1.49
4	3.48	1.51	2.38	1.41
4.1	3.45	1.49	2.32	1.42
4.2	3.48	1.51	2.27	1.39
4.3	3.43	1.49	2.22	1.41
4.4	3.47	1.50	2.16	1.39
4.5	3.30	1.43	2.12	1.45
4.6	3.42	1.48	2.07	1.39
4.7	3.32	1.44	2.03	1.43
4.8	3.26	1.41	1.98	1.45
4.9	3.28	1.42	1.94	1.44
5	3.07	1.33	1.91	1.53

Tabella 0.11: Risultati numerici relativi al piede della geometria Siljander. Per questa bisogna considerare: $a = 9.525$ mm, $K_{III}^Y = 2.8$ MPa mm^{0.2}, $1 - \lambda_3 = 0.2$, $\tau_{\text{nom}} = 2.31$ MPa.

Bibliografia

- [1] G. Meneghetti e P. Lazzarin, «Significance of the elastic peak stress evaluated by FE analyses at the point of singularity of sharp V-notched components,» *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, n. 30, pp. 30:95-106, 2007.
- [2] G. Meneghetti, «The use of peak stresses for fatigue strength assessments of welded lap joints and cover plates with toe and root failures,» *Eng Fract Mech*, pp. 89:40-51, 2012.
- [3] G. Meneghetti, «The peak stress method for fatigue strength assessment of tube-to-flange welded joints under torsion loading,» *Weld World*, pp. 57:265-75, 2013.
- [4] G. Meneghetti e C. Guzzella, «The peak stress method to estimate the mode I notch stress intensity factor in welded joints using three-dimensional finite element models,» *Eng Fract Mech*, pp. 115:154-71, 2013.
- [5] M. Zappalorto, *Appunti del corso di Meccanica dei Materiali*, Vicenza, 2014.
- [6] G. Meneghetti, M. Manzolaro e M. Quaresimin, *Introduction to the structural analysis with ANSYS numerical code*, Padova: Libreria Progetto Padova, 2014.
- [7] «ANSYS Mechanical Element Reference,» novembre 2013. [Online]. [Consultato il giorno 2016].
- [8] L. Simoni, *Lezioni di Scienza delle Costruzioni*, Padova: Libreria Progetto, 1998.
- [9] B. Atzori, *Metodi e procedimenti di calcolo nella progettazione meccanica*, Bari: Laterza, 1979.
- [10] G. Meneghetti, A. De Marchi e A. Campagnolo, «Assessment of root failures in tube-to-flange steel welded joints under torsional loading according to the Peak Stress Method,» *Theor. Appl. Fract. Mech.*, 2016.
- [11] J.-Y. Yung e F. V. Lawrence, «Predicting the Fatigue Life of Welds Under Combined Bending and Torsion,» *Biaxial and multiaxial fatigue*, pp. 53-69, 1989.
- [12] F. Yousefi, M. Witt e H. Zenner, «Fatigue strength of welded joints under multiaxial loading: experiments and calculations,» *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, pp. 339-355, 2001.
- [13] C. M. Sonsino, «Fatigue strength of welded components under complex elasto-plastic, multiaxial deformations,» *Report EUR 16024 DE*, 1997.
- [14] A. Siljander, P. Kurath e F. V. Lawrence, «Non proportional fatigue of welded structures,» *Advances in fatigue lifetime predictive techniques*, pp. 319-338, 1992.
- [15] T. Seeger e R. Olivier, «Tolerable and allowable shear stresses at fatigue loaded welded joints,» *Stahlbau*, pp. 231-238, 1987.
- [16] T. Seeger e R. Olivier, «Slope and knee-point of the S-N curve of shear loaded fillet welds,» *Stahlbau*, pp. 137-142, 1992.
- [17] G. Razmjoo, «Fatigue of load carrying fillet welded joints under multiaxial loading,» in *Fatigue core research from TWI*, Abington, Abington Publishing, 1996.
- [18] J. Qian e N. Hasebe, «Property of eigenvalues and eigenfunctions for an interface V-notch in antiplane elasticity,» *Eng Fract Mech*, pp. 729-734, 1997.
- [19] H. Amstutz, K. Störzel e T. Seeger, «Fatigue crack growth of a welded tube-flange connection under bending and torsional loading,» *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, pp. 357-368, 2001.
- [20] M. L. Williams, «Stress singularities resulting from various boundary conditions in angular corners of plates in tension,» *J Appl Mech*, n. 19, pp. 562-528, 1952.
- [21] B. Gross e A. Mendelson, «Plane elastostatic analysis of V-notched plates,» *Int J Fract Mech S*, pp. 267-276, 1972.
- [22] P. Lazzarin e R. Tovo, «A notch intensity factor approach to the stress analysis of welds,» *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, n. 21, pp. 1089-1104, 1998.
- [23] «Wikipedia,» [Online]. Available: https://it.wikipedia.org/wiki/Pagina_principale. [Consultato il giorno giugno 2016].
- [24] *Appunti del corso di Costruzione di Macchine 2*, Padova, AA 2014-15.
- [25] Zienkiewicz e Taylor, *The Finite Element Method volume 1: The Basis*, Oxford: Butterworth Heinemann, 2000.
- [26] P. Lazzarin, S. Filippi e Giulio Mattiello, *Tesi di Laurea Magistrale: Riprogettazione di giunzione saldate per presse meccaniche basata su modelli FEM tridimensionali*, Università di Padova - Dipartimento di Tecnica e Gestione dei Sistemi Industriali, 2013-14.

Ringraziamenti

È con grande soddisfazione che sono giunto a scrivere questa pagina. Il lavoro svolto durante il periodo di tesi mi ha coinvolto ed interessato profondamente, ha costituito una verifica delle conoscenze acquisite durante gli anni di studi e ha messo alla prova le qualità professionali sviluppate all'interno dell'Università di Padova. Per questa bellissima ed interessante occasione desidero ringraziare sentitamente il mio relatore, il chiarissimo professor Giovanni Meneghetti. Egli mi ha saputo trasmettere professionalità e conoscenze durante il lavoro di tesi e i corsi universitari da Lui tenuti.

Voglio ringraziare il correlatore di questo lavoro, l'ingegner Alberto Campagnolo, che ha costituito un punto di riferimento sempre presente e disponibile. Gli rivolgo l'affettuoso augurio di una felice carriera accademica.

Questa tesi rappresenta solo la fine del lungo percorso necessario a conseguire questa Laurea Magistrale. Il viaggio è stato lungo e non mi sono mancati i compagni di viaggio, a questi voglio rivolgere un saluto ed un ringraziamento affettuoso.

Un ringraziamento particolare va a persone speciali.

Ai miei genitori, che non hanno mai smesso di credere che questo giorno sarebbe venuto. Grazie anche per aver sempre pagato le tasse universitarie.

Ad Andrea Sonzognò, l'altra metà del mio progetto, grazie per tutti i lavori e lo studio affrontati insieme.

Ad Andrea Parise, i nostri appunti sono stranamente simili.

Ad Alessio Colizzi, che ogni volta mi ricorda che sono ingegnere.

