

UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI PADOVA

Dipartimento di Ingegneria Industriale DII

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica

RESISTENZA A FATICA MULTIASSIALE DI BARRE IN ACCIAIO AISI 304L: SINTESI DELLA VITA AD INNESCO MEDIANTE APPROCCIO SED

Relatore: Prof. Ing. Giovanni Meneghetti

Correlatore: Ing. Alberto Campagnolo

Laureando: Lorenzo Faustini

Matricola: 1130030

ANNO ACCADEMICO: 2017/2018

Alla mia famiglia

Indice

CAPITOLO 1: Meccanica della frattura	9
1.1 Introduzione alla meccanica della frattura.....	9
1.2 Estensioni non convenzionali della MFLE.....	16
1.2.1 Intagli a V a spigolo vivo.....	16
1.2.2 Intagli a V raccordati.....	20
1.2.3 Applicazioni: giunti saldati	21
1.2.4 Applicazioni: intagli con 2α variabile e modo I e II di sollecitazione.....	23
1.3 Criterio basato sulla densità di energia di deformazione mediata (SED).....	24
1.3.1 Resistenza a fatica di giunti saldati espressa in termini di SED	28
1.3.2 Effetto del rapporto di ciclo R sul SED: il fattore C_w	30
1.3.3 Potential Drop Method (PDM)	34
1.3.4 Applicazione PDM: definizione della vita ad innesco	38
CAPITOLO 2: Analisi FEM Elettriche	43
2.1 Modello FEM Elettrico 2D.....	45
2.1.1 Risultati modello FEM elettrico 2D assial-simmetrico	60
2.2 Modello FEM Elettrico 3D.....	62
2.2.1 Cricche Circonferenziali.....	62
2.2.2 Risultati modello FEM elettrico 3D: cricche circonferenziali.....	76
2.2.3 Cricche ellittiche	79
2.2.4 Risultati modello FEM elettrico 3D: cricche ellittiche.....	99
CAPITOLO 3: Attrezzature e metodi utilizzati per le prove sperimentali.....	103
3.1 Macchina MFL per prove assiali.....	103
3.2 Banco di prova biassiale	104
3.3 Matelect DCM-2.....	111
3.4 Software di controllo MTS	113
3.5 Software di controllo Matelect	120
CAPITOLO 4: Prove sperimentali.....	123
4.1 Test sperimentali a fatica per la calibrazione dei raggi di controllo.....	123
4.1.1 Curve sperimentali in tensione nominale	124
4.2 Calibrazione raggi di controllo a rottura	126
4.2.1 Analisi delle superfici di frattura.....	126
4.2.2 Analisi delle curve di rigidità e del DCPD	128
4.3 Test multiassiali	133
4.3.1 Analisi delle superfici di frattura.....	135
4.3.2 Analisi delle curve di rigidità e del DCPD	136
CAPITOLO 5: Analisi FEM strutturali.....	139
5.1 Analisi per il calcolo degli N-SIF.....	141
5.2 Analisi FEM per il calcolo del SED	145
5.2.1 Analisi 2D: carichi di trazione e torsione	145
5.2.2 Analisi 3D: carico di flessione.....	156
CAPITOLO 6: Analisi dati sperimentali in termini di SED.....	167

CAPITOLO 7: Elaborazione dati presenti in letteratura.....	169
--	-----

SOMMARIO

Il programma che è stato sviluppato durante il seguente progetto di tesi ha come obiettivo quello di analizzare l'innescò di cricche su provini lisci ed intagliati di acciaio AISI 304L sollecitati da carichi monoassiali (trazione e torsione pura) e multiassiali (flesso – torsione in fase). I dati ottenuti dalle prove sperimentali sono stati rianalizzati secondo l'approccio SED con l'obiettivo di riassumere in un'unica banda di dispersione i dati relativi a geometrie e modalità di carico diverse. Per l'applicazione di tale approccio è stato necessario calibrare i raggi di controllo a rottura di modo I e III di quel materiale che definiscono il volume di controllo all'interno del quale è stata mediata la densità di energia di deformazione, mentre per monitorare l'innescò delle cricche è stato adottato un metodo che è sensibile alle variazioni della sezione resistente. Quest'ultimo richiede sia l'utilizzo di un dispositivo chiamato Matelect che garantisce un passaggio di corrente costante attraverso il provino e salva i dati relativi alle variazioni del potenziale legate alla riduzione della sezione resistente e quindi all'avanzamento della cricca, sia la conoscenza delle curve di calibrazione ottenute mediante analisi FEM elettriche simulando diverse configurazioni di innescò di cricca. Per il calcolo del SED sono state eseguite delle analisi FEM strutturali sui provini intagliati sollecitati con diverse modalità di carico (trazione pura, torsione pura, flessione pura) che hanno consentito di ottenere dei valori normalizzati di tale parametro facilitandone l'applicazione ai risultati sperimentali. È stata discussa l'efficacia di questo metodo considerando anche ulteriori serie di dati presenti in letteratura. Il lavoro è stato suddiviso in capitoli il cui contenuto è riassunto di seguito.

Capitolo 1: viene presentata la teoria della meccanica della frattura lineare elastica (MFLE), utilizzata per l'analisi dei campi di tensione singolari come quelli all'apice di cricche (o intagli con raggio di raccordo sufficientemente piccolo da essere assimilabili allo spigolo vivo), ma anche per il caso generale di intagli raccordati. Vengono poi presentate alcune estensioni di questa teoria (applicazione ai giunti saldati) e la successiva definizione ed applicazione dell'approccio SED. Viene inoltre descritta la tecnica utilizzata per il monitoraggio dell'innescò delle cricche (PDM).

Capitolo 2: vengono descritti in dettaglio i modelli FEM elettrici (2D e 3D) realizzati sfruttando il codice parametrico APDL di Ansys per la definizione delle curve di calibrazione relative a diverse modalità di innescò delle cricche. Queste curve serviranno in un secondo momento per determinare, nota la lunghezza della cricca, il valore del potenziale corrispondente e successivamente, sulla base delle curve Matelect, il numero di cicli ad innescò.

Capitolo 3: vengono descritte le macchine di prova utilizzate (MFL System, banco biassiale, Matelect) e i rispettivi software di controllo (MTS 793 Software, PDsoft v1.0072.vi).

Capitolo 4: vengono riportati i risultati delle prove sperimentali monoassiali (trazione pura e torsione pura) eseguite su provini lisci ed intagliati a spigolo vivo per la calibrazione dei raggi di controllo a rottura di modo I e III. Di seguito vengono commentate le superfici di frattura ottenute e, sulla base delle curve ricavate dai dati forniti dalla Matelect, si sono rianalizzati i dati sperimentali ad innescò.

Capitolo 5: vengono descritte in dettaglio le analisi FEM strutturali eseguite per il calcolo dei fattori di intensificazione delle tensioni N-SIF prima (modo I: trazione pura, modo III: torsione pura) e del SED poi. Per quanto riguarda quest'ultimo sono state analizzate tre modalità di carico (trazione pura, torsione pura, flessione pura) modellando il volume di controllo corrispondente al modo di apertura indotto da ciascuna sollecitazione.

Capitolo 6: si riportano i risultati sperimentali relativi alle prove multiassiali sui provini intagliati, l'analisi delle superfici di frattura e l'elaborazione per la definizione del numero dei cicli ad innescò sulla base delle curve Matelect. Infine sono stati analizzati i dati di tutte le prove condotte in termini di SED sia a rottura che innescò.

Capitolo 7: viene presentata l'elaborazione di alcune serie di dati presenti in letteratura relative a prove di fatica multiassiali in controllo di tensione. Sono state definite le bande di dispersione sia in termini di tensione equivalente di Von Mises che in termini di SED e si sono messi in luce alcuni aspetti relativi all'effetto di alcuni fattori come la modalità di carico, il rapporto di ciclo e lo sfasamento tra le tensioni.

CAPITOLO 1: Meccanica della frattura

1.1 Introduzione alla meccanica della frattura

I componenti meccanici sono spesso soggetti a sollecitazioni che variano nel tempo in modo ciclico, ovvero a storie di carico nelle quali si può identificare una successione di valori massimi e minimi alternati di tensione.

Il fenomeno della fatica si verifica proprio quando un componente meccanico è soggetto a sollecitazione variabile nel tempo, che ne causa un progressivo danneggiamento prima della rottura.

Le principali cause che portano un organo a lavorare in condizioni di carico variabile sono:

- variazione delle condizioni di utilizzo della struttura previste in esercizio (normali cicli di lavoro)
- fenomeni casuali che danno luogo ad effetti dinamici, come ad esempio le vibrazioni, difficili da prevedere in sede di progettazione.

Una delle caratteristiche del fenomeno della fatica è che porta a rottura i componenti anche se le tensioni in gioco sono ben al di sotto della tensione di rottura del materiale (tensione che porterebbe a rottura il componente se applicata staticamente).

Una rottura per fatica avviene senza segni premonitori, proprio quando si pensa che la struttura sia collaudata. Possiamo dire quindi che la rottura per fatica è una rottura fragile, anche per materiali che alla prova di trazione statica risultano duttili, ovvero manifestano un'ampia deformazione plastica prima del cedimento.

La rottura per fatica è un fenomeno tipicamente superficiale, causata da un accumulo di danneggiamento nel tempo che si può pensare avvenga in due fasi successive:

1. nucleazione: fase più critica della frattura per fatica ed interessa circa l'80% della vita totale del componente.
2. propagazione (in direzione ortogonale a quella del carico applicato): Quando la propagazione indebolisce la sezione al punto tale per cui la sezione residua non è più sufficiente a sopportare il carico massimo applicato, il componente cede di schianto.

L'ingegnere August Wohler fu il primo ad occuparsi in maniera concreta della resistenza a fatica dei materiali in quanto non riusciva a spiegarsi le rotture degli assali ferroviari i quali arrivavano a rottura molto prima del previsto anche se erano stati dimensionati staticamente con coefficienti di sicurezza elevati.

Facendo riferimento ad un ciclo di fatica ad ampiezza costante, come quello in figura 1.1, possiamo individuarne alcuni valori caratteristici:

- tensione massima σ_{max} , tensione minima σ_{min} di ciclo
- ampiezza di tensione σ_a
- tensione media σ_m
- rapporto di ciclo R
- range di tensione $\Delta\sigma$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (1.01)$$

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (1.02)$$

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (1.03)$$

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (1.04)$$

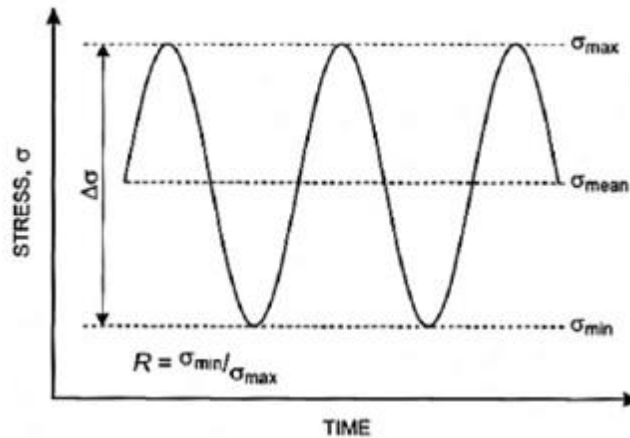


Figura 1.1: ciclo di fatica ad ampiezza costante.

Il risultato di numerose prove sperimentali di fatica ad ampiezza costante, condotte modificando di volta in volta l'ampiezza di tensione applicata al componente (e quindi il $\Delta\sigma$) e mantenendo costante R e σ_m , è la curva di Wohler (Fig. 1.2).

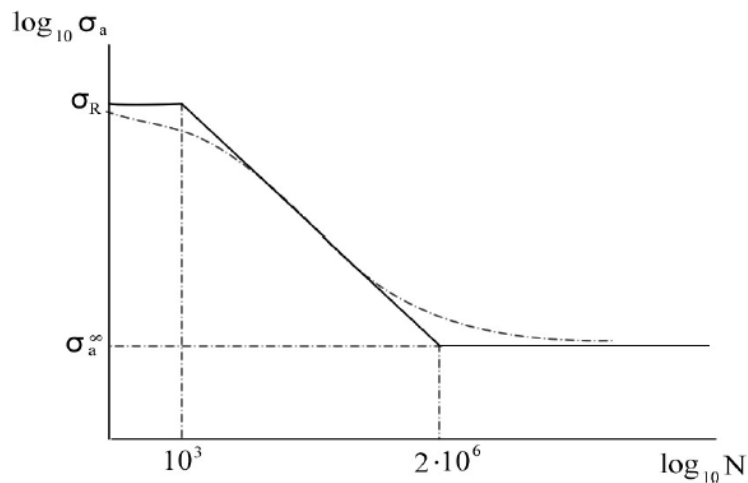


Figura 1.2: curva di Wohler.

La curva di Wohler mette in evidenza come, al di sotto di una certa ampiezza di tensione, il componente non raggiunge il cedimento ma è caratterizzato da 'vita infinita'. Il valore di tensione che separa la zona di vita finita da quella infinita prende il nome di *limite di fatica* e si indica con $\sigma_{a^{\infty,-1}}$.

È importante sottolineare come ci siano una serie di parametri che influenzano la resistenza a fatica e che in particolare abbassano il limite di fatica nel passaggio da provino (la curva di Wohler è ottenuta da prove sperimentali su provini unificati) a componente reale.

Questi vengono suddivisi in due classi:

- parametri interni: sono già presenti nel componente prima che questo venga messo in esercizio perché legati al ciclo produttivo del componente stesso
- parametri esterni: riguardano le modalità di utilizzo a cui è soggetto il componente in esercizio

I parametri interni che principalmente influenzano la resistenza a fatica sono:

1. il materiale
2. la finitura superficiale (K_f)
3. le dimensioni (K_d)
4. la forma (K_f)
5. i trattamenti termici/superficiali

mentre i parametri esterni sono:

1. presenza di una tensione media non nulla
2. tipo di sollecitazione
3. ambiente e temperatura
4. modalità di applicazione del carico
5. storia precedente del pezzo

Ci soffermiamo ora sull'effetto che la forma di un intaglio presente nel componente ha sul campo di tensione locale all'apice dello stesso, ricordando che è proprio quest'ultimo il responsabile dell'avanzamento della cricca fino a rottura. Per tenere conto di questo effetto in fase di progettazione è stato definito il fattore di concentrazione delle tensioni K_t , parametro che tiene conto dell'aumento della tensione puntuale all'apice dell'intaglio ($\sigma_{P_{el}}$) rispetto alla tensione nominale applicata (σ_{nn}). L'abbattimento del limite di fatica causato dalla presenza di un intaglio è quantificato dal fattore K_f , definito da Peterson con la seguente espressione:

$$K_f - 1 = q \cdot (K_{tn} - 1) \quad (1.05)$$

dove q è l'indice di sensibilità all'intaglio, compreso tra 0 e 1.

A seconda dei valori assunti da q è possibile distinguere tre diversi comportamenti del materiale:

1. $q = 0$ ($K_f = 1$): insensibilità all'intaglio senza quindi riduzione della resistenza a fatica
2. $0 < q < 1$ ($K_f < K_t$): parziale sensibilità all'intaglio (per raggi di raccordo minori di 2 mm)
3. $q = 1$ ($K_f = K_t$): piena sensibilità all'intaglio (per raggi di raccordo maggiori di 2 mm)

I valori di q e K_t da utilizzare nel calcolo di K_f sono stati raccolti da Peterson nel manuale che porta il suo nome [1] in funzione del raggio di raccordo dell'intaglio. Nell'esempio generale di una piastra forata sottoposta a trazione (Fig 1.3) è stata proposta da Inglis un'espressione generale del K_t (1.06) in funzione della forma dell'intaglio, in grado di valutare la tensione di picco nel caso di un semplice cerchio o di un'ellisse degenera:

$$K_{tg} = 1 + 2 \cdot \sqrt{\frac{a}{\rho}} \quad (1.06)$$

dove a è il raggio del cerchio e ρ è il raggio di curvatura dell'intaglio all'apice dell'intaglio.

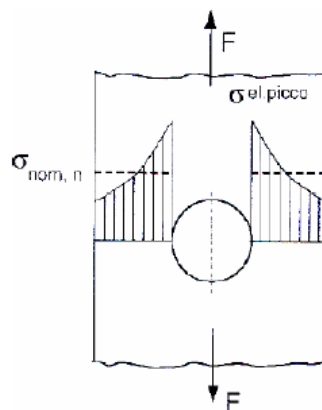


Figura 1.3: Concentrazione di tensione attorno ad un foro in una piastra uniformemente sollecitata.

Dall'equazione 1.06 è possibile osservare come al diminuire di ρ , mantenendo costante a , il K_t vada aumentando fino a tendere, al limite per ρ che tende a 0 (caso di una cricca), ad infinito.

Per determinare la tensione all'estremità di una cricca trasversale è sufficiente quindi fare tendere ρ a 0: in teoria questo fenomeno dovrebbe provocare la propagazione immediata a causa della progressiva rottura delle zone dove $\sigma > \sigma_R$. Tuttavia nei materiali reali il valore di tensione infinito non può essere raggiunto ma si osserva che essi possono resistere alla presenza di un difetto purchè la tensione applicata si mantenga sufficientemente bassa e, in particolare:

- nei materiali duttili la zona sottoposta a tensioni più elevate subisce lo snervamento, le tensioni si mantengono a valori prossimi a σ_s fino ad una certa distanza dall'apice dell'intaglio per riequilibrare il carico esterno (l'integrale sotto la distribuzione delle tensioni in campo lineare elastico deve essere uguale a quello relativo al campo elasto plastico poiché pari al carico esterno che è costante)
- nei materiali fragili si può creare una zona con alta densità di piccole fratture nelle vicinanze del difetto

In ogni caso non può più essere utilizzata una relazione di verifica del tipo $K_t \sigma \leq \sigma_{lim}$ in quanto il fattore di concentrazione delle tensioni perde di significato.

Se la zona che plasticizza all'apice dell'intaglio è sufficientemente piccola (è possibile calcolare il valore limite di raggio plastico conoscendo la tensione di snervamento del materiale, la tensione esterna applicata, la lunghezza di cricca ed il fattore di forma α) possiamo pensare la distribuzione delle tensioni ottenuta con ipotesi di lineare elasticità ancora rappresentativa dello stato di tensione reale perché l'effetto redistribuzione è modesto ed i due campi sono quindi di poco diversi.

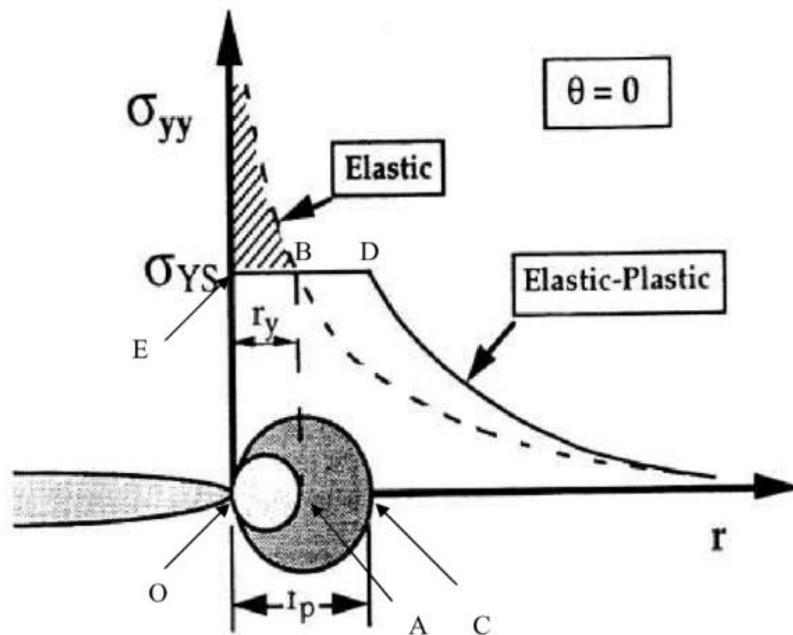


Figura 1.4: redistribuzione delle tensioni all'apice di una cricca.

È necessario definire ora un nuovo fattore K , chiamato fattore di intensificazione delle tensioni, che descrive l'intensità della singolarità tensionale in prossimità dell'apice della cricca ed è funzione di geometria, tensione applicata al componente e modalità di carico.

Una cricca può essere soggetta a tre modi di apertura:

- MODO I: chiamato modo di apertura in tensione (opening mode), la cricca propaga in direzione ortogonale al carico

- MODO II: chiamato di scorrimento o di taglio (sliding mode), nel quale lo sforzo è di taglio nel piano e nella direzione della cricca
- MODO III: chiamato di lacerazione o strappo (tearing mode), nel quale lo sforzo è di taglio nel piano della cricca in direzione ortogonale ad essa

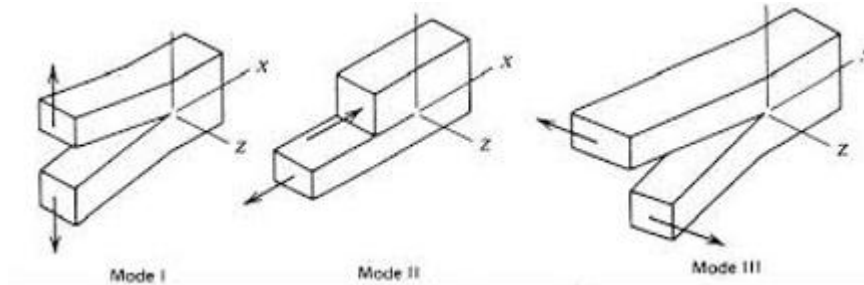


Figura 1.5: modi di apertura di una cricca.

<https://encrypted-tbn0.gstatic.com/images?q=tbn:ANd9GcSDUdkK mz8k-uL5h98u0gZ212Fo8ugi5uxYs0Hzsn7tAzWlanKM2w>

Il problema della meccanica della frattura lineare elastica (MFLE) è stato formulato, in termini di stato tensionale in prossimità dell'apice dell'intaglio, da Irwin mediante le seguenti espressioni ottenute considerando una piastra infinita con una cricca in posizione centrale ed utilizzando un sistema di coordinate polari come mostrato in figura 1.6:

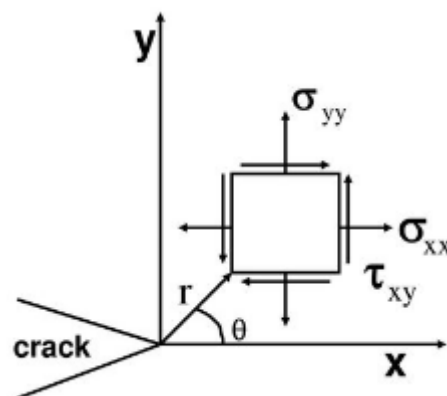


Figura 1.6: sistema di riferimento polare all'apice della cricca.

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cdot \left(1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{3}{2}\theta\right)\right) \quad (1.07)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cdot \left(1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{3}{2}\theta\right)\right) \quad (1.08)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cdot \left(\cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cdot \cos\left(\frac{3}{2}\theta\right)\right) \quad (1.09)$$

dove r è la distanza dall'apice dell'intaglio, K_I è il fattore di intensificazione delle tensioni di modo I, θ è la coordinata angolare.

Le equazioni di Irwin valgono sotto le seguenti ipotesi:

1. MODO I di apertura (cricca soggetta a carico ortogonale al suo asse)
2. Casi piani: di tensione (plane stress, $\sigma_{zz} = 0$) o di deformazione (plane strain, $\epsilon_{zz} = 0$)
3. In prossimità dell'apice della cricca: è possibile osservare come il campo descritto dalle equazioni di Irwin tenda, per r che tende a infinito, a zero mentre il reale campo di tensione

tende al valore nominale σ_g . Per questo motivo il campo di validità delle equazioni di Irwin è limitato ad una distanza $r < a/10$ dall'apice della cricca.

4. Zona plasticizzata limitata: per far sì che il campo tensionale lineare elastico sia rappresentativo di quello reale (elasto-plastico) è necessario che la redistribuzione sia modesta. Per garantire ciò bisogna limitare la tensione applicata al pezzo: $\sigma_g < 0.5 \sigma_s$.

Il fattore di intensificazione delle tensioni K_I è definito matematicamente con il seguente limite, che esiste finito ogni volta che è presente un campo di tensione singolare:

$$K_I = \sqrt{2\pi} \cdot \lim_{r \rightarrow 0^+} [\sigma_{yy}(r, \theta = 0) \cdot r^{1/2}] \quad (1.10)$$

è possibile collegare il K_I alla tensione nominale e alla semi ampiezza di cricca tramite la seguente relazione:

$$K_I = \sigma_g \cdot \sqrt{\pi a} \quad (1.11)$$

Questo è l'unico caso in cui l'espressione del K_I risulta così semplice perché in tutti gli altri è necessario premoltiplicare l'espressione precedente per un fattore di forma α , che dipende dalla geometria considerata, dalla lunghezza di cricca e dalla modalità di carico, raccolto in appositi manuali come ad esempio il Murakami 'Handbook for stress intensity factor'.

Dalle equazioni di Irwin è possibile osservare come i campi di tensione in prossimità dell'apice della cricca crescano omoteticamente (paralleli tra loro) con pendenza costante pari a 0.5 (potenza della singolarità nonché esponente di r) all'aumentare di K_I : ci sarà quindi un campo tensionale critico, a cui corrisponderà un K_c , in presenza del quale si avrà rottura di schianto del componente. Questo valore critico del K_I varierà da materiale a materiale e lo si ricava per via sperimentale. Per le verifiche statiche si confronterà il valore del K_I con quello limite di riferimento K_c che sancisce la rottura statica del materiale.

Il valore di K_c dipende da tre parametri:

1. Spessore del pezzo
2. Temperatura
3. Materiale

Per quando riguarda la progettazione a fatica secondo la meccanica della frattura lineare elastica si fa riferimento alla curva di Paris (Figura 1.8) che possiamo vederla analoga alla curva di Wohler (Figura 1.7) utilizzata nella meccanica classica. In entrambe le curve si distinguono infatti tre zone:

1. Zona di vita infinita
2. Zona di vita a termine
3. Zona di rottura statica

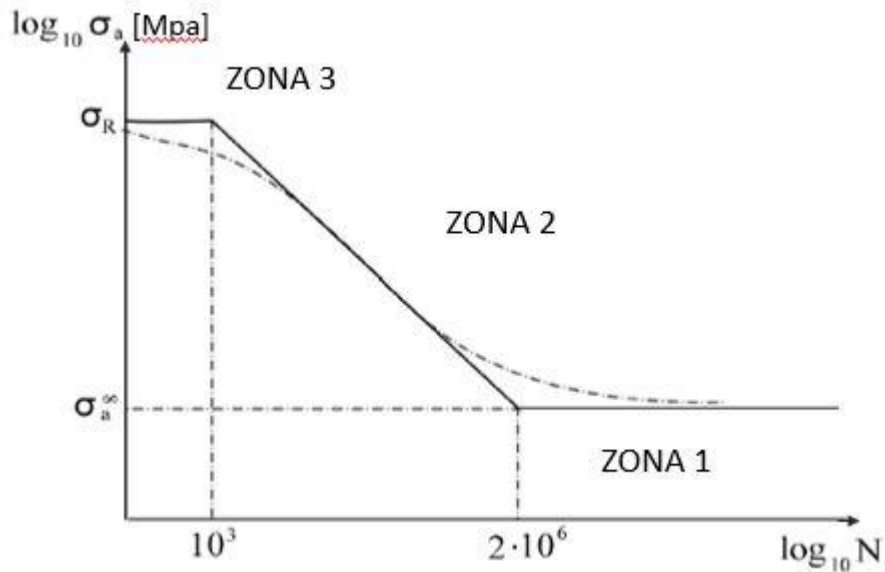


Figura 1.7: curva di Wohler.

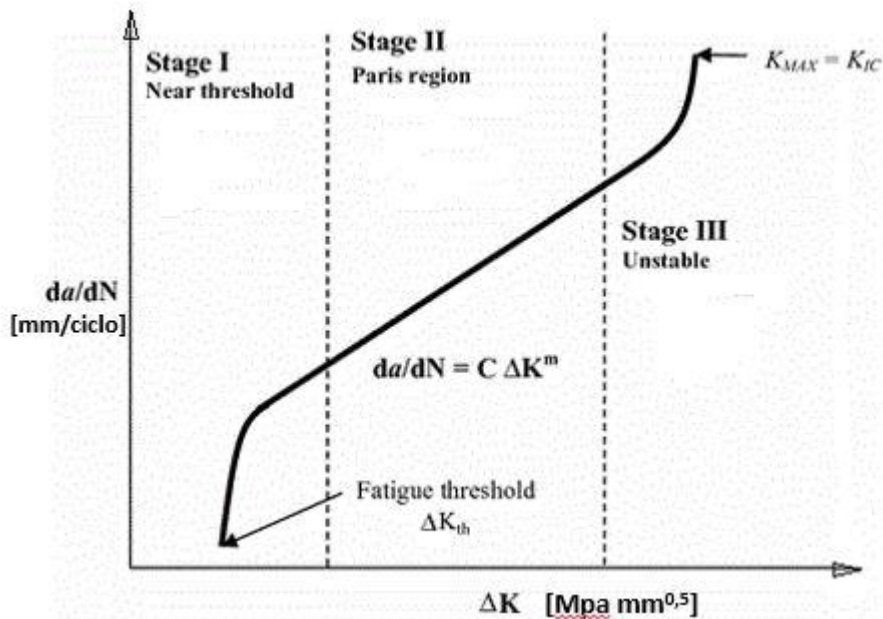


Figura 1.8: curva di Paris.

Nella curva di Paris, in ordinata, è indicata la velocità di propagazione della cricca ed è possibile osservare come questa sia sempre crescente fatta eccezione per la zona di vita infinita dove è nulla. Il valore di soglia del ΔK_{th} corrispondente al limite di fatica della meccanica classica prende il nome di ΔK_{th} . Nella zona centrale, di vita a termine, la velocità è crescente ma la cricca propaga in maniera stabile mentre, una volta raggiunto il valore massimo di $\Delta K_I (=K_c)$, si ha propagazione instabile della cricca e quindi rottura di schianto.

Nelle condizioni di soglia si ha $\Delta K_I = \Delta K_{th} = \Delta \sigma_{th} \cdot \sqrt{\pi a}$, dove ΔK_{th} è una grandezza che si ottiene da prove sperimentali ed è quindi nota. Ponendo in un diagramma doppio logaritmico la lunghezza di cricca a in ascissa e la tensione di soglia $\Delta \sigma_{th}$ in ordinata si osserva come quest'ultima aumenti al diminuire di a ma solo fino ad un certo punto; per valori di a troppo piccoli si osserva il raggiungimento di un valore costante di $\Delta \sigma_{th}$ e pari al limite di fatica previsto dalla meccanica classica (espresso in termini di range di tensione). Questa condizione è in disaccordo con quanto

previsto dalla MFLE che, almeno analiticamente, vedeva la tensione di soglia aumentare al diminuire di a arrivando, al limite per a che tende a 0, ad infinito. È facile intuire però che ci sia un'assurdità legata alla formula utilizzata, confermata anche dal fatto che i risultati sperimentali non seguono tale andamento. L'anello di collegamento tra la meccanica classica e la MFLE è in corrispondenza di una lunghezza di cricca a_0 , proprietà del materiale, così definita:

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta \sigma_0} \right)^2 \quad (1.12)$$

per valori di $a < a_0$ il materiale non risente della presenza del difetto e si comporta come il materiale base (non criccato) e $\Delta \sigma_{th} = \Delta \sigma_0$, viceversa per $a > a_0$ il comportamento del materiale è descritto correttamente dalla meccanica della frattura.

Topper propose poi un'espressione empirica che descrivesse l'andamento della curva in modo continuo, senza la discontinuità in corrispondenza di a_0 :

$$\Delta K_{th} = \Delta \sigma_{th} \sqrt{\pi(a + a_0)} \quad (1.13)$$

1.2 Estensioni non convenzionali della MFLE

1.2.1 Intagli a V a spigolo vivo

Miller e Smith (1978) considerarono diversi provini con intagli a U caratterizzati dalla stessa profondità ma raggio di fondo intaglio variabile e notarono che al di sotto di un certo raggio di raccordo la resistenza a fatica del componente intagliato era uguale a quella del componente criccato (Figura 1.9).

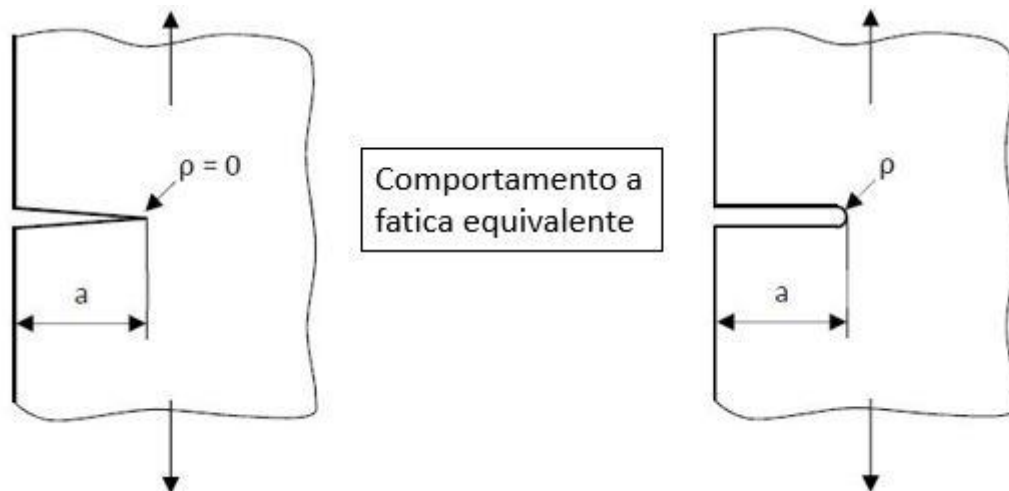


Figura 1.9: *equivalenza tra componente criccato e componente con raggio di fondo intaglio limitato.*

Pertanto, quando l'intaglio presenta un raggio di raccordo ρ minore di un valore limite, questo va analizzato secondo la meccanica della frattura in quando il suo comportamento è analogo a quello di un intaglio a spigolo vivo (cricca). Il valore di ρ affinché sia verificata questa condizione è: $0 \leq \rho \leq 4 \cdot a_0$ con a_0 definito dall'equazione 1.12 e proprietà del materiale. Per avere un'idea delle dimensioni limite del raggio di fondo intaglio basti pensare che per un acciaio da costruzione generale $a_0 = 0.1 \text{ mm}$ e quindi $\rho = 0.4 \text{ mm}$. Valori di ρ con questi ordini di grandezza non li troviamo solo in presenza di una cricca ma sono caratteristici di una moltitudine di componenti meccanici come ad esempio le cave per linguette o per anelli di arresto sugli alberi motore o ancora i giunti saldati ecc...

Gli stessi risultati possono essere applicati ad intagli a V, con angolo di apertura 2α variabile da 0° (cricca) fino a 180° (provino liscio) come mostrato in figura 1.10.

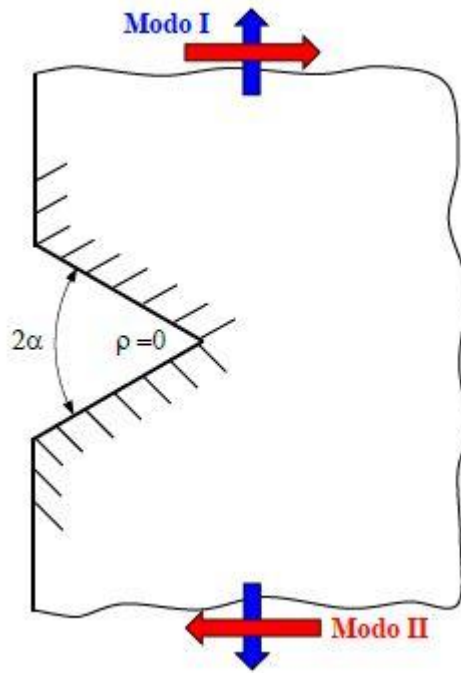


Figura 1.10: Modo I e modo II di sollecitazione per un intaglio a V a spigolo vivo.

Sotto le ipotesi di:

- Casi piani di tensione o deformazione (solo modo I e modo II)
- Limitata plasticità all'apice dell'intaglio (vale ancora quanto detto in lineare elasticità)
- Intaglio a spigolo vivo: $0 \leq \rho \leq 4 \cdot a_0$

e facendo riferimento al sistema di coordinate polari r, θ , dove $\theta=0$ rappresenta la bisettrice dell'intaglio, ed ai simboli presenti in figura 1.11, è possibile scrivere le equazioni del campo di tensione in prossimità dell'apice dell'intaglio partendo da quelle generali definite da [1]:

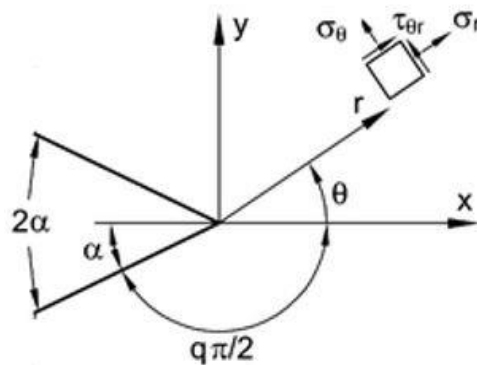


Figura 1.11: sistema di coordinate polari all'apice di un intaglio a spigolo vivo.

– Relative al modo I:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{\theta} \\ \sigma_r \\ \tau_{r\theta} \end{pmatrix} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \frac{r^{\lambda_1-1} K_1}{(1+\lambda_1) + \chi_1(1-\lambda_1)} \left[\begin{pmatrix} (1+\lambda_1)\cos(1-\lambda_1)\theta \\ (3-\lambda_1)\cos(1-\lambda_1)\theta \\ (1-\lambda_1)\sin(1-\lambda_1)\theta \end{pmatrix} + \chi_1(1-\lambda_1) \begin{pmatrix} \cos(1+\lambda_1)\theta \\ -\cos(1+\lambda_1)\theta \\ \sin(1+\lambda_1)\theta \end{pmatrix} \right] \quad (1.14)$$

$$\chi_1 = \frac{-\sin[(1-\lambda_1)q\pi/2]}{\sin[(1+\lambda_1)q\pi/2]}; \quad (1.15)$$

$$2\alpha = \pi(2-q) \quad (1.16)$$

– Relative al modo II:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{\theta} \\ \sigma_r \\ \tau_{r\theta} \end{pmatrix} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \frac{r^{\lambda_2-1} K_2}{(1+\lambda_2) + \chi_2(1-\lambda_2)} \left[\begin{pmatrix} (1+\lambda_2)\cos(1-\lambda_2)\theta \\ (3-\lambda_2)\cos(1-\lambda_2)\theta \\ (1-\lambda_2)\sin(1-\lambda_2)\theta \end{pmatrix} + \chi_2(1-\lambda_2) \begin{pmatrix} \cos(1+\lambda_2)\theta \\ -\cos(1+\lambda_2)\theta \\ \sin(1+\lambda_2)\theta \end{pmatrix} \right] \quad (1.17)$$

$$\chi_2 = \frac{-\sin[(1-\lambda_2)q\pi/2]}{\sin[(1+\lambda_2)q\pi/2]} \quad (1.18)$$

$$2\alpha = \pi(2-q) \quad (1.19)$$

In maniera sintetica, potendo applicare il principio di sovrapposizione degli effetti perché si fa riferimento a condizioni di lineare elasticità, è possibile scrivere le espressioni delle tensioni come segue:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{\theta} \\ \sigma_r \\ \tau_{r\theta} \end{pmatrix} = r^{\lambda_1-1} K_1 \begin{vmatrix} \tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(1)} & \tilde{\sigma}_{\theta r}^{(1)} & 0 \\ \tilde{\sigma}_{r\theta}^{(1)} & \tilde{\sigma}_{rr}^{(1)} & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} + r^{\lambda_2-1} K_2 \begin{vmatrix} \tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(2)} & \tilde{\sigma}_{\theta r}^{(2)} & 0 \\ \tilde{\sigma}_{r\theta}^{(2)} & \tilde{\sigma}_{rr}^{(2)} & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} \quad (1.20)$$

È possibile osservare come i campi di tensione siano proporzionali ai parametri di campo K_1 e K_2 che estendono agli intagli aperti quanto già visto per le cricche ($2\alpha=0^\circ$) ed esprimono l'intensità tensionale nel caso di intaglio aperto: K_1 e K_2 sono chiamati Notch Stress Intensity Factors (N-SIFs) rispettivamente di modo I e II. L'espressione generale degli N-SIFs è stata proposta da [2]:

$$K_1 = \sqrt{2\pi} \cdot \lim_{r \rightarrow 0^+} [r^{1-\lambda_1} \cdot \sigma_{\theta\theta}(r, \theta = 0)] \quad (1.20)$$

$$K_2 = \sqrt{2\pi} \cdot \lim_{r \rightarrow 0^+} [r^{1-\lambda_2} \cdot \tau_{r\theta}(r, \theta = 0)] \quad (1.21)$$

Queste espressioni racchiudono anche il caso di cricca trattato in [1] dove $1-\lambda_1$ e $1-\lambda_2$ assumono il valore 0.5, con λ_1 e λ_2 autovalori rispettivamente di modo I e II.

I termini $1-\lambda_1$ e $1-\lambda_2$ esprimono la potenza della singolarità (per r che tende a 0 c'è sempre singolarità del campo di tensione) la quale cambia al variare dell'angolo di apertura dell'intaglio, diminuendo man mano che 2α aumenta. L'andamento dei due termini relativi alla potenza della singolarità tensionale in funzione dell'angolo di apertura dell'intaglio, definito da Williams (1952), è riportato in figura 1.12 dalla quale è possibile notare come il modo I sia sempre singolare (da 0° a 180°) mentre le tensioni di modo II non sono più singolari per $2\alpha=102^\circ$ motivo per cui, da questa configurazione in poi, si considera solo il contributo di modo I.

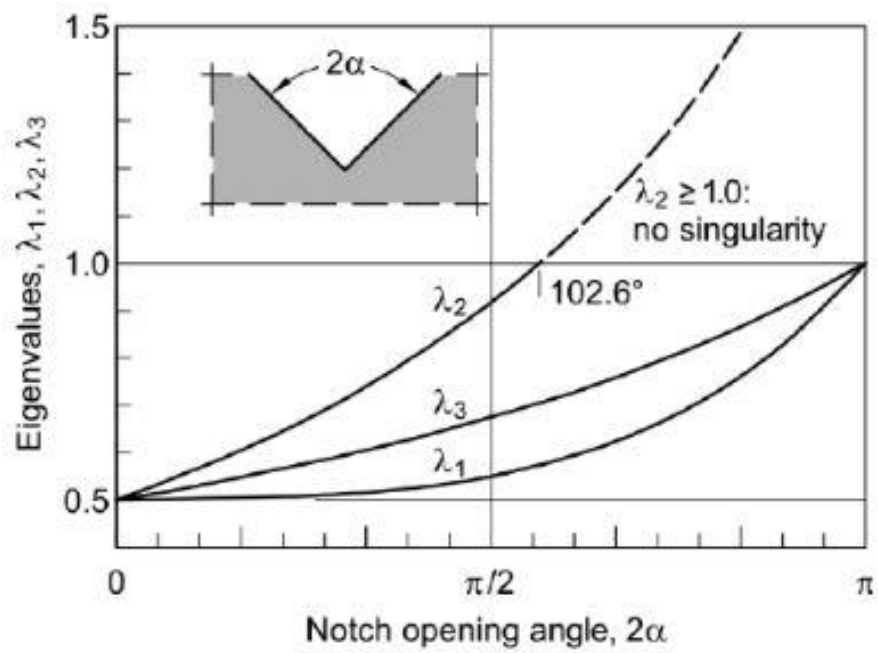


Figura 1.12: Potenza della singolarità relativa a modo I, modo II e modo III in funzione dell'angolo di apertura 2α .

1.2.2 Intagli a V raccordati

Analogamente a quanto visto per gli intagli a spigoli vivo, Lazzarin e Tovo (1996) proposero la soluzione generale del campo di intensione in prossimità dell'apice di un intaglio a V con raggio di fondo intaglio variabile, comprendendo quindi anche il caso di spigolo vivo come soluzione particolare delle seguenti equazioni, facenti riferimento allo schema in figura 1.13 richiamato poi anche da Filippi [3]:

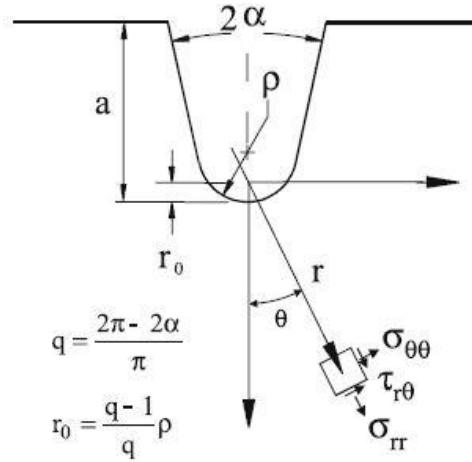


Figura 1.13: sistema di coordinate polari e componenti di tensione all'apice di un intaglio raccordato [3].

$$\sigma_{ij} = a_1 r^{\lambda_1 - 1} \left[f_{ij}(\theta, \alpha) + \left(\frac{r}{r_0}\right)^{\mu_1 - \lambda_1} g_{ij}(\theta, \alpha) \right] \quad (1.22)$$

$$\begin{aligned} \begin{Bmatrix} f_{\theta\theta} \\ f_{rr} \\ f_{r\theta} \end{Bmatrix} &= \frac{1}{(1 + \lambda_1) + \chi_{b1}(1 - \lambda_1)} \left[\begin{Bmatrix} (1 + \lambda_1)\cos(1 - \lambda_1)\theta \\ (3 - \lambda_1)\cos(1 - \lambda_1)\theta \\ (1 - \lambda_1)\sin(1 - \lambda_1)\theta \end{Bmatrix} \right. \\ &\quad \left. + \chi_{b1}(1 - \lambda_1) \begin{Bmatrix} \cos(1 + \lambda_1)\theta \\ -\cos(1 + \lambda_1)\theta \\ \sin(1 + \lambda_1)\theta \end{Bmatrix} \right] \end{aligned} \quad (1.23)$$

$$\begin{aligned} \begin{Bmatrix} g_{\theta\theta} \\ g_{rr} \\ g_{r\theta} \end{Bmatrix} &= \frac{1}{4(q-1)[(1 + \lambda_1) + \chi_{b1}(1 - \lambda_1)]} \left[\chi_{d1} \begin{Bmatrix} (1 + \mu_1)\cos(1 - \mu_1)\theta \\ (3 - \mu_1)\cos(1 - \mu_1)\theta \\ (1 - \mu_1)\sin(1 - \mu_1)\theta \end{Bmatrix} \right. \\ &\quad \left. + \chi_{c1}(1 - \lambda_1) \begin{Bmatrix} \cos(1 + \mu_1)\theta \\ -\cos(1 + \mu_1)\theta \\ \sin(1 + \mu_1)\theta \end{Bmatrix} \right] \end{aligned} \quad (1.24)$$

Dove

$$\chi_{b1} = \frac{-\sin[(1 - \lambda_1)q\pi/2]}{\sin[(1 + \lambda_1)q\pi/2]} \quad (1.25)$$

$$\chi_{c1} = \left[(1 - \mu_1)^2 - \frac{1}{q}(1 + \mu_1) \right] [(3 - \lambda_1) - \chi_{b1}(1 - \lambda_1)] - (3 - \mu_1)\varepsilon_1 \quad (1.26)$$

$$\chi_{d1} = \left[\frac{1 - q(1 + \mu_1)}{q} \right] [3 - \lambda_1 - \chi_{b1}(1 - \lambda_1)] - \varepsilon_1 \quad (1.27)$$

$$\varepsilon_1 = (1 - \lambda_1)^2 + \chi_{b1}(1 - \lambda_1^2) - \frac{1}{q}(1 + \lambda_1) - \frac{1}{q}\chi_{b1}(1 + \lambda_1) \quad (1.28)$$

2α	λ_1	μ_1	χ_{bl}	χ_{cl}	X_{dl}
0	0.5	-0.5	1	4	0
$\pi/6$	0.5014	-0.4561	1.0707	3.7907	0.0632
$\pi/4$	0.5050	-0.4319	1.1656	3.5721	0.0828
$\pi/3$	0.5122	-0.4057	1.3123	3.2832	0.0960
$\pi/2$	0.5448	-0.3449	1.8414	2.5057	0.1046
$2\pi/3$	0.6157	-0.2678	3.0027	1.5150	0.0871
$3\pi/4$	0.6736	-0.2198	4.1530	0.9933	0.0673
$5\pi/6$	0.7520	-0.1624	6.3617	0.5137	0.0413

Tabella 1.1: parametri per le equazioni 1.23 e 1.24 [3].

Dall'espressione (1.22) è possibile osservare che l'esponente $\mu_1 - \lambda_1$ di (r/r_0) è sempre negativo al variare dell'angolo di apertura 2α e quindi, per ρ che tende a zero, si annulla il termine legato alle funzioni $g_{ij}(\theta, \alpha)$ e rimane il termine che descrive il campo tensionale in presenza di un intaglio a spigolo vivo. Inoltre, il coefficiente a_1 che compare nell'equazione (1.22) può essere espresso in funzione della massima tensione all'apice dell'intaglio σ_{max} (in presenza di un intaglio raccordato) o del N-SIF corrispondente ad un fissato angolo di apertura K_1 ricavabile dall'equazione (1.20) (in presenza di un intaglio a spigolo vivo):

$$a_1 = \frac{\sigma_{max}}{4\lambda_1 r_0^{\lambda_1 - 1}} \quad (1.29)$$

$$a_1 = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi}} \quad (1.30)$$

1.2.3 Applicazioni: giunti saldati

Un'applicazione di quanto visto finora, ovvero che la vita a fatica è governata dal parametro ΔK_1 il quale esprime l'intensità del campo di tensione locale, la si trova nei giunti saldati dove, in corrispondenza del piede del cordone di saldatura, è possibile riconoscere un intaglio a spigolo vivo con angolo di apertura fissato pari a 135° come mostra la figura 1.14:

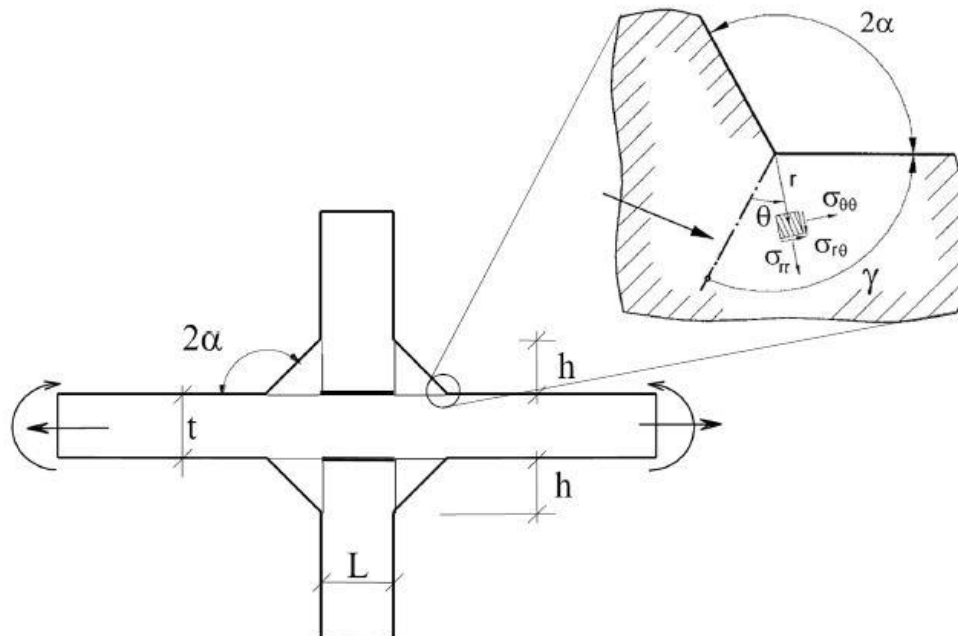


Figura 1.14: giunto saldato con cordone non portante.

La normativa in vigore (UNI 10011, Eurocodice 3) valuta la resistenza a fatica di giunti saldati in acciaio in termini di tensione nominale, prendendo in considerazione il range di tensione nominale $\Delta\sigma$ applicato al giunto. Considerando la resistenza a fatica di giunti saldati in acciaio a cordone non portante secondo l'approccio previsto in normativa è necessario, in fase di progettazione, riferirsi alla specifica curva di progetto (classe di resistenza) relativa alla particolare geometria del giunto come nell'esempio riportato in figura 1.15 [4]. Ciò vanifica il tentativo di riassumere i dati all'interno di un'unica banda di dispersione in quanto quest'ultima risulta avere ampiezza molto elevata come diretta conseguenza del fatto che la fatica è un fenomeno locale (innesco e propagazione della cricca dal piede cordone nel caso dei giunti considerati) e, al variare della geometria, si modifica anche l'intensità del campo tensionale locale, che regola la rottura, a parità di tensione nominale applicata.

Diversa è la situazione se si affronta il problema dal punto di vista locale, prendendo in considerazione il parametro ΔK_1 , in quanto, come è possibile osservare dalla figura 1.15, i dati stanno all'interno di una banda di dispersione molto più ristretta proprio perché il ΔK_1 tiene già conto dell'effetto della forma e della scala del giunto per una data tensione nominale. Ragionando in termini di N-SIF è quindi possibile esprimere la resistenza a fatica dei giunti utilizzando un'unica curva, indipendentemente dalla geometria e dalle dimensioni assolute del giunto.

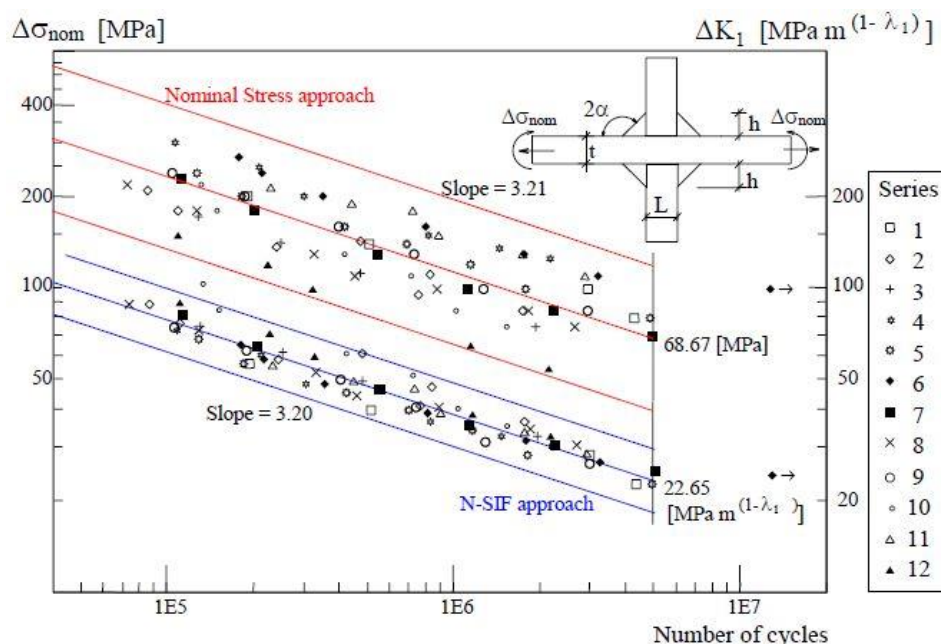


Figura 1.15: Bande per la progettazione a fatica di giunti saldati in acciaio secondo l'approccio nominale e NSIF [4].

È possibile riassumere quindi i vantaggi di un approccio locale in ΔK_1 rispetto ad un approccio in tensione nominale:

1. Si ha una sola curva di progettazione per una fissata probabilità di sopravvivenza (PS) qualunque sia la geometria del giunto. Con riferimento ad una PS = 50% e ad $N_D = 5 \cdot 10^6$ cicli si osserva in Figura 1.17 che la categoria dei giunti è $\Delta K_{1,D,50\%} = 22.65 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.326}$, dove $1-\lambda_1 = 0.326$ per $2\alpha = 135^\circ$.
2. L'approccio in ΔK_1 si adatta bene al calcolo FEM anche nel caso di struttura complesse, infatti le analisi agli elementi finiti per loro natura forniscono le tensioni puntuali e non quelle nominali.

1.2.4 Applicazioni: intagli con 2α variabile e modo I e II di sollecitazione

Se ora si considera il caso di un cordone portante sollecitato a trazione (Figura 1.16) è possibile osservare la presenza di due punti di singolarità tensionale, il piede e la radice del cordone di saldatura. In particolare, al piede cordone è possibile riconoscere un intaglio a V a spigolo vivo con angolo di apertura 135° mentre la condizione alla radice si riconduce a quella di un intaglio con angolo di apertura nullo.

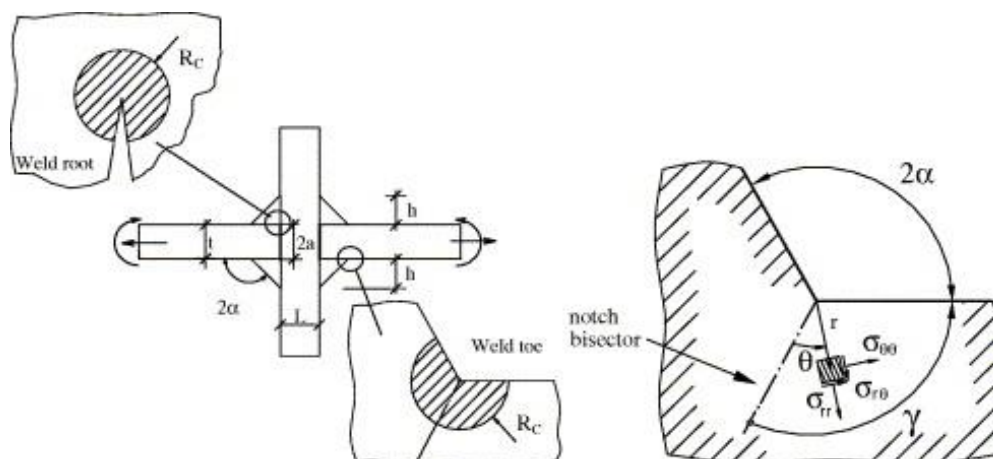


Figura 1.16: giunto saldato con cordone portante.

Quello che non si è in grado di sapere a priori è da dove partirà la cricca quando il giunto è sollecitato in quanto sono entrambi punti di singolarità del campo tensionale ma hanno una potenza della singolarità diversa (0.5 alla radice e 0.326 al piede), in relazione al proprio angolo di apertura. Entrando nel dettaglio è possibile notare come in corrispondenza del piede siano presenti delle $\sigma_{\theta\theta, \theta=0}$ di modo I la cui singolarità è descritta dal parametro Δk_1 [$\text{MPa mm}^{0.5}$] ma anche delle $\tau_{r\theta}$ di modo II che però non sono singolari ($2\alpha=135^\circ > 102^\circ$) e vengono trascurate. In corrispondenza della radice del cordone oltre alle tensioni di modo I sono singolari anche quelle di modo II e di questo ne tengono conto rispettivamente i fattori Δk_1 e Δk_2 [$\text{MPa mm}^{0.326}$]. Assumendo che per questa geometria le tensioni di modo I sono predominanti rispetto a quelle di modo II (che ci sono e sono singolari ma con intensità minore) non si è comunque in grado di determinare il punto di innesco poiché le unità di misura dei Δk_1 relativi ai due punti critici hanno unità di misura differenti e non possono essere quindi confrontati direttamente (Figura 1.17).

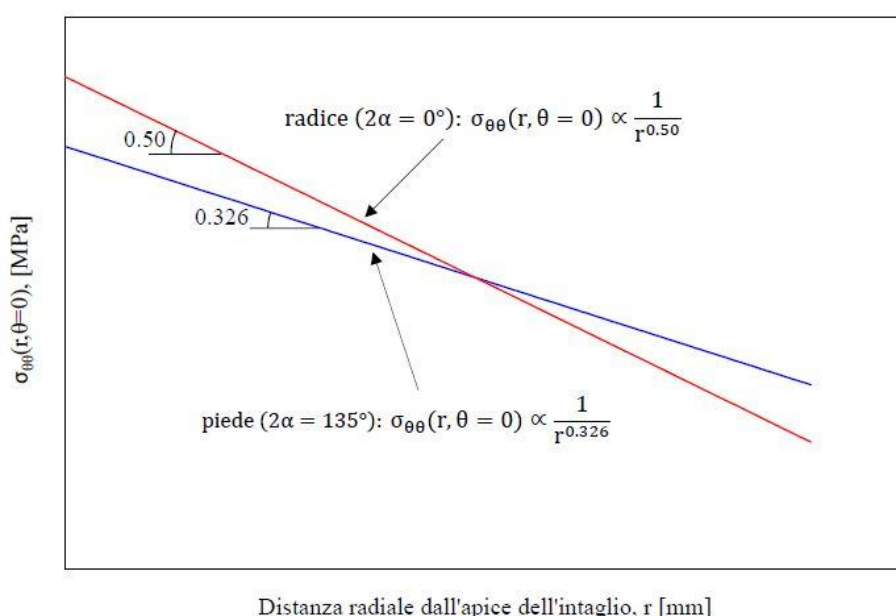


Figura 1.17: Confronto dei campi di tensione locali al lato piede e al lato radice del cordone.

Questo problema si superò utilizzando un criterio energetico proposto da Lazzarin e Zambardi [5] il quale prende in considerazione la densità di energia di deformazione all'interno di un volume finito di materiale in corrispondenza dell'apice dell'intaglio. Quantificando lo stato tensionale nel volumetto in termini energetici è possibile effettuare un confronto diretto tra i due punti di singolarità: quello dei due che è caratterizzato da un valore superiore di energia di deformazione sarà il punto di innesco della cricca. Il metodo in questione è il SED e verrà descritto nel paragrafo successivo.

1.3 Criterio basato sulla densità di energia di deformazione mediata (SED)

Il criterio energetico proposto da Lazzarin e Zambardi [5] considera come parametro critico per la resistenza strutturale la densità di energia di deformazione mediata su un settore circolare di raggio R_c situato in corrispondenza dell'apice dell'intaglio (Figura 1.18). La teoria alla base del criterio è quella proposta da Neuber secondo la quale i materiali metallici a fatica sono sensibili non tanto ai picchi di tensione in un punto (per altro non definibili in questi casi perché tendono all'infinito) ma allo stato tensionale medio valutato all'interno di un volume strutturale, la cui dimensione dipende dal materiale.

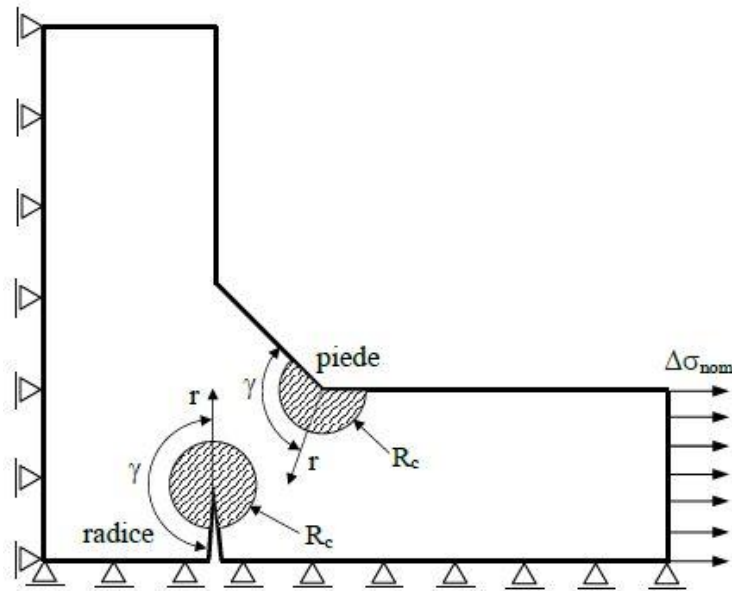


Figura 1.18: volume strutturale di raggio R_c per il calcolo del valore medio dell'energia di deformazione (SED).

Quantificarono lo stato tensionale nel volumetto in termini di energia di deformazione: di seguito si riportano i passaggi per ottenere l'espressione finale di questa quantità partendo dalla definizione di densità di energia di deformazione proposta da Beltrami per un caso piano di modo I e modo II, materiale isotropo e lineare elastico.

$$\begin{aligned}
 W(r, \theta) &= \frac{1}{2} \left(\sigma_{rr} \varepsilon_{rr} + \sigma_{\theta\theta} \varepsilon_{\theta\theta} + \sigma_{zz} \varepsilon_{zz} + \frac{\tau_{r\theta}^2}{2G} \right) = \\
 &= \frac{1}{2E} (\sigma_{rr}^2 + \sigma_{\theta\theta}^2 + \sigma_{zz}^2 - 2\nu(\sigma_{rr}\sigma_{\theta\theta} + \sigma_{rr}\sigma_{zz} + \sigma_{\theta\theta}\sigma_{zz})) + 2(1 + \nu)\tau_{r\theta}^2
 \end{aligned} \tag{1.31}$$

La densità di energia di deformazione risulta composta tra tre termini relativi rispettivamente al modo I e al modo II e ai quali si aggiunge un termine misto:

$$W(r, \theta) = W_1(r, \theta) + W_2(r, \theta) + W_{12}(r, \theta) \tag{1.32}$$

Considerando un intaglio a V a spigolo vivo ed il relativo sistema di riferimento rappresentato in fig. 1.11 è possibile calcolare l'energia di deformazione elastica totale relativa ad un settore circolare di raggio R_c posto in corrispondenza dell'apice dell'intaglio integrando l'equazione 1.32 nell'area contenuta dal settore circolare:

$$E(R) = \int_A W(r, \theta) dA = \int_0^R \int_{-\gamma}^{+\gamma} [W_1(r, \theta) + W_2(r, \theta) + W_{12}(r, \theta)] r dr d\theta \quad (1.33)$$

Il risultato che si ottiene, tenendo presente che per la simmetria del dominio di integrazione il termine misto da contributo nullo, è il seguente:

$$E(R) = E_1(R) + E_2(R) = \frac{1}{E} \frac{I_1(\gamma)}{4\lambda_1} (K_1)^2 R^{2\lambda_1} + \frac{1}{E} \frac{I_2(\gamma)}{4\lambda_2} (K_2)^2 R^{2\lambda_2} \quad (1.34)$$

Dove $I_1(\gamma)$ e $I_2(\gamma)$ hanno le seguenti espressioni:

$$I_1(\gamma) = \int_{-\gamma}^{+\gamma} \left(\tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(1)2} + \tilde{\sigma}_{rr}^{(1)2} + \tilde{\sigma}_{zz}^{(1)2} - 2\nu \left(\tilde{\sigma}_{rr}^{(1)2} \tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(1)2} + \tilde{\sigma}_{rr}^{(1)2} \tilde{\sigma}_{zz}^{(1)2} + \tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(1)2} \tilde{\sigma}_{zz}^{(1)2} \right) + 2(1+\nu) \tilde{\sigma}_{r\theta}^{(1)} \right) d\theta \quad (1.35)$$

$$I_2(\gamma) = \int_{-\gamma}^{+\gamma} \left(\tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(2)2} + \tilde{\sigma}_{rr}^{(2)2} + \tilde{\sigma}_{zz}^{(2)2} - 2\nu \left(\tilde{\sigma}_{rr}^{(2)2} \tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(2)2} + \tilde{\sigma}_{rr}^{(2)2} \tilde{\sigma}_{zz}^{(2)2} + \tilde{\sigma}_{\theta\theta}^{(2)2} \tilde{\sigma}_{zz}^{(2)2} \right) + 2(1+\nu) \tilde{\sigma}_{r\theta}^{(2)} \right) d\theta \quad (1.36)$$

L'area del settore circolare di raggio R_c che definisce il campo di integrazione vale:

$$A(R) = \int_0^{R_c} \int_{-\gamma}^{+\gamma} r dr d\theta = R_c^2 \cdot \gamma \quad (1.37)$$

Mediando l'energia di deformazione elastica totale contenuta nell'area A (Eq. 1.37) sull'area A stessa risulta:

$$\bar{W} = \frac{E(R)}{A(R)} = \frac{1}{E} \left(\frac{I_1(\gamma)}{4\lambda_1 \gamma} \frac{(K_1)^2}{R_c^{2(1-\lambda_1)}} + \frac{I_2(\gamma)}{4\lambda_2 \gamma} \frac{(K_2)^2}{R_c^{2(1-\lambda_2)}} \right) = \frac{1}{E} \left(e_1 \frac{(K_1)^2}{R_c^{2(1-\lambda_1)}} + e_2 \frac{(K_2)^2}{R_c^{2(1-\lambda_2)}} \right) \quad (1.38)$$

In tabella 1.2 sono riportati i valori di $I_1(\gamma)$, $I_2(\gamma)$, e_1 ed e_2 in funzione dell'angolo di apertura 2α .

2α	γ/π	λ_1	λ_2	Deformazione piana			
				I_1	e_1	I_2	e_2
0°	1	0.5000	0.5000	0.845	0.133	2.1450	0.341
15°	23/24	0.5002	0.5452	0.843	0.140	2.0087	0.306
30°	11/12	0.5014	0.5982	0.837	0.145	1.8810	0.273
45°	7/8	0.5050	0.6597	0.825	0.149	1.7610	0.243
60°	5/6	0.5122	0.7309	0.807	0.150	1.6479	0.215
90°	3/4	0.5445	0.9085	0.750	0.146	1.4379	0.168
100°	13/18	0.5628	0.9805	0.726	0.142	1.3718	0.154
120°	2/3	0.6157	-	0.669	0.129	-	-
135°	5/8	0.6736	-	0.620	0.118	-	-
150°	7/12	0.7520	-	0.568	0.103	-	-
160°	5/9	0.8187	-	0.532	0.093	-	-
170°	19/36	0.9000	-	0.494	0.083	-	-

Tabella 1.2: Valori dei parametri per il calcolo del SED calcolati per alcuni angoli di apertura 2α ed uno stato piano di deformazione [5].

È possibile fare lo stesso discorso anche per gli intagli ben raccordati basandosi sulle relazioni proposte da Lazzarin e Berto [6], dove le tensioni non vengono più presentate in funzione degli N-SIF ma della massima tensione all'apice dell'intaglio come visto nel paragrafo 1.2.2:

$$\sigma_{\theta\theta}(r, \theta) = \frac{\sigma_{max}}{1 + \tilde{\omega}_1} \left(\frac{r_0}{r}\right)^{1-\lambda_1} \left[f_{\theta\theta} + \left(\frac{r}{r_0}\right)^{\mu_1-\lambda_1} g_{\theta\theta} \right] \quad (1.39)$$

$$\sigma_{rr}(r, \theta) = \frac{\sigma_{max}}{1 + \tilde{\omega}_1} \left(\frac{r_0}{r}\right)^{1-\lambda_1} \left[f_{rr} + \left(\frac{r}{r_0}\right)^{\mu_1-\lambda_1} g_{rr} \right] \quad (1.40)$$

$$\sigma_{r\theta}(r, \theta) = \frac{\sigma_{max}}{1 + \tilde{\omega}_1} \left(\frac{r_0}{r}\right)^{1-\lambda_1} \left[f_{r\theta} + \left(\frac{r}{r_0}\right)^{\mu_1-\lambda_1} g_{r\theta} \right] \quad (1.39)$$

L'energia di deformazione elastica è data dalla seguente espressione:

$$W_1^{(e)}(r, \theta) = \frac{1}{2E} \left(\frac{\sigma_{max}}{1 + \tilde{\omega}_1}\right)^2 \left\{ \left(\frac{r}{r_0}\right)^{2(\lambda_1-1)} \tilde{F}_\lambda + \left(\frac{r}{r_0}\right)^{2(\mu_1-1)} \tilde{G}_\mu + 2 \left(\frac{r}{r_0}\right)^{2(\lambda_1+\mu_1-2)} \tilde{M}_{\lambda\mu} \right\} \quad (1.40)$$

Dove, seguendo il criterio di Beltrami per l'energia di deformazione totale, valgono le seguenti relazioni:

$$\tilde{F}_\lambda = (f_{rr}^2 + f_{\theta\theta}^2 + f_{zz}^2 - 2\nu(f_{rr}f_{\theta\theta} + f_{rr}f_{zz} + f_{\theta\theta}f_{zz}) + 2(1 + \nu)f_{r\theta}^2) \quad (1.41)$$

$$\tilde{G}_\mu = (g_{rr}^2 + g_{\theta\theta}^2 + g_{zz}^2 - 2\nu(g_{rr}g_{\theta\theta} + g_{rr}g_{zz} + g_{\theta\theta}g_{zz}) + 2(1 + \nu)g_{r\theta}^2) \quad (1.42)$$

$$\tilde{M}_{\lambda\mu} = f_{\theta\theta}g_{\theta\theta} + f_{rr}g_{rr} + f_{zz}g_{zz} - \nu(f_{\theta\theta}g_{rr} + g_{\theta\theta}f_{rr} + f_{\theta\theta}g_{zz} + g_{\theta\theta}f_{zz} + f_{rr}g_{zz} + g_{rr}f_{zz}) + 2(1 + \nu)f_{r\theta}g_{r\theta} \quad (1.43)$$

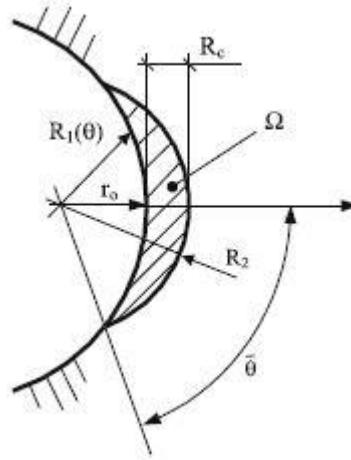


Figura 1.19: Area Ω di controllo per intagli a V ben raccordati; R_c distanza dipendente dal materiale ma non dall'angolo di apertura; raggio R_2 che interseca la parte curvilinea del raccordo o quella rettilinea dell'intaglio [6].

Considerando l'area Ω della figura 1.19 l'energia di deformazione può essere espressa come:

$$E_1^{(e)} = \int_{\Omega} W_1^{(e)} d\Omega = \int_{-\bar{\theta}}^{+\bar{\theta}} d\theta \int_{R_1(\theta)}^{R_2} W_1^{(e)}(r, \theta) r dr \quad (1.44)$$

Che in forma esplicita diventa:

$$E_1^{(e)} = \frac{1}{2E} \left[\frac{\sqrt{2\pi} \sigma_{max}}{1 + \tilde{\omega}_1} \right]^2 (r_0)^{2(1-\lambda_1)} (I_\lambda + I_\mu + I_{\lambda\mu}) \quad (1.45)$$

Dove:

$$I_\lambda = \int_{-\bar{\theta}}^{+\bar{\theta}} \frac{(R_2^{2\lambda_1} - R_1^{2\lambda_1}(\theta))}{2\lambda_1} \tilde{F}_\lambda d\theta \quad (1.46)$$

$$I_\mu = (r_0)^{2(\lambda_1 - \mu_1)} \int_{-\bar{\theta}}^{+\bar{\theta}} \frac{(R_2^{2\mu_1} - R_1^{2\mu_1}(\theta))}{2\mu_1} \tilde{G}_\mu d\theta \quad (1.47)$$

$$I_{\lambda\mu} = 2(r_0)^{(\lambda_1 - \mu_1)} \int_{-\bar{\theta}}^{+\bar{\theta}} \frac{(R_2^{\lambda_1 + \mu_1} - R_1^{\lambda_1 + \mu_1}(\theta))}{\lambda_1 + \mu_1} \tilde{M}_{\lambda\mu} d\theta \quad (1.48)$$

L'equazione 1.48 è valida solamente se l'angolo di apertura dell'intaglio 2α è diverso da zero; nel caso quindi di un intaglio a U va utilizzata l'espressione riportata in seguito, sempre nulla per $2\alpha=0$:

$$I_{\lambda\mu} = 2(r_0) \int_{-\bar{\theta}}^{+\bar{\theta}} \ln \left[\frac{R_1}{R_2(\theta)} \right] \tilde{M}_{\lambda\mu} d\theta \quad (1.49)$$

In generale possiamo quindi scrivere:

$$I_1 = \frac{1}{2\pi} (I_\lambda + I_\mu + I_{\lambda\mu}) \quad (1.50)$$

L'energia elastica di deformazione valutata all'interno del volume strutturale assume la seguente forma:

$$E_1^{(e)} = \frac{1}{2E} \left[\frac{\sqrt{2\pi} \sigma_{max}}{(r_0)^{(1-\lambda_1)}(1 + \tilde{\omega}_1)} \right]^2 I_1 \quad (1.51)$$

dove I_1 dipende da 2α , ρ e R_c .

Quando 2α è invece pari a 0 l'espressione dell'energia diventa:

$$E_1^{(e)} = \frac{1}{2E} \left[\frac{\sqrt{\pi\rho} \sigma_{max}}{2} \right]^2 I_1 \quad (1.52)$$

La densità di energia mediata sul volume di materiale che circonda l'apice dell'intaglio vale:

$$\bar{W}_1^{(e)} = \frac{1}{E} \left(\frac{I_1}{2\Omega} \right) \sigma_{max}^2 (r_0)^{2(1-\lambda_1)} \left[\frac{\sqrt{2\pi}}{(1 + \tilde{\omega}_1)} \right]^2 \quad (1.53)$$

dove Ω è definita come:

$$\Omega = \int_{R_1(\theta)}^{R_2} \int_{-\bar{\theta}}^{+\bar{\theta}} r dr d\theta \quad (1.54)$$

Considerato il fatto che 2Ω dipende da 2α , ρ e R_c proprio come I_1 , e che mentre Ω è proporzionale a ρ^2 , I_1 lo è a $\rho^{2\lambda}$, si può scrivere che:

$$\frac{I_1}{2\Omega} (2\alpha, \rho, R_c) = \frac{1}{\rho^{2(1-\lambda_1)}} H \left(2\alpha, \frac{R_c}{\rho} \right) \quad (1.55)$$

$$F(2\alpha) = \left(\frac{q-1}{q} \right)^{2(1-\lambda_1)} \left[\frac{\sqrt{2\pi}}{(1 + \tilde{\omega}_1)} \right]^2 \quad (1.56)$$

E quindi:

$$\bar{W}_1^{(e)} = F(2\alpha) \cdot H\left(2\alpha, \frac{R_c}{\rho}\right) \cdot \frac{\sigma_{max}^2}{E} \quad (1.57)$$

2α	q	λ_1	μ_1	$\tilde{\omega}_1$	$F(2\alpha)$	$\frac{R_c}{\rho}$	$H\left(2\alpha, \frac{R_c}{\rho}\right)$
							$\nu = 0.3$
0	2.000	0.5000	-0.5000	1	0.7850	0.01	0.5638
						0.05	0.5086
						0.1	0.4518
						1	0.1314
$\pi/6$	1.8333	0.5014	-0.4561	1.034	0.6917	0.01	0.6395
						0.05	0.5760
						0.1	0.5107
						1	0.1428
$\pi/4$	1.7500	0.5050	-0.4319	1.014	0.6692	0.01	0.6609
						0.05	0.5945
						0.1	0.5264
						1	0.1447
$\pi/3$	1.6667	0.5122	-0.4057	0.970	0.6620	0.01	0.6678
						0.05	0.5998
						0.1	0.5302
						1	0.1435
$\pi/2$	1.5000	0.5448	-0.3449	0.810	0.7049	0.01	0.6290
						0.05	0.5627
						0.1	0.4955
						1	0.1328
$2\pi/3$	1.3334	0.6157	-0.2678	0.570	0.8779	0.01	0.5017
						0.05	0.4465
						0.1	0.3920
						1	0.1135
$3\pi/4$	1.2500	0.6736	-0.2198	0.432	1.0717	0.01	0.4114
						0.05	0.3652
						0.1	0.3206
						1	0.1037

Tabella 1.3: valori dei parametri $\tilde{\omega}_1$, $F(2\alpha)$, $\frac{R_c}{\rho}$, $H\left(2\alpha, \frac{R_c}{\rho}\right)$, per un intaglio ben raccordato con raggio $\rho = 1$ mm [6].

1.3.1 Resistenza a fatica di giunti saldati espressa in termini di SED

L'approccio locale per la determinazione della resistenza a fatica di componenti intagliati, appena descritto a livello analitico, può essere applicato anche ai giunti saldati, non solo per semplificare l'approccio in tensione nominale tuttora utilizzato dalla normativa (Eurocodice 3), riducendosi ad un'unica curva di resistenza per le diverse geometrie di giunto, ma anche per risolvere problemi più complessi legati alla presenza di intagli con 2α variabile in uno stesso giunto (es. giunto saldato con cordone non portante). Per poter utilizzare questo metodo è necessario conoscere il raggio R_c del volume di controllo sito all'apice dell'intaglio all'interno del quale va mediata l'energia elastica di deformazione. Considerato R_c come proprietà del materiale, è possibile affermare che quando il valore del SED relativo a due componenti di geometria diversa ma costituiti dallo stesso materiale è uguale questi si romperanno a fatica dopo lo stesso numero di cicli. Uguagliando quindi la densità di energia di deformazione del materiale liscio e di quello intagliato in corrispondenza di un numero di cicli di riferimento (si considera di solito il limite di fatica) è possibile calcolare il valore di R_c .

Di seguito si riporta la procedura seguita da Lazzarin e Livieri [7] per il calcolo del raggio di controllo nel caso di giunti saldati in acciaio, tenendo presente che i processi di saldatura alterano le proprietà del materiale nelle zone adiacenti al piede della saldatura e che quindi il valore di R_c deve essere stimato partendo dalle proprietà di resistenza dei giunti e non da quelle del materiale base.

La variazione della densità di energia di deformazione lineare elastica del materiale intagliato che presenta contributo di modo II trascurabile (questo si può assumere vero quando $2\alpha > 102^\circ$, in

presenza di carichi sia di modo I che di modo II, o quando i carichi esterni inducono solo contributo di modo I per quella particolare geometria) può essere calcolata con la seguente espressione:

$$\Delta\bar{W}_{intagliato} = \frac{e_1}{2} \frac{\Delta K_1^2}{R_c^{2(1-\lambda_1)}} \quad (1.58)$$

Per quanto riguarda il materiale liscio hanno fatto riferimento ad un giunto saldato testa a testa con cordone rasato, nel quale il campo di tensione risulta uniforme e la resistenza a fatica $\Delta\sigma_D$ è influenzata solamente dagli effetti locali della saldatura.

Il valore medio della densità di energia di deformazione totale si potrà calcolare con la seguente espressione:

$$\Delta\bar{W}_{liscio} = \frac{\Delta\sigma^2}{2E} \quad (1.59)$$

Valutando ora le equazioni 1.58 e 1.59 in corrispondenza del limite di fatica $N_D = 5 \cdot 10^6$ cicli si ottiene la seguente espressione per il raggio di controllo:

$$\Delta\bar{W}_{liscio} = \Delta\bar{W}_{intagliato} \quad \rightarrow \quad \frac{e_1}{2} \frac{\Delta K_{1,D}^2}{R_c^{2(1-\lambda_1)}} = \frac{\Delta\sigma_D^2}{2E} \quad (1.60)$$

$$R_c = \left(\sqrt{2e_1} \left(\frac{\Delta K_{1,D}}{\Delta\sigma_D} \right) \right)^{\frac{1}{1-\lambda_1}} \quad (1.61)$$

L'equazione (1.50) permette di determinare il valore del raggio di controllo R_c se sono noti i valori limite $\Delta\sigma_D$ e $\Delta K_{1,D}$.

Con riferimento ad una vita a fatica $N_D = 5 \cdot 10^6$ cicli e ad un rapporto nominale di ciclo $R=0$, si ottiene che:

- giunti con un cordone d'angolo di 135° (allo stato 'as-welded'), soggetti a trazione o flessione, risultano caratterizzati da una curva ΔK_1 -N (Figura 1.15) con un valore medio $\Delta K_{1,D} = 22.65 \text{ MPa m}^{0.326} = 211 \text{ MPa mm}^{0.326}$ (pendenza inversa $k = 3.0$, probabilità di sopravvivenza $P_s = 50\%$).
- giunti rasati in acciaio strutturale ('as welded') hanno un range di resistenza a fatica media, $P_s = 50\%$, pari a $\Delta\sigma_D = 155 \text{ MPa}$ (Atzori e Dattoma, 1983, Taylor, 2002).

Sostituendo questi valori nell'espressione (1.61) e ricordando che per un angolo di 135° si ha $\lambda_1 = 0.6736$ ed $e_1 = 0.118$, si ottiene:

$$R_c = \left(\sqrt{2 \cdot 0.118} \left(\frac{211}{155} \right) \right)^{\frac{1}{0.326}} \cong 0.28 \text{ mm} \quad (1.62)$$

A questo punto è possibile calcolare il SED in ogni potenziale punto di innesco della cricca (nel caso dei giunti in questione i punti critici per l'innesco sono il piede e la radice del corsone di saldatura) e confrontare direttamente tra loro i valori ottenuti in quanto espressi in termini di energia e quindi aventi la stessa unità di misura, superando il limite legato agli N-SIF.

In figura 1.20 è riportata la sintesi di circa 900 dati relativi a rotture a fatica di giunti in acciaio in termini di densità di energia di deformazione.

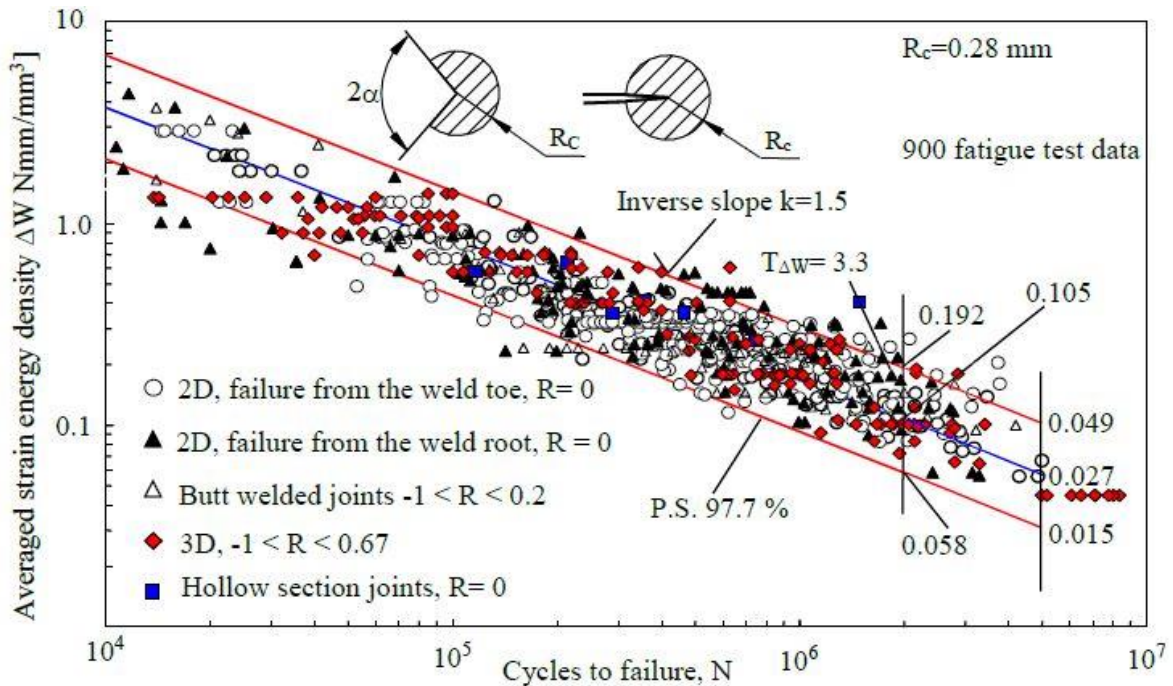


Figura 1.20: banda per la progettazione a fatica di giunti saldati in acciaio secondo l'approccio SED.

1.3.2 Effetto del rapporto di ciclo R sul SED: il fattore C_w

Uno dei parametri da considerare quando si svolgono prove a fatica è il rapporto di ciclo R , definito come:

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (1.63)$$

Per poter confrontare i valori del SED relativi a prove di fatica condotte con rapporti di ciclo R differenti, continuando a sfruttare i vantaggi introdotti da questo metodo, è necessario introdurre un fattore che tenga conto dell'effetto di R sul valore della densità di energia di deformazione. Questo fattore viene indicato con C_w e vale 1 nel caso di $R=0$, 0.5 nel caso di $R=-1$ in accordo con le equazioni 1.64 plottate anche in figura 1.21.

$$C_w = \begin{cases} \frac{1 + R^2}{(1 - R)^2} & \text{per } -\infty < R < 0 \\ 1 & \text{per } R = 0 \\ \frac{1 - R^2}{(1 + R)^2} & \text{per } 0 < R < 1 \end{cases} \quad (1.64)$$

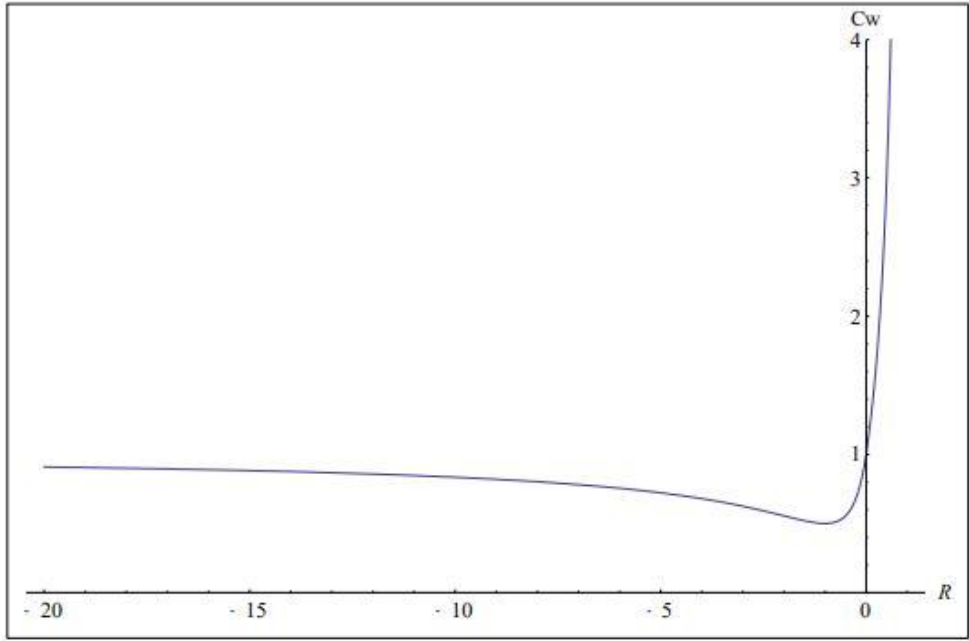
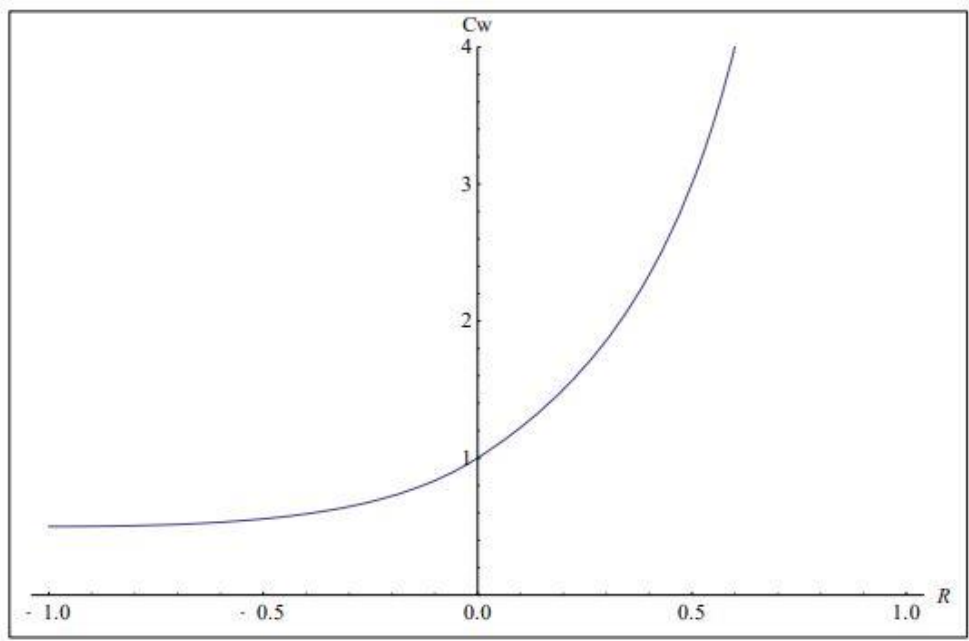


Figura 1.21: coefficiente c_w in funzione del rapporto di ciclo R : (a) $-1 < R < 1$, (b) $-\infty < R < 0$.

L'espressione 1.64 deriva da una serie di considerazioni algebriche descritte in dettaglio di seguito. Il caso in cui il rapporto di ciclo sia $R=0$, per il quale il valore del range di tensione è pari a quello della tensione massima, è preso come riferimento. In questo caso il valore del SED può essere calcolato come l'area di un triangolo (Figura 1.22 a) come segue:

$$\Delta W_{R=0} = \frac{(\sigma_{max} - \sigma_{min})^2}{2E} = \frac{\sigma_{max}^2(1 - R)^2}{2E} \tag{1.64}$$

Nel caso in cui il rapporto di ciclo nominale sia positivo $0 < R < 1$ (Figura 1.22 b), il valore del SED ΔW_R può essere calcolato per mezzo della seguente espressione:

$$\Delta W_R = \frac{\sigma_{max}^2}{2E} - \frac{\sigma_{min}^2}{2E} = \frac{\sigma_{max}^2 - R^2 \cdot \sigma_{max}^2}{2E} = \frac{\sigma_{max}^2(1 - R^2)}{2E} \quad (1.65)$$

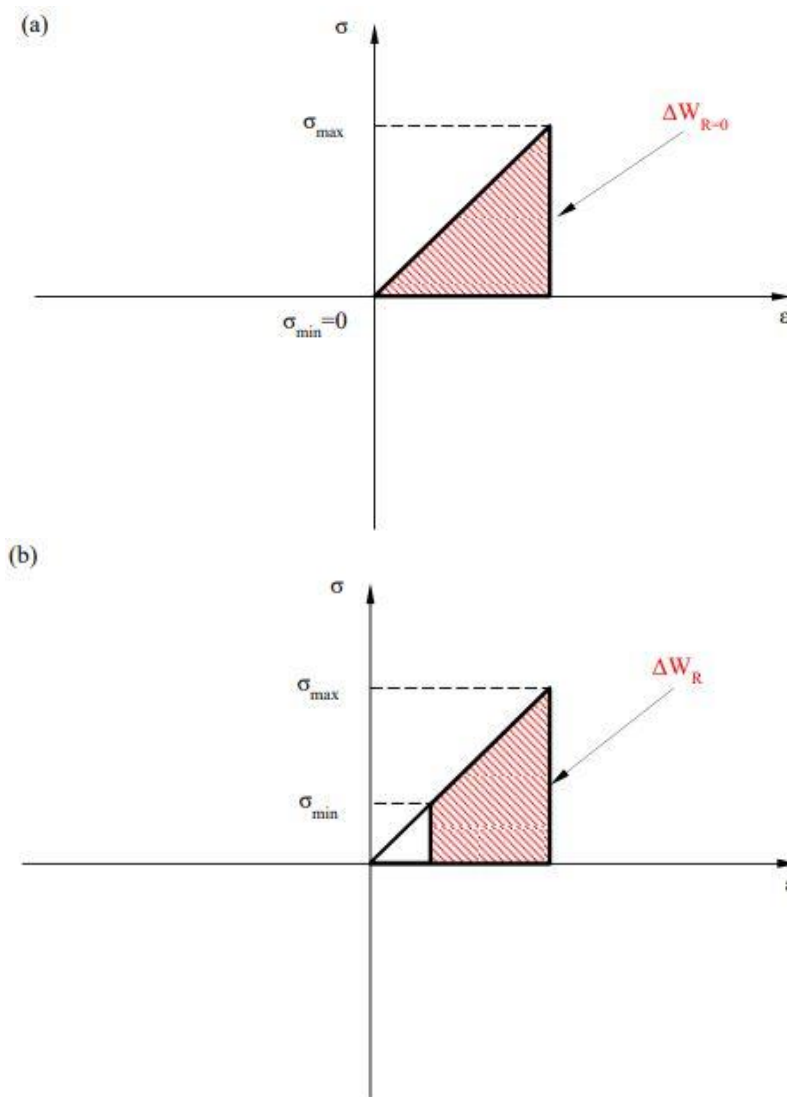
Si può definire ora il coefficiente C_w come il rapporto tra il valore del SED calcolato per mezzo dell'equazione 1.65 e quello calcolato in precedenza per un rapporto di ciclo $R=0$ come l'area di un triangolo (Eq. 1.64):

$$C_w = \frac{\Delta W_R}{\Delta W_{R=0}} = \frac{\frac{\sigma_{max}^2(1 - R^2)}{2E}}{\frac{\sigma_{max}^2(1 - R)^2}{2E}} = \frac{1 - R^2}{(1 - R)^2} \quad (1.66)$$

Le stesse considerazioni possono essere applicate per il caso di un rapporto di ciclo negativo $-\infty < R < 0$ (Figura 1.22 c) ottenendo le espressioni seguenti:

$$\Delta W_R = \frac{\sigma_{max}^2}{2E} + \frac{\sigma_{min}^2}{2E} = \frac{\sigma_{max}^2 + R^2 \cdot \sigma_{max}^2}{2E} = \frac{\sigma_{max}^2(1 + R^2)}{2E} \quad (1.67)$$

$$C_w = \frac{\Delta W_R}{\Delta W_{R=0}} = \frac{\frac{\sigma_{max}^2(1 + R^2)}{2E}}{\frac{\sigma_{max}^2(1 - R)^2}{2E}} = \frac{1 + R^2}{(1 - R)^2} \quad (1.68)$$



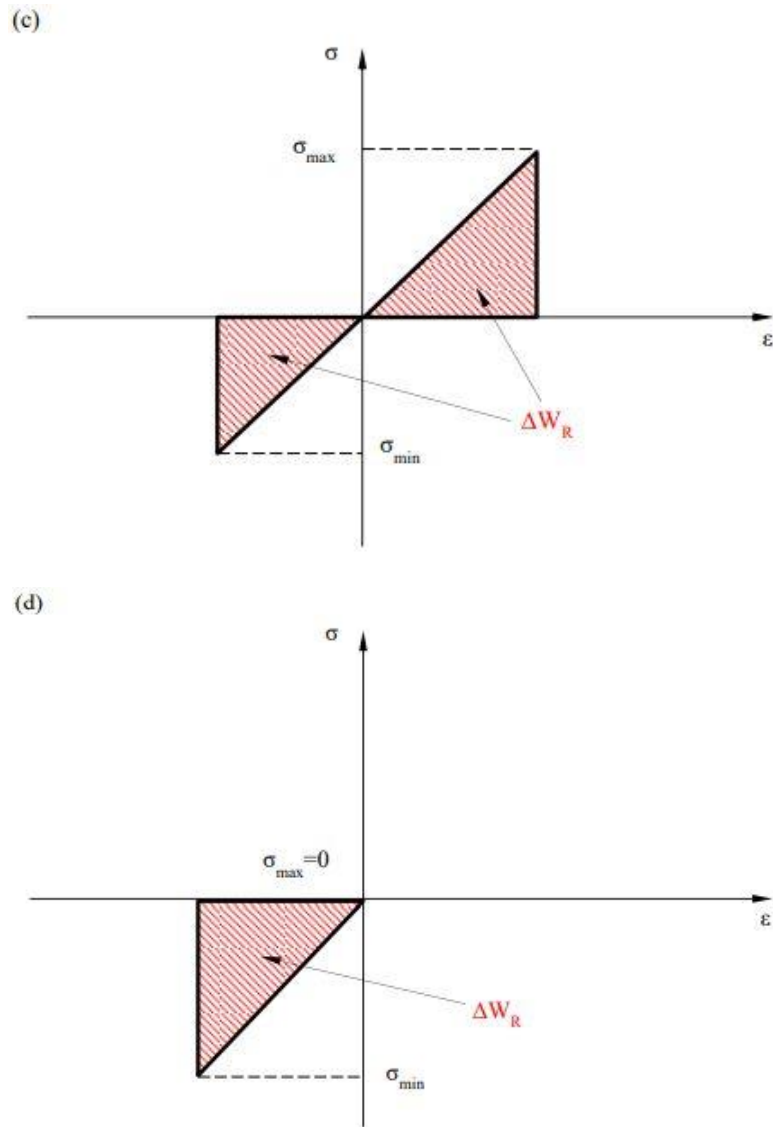


Figura 1.22: definizione del SED in funzione del rapporto di ciclo nominale R : (a) $R=0$ (caso di riferimento), (b) $0 < R < 1$, (c) $-\infty < R < 0$, (d) $R = -\infty$.

1.3.3 Potential Drop Method (PDM)

Negli ultimi 10-15 anni, la tecnica del potenziale elettrico o potential drop, ha avuto sempre più consenso nella ricerca in ambito della meccanica della frattura, essendo uno dei metodi più accurati ed efficienti per monitorare l'inizio e la propagazione delle cricche. La tecnica viene ora applicata con successo per una vasta gamma di problemi relativa alla frattura, tra cui la rilevazione dell'innesco della cricca nei test di resistenza a fatica.

Il metodo si basa sul fatto che, in un corpo percorso da corrente, è presente un disturbo del campo del potenziale elettrico in prossimità di una qualsiasi discontinuità all'interno dello stesso; tale disturbo dipende direttamente dalla dimensione e dalla forma della discontinuità. Questo effetto è stato inizialmente osservato da Ritchie et alii [8] che utilizzarono della carta grafitizzata per ottimizzare la posizione di ingresso corrente e lettura del potenziale (Figura 1.23). In questo modo si osserva l'andamento delle linee equipotenziali sulla superficie del provino, evidenziando l'effetto prodotto da una cricca di lunghezza variabile.

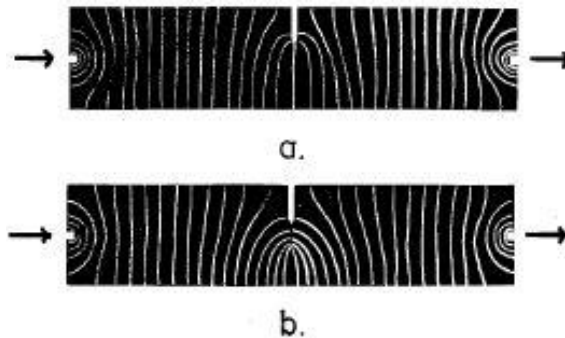


Figura 1.23: distribuzione linee equipotenziale in un provino tipo SEN con corrente uniforme: (a) non criccato, (b) criccato. (le frecce indicano il verso di ingresso e uscita della corrente) [8].

La Figura 1.24 mostra la distribuzione del potenziale per tre differenti configurazioni di ingresso della corrente: (a) corrente uniforme, (b) ingresso ed uscita corrente posti molto vicini all'apice dell'intaglio, (c) ingresso ed uscita corrente posti molto lontano all'apice dell'intaglio.

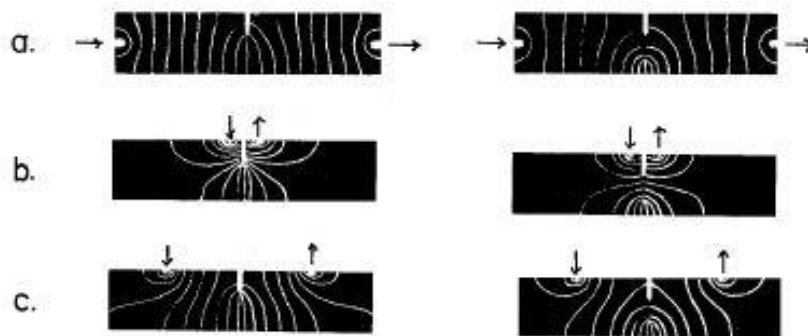


Figura 1.24: distribuzione linee equipotenziale in un provino SEN relative a diverse posizioni di ingresso corrente: (a) corrente uniforme, (b) corrente puntuale sulla superficie superiore vicino all'apice dell'intaglio, (c) corrente puntuale sulla superficie superiore distante dall'intaglio [8].

Se il caso (b) da un lato garantisce un'elevata sensibilità in quanto il gradiente è molto elevato nella zona vicina all'intaglio, dall'altro risulta avere una scarsa riproducibilità (viceversa elevata nel caso a) in quanto una piccola variazione nel posizionamento dei cavi per la lettura del potenziale provoca una grande variazione dei valori in uscita.

Per quanto concerne il posizionamento dei fili per le letture dei potenziali, sono state prese in considerazione da Ritchie et alii [8] due configurazioni: vicino all'intaglio, sulla superficie superiore del provino (A-A) e sull'apice dell'intaglio (B-B). Dall'andamento delle linee equipotenziali mostrate in figura 1.26 è possibile osservare come configurazione B-B garantisce una maggiore sensibilità alle variazioni del potenziale, ma una minor riproducibilità delle prove a causa dell'elevato

gradiente del potenziale presente in quella zona; i sensori in questa zona potrebbero essere molto sensibili alla plasticizzazione dell'apice della cricca che verrebbe quindi erroneamente confusa con l'avanzamento della cricca.

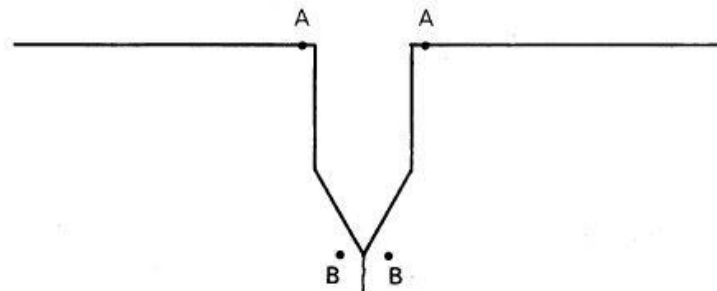


Figura 1.25: posizioni cavi per la misura del potenziale [8].

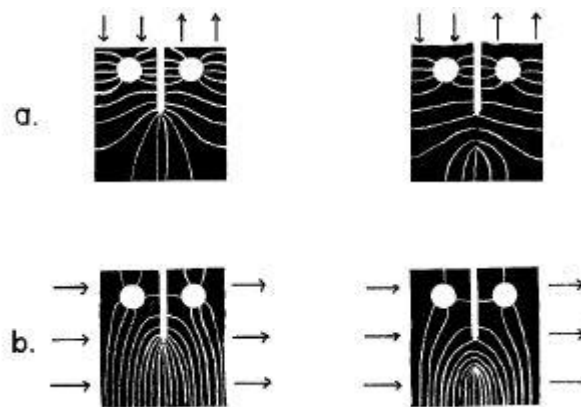


Figura 1.26: distribuzione linee equipotenziali in un provino CT (non criccato a sx, criccato a dx): (a) corrente sulla superficie superiore, (b) corrente sul fianco [8].

In figura 1.27 è mostrata un'altra applicazione relativa questa volta ad un provino CT (Compact Tension).

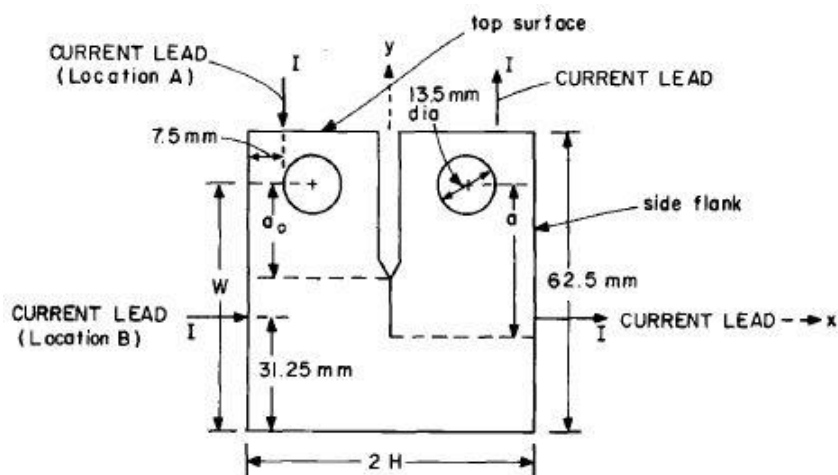


Figura 1.27: geometria del provino CT testato con indicati i punti di ingresso corrente (I) A e B [9].

Per l'applicazione al monitoraggio della crescita delle cricche, il metodo comporta il passaggio di una corrente costante (mantenuta costante con un dispositivo esterno) attraverso un provino criccato e la misurazione della variazione del potenziale elettrico a cavallo della cricca mentre questa propaga. Con l'aumentare della lunghezza di cricca, l'area della sezione trasversale del

pezzo diminuisce, la sua resistenza elettrica aumenta così come la differenza di potenziale tra due punti che si trovano a cavallo della cricca. Monitorando questo aumento di potenziale V_a e confrontandolo con un potenziale di riferimento V_0 , è possibile determinare il rapporto tra la lunghezza di cricca e la larghezza del pezzo a/W mediante l'uso della curva di calibrazione pertinente alla particolare geometria del pezzo di interesse.

Nella pratica, le curve di taratura generalmente riportano in ordinata il rapporto V_a/V_{a_0} e in ascissa a/W dove, V_a è la caduta di potenziale che dipende dalla lunghezza di cricca a e V_0 è la caduta di potenziale di riferimento valutata per una lunghezza di cricca iniziale a_0 . Attraverso l'uso di tali rapporti non dimensionali, le curve di calibrazione diventano indipendenti dalle proprietà del materiale, dallo spessore del provino e dall'ampiezza della corrente di ingresso (purché rimanga costante) e sono principalmente funzione della geometria del pezzo e della cricca oltre che delle posizioni dei cavi di ingresso corrente e lettura dei potenziali.

L'ottimizzazione del metodo del potenziale elettrico per una data geometria consiste nel determinare la posizione migliore per i cavi di ingresso della corrente e quelli per la lettura dei potenziali. Vengono considerati quattro parametri: accuratezza, sensibilità, riproducibilità e misurabilità.

L'*accuratezza* è definita in termini di grado di correlazione tra la curva di calibrazione ottenuta da analisi FEM e la reale relazione tra variazione di potenziale e lunghezza di cricca. Questo parametro dipende da diversi fattori come la stabilità della corrente in ingresso, la risoluzione del sistema di misurazione/lettura del potenziale, il fronte della cricca, l'eventuale contatto tra le superficie già separate (factory roof), eventuali variazioni di resistività dovute a deformazioni plastiche localizzate e/o a variazioni di temperatura.

La *sensibilità* è definita come la capacità del metodo di percepire variazioni di potenziale causate da piccoli incrementi della lunghezza della cricca; la si può individuare dalla pendenza della curva di calibrazione e, per una particolare geometria, dipende dal posizionamento dei cavi.

La *riproducibilità* si riferisce ad imprecisioni prodotte da piccole variazioni nel posizionamento dei conduttori di misurazione del potenziale. Tali cavi sono generalmente fili sottili che vengono saldati a punti o avvitati al campione e il posizionamento accurato non è generalmente migliore di 0,5 mm. Per massimizzare la riproducibilità questi cavi devono essere posizionati in un'area in cui la curva di calibrazione è relativamente insensibile a piccoli cambiamenti di posizione, cioè, dove dV/dx e dV/dy sono piccoli, con x e y coordinate di posizione riferite rispetto all'origine del sistema di riferimento che si trova nel punto medio del campione.

La *misurabilità* è definita come la capacità del segnale in uscita di essere letto in presenza di un rumore di fondo (es. effetto deriva dello strumento, rumore bianco, ...). Per ottimizzare la misurabilità le posizioni di ingresso corrente e lettura potenziale vengono scelte in modo da massimizzare l'ampiezza del segnale in uscita; a causa dell'elevata conduttività elettrica dei metalli le tensioni di uscita sono generalmente al livello dei microvolt, perciò una soluzione pratica per amplificare tale grandezza è aumentare la corrente di ingresso. Tuttavia, vi è un limite a questo incremento perché quando la corrente è troppo elevata (tipicamente superiore a 30 A), ha luogo un apprezzabile riscaldamento del campione per effetto termo elettrico.

Aronson e Ritchie [9] considerarono un provino CT con due diversi punti di ingresso della corrente: A, posto a 7.5 mm dalla faccia laterale e B posto in corrispondenza del fianco del provino, al centro della lunghezza (Figura 1.27). Per ciascuna di queste due posizioni fecero variare i punti di lettura del potenziale. Nelle curve di figura 1.28 è possibile notare sia l'effetto legato al posizionamento dei cavi di lettura del potenziale sia quello legato alla profondità della cricca.

In particolare, si osserva che per quanto riguarda la posizione A le curve sono piatte nella zona in cui i fili di lettura del potenziale sono vicini all'apice dell'intaglio ($x < 4\text{mm}$) ovviando quindi al problema legato alla riproducibilità del posizionamento dei collegamenti. La massima sensibilità si colloca in prossimità dell'apice dell'intaglio ed aumenta all'aumentare della lunghezza di cricca. È possibile inoltre riscontrare come le curve di calibrazione ottenute da analisi FEM e mostrate in figura 1.28 (b), siano coerenti con i dati sperimentali ottenuti dai provini descritti in precedenza.

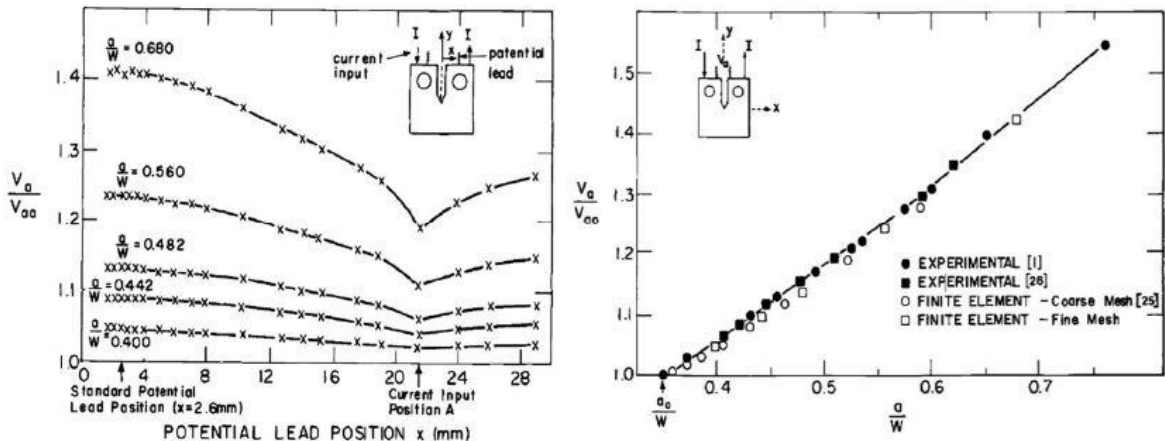


Figura 1.28: (a) variazione di V_a/V_{a0} in funzione della posizione dei cavi di lettura del potenziale x , con ingresso corrente (I) dalla posizione A. (b) curva di calibrazione per una distanza $x = 2.6$ mm [9].

Diversi sono i risultati relativi alla posizione B (Figura 1.29) dove la sensibilità rimane elevata ed aumenta spostandosi verso i bordi estremi del provino oltre che con la profondità di cricca, mentre si perde in parte la riproducibilità non avendo le curve quel tratto piatto caratteristico per la posizione A.

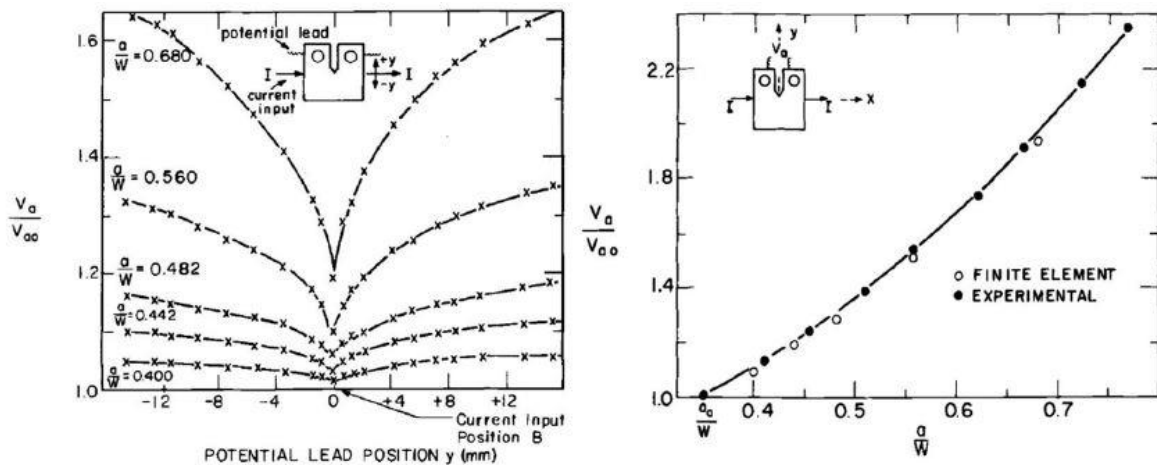


Figura 1.29: (a) variazione di V_a/V_{a0} in funzione della posizione dei cavi di lettura del potenziale y , con ingresso corrente (I) dalla posizione B. (b) curva di calibrazione per una distanza $x = 2.6$ mm [9].

Questi aspetti negativi legati alla posizione B sono stati risolti ponendo i cavi di lettura del potenziale non più sui fianchi del provino bensì sulla superficie superiore. Variandone la posizione è possibile osservare la presenza della zona piatta sulle curve V/V_0 (come per la posizione A) mantenendo elevati i valori in uscita e quindi la sensibilità. È confermata inoltre la compatibilità tra i dati sperimentali e le curve di calibrazione ottenute mediante analisi agli elementi finiti.

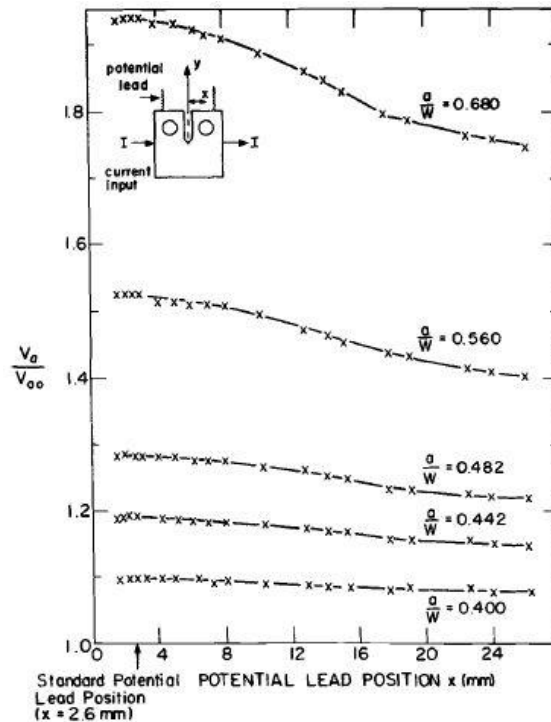


Figura 1.30: variazione di V_a/V_{a0} in funzione della posizione dei cavi di lettura del potenziale x , con ingresso corrente (I) dalla posizione A [9].

Per questa geometria di provini è preferibile quindi estrarre i valori del potenziale dalla faccia superiore, in prossimità dell'apice dell'intaglio, dove l'errore di posizionamento (riproducibilità) è trascurabile.

1.3.4 Applicazione PDM: definizione della vita ad innesco

Nel paragrafo 1.3.1 è stata descritta la procedura per il calcolo del raggio del volume di controllo all'interno del quale viene mediata la densità di energia di deformazione elastica per ottenere il valore del SED. Dall'equazione 1.61 è possibile osservare che a livello pratico per il calcolo di R_c serve conoscere il valore di $\Delta\sigma$ e ΔK valutati allo stesso numero di cicli, facendo riferimento alle curve di Wohler del liscio e dell'intagliato ottenute interpolando i dati relativi alle rotture dei provini a diversi livelli di carico. Il riferimento a prove che si concludono con la rottura del provino (innesco e propagazione di cricca) non ha presentato particolari problemi fino a quando non è emerso un fenomeno che interessa particolari condizioni di carico e che porta provini severamente intagliati (raggio apice intaglio pari a 0.1 mm) a resistere a fatica di più di un provino liscio dello stesso materiale. Ovviamente quello che sta alla base di questo fenomeno non ha niente a che vedere con la resistenza a fatica vera e propria ma è legato alla morfologia della superficie di frattura che si crea durante l'avanzamento della cricca nel tempo e che interagisce con la vita totale del provino.

A tal proposito Tanaka [10] si accorse che provini intagliati sottoposti a bassi carichi di torsione avessero una superficie di frattura caratterizzata da una serie alternata di picchi e valli (factory roof) che, ingranando tra loro nel tempo, aumentavano l'effettiva vita a fatica del materiale. Per ovviare a questo problema Campagnolo et alii [11] hanno utilizzato il Potential Drop Method per definire l'innesco della cricca su una serie di provini di geometria e materiale diversi soggetti a carichi di pura torsione e multiassiali (Figura 1.31).

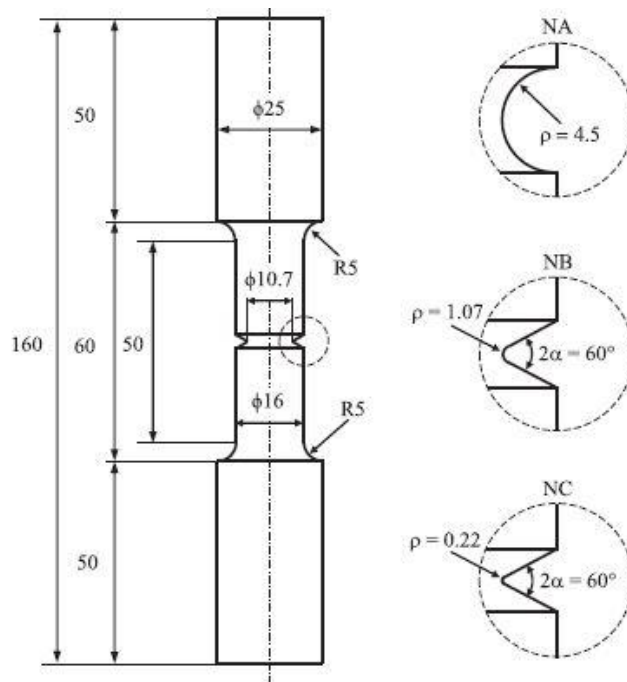


Figura 1.31: geometria provini testati [11].

Partendo dalle curve di calibrazione, ottenute per ciascuna geometria in funzione del rapporto a/r_{net} mediante analisi ad elementi finiti con il codice di calcolo Ansys, definisce l'innescio quando il valore del rapporto $\Delta V/\Delta V_0$ è compreso tra 1.01 e 1.02. Per ottenere le curve di calibrazione sono state modellate in 2D le geometrie dei provini in Ansys utilizzando l'elemento PLANE 230 e attivando l'opzione relativa all'assialsimmetria. Per modellare il passaggio di corrente I attraverso il provino si sono imposti i valori del potenziale agli estremi dello stesso rispettivamente pari a 0V e 1V. La differenza di potenziale $\Delta V'$ valutata tra i punti A e B è funzione della corrente I che dipende a sua volta dalla lunghezza della cricca. In generale è possibile scrivere che: $\Delta V = \frac{\Delta V'}{I} I_0$. La mesh adottata è rada poiché il potenziale viene letto lontano dall'apice dell'intaglio e non è influenzato molto dalla dimensione della mesh.

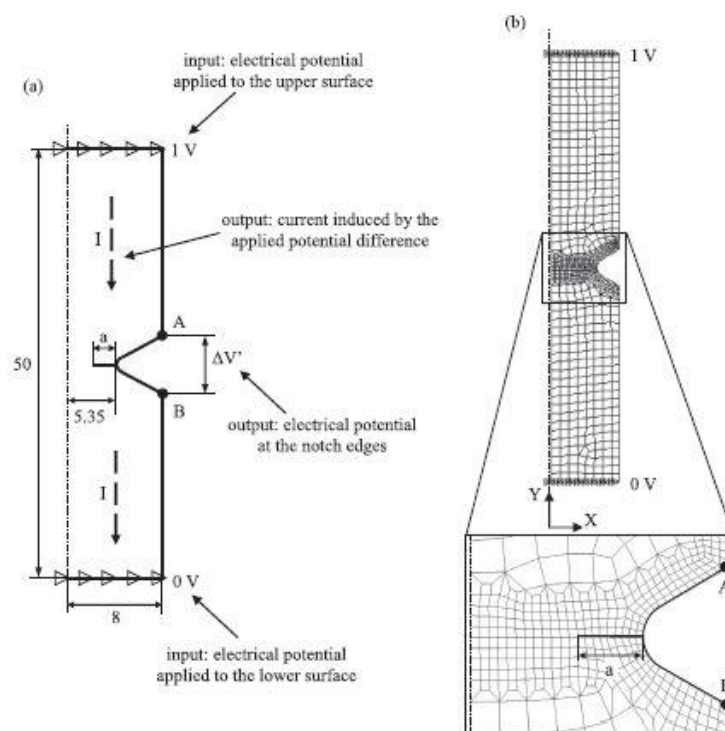


Figura 1.32: analisi elettriche: (a) condizioni al contorno, (b) esempio di mesh adottata [11].

È importante osservare come, mantenendo fissi i punti di lettura del potenziale (A e B), le curve di calibrazione si trovino all'interno dell'intervallo delimitato dalle curve limite rispettivamente relative ad un provino liscio con innesco di cricca in mezzeria e ad un provino con due cricche laterali simmetriche in corrispondenza della sezione di mezzeria ed angolo di apertura 0°.

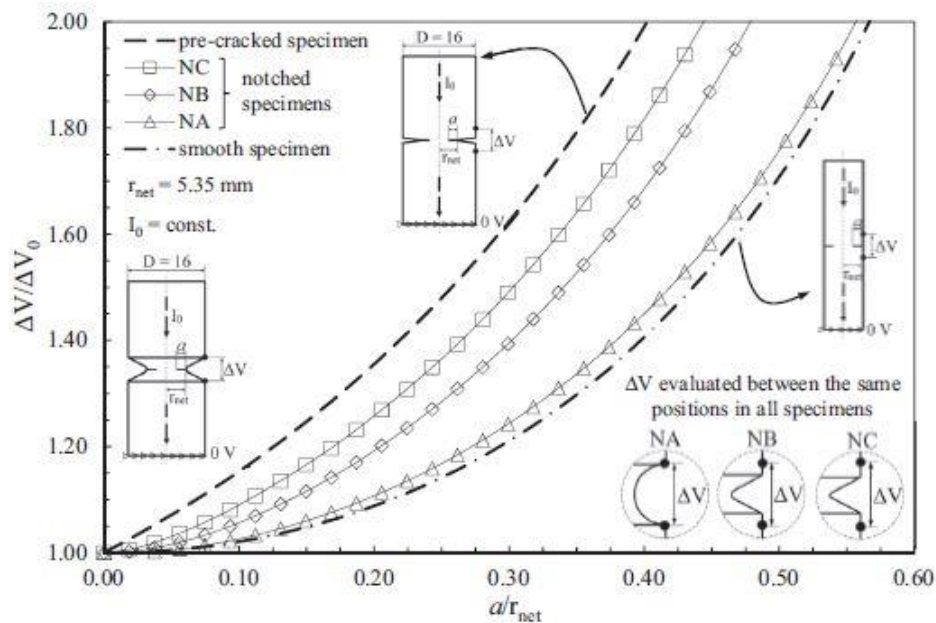


Figura 1.33: curve di calibrazione ottenute numericamente in funzione del rapporto a/r per gli intagli NA, NB e NC [11].

Utilizzando le formule descritte in dettaglio nel paragrafo 1.3.1 Campagnolo et alii [11] fecero una rielaborazione statistica dei dati ottenuti da Tanaka ottenendo le curve in termini di tensioni nominali (Figura 1.34) e di energia di deformazione (Figura 1.35).

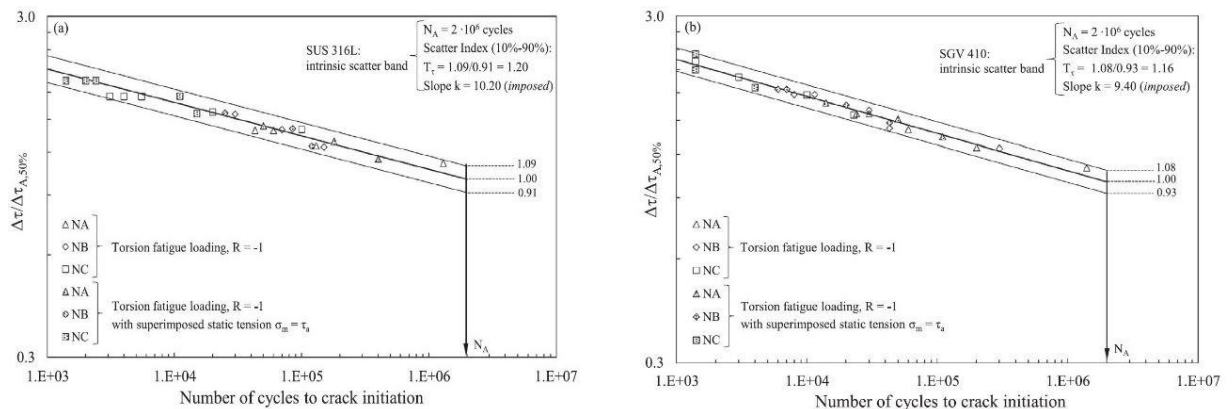


Figura 1.34: Bande di scarto calibrate sui risultati sperimentali dell'innesco delle cricca espresso in termini di tensione nominale tangenziale $\Delta\tau$ per (a) SUS316L e (b) SGV 410 [11].

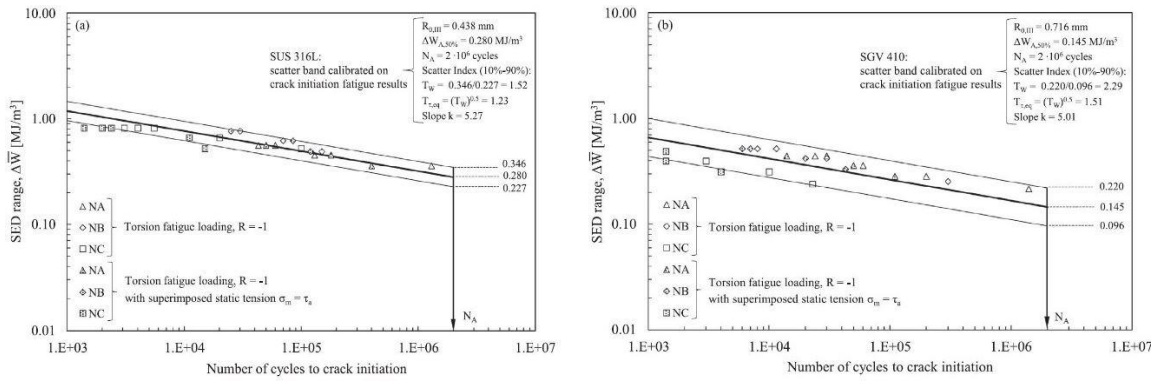


Figura 1.35: Bande di scarto del SED mediato calibrate sulla base dell'innesco della cricca per (a) SUS316L e (b) SGV 410 [11].

L'acciaio SUS 316L presenta una banda di dispersione relativa al SED ad innesco pari a $T_{\tau,eq} = 1.23$, coerente con quella relativa alla tensione nominale ($T_{\tau} = 1.20$). Nel caso dell'acciaio SGV 410 la banda di dispersione del SED ad innesco risulta $T_{\tau,eq} = 1.51$, più ampia della corrispondente in tensione nominale ($T_{\tau} = 1.16$).

La figura 1.36 (a) e (b) mostra le bande in termini di SED relative alla totale vita a fatica mettendo in luce in un caso (Figura 1.36 a) l'effetto di notch-strengthening, ovvero una vita a fatica molto diversa tra provini con raggio di raccordo ampio e assimilabile allo spigolo vivo.

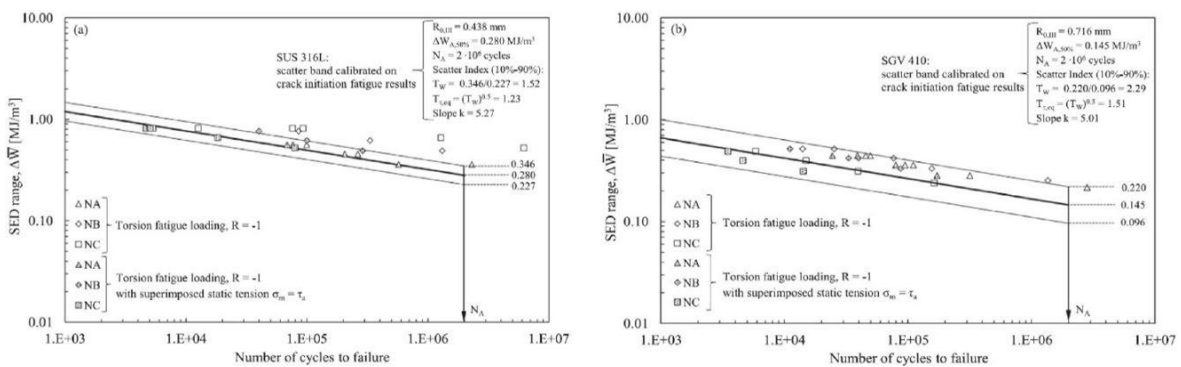


Figura 1.36: Bande di scarto del SED mediato calibrate precedentemente nella Figura 1.56, applicato alla totale vita a fatica per (a) SUS 316L e (b) SGV 410 [11].

Inoltre, Campagnolo et alii [11], proposero una nuova definizione di innesco di cricca, assumendo che tale condizione sia verificata non tanto per un fissato valore del rapporto $\Delta V/\Delta V_0$ ma quando la cricca ha una lunghezza tale da 'sfondare' il raggio di controllo R_c , ovvero quando $a \cong R_c$.

Conoscendo quindi il valore di tale raggio è possibile, entrando nelle curve di calibrazione, ricavare il corrispondente rapporto $\Delta V/\Delta V_0$ e quindi anche il numero di cicli. In figura 1.37 sono sintetizzati i valori secondo questa nuova definizione ed è possibile cogliere come alcuni punti possono risultare spostati lungo l'asse delle ascisse a causa di un diverso valore di $\Delta V/\Delta V_0$ al di fuori del range 1.01-1.02 definito inizialmente da Tanaka.

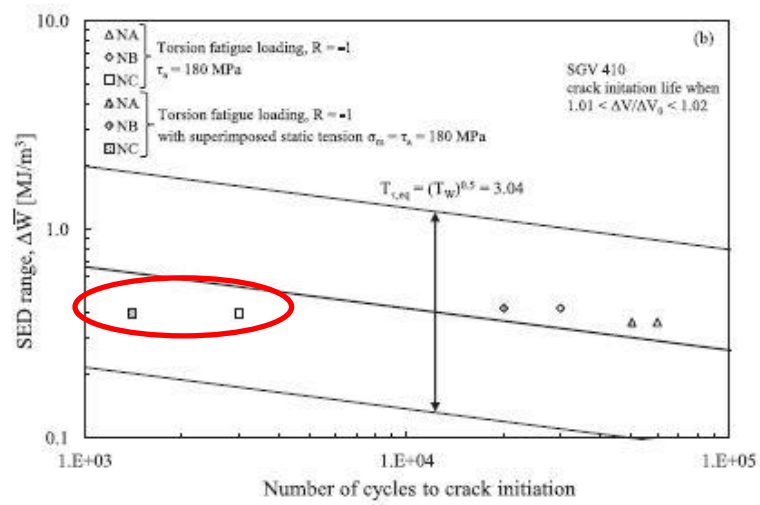
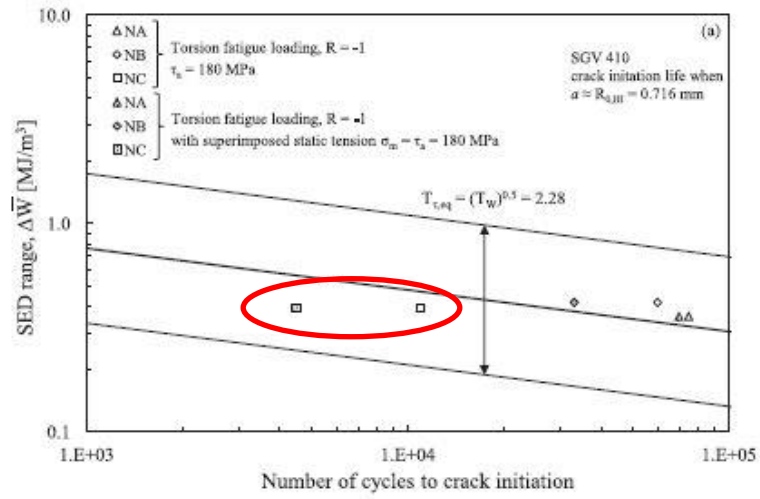


Figura 1.37: Innesco della cricca in corrispondenza di $\Delta V / \Delta V_0$ compreso tra 1.01 e 1.02 [11].

CAPITOLO 2: Analisi FEM Elettriche

In questo capitolo vengono descritti i modelli utilizzati per ottenere le curve di calibrazione del potenziale elettrico attraverso analisi agli elementi finiti utilizzando il software commerciale Ansys. Le variabili in gioco possono essere molteplici basti pensare alla posizione di l'ingresso della corrente e la lettura del potenziale, al tipo di materiale, alla geometria del provino e dell'intaglio o ancora alla profondità di cricca. Per cercare di rendere efficiente l'analisi riducendo anche il tempo di calcolo è stato utilizzato il linguaggio parametrico di Ansys: APDL (Ansys Parametric Design Language). Sono state fatte analisi in 2D e in 3D modellando diverse geometrie di cricca (circonferenziale, ellittica) e diversi punti di formazione della stessa lungo l'arco della sezione netta. È stato implementato anche un comando che consente di valutare l'effetto della temperatura visto che nelle condizioni reali di prova non solo il componente si trova a contatto con le ganasce di presa della macchina che vengono scaldate dall'olio circolante nel circuito, ma alle alte frequenze il carico di fatica applicato al provino può innalzarne la temperatura.

I provini modellati sono di due tipologie, intagliati e lisci (Figura 2.2). Quelli intagliati presentano due geometrie differenti di intaglio come riportato in figura 2.1.

In figura 2.3 sono riportati i riferimenti relativi ai punti di ingresso – uscita corrente e lettura potenziale:

- Provini intagliati: $\delta l=40$ mm; $\delta V=14$ mm
- Provini lisci: $\delta l=90$ mm; $\delta V=10$ mm

Il materiale è un acciaio inossidabile austenitico AISI 304L.

Geometria	D_{gross} [mm]	D_{net} [mm]	L [mm]	P [mm]	P [mm]	δl [mm]	δV [mm]
Intagliati	25	13	200	6	0.1	40	14
					4		
Lisci	25	14	240	/	150	90	10
Materiale	Composizione Chimica [%]		Tensione snervamento [MPa]	Tensione rottura [MPa]	Temperatura [°C]	Resistività [Ω m]	
AISI 304L	C	0.020	277	579	0	69.6E-8	
	Mn	1.820			20	71.3E-8	
	Si	0.300			27	71.3E-8	
	Cr	18.270			77	76E-8	
	Ni	8.200			127	79.8E-8	
	P	0.028			227	86.8E-8	
	S	0.022			327	93.3E-8	
	N	0.087			427	99.2E-8	
						527	104.3E-8

Tabella 2.1: Parametri geometrici provini testati e proprietà fisiche e meccaniche del materiale costitutivo dei provini.

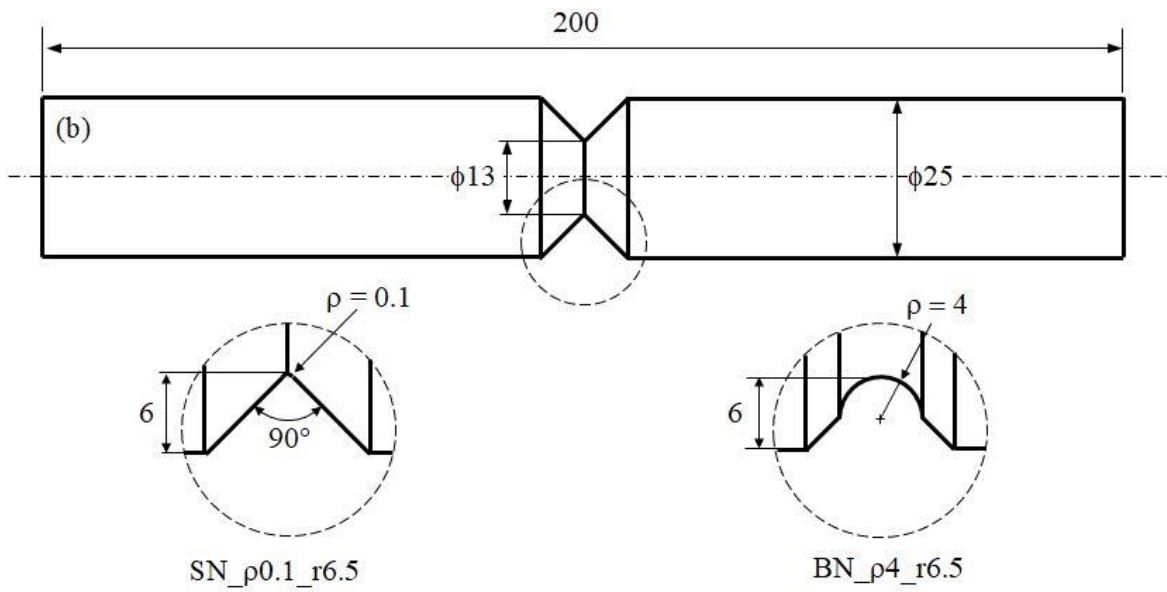


Figura 2.1: dimensioni principali provino utilizzato per le prove e particolari dell'intaglio.

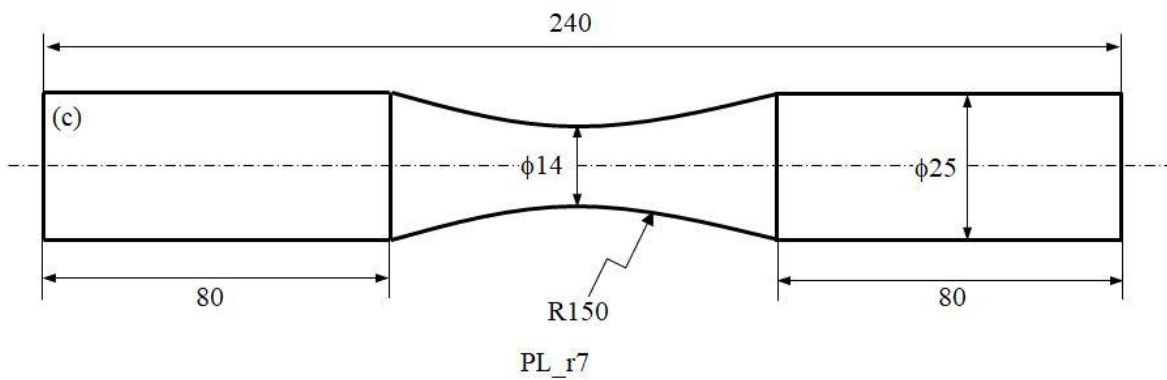


Figura 2.2: dimensioni principali provino liscio.

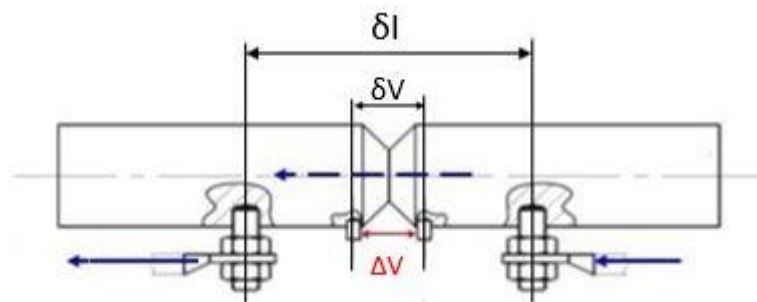


Figura 2.3: distanze ingresso corrente (δl) e lettura potenziale (δV). Le frecce indicano il verso di percorrenza della corrente nel provino.

2.1 Modello FEM Elettrico 2D

Viene di seguito riportata la descrizione dettagliata dei vari comandi che compongono il codice che è stato scritto in linguaggio APDL con lo scopo di automatizzare le diverse analisi.

Per prima cosa sono stati creati due file .mac, che vengono richiamati dal codice semplicemente digitandone il nome all'interno del file .txt del codice, relativi alla geometria e alle proprietà del materiale. In particolare, il file .mac denominato 'Acciaio' contiene i comandi per inserire in Ansys le proprietà di resistività del materiale in funzione della temperatura, necessaria per il calcolo del potenziale elettrico. Mentre il file denominato 'Geom_New' implementa nel programma una serie di parametri che servono per la costruzione geometrica del provino e fanno riferimento alla figura 2.4. nella seconda riga del file 'Geom_New' viene anche definito l'elemento che viene utilizzato per modellare il provino: nel caso 2D si è utilizzato il PLANE 230. Con l'obiettivo di semplificare il modello e ridurre i tempi di calcolo è stata sfruttata la simmetria del provino e l'antimetria del potenziale rispetto alla sezione netta modellando quindi solo un quarto di geometria ed attivando l'opzione dell'assialsimmetria per l'elemento elettrico utilizzato.

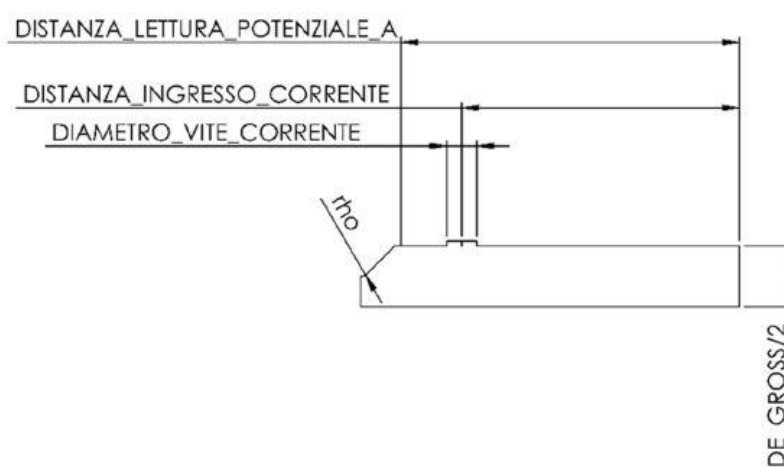


Figura 2.4: parametri geometrici di riferimento per la modellazione del provino.

Acciaio.mac - Blocco note

File Modifica Formato Visualizza ?

```

/PREP7
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPTEMP,2,20
MPTEMP,3,27
MPTEMP,4,77
MPTEMP,5,127
MPTEMP,6,227
MPTEMP,7,327
MPTEMP,8,427
MPTEMP,9,527
MPDATA,RSVX,1,,69.6E-8
MPDATA,RSVX,1,,71.3E-8
MPDATA,RSVX,1,,71.3E-8
MPDATA,RSVX,1,,76E-8
MPDATA,RSVX,1,,79.8E-8
MPDATA,RSVX,1,,86.8E-8
MPDATA,RSVX,1,,93.3E-8
MPDATA,RSVX,1,,99.2E-8
MPDATA,RSVX,1,,104.3E-8
    
```

Temperatura [°C]	Resistività [Ωm]
0	69.06e-8
20	71.3e-8
27	71.3e-8
77	76e-8
127	79.8e-8
227	86.8e-8
327	93.3e-8
427	99.2e-8
527	104.3e-8

Figura 2.5: file Acciaio.mac contenente i valori di resistività in funzione della temperatura relativi all'AISI 304L utilizzato.

```

Geom_New.mac - Blocco note
File Modifica Formato Visualizza ?
\PREP7
ET,1,PLANE230
KEYOPT,1,3,1
DE_GROSS=0.025
L=0.2
P=0.006
Distanza_lettura_potenziale_A=0.093
Distanza_ingresso_corrente=0.080
DE_NET=DE_GROSS-2*P
pi=4*atan(1)
ALFA=pi/4
ANGOLO_APERTURA=2*ALFA*180/pi
Distanza_uscita_corrente=L-Distanza_ingresso_corrente
Distanza_lettura_potenziale_B=L-Distanza_lettura_potenziale_A
DIAMETRO_VITE_CORRENTE=6/1000
FUORIUSCITA_VITE_CORRENTE=1/1000

```

Figura 2.6: file Geom_New.mac con i valori dei parametri necessari alla costruzione geometrica e l'elemento per simularne il comportamento elettrico.

Fino a questo momento non abbiamo fatto altro che definire l'element type con cui verrà eseguita l'analisi e le proprietà del materiale, in particolare la resistività. Inoltre sono stati caricati e quindi memorizzati dal programma una serie di parametri che verranno poi richiamati per la costruzione del modello.

Vengono definiti poi due parametri di carico esterni, la corrente in ingresso nel provino e la temperatura dello stesso:

- I=30 [A]
- t=25 [°C]

in questo modo è possibile variare facilmente questi parametri esterni a seconda delle condizioni di prova a cui è soggetto il provino.

A questo punto vengono impostati i valori di input dei diversi cicli DO che sono stati implementati, riferiti a: geometria dell'intaglio, lunghezza di cricca e dimensione media dell'elemento della mesh.

Va ricordato anche che l'ordine con cui vengono inseriti nel codice i cicli DO può influire sul tempo di calcolo e sull'ordine dei dati salvati che devono poi essere elaborati.

Per quanto riguarda il raggio R dell'intaglio i valori di input sono:

- dimensione del raggio iniziale: $R_{min}=0.1/1000$
- dimensione del raggio finale: $R_{max}=4/1000$
- incremento di R ad ogni ciclo: $R_{inc}=(R_{max}-R_{min})$

I valori sono espressi in unità del S.I. (quindi in questo caso metri).

Vedremo più avanti che è necessario l'impiego di un ciclo IF per riuscire a costruire correttamente l'intaglio nei due casi.

Troviamo poi i valori di input per il ciclo relativo alla profondità di cricca a:

- dimensione di cricca iniziale: $a_{min}=0.1/1000$
- dimensione di cricca finale: $a_{max}=4/1000$
- incremento di a ad ogni ciclo: $a_{inc}=(a_{max}-a_{min})/39$

Infine sono stati usati dei comandi che hanno permesso di eseguire un'analisi di convergenza della mesh, agendo non solo sulla dimensione media di elemento ma anche sul refinement. Viene creato un vettore colonna formato da 5 righe e chiamato 'MESH_SIZE' con la seguente sequenza di comandi:

- Numero di righe che vengono create: MESH_INC=5
- Creazione vettore colonna 'MESH_SIZE': *DIM, MESH_SIZE, ARRAY, MESH_INC
- Valore della prima riga: MESH_SIZE(1)=0.5/1000
- Valore della seconda riga: MESH_SIZE(2)=0.75/1000

Valore della terza riga: MESH_SIZE(3)=0.75/1000
Valore della quarta riga: MESH_SIZE(4)=1/1000
Valore della quinta riga: MESH_SIZE(5)=0.75/1000

Il primo ciclo DO che viene richiamato è quello relativo alla mesh in cui viene fatto ciclare un parametro z tra il valore 2 e quello di MESH_INC (quindi 4) e questo serve per definire un altro parametro usato come discriminante in un ciclo IF per settare le caratteristiche della mesh, MSIZE:

```
*DO,z,2,MESH_INC  
MSIZE=MESH_SIZE(z-1)-MESH_SIZE(z)
```

Successivamente viene inserito il ciclo DO relativo al raggio dell'intaglio:

```
*DO,R,R_min,R_max,R_inc
```

Il ciclo DO relativo alla profondità di cricca viene inserito nel codice solo dopo aver creato il file dei risultati in modo da trovare all'interno dello stesso i valori di a in ordine crescente accompagnati dal relativo valore del potenziale.

L'intestazione del file dei risultati è definita attraverso delle stringhe che richiamano i parametri geometrici del modello di cui è stata fatta l'analisi. Cambiando il modello cambia la denominazione di tale file ed è quindi possibile separare i risultati sulla base dei parametri che vengono utilizzati per nominarlo.

```
str2=strcat('_Rho',chrval(R*1000))  
str3=strcat(str2,'-DE_G')  
str4=strcat(str3,chrval(DE_GROSS))
```

```
*IF,MSIZE,EQ,0,THEN  
str5=strcat(str4,'-dREF')  
*ELSE  
str5=strcat(str4,'-d')  
*ENDIF
```

```
str6=strcat(str5,chrval(MESH_SIZE(z)*1000))  
str7=strcat(str6,'-')  
strFin=strcat(str7,mat)  
str8=strcat('res',strFin)
```

Il nome del file dei risultati contiene il valore di: R, DE_GROSS, MESH_SIZE, mat. Un esempio di denominazione è il seguente: res_Rho0.1-DE_G0.025-d0.75-AISI.

```
*CFOPEN,str8,'DAT',,APPEND  
*VWRITE,DE_GROSS,DE_NET,L,P,rho,2_ALFA,a,I,T,V1,DELTA_V  
(A8,' ',A8,' ',A8,' ',A8,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A14,' ',A10)  
*CFCLOS
```

Con questi comandi viene aperto il file appena creato (formato .dat) e viene scritta la riga di intestazione sotto la quale verranno incolonnati i valori dei rispettivi parametri. Viene infine inserito il comando per avviare il ciclo DO relativo alla profondità di cricca:

```
*DO,a,a_min,a_max,a_inc
```

Si procede a questo punto con la creazione della geometria che passa per la definizione di Keypoints, linee ed aree.

Vengono definite le coordinate necessarie per la creazione dei keypoint, richiamando i parametri caricati in Ansys tramite il file Geom_New.mac:

```
X0=0  
X1=DE_GROSS/2-P
```

X2=DE_GROSS/2-P+R
X3=DE_GROSS/2
X4=-R
X5=DE_GROSS/2+FUORIUSCITA_VITE_CORRENTE
X6=DE_GROSS/2-P-a

Y0=0
Y1=L/2-P
Y2=L/2
Y3=DISTANZA_LETTURA_POTENZIALE_A
Y4=DISTANZA_INGRESSO_CORRENTE+DIAMETRO_VITE_CORRENTE/2
Y5=DISTANZA_INGRESSO_CORRENTE-DIAMETRO_VITE_CORRENTE/2

La definizione dei keypoints avviene attraverso la seguente lista di comandi la cui sintassi è:

K, numero del keypoint, coordinate in direzione X, coordinate in direzione Y

K,1,X0,Y0
K,2,X3,Y0
K,3,X3,Y5
K,4,X5,Y5
K,5,X5,Y4
K,6,X3,Y4
K,7,X3,Y3
K,8,X3,Y1
K,9,X2,Y2
K,10,X1,Y2
k,11,x6,Y2
k,12,x0,Y2

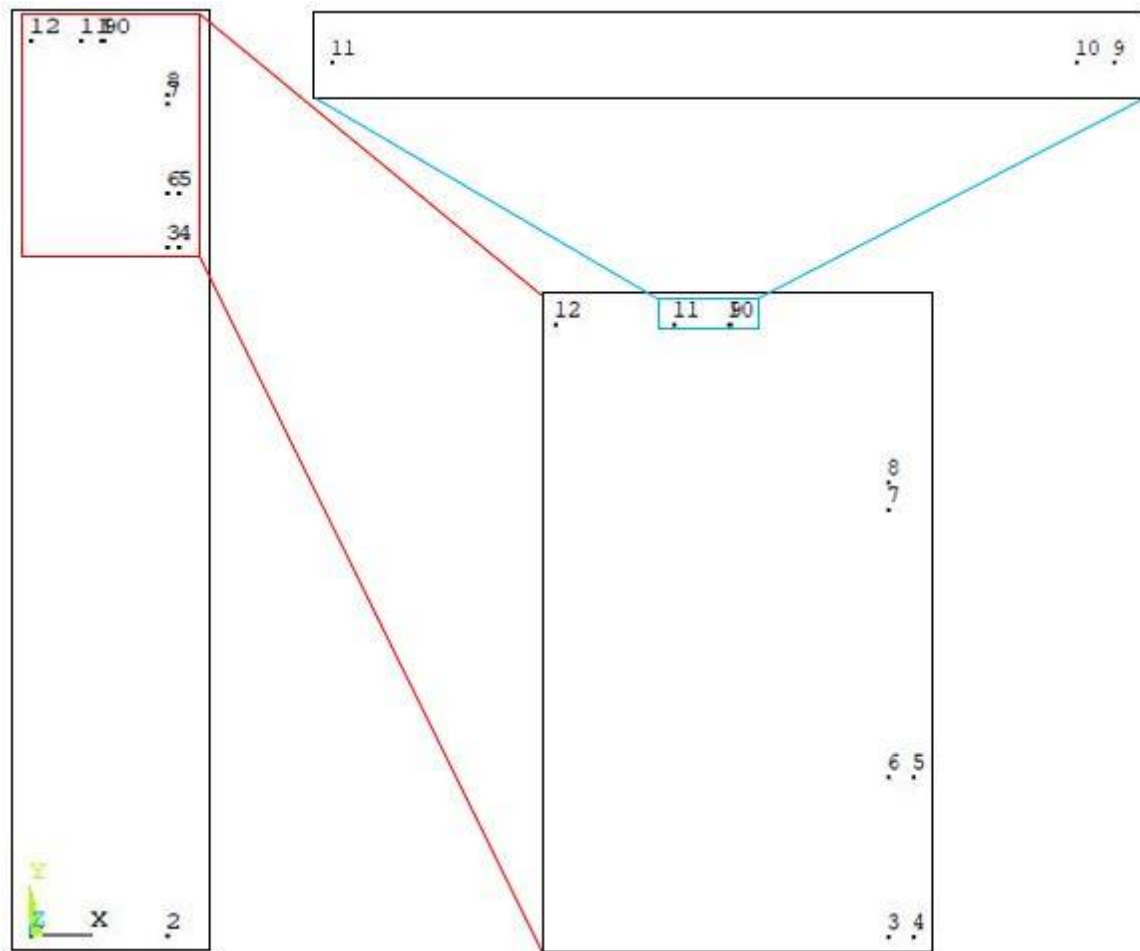


Figura 2.7: disposizione dei keypoints relativi al modello 2D simmetrico.

Vengono create anche le linee utilizzando il comando:

LSTR, keypoint iniziale della linea, keypoint finale della linea

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

Non è ancora stato creato l'intaglio in quanto è necessario adottare alcuni accorgimenti, tra cui l'attivazione di un sistema di coordinate locali, per modellare la geometria dello stesso.

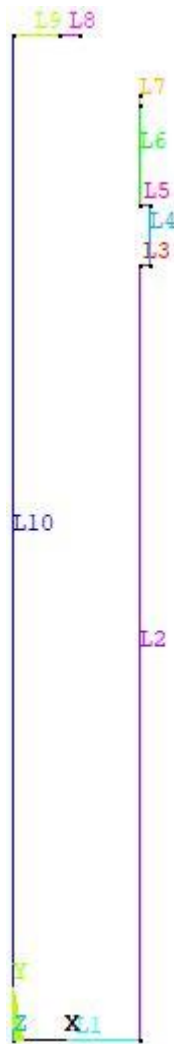


Figura 2.8: disposizione delle linee relative al modello 2D simmetrico.

Di seguito viene descritto solo il procedimento per la costruzione dell'intaglio a V a spigolo vivo con angolo di apertura $2\alpha=90^\circ$ in quanto è del tutto analogo a quello che l'APDL segue per creare l'intaglio ben raccordato di raggio $R=4$ mm. Le differenze sostanziali tra i due casi sono solo nella posizione dei punti di appoggio per la costruzione dell'intaglio e vengono gestite all'interno del codice con un ciclo IF.

Il primo passo per modellare l'intaglio è quello di attivare il working plane (wp) e posizionarlo in corrispondenza del centro dell'arco di circonferenza avente raggio 0.1 mm:

```
viene attivata la visualizzazione del wp: WPSTYLE,,,,,,,,,1
viene spostata l'origine del wp sul keypoint n°9: KWPAVE,9
```

Successivamente si procede con la rotazione del wp di un angolo pari $(180-90-\alpha*180/\pi)$ in maniera tale che uno degli assi del wp risulti parallelo al tratto inclinato dell'intaglio. Rispetto a questo sistema di riferimento si crea un nuovo keypoint e l'arco di circonferenza di raggio R al quale poi verrà raccordato il tratto obliquo:

```
il wp diventa il sistema di riferimento: CSYS,4
viene creato il keypoint 13 con queste coordinate nel nuovo sistema di riferimento: K, 13, X4, 0
viene creato l'arco tra i kp 13 e 10 avente centro nel kp 9 e raggio R: LARC,13,10,9, R
```

```
viene creato il tratto obliquo tra la linea 7 ed il kp 13 imponendo l'angolo di inclinazione della nuova
linea rispetto a quella selezionata: LANG,7, 13, (90-alfa*180/pi),0,0
```

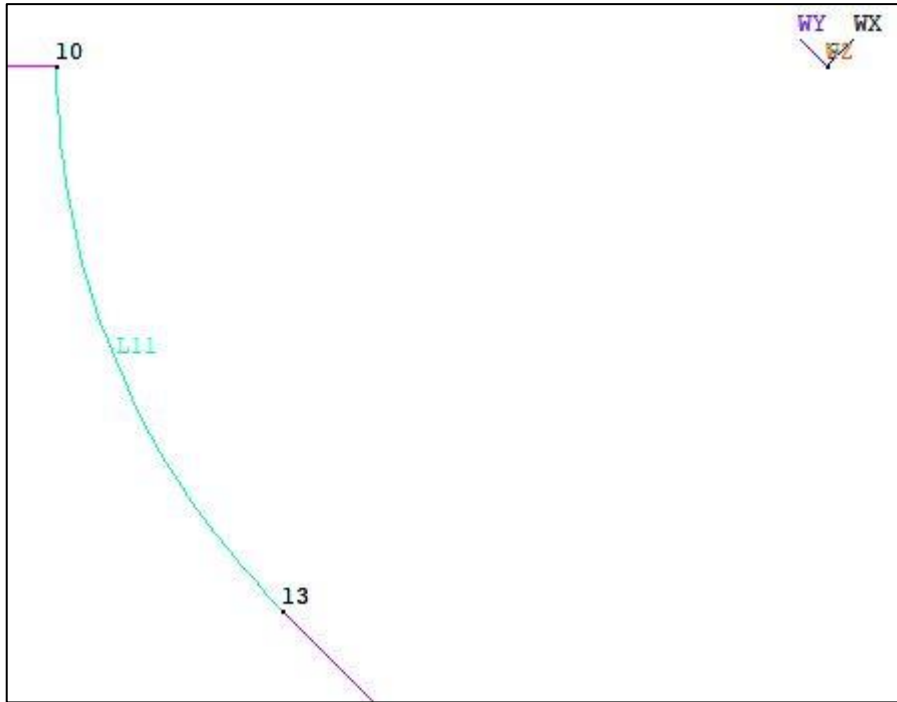


Figura 2.9: creazione dell'intaglio di raggio 0.1 mm; si osserva il particolare del wp ruotato al keypoint 9.

Vengono poi eliminate le linee che non servono, risultanti dall'intersezione tra la linea verticale 7 ed il tratto obliquo, e riattivato il sistema di riferimento globale:

```

FLST,2,1,4,ORDE,1
FITEM,2,12
LDELE,P51X,,,1
CSYS,0

```

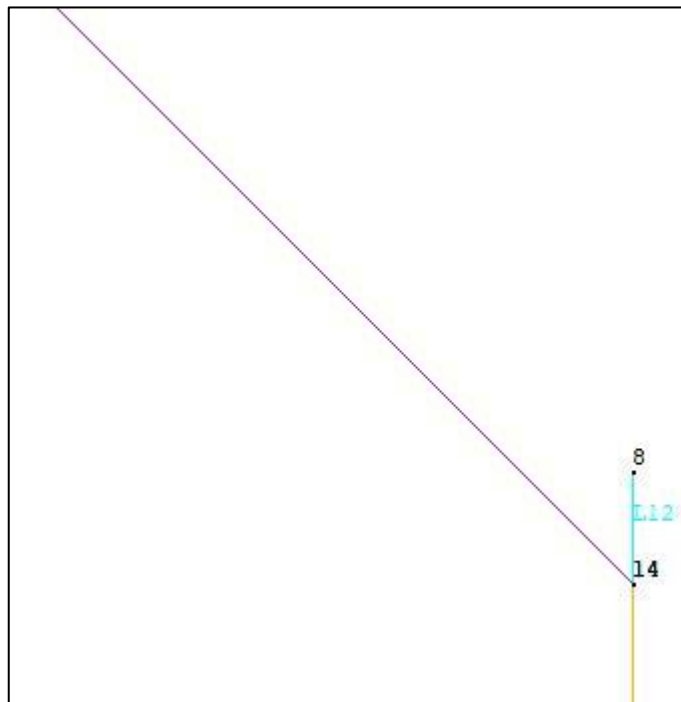


Figura 2.10: la linea 12 viene eliminata per completare correttamente la modellazione dell'intaglio.

È ora possibile creare l'area delimitata dalle linee create fino a questo momento. Il comando utilizzato prevede la creazione di un listato con tutte le linee necessarie a definire il contorno chiuso del provino, la selezione degli elementi facenti parte di tale elenco e l'attivazione del comando che procede con la creazione dell'area:

FLST, posizione di P51X nella riga di comando che avrà in input il listato (2^a posizione nella riga di AL), numero di elementi che fanno parte del listato (12 elementi), tipo di elementi del listato (4 identifica l'elemento linea)

FLST,2,12,4

FITEM, posizione di P51X nella riga di comando che avrà in input il listato (2^a posizione nella riga di AL), numero dell'elemento selezionato (nel primo caso linea numero 9)

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

AL,P51X



Figura 2.11: area della sezione meridiana del provino 2D assialsimmetrico.

Una volta creata l'area della sezione meridiana del provino il wp viene riallineato con il sistema di riferimento globale e ne viene disattivata la visualizzazione:

```
WPRO,-(180-90-alfa*180/pi),0,0
WPSTYLE,,,,,,,,,0
```

L'area appena creata viene ora meshata con una dimensione media di elemento determinata dal valore di MESH_SIZE(z), poiché si ricorda che è stato implementato un ciclo DO per l'analisi di convergenza della mesh. Le mesh generate con i comandi sopra descritti hanno dimensione media di elemento pari a 0.75 o 1 mm:

```
ESIZE,MESH_SIZE(z),0,
MSHKEY,0
AMESH,1
```

E' stato poi implementato un ciclo IF relativo al parametro MSIZE per potere realizzare o meno un refinement:

```
*IF,MSIZE,EQ,0,THEN (questa condizione si verifica per z=3 e la dimensione media di elemento è quindi 0.75 mm. Negli altri casi non viene effettuato questo specifico refinement)
```

Vengono allora selezionate le linee 7, 9,11 e 13 (nella zona dove è stata modellata la cricca e si effettua la lettura del potenziale) ed effettuato un refinement con profondità 2:

```

FLST,5,5,4,ORDE,4
FITEM,5,7
FITEM,5,-9
FITEM,5,11
FITEM,5,13
CM,_Y,LINE
LSEL, , , ,P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,S,_Y
CMDELE,_Y
LREF,_Y1, , ,1,2,1,1
CMDELE,_Y1

```

*ELSEIF,MSIZE,GT,0,THEN (questa condizione si verifica per z=5 e la dimensione media di elemento è quindi 0.75 mm. Negli altri casi non viene effettuato questo specifico refinement)

Vengono allora selezionate le linee 7, 9,11 e 13 (nella zona dove è stata modellata la cricca e si effettua la lettura del potenziale) ed effettuato un refinement con profondità 5 prima ed uno con profondità pari a 3 poi che interessa sempre le stesse linee:

```

FLST,5,5,4,ORDE,4
FITEM,5,7
FITEM,5,-9
FITEM,5,11
FITEM,5,13
CM,_Y,LINE
LSEL, , , ,P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,S,_Y
CMDELE,_Y
LREF,_Y1, , ,1,5,1,1
CMDELE,_Y1

```

```

FLST,5,5,4,ORDE,4
FITEM,5,7
FITEM,5,-9
FITEM,5,11
FITEM,5,13
CM,_Y,LINE
LSEL, , , ,P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,S,_Y
CMDELE,_Y
LREF,_Y1, , ,1,3,1,1
CMDELE,_Y1

```

```
*ENDIF
```

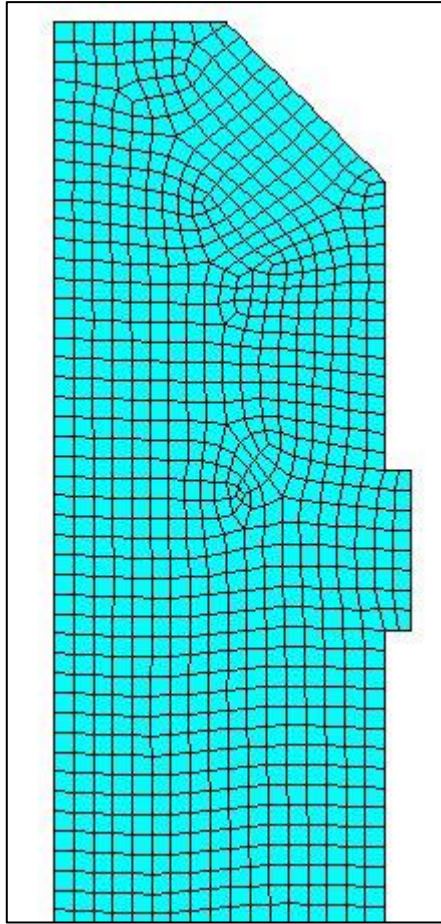


Figura 2.12: esempio di mesh free con dimensione media di elemento pari a 0.75 mm.

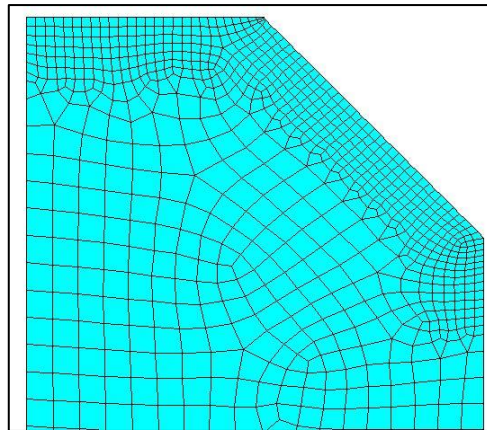


Figura 2.13: esempio di refinement nelle zone di interesse, in prossimità della cricca e del punto di lettura del potenziale.

Si procede ora ad assegnare le condizioni al contorno al modello fin qui creato cercando di riprodurre delle condizioni più simili possibile a quelle reali di prova a cui si trova sottoposto il provino in macchina. Per farlo si assegna:

- un valore di potenziale pari a 0 V lungo tutta la linea 9 che rappresenta il raggio della sezione netta a meno della cricca di lunghezza a. Si va in questo modo ad imporre il passaggio di corrente solo dove è garantita la continuità strutturale cioè dove la cricca non ha ancora separato in due la sezione resistente
DL,9, ,VOLT,0

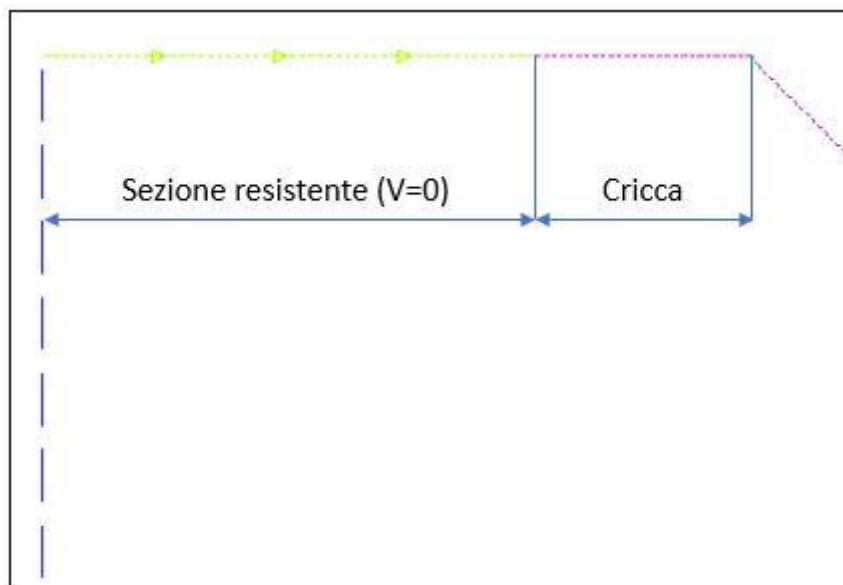


Figura 2.14: applicazione del potenziale $V=0$ alla linea che definisce il raggio netto della sezione resistente.

- un valore di intensità di corrente pari ad $I/2$ in corrispondenza dei due keypoint posti alle estremità della linea che modella il diametro della vite dove sono collegati i cavi di ingresso uscita corrente
 FK,4,AMPS,I/2
 FK,5,AMPS,I/2

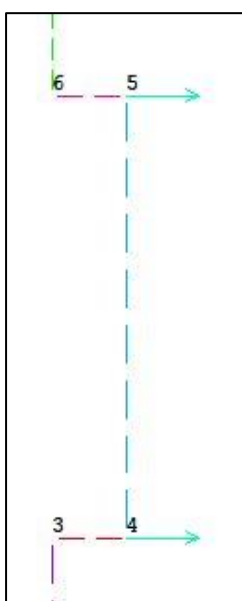


Figura 2.15: assegnazione del carico di corrente pari a $I/2$ ai keypoint 4 e 5.

- un coupling del potenziale elettrico a tutti i nodi appartenenti alla linea che rappresenta il diametro di ingresso corrente per simulare, in maniera più realistica, una distribuzione uniforme della stessa
 LSEL,S,,4 (viene selezionata la linea n°4)
 NSLL,S,1 (vengono selezionati tutti i nodi attaccati alla linea n°4)
 CP,1,VOLT,ALL (viene applicato il coupling ai nodi selezionati)
 ALLSEL,ALL (vengono selezionate tutte le entità costituenti il modello)

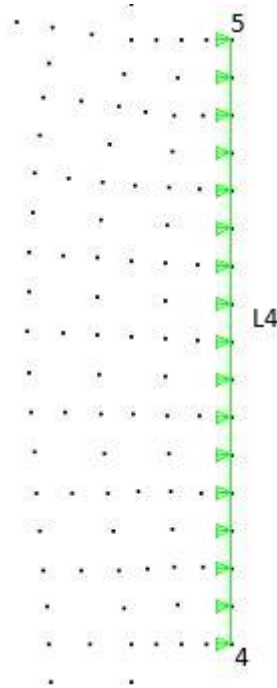


Figura 2.16: coupling del potenziale applicato ai nodi della linea 4 per simulare un ingresso di corrente uniformemente distribuito e non puntuale (sui keypoint 4 e 5).

Viene impostata inoltre la temperatura di riferimento ($t=25^{\circ}\text{C}$ definita all'inizio dell'APDL)

TUNIF,t

È possibile ora lanciare la soluzione:

```
/SOLU
SOLVE
FINISH
```

Una volta che il modello è stato risolto viene eseguito il post processing che consiste nell'estrapolazione del valore del potenziale elettrico in corrispondenza del nodo 7, dove vengono eseguite le misurazioni dalla Matelect. Poiché si è sfruttata la simmetria e si è imposto un potenziale pari a 0V in corrispondenza della sezione netta, è sufficiente moltiplicare per due il valore del potenziale ottenuto ($\Delta V = V_1 - (-V_1) = 2 \cdot V_1$) per poter risalire alla totale differenza di potenziale esistente tra i due punti di lettura in corrispondenza dei quali vengono collegati i cavi della Matelect. I comandi utilizzati sono i seguenti:

```
Si entra nel post processore: /POST1
viene plottato il campo del potenziale elettrico: PLNSOL, VOLT,, 0
viene selezionato il keypoint 7: KSEL, S, KP,,7
viene selezionato il nodo attaccato al keypoint 7: NSLK, S
viene richiamato il nodo sul keypoint 7 attraverso il comando che seleziona il primo nodo più grande dopo il nodo 0: nn1=NDNEXT(0)
viene estratto il valore del potenziale di quel nodo: *GET,V01,NODE,nn1,VOLT
viene moltiplicato il valore appena estratto per portarlo in mV: V1=V01*1000
viene definito un nuovo parametro che è la differenza di potenziale cercata: DELTA_V=V1*2
vengono selezionate tutte le entità costituenti il modello: ALLSEL, ALL
```

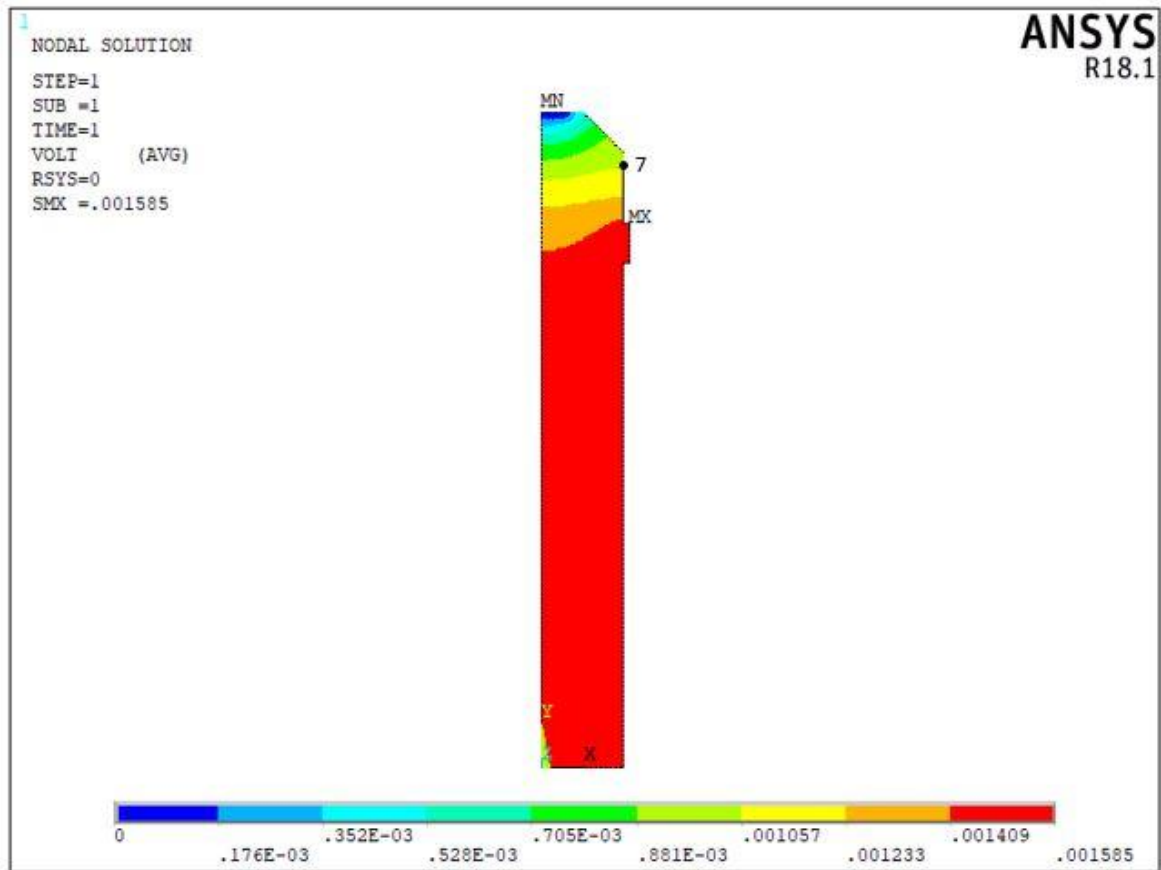


Figura 2.17: contour plot del potenziale elettrico calcolato per il modello 2D simmetrico.

A questo punto vengono salvati i valori caratteristici di ogni analisi nel file di risultati che è stato creato all'inizio:

```
*CFOPEN,str8,'DAT',,APPEND
*VWRITE,DE_GROSS,DE_NET,L,P,R*1000,2*ALFA,a*1000,I,t,V1,DELTA_V,
(F8.3,' ',F12.3,' ',F12.2,' ',F10.4,' ',F8.2,' ',F14.3,' ',F14.3,' ',F16.2,' ',F12.1,' ',F14.3,' ',F14.3)
*CFCLOS
```

Una volta conclusa l'analisi e salvati i dati si ritorna nel pre processore per cancellare il modello e ripartire con l'iterazione successiva:

```
/PREP7
ALLSEL,ALL
Vengono cancellati tutti i carichi applicati al modello: LSCLEAR,ALL
Viene eliminato il coupling relative al potenziale elettrico: CPDELE,1,,,ANY
Viene ripulita l'area dalla mesh: ACLEAR,ALL
Viene eliminata l'area: ADELE,ALL
Vengono eliminate le line: LDELE,ALL
Vengono eliminati i keypoints: KDELE,ALL
```

Quello che rimane da fare è imporre la fine ai cicli DO implementati (intaglio, profondità di cricca, mesh):

```
*ENDDO
*ENDDO
*ENDDO
```

```
FINISH
```

Per verificare che la condizione di passaggio di corrente attraverso la sezione netta depurata dall'area criccata sia rispettata è possibile plottare il campo vettoriale relativo alla densità di corrente e si vede chiaramente come i vettori nella zona criccata siano paralleli alla cricca stessa che non è quindi interessata dal passaggio di corrente in direzione trasversale.

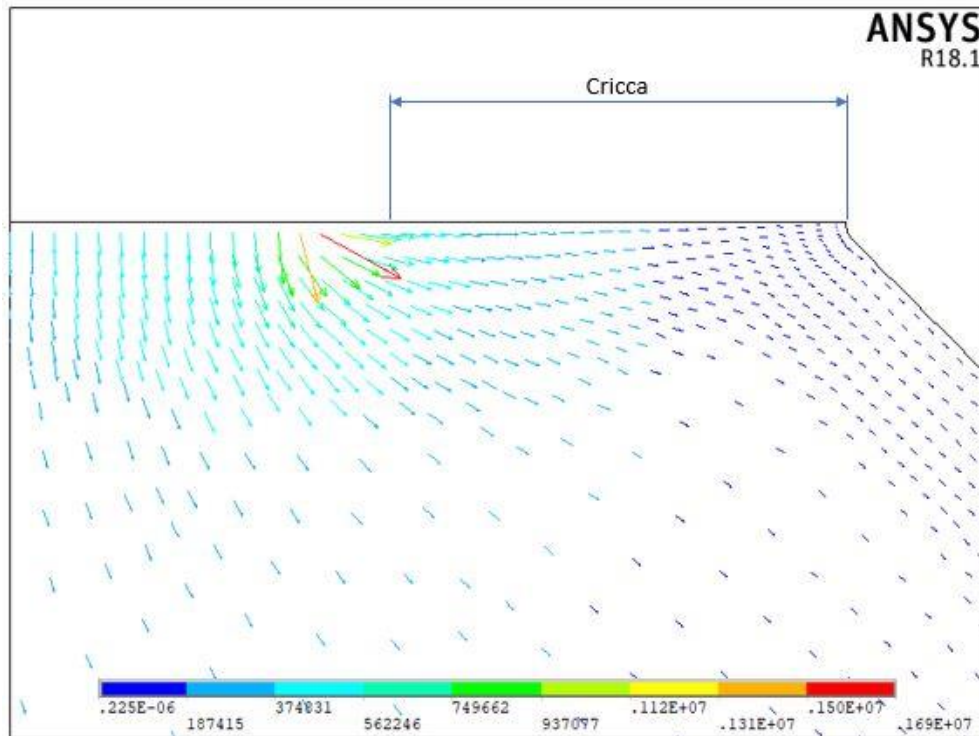


Figura 2.18: campo vettoriale di corrente nella zona criccata del provino 2D simmetrico.

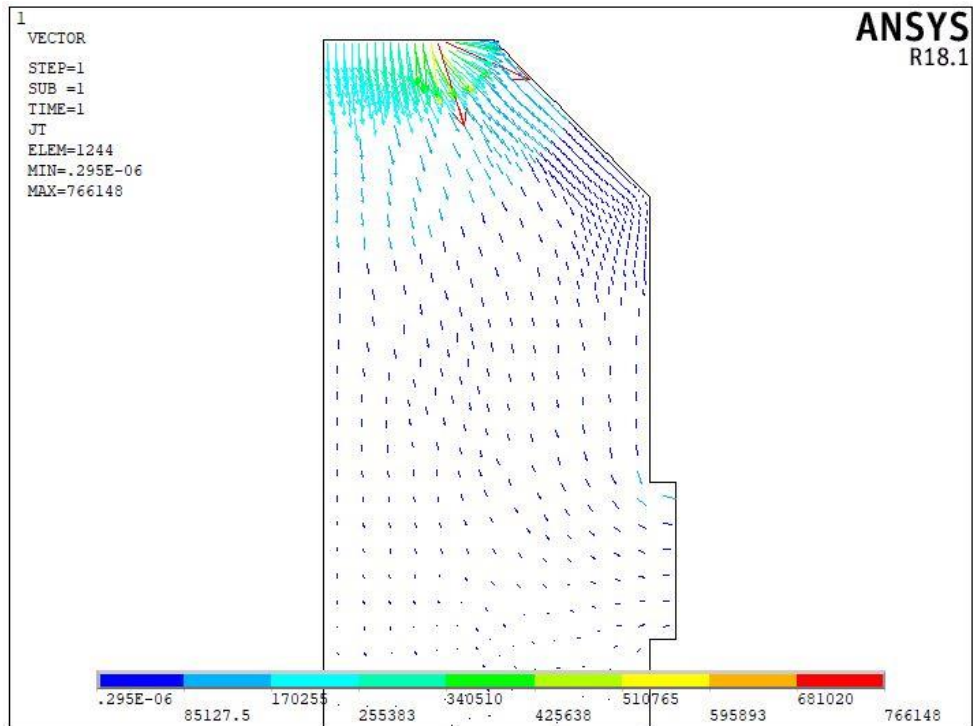


Figura 2.19: campo vettoriale di corrente che entra dalla sezione netta ed esce dalla testa della vite.

2.1.1 Risultati modello FEM elettrico 2D assial-simmetrico

Si riportano di seguito le curve di calibrazione del potenziale elettrico in funzione del rapporto a/r relative al modello 2D appena descritto con riferimento alla geometria di intaglio con raggio pari a 0.1 mm e 4 mm (Figura 2.20). È possibile osservare come un intaglio più blando comporti valori minori della differenza di potenziale valutata in prossimità dell'intaglio poiché il campo delle linee equipotenziale si adatta alla variazione geometrica imposta dall'intaglio più dolcemente rispetto ad un intaglio a spigolo vivo dove il campo risente all'ultimo della presenza di quest'ultimo ed è costretto ad una brusca variazione a ridosso di quella zona. Si riportano inoltre le curve di calibrazione al variare del refinement della mesh (Figura 2.21) dalle quali è stato valutato che lo scarto massimo percentuale tra la mesh più fitta ($d=0.75$ mm + refinement profondità 5 + refinement profondità 3) e quella più rada ($d=1$ mm) risulta intorno al 4%. Lo scarto massimo però si registra per lunghezze di cricca elevate (intorno ai 4 mm) che a livello pratico difficilmente sono di grande interesse, si può quindi ritenere che l'utilizzo di una mesh con dimensione media 0.75 mm ed un refinement con profondità 2 sia un buon compromesso tra le soluzioni analizzate. Tuttavia è possibile investigare ancora più a fondo questo aspetto agendo sui parametri relativi al ciclo DO che riguarda la mesh qualora uno non fosse soddisfatto dei risultati.

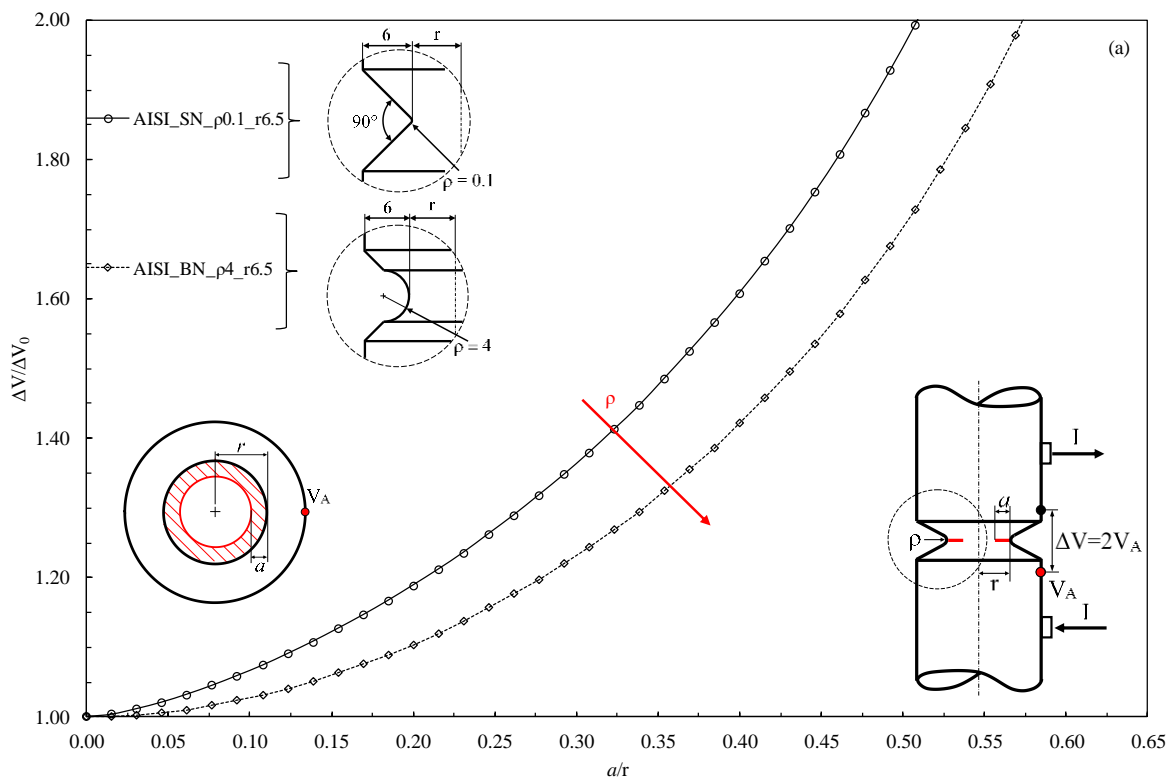


Figura 2.20: curve di calibrazione dell'AISI 304L in funzione del rapporto a/r . Modello 2D simmetrico, raggi di fondo intaglio pari a 0.1 mm e 4 mm.

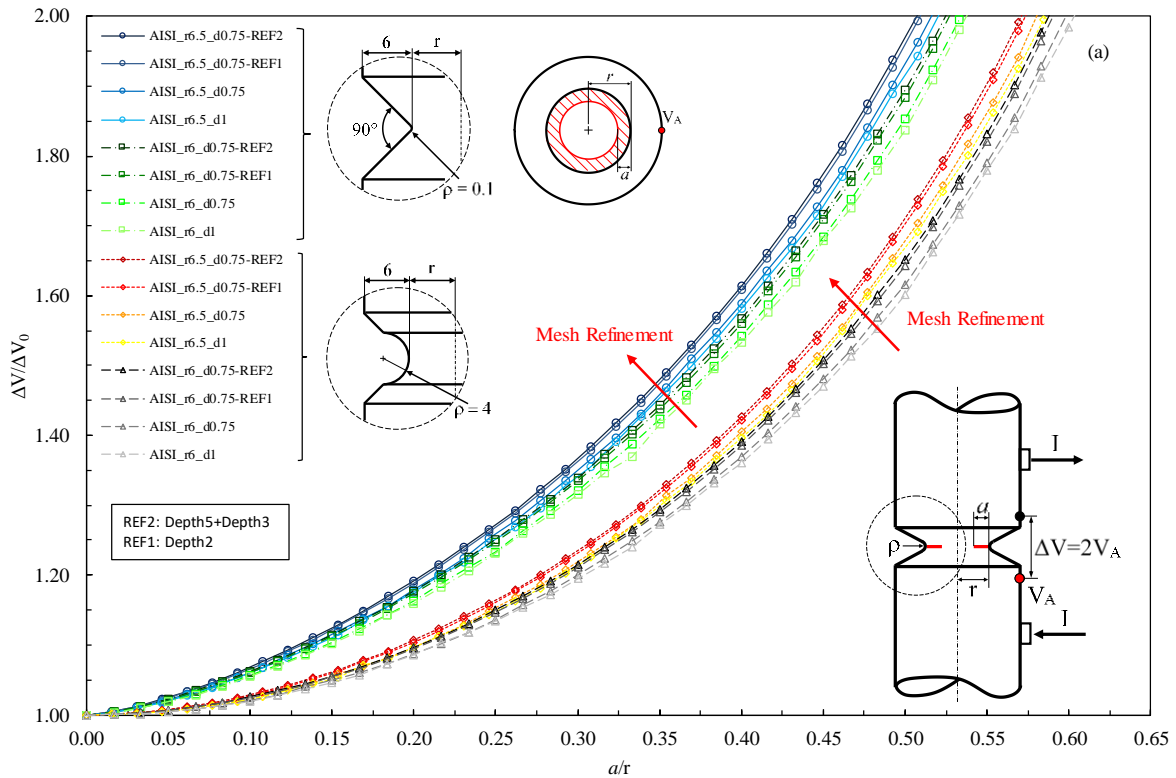


Figura 2.21: curve di calibrazione in funzione del rapporto a/r e del livello di infittimento della mesh. Modello 2D simmetrico, raggi di fondo intaglio pari a 0.1 mm e 4 mm.

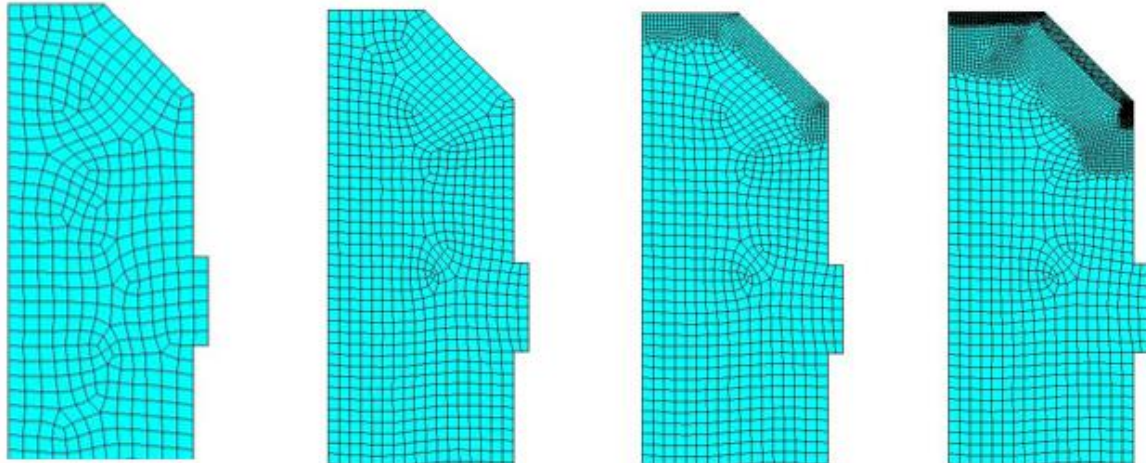


Figura 2.22: esempi di mesh con diverso refinement adottate per l'analisi di convergenza. Da sinistra verso destra: $d=1$ mm; $d=0.75$ mm; $d=0.75$ mm + ref1; $d=0.75$ mm + ref2.

Il tipo di modello realizzato per ottenere le curve di calibrazione appena presentate sfrutta l'opzione relativa all'assialsimmetria dell'elemento elettrico PLANE 230. Questa assunzione va bene per quanto riguarda la geometria del provino e consente di risparmiare tempo e potenza di calcolo per l'analisi però non considera il fatto che l'input di corrente al provino viene dato attraverso una vite M6 posta ad una opportuna distanza dall'apice dell'intaglio e non lungo tutta la corona circolare che risulta modellata attivando l'assialsimmetria. Questa assunzione porta ad avere un input di corrente uniformemente distribuito su tutto l'arco circolare del provino e non concentrato in una zona limitata come quella dove è presente la vite, avendo ripercussioni sui valori del potenziale elettrico che vengono poi estratti dal modello. Per simulare una condizione ancora più

aderente alla realtà si è deciso di realizzare un modello 3D in modo da poter confrontare le due soluzioni.

2.2 Modello FEM Elettrico 3D

2.2.1 Cricche Circonferenziali

Il modello 3D descritto di seguito fa riferimento alla reale configurazione del provino per quanto riguarda i cavi di ingresso ed uscita della corrente mentre il potenziale viene letto sempre puntualmente, diversamente da quanto viene fatto dalla Matelect che preleva il potenziale da tutta la superficie cilindrica in cui si manifesta il contatto tra il provino e l'estremità del cavo utilizzato per la lettura del potenziale. Viene modellata una cricca con fronte circonferenziale con una lunghezza variabile da 0.1 a 4 mm. Vista la geometria di provino, cricca e carichi è possibile sfruttare la simmetria del provino e l'antimetria del campo del potenziale elettrico rispetto alla sezione netta per modellare solo un quarto di provino, semplificando il modello ed i tempi di risoluzione del calcolatore. Come nel caso del modello 2D è stato scritto un codice nel linguaggio APDL di Ansys che ha permesso di implementare dei cicli DO relativi a diverse variabili considerate tra cui, in questo caso, anche la temperatura. Sono state analizzate i provini intagliati aventi raggio di fondo intaglio R pari a 0.1 e 4 mm e il provino liscio (Figura 2.1 e 2.2); di seguito viene descritto in dettaglio il caso R=0.1 mm, essendo gli altri due casi del tutto analoghi al precedente per quanto riguarda i comandi utilizzati.

Come per il modello 2D, anche in questo caso sono stati creati due file .mac relativi ai parametri geometrici e alle proprietà del materiale del provino. Sono stati denominati rispettivamente 'Geom_New.mac' e 'Acciaio.mac' e vengono richiamati dal codice in due punti diversi a causa dell'utilizzo di altri comandi che riducono la mole di dati elaborati e salvati dal programma ma che richiedono la definizione del tipo di elemento e delle proprietà del materiale ad ogni ciclo.

Per prima cosa nel codice viene quindi richiamato il file 'Geom_New.mac' che è lo stesso del caso 2D visto che il modello 3D viene ottenuto per rotazione dell'area della sezione meridiana attorno all'asse longitudinale del provino.

Successivamente viene definito il parametro I (intensità di corrente) che viene richiamato nel momento di assegnazione dei carichi al provino:

- $I = 30$ (unità di misura Ampere)

Prima di creare il file dei risultati con la relativa intestazione vengono definiti i parametri relativi ai diversi cicli DO implementati:

- Raggio dell'intaglio R:

Viene definito il raggio minimo dell'intaglio: $R_{min}=0.1/1000$

Viene definito il raggio massimo dell'intaglio: $R_{max}=4/1000$

Viene definito l'incremento del raggio dell'intaglio: $R_{inc}=(R_{max}-R_{min})$

- Profondità di cricca a:

Viene definita la profondità minima di cricca: $a_{min}=0.1/1000$

Viene definita la profondità massima di cricca: $a_{max}=4/1000$

Viene definito l'incremento della profondità di cricca: $a_{inc}=(a_{max}-a_{min})/39$

- Dimensione della mesh MESH_SIZE(z):

MESH_INC=5

*DIM,MESH_SIZE,ARRAY,MESH_INC

MESH_SIZE(1)=0.5/1000

MESH_SIZE(2)=0.75/1000

MESH_SIZE(3)=0.75/1000

MESH_SIZE(4)=1/1000

MESH_SIZE(5)=0.75/1000

Con queste righe di comando viene creato un vettore colonna con 5 righe a ciascuna delle quali viene assegnato il valore corrispondente MESH_SIZE(z) e servirà per effettuare un'analisi di convergenza della mesh analogamente a quanto fatto per il caso 2D.

- Temperatura t:

Viene definita la temperatura minima: t_min=25
Viene definita la temperatura massima: t_max=65
Viene definito l'incremento di temperatura: t_inc=10

A questo punto vengono implementati i seguenti cicli DO:

- Dimensione della mesh:

```
*DO,z,2,MESH_INC
```

```
MSIZE=MESH_SIZE(z-1)-MESH_SIZE(z)
```

in questo caso oltre al ciclo DO viene definito anche il parametro MSIZE che verrà utilizzato successivamente per discriminare l'esecuzione o meno di un refinement della mesh.

- Raggio dell'intaglio R:

```
*DO,R,R_min,R_max,R_inc.
```

Prima di definire i cicli DO rimanenti viene creato il file dei risultati il cui nome viene definito utilizzando delle stringhe che contengono i parametri che caratterizzano le singole analisi:

```
str2=strcat('r',chrval(R*1000))
str3=strcat(str2,'-Dg')
str4=strcat(str3,chrval(DE_GROSS*1000))
```

```
*IF,MSIZE,EQ,0,THEN
str5=strcat(str4,'-dREF1')
*ELSEIF,MSIZE,GT,0,THEN
str5=strcat(str4,'-dREF2')
*ELSE
str5=strcat(str4,'-d')
*ENDIF
```

```
str6=strcat(str5,chrval(MESH_SIZE(z)*1000))
str7=strcat(str6,'-')
strFin=strcat(str7,'mat')
str8=strcat(' ',strFin)
```

```
*CFOPEN,str8,'DAT',,APPEND
*VWRITE,'DE_GROSS','DE_NET','L','P','rho','2_ALFA','a','I','T','V1','DELTA_V'
(A8,' ',A8,' ',A8,' ',A8,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A14,' ',A10)
*CFCLOS
```

È possibile osservare come per la stringa relativa ai parametri della mesh venga utilizzato un ciclo IF per distinguere il tipo di refinement che è stato applicato ad una certa mesh. Nel file dei risultati così nominato viene poi definita la riga di intestazione al di sotto della quale verranno salvati in maniera ordinata i valori dei parametri utilizzati per ogni analisi.

Ora è possibile definire il ciclo DO relativo alla profondità di cricca a:

```
*DO,a,a_min,a_max,a_inc
```

Lo step successivo riguarda la formazione della geometria partendo dai valori delle coordinate cartesiane necessarie per definire la posizione dei keypoints. Prima però è necessario definire il

tipo di elemento che viene poi utilizzato per creare la mesh e richiamare il file 'Acciaio.mac' contenente i valori di resistività del materiale in funzione della temperatura:

Si entra nel preprocessore: /PREP7

Viene definito l'elemento elettrico: ET,1,SOLID232

Viene richiamato il file .mac: Acciaio

Viene selezionato il materiale numero uno: MAT, 1

Vengono definiti i valori delle varie coordinate sulla base dei parametri contenuti nel file 'Geom_New.mac':

X0=0
X1=DE_GROSS/2-P
X2=DE_GROSS/2-P+R
X3=DE_GROSS/2
X4=-R
X5=DE_GROSS/2+FUORIUSCITA_VITE_CORRENTE
X6=DE_GROSS/2-P-a

Y0=0
Y1=L/2-P
Y2=L/2
Y3=DISTANZA_INGRESSO_CORRENTE
Y4=DISTANZA_LETTURA_POTENZIALE_A
Y5=DISTANZA_INGRESSO_CORRENTE-DIAMETRO_VITE_CORRENTE/2

Vengono quindi creati i keypoints rispetto al sistema di riferimento cartesiano globale con il seguente comando:

K, numero del kp, valore coordinata in direzione X, valore coordinata in direzione Y

K,1,X0,Y0
K,2,X3,Y0
K,3,X3,Y3
K,4,X5,Y3
K,5,X5,Y5
K,6,X3,Y4
K,7,X3,Y1
K,8,X2,Y2
K,9,X1,Y2
K,10,X6,Y2
k,11,x0,Y2

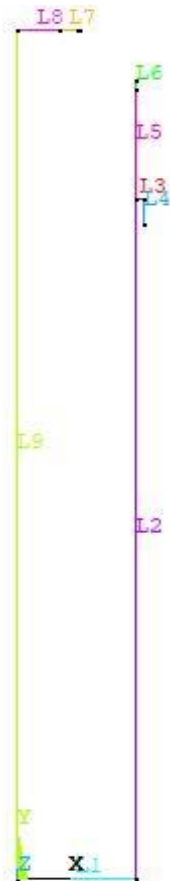


Figura 2.24: disposizione delle linee relative al modello 3D simmetrico con cricca circolare.

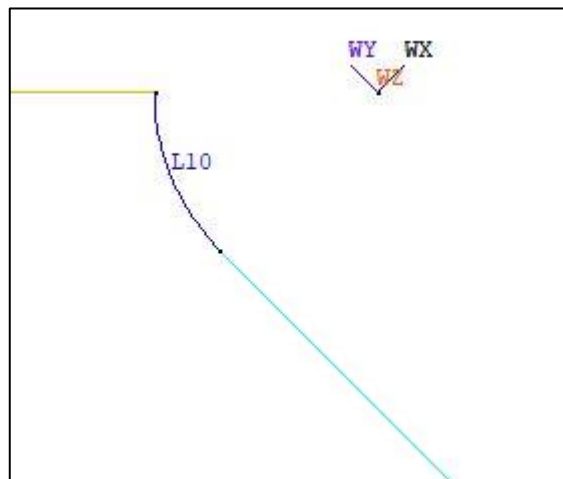


Figura 2.25: creazione dell'intaglio di raggio 0.1 mm; si osserva il particolare del wp ruotato nel centro dell'intaglio.

Viene eliminata la linea n° 11 che risulta in eccesso dopo l'intersezione della nuova linea con la precedente (linea n° 6): LDELE, 11,,1

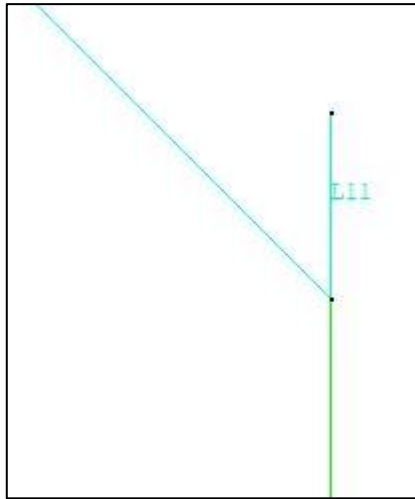


Figura 2.26: la linea 11 viene eliminata per completare correttamente la modellazione dell'intaglio.

Viene ripristinata la configurazione iniziale del wp: WPRO,-(180-90-alfa*180/pi),0,0
 Viene ripristinato il sistema cartesiano globale come quello di riferimento corrente: CSYS,0
 Viene disattivata la visualizzazione del wp: WPSTYLE,,,,,,,,,0

Una volta che è stato definito il perimetro del provino nel piano X,Y viene creata l'area mediante la quale si ottiene, per estrusione, la geometria tridimensionale del provino.

Il comando utilizzato prevede la creazione di un listato con tutte le linee necessarie a definire il contorno chiuso del provino, la selezione degli elementi facenti parte di tale elenco e l'attivazione del comando che procede con la creazione dell'area:

FLST, posizione di P51X nella riga di comando che avrà in input il listato (2^a posizione nella riga di AL), numero di elementi che fanno parte del listato (9 elementi), tipo di elementi del listato (4 identifica l'elemento linea)

FLST,2,9,4

FITEM, posizione di P51X nella riga di comando che avrà in input il listato (2^a posizione nella riga di AL, comando per la creazione di area 'by line'), numero dell'elemento selezionato (nel primo caso linea numero 8)

FITEM,2,8
 FITEM,2,7
 FITEM,2,10
 FITEM,2,12
 FITEM,2,6
 FITEM,2,5
 FITEM,2,9
 FITEM,2,1
 FITEM,2,2
 AL,P51X



Figura 2.27: : area della sezione meridiana che verrà estrusa per ottenere il modello tridimensionale del provino.

A questo punto si procede con la formazione del volume attraverso la rotazione di un angolo pari a 180° dell'area appena creata attorno all'asse longitudinale del provino. Il comando utilizzato è:

VROTAT, aree selezionate per la rotazione, , , , ,kp iniziale che definisce l'asse di rotazione, kp finale che definisce l'asse di rotazione ,angolo di rotazione, ,
 VROTAT,ALL, , , , ,1,11 ,180, ,

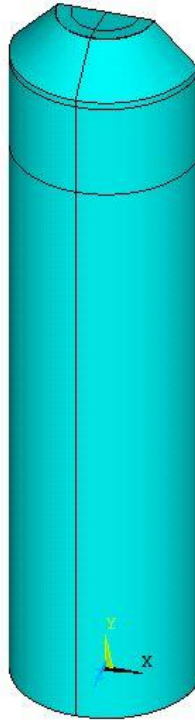


Figura 2.28: volume del provino che viene modellato sfruttando le proprietà di simmetria.

Per quanto riguarda la geometria rimane da modellare la vite di ingresso della corrente e per farlo si procede creando l'area della testa della vite ed estrudendo quest'ultima in direzione X fino ad intersecare la superficie esterna del provino. Il comando per la creazione dell'area è molto simile a quello appena utilizzato per creare il volume:

AROTAT, linea selezionata per la rotazione, , , , , kp iniziale che definisce l'asse di rotazione, kp finale che definisce l'asse di rotazione, , angolo di rotazione, ,

AROTAT,4, , , , , ,3,4 ,-180, ,

Poiché il programma, quando genera delle entità per rotazione ne crea una per ogni 90° di rotazione, ci si trova ad avere l'area della testa della vite composta da due aree ed è quindi necessario utilizzare il listato per eseguire il comando successivo di estrusione:

```
FLST,2,2,5,ORDE,2
FITEM,2,20
FITEM,2,-21
```

Con i comandi definiti sopra viene creato un listato contenente le aree 20 e 21 che vengono poi estruse tramite il comando successivo dove, -0.01 indica la profondità di estrusione in direzione X e i due 0 successivi indicano rispettivamente la profondità di estrusione in direzione Y e Z:

```
VEXT,P51X, , , -0.01,0,0,,,
```

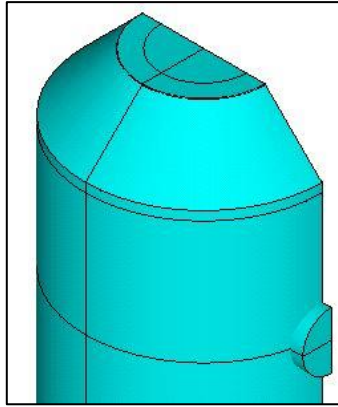


Figura 2.29: particolare della testa della vite che viene modellata dalla quale entra il flusso di corrente che attraversa il provino.

Vengono infine uniti tutti i volumi creati in modo da ottenerne uno solo semplificando il modello:

```
VADD,ALL
```

Viene ora meshato il volume appena definito, la dimensione della mesh è funzione dei parametri di input del ciclo DO settati all'inizio:

```
ESIZE,MESH_SIZE(z),0,
MSHKEY,0
MSHAPE,1,3D
VMESH,ALL
```

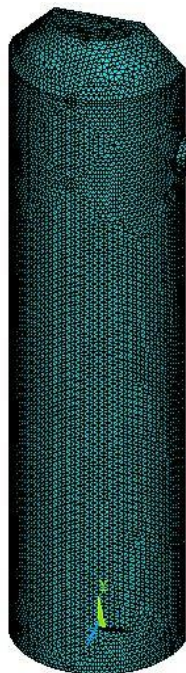


Figura 2.30: esempio di mesh free con dimensione media di elemento pari a 0.75 mm.

Sulla base del parametro MSIZE viene implementato un ciclo IF per applicare diverse profondità di refinement alla mesh al fine di valutarne la convergenza. In particolare quando MSIZE=0 (questo si verifica quando la dimensione media di elemento è 0.75 mm e z=3) viene fatto un refinement di profondità 4 mentre quando MSIZE>0 (questo si verifica quando la dimensione media di elemento è 0.75 mm e z=5) viene fatto un refinement di profondità 5 seguito da un altro refinement di

profondità 3. Le aree interessate dal refinement sono quelle che definiscono l'area netta, ovvero la numero 2 e la numero 11:

```
*IF,MSIZE,EQ,0,THEN
```

```
FLST,5,2,5,ORDE,2  
FITEM,5,2  
FITEM,5,11  
CM,_Y,AREA  
ASEL, , , ,P51X  
CM,_Y1,AREA  
CMSEL,S,_Y  
CMDELE,_Y  
AREFINE,_Y1, , ,1,4,1,1  
CMDELE,_Y1
```

```
*ELSEIF,MSIZE,GT,0,THEN
```

```
FLST,5,2,5,ORDE,2  
FITEM,5,2  
FITEM,5,11  
CM,_Y,AREA  
ASEL, , , ,P51X  
CM,_Y1,AREA  
CMSEL,S,_Y  
CMDELE,_Y  
AREFINE,_Y1, , ,1,5,1,1  
CMDELE,_Y1
```

```
FLST,5,2,5,ORDE,2  
FITEM,5,2  
FITEM,5,11  
CM,_Y,AREA  
ASEL, , , ,P51X  
CM,_Y1,AREA  
CMSEL,S,_Y  
CMDELE,_Y  
AREFINE,_Y1, , ,1,3,1,1  
CMDELE,_Y1
```

```
*ENDIF
```

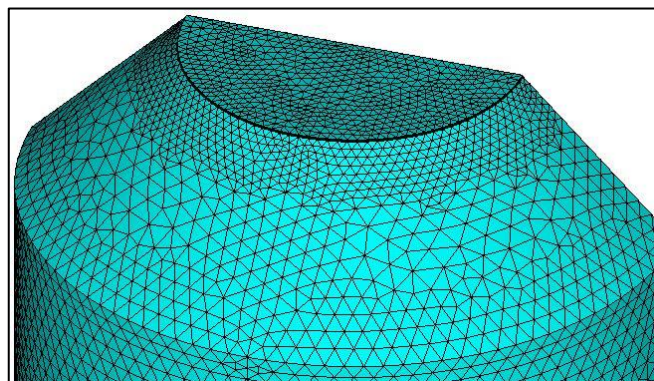


Figura 2.31: esempio di refinement in corrispondenza dell'area netta.

Non rimane ora che assegnare i carichi al modello definito fino a questo punto tenendo presente che è stato considerato un quarto di provino perché si è sfruttata la simmetria rispetto al piano XY:

la resistenza è quindi doppia rispetto al caso in cui si fosse considerato metà provino e, per ottenere il corretto valore del potenziale sfruttando l'antimetria di quest'ultimo rispetto alla sezione netta, deve essere applicata una corrente pari alla metà di quella totale circolante durante la prova $I/2$. Per riprodurre le condizioni di prova vengono quindi assegnate le seguenti condizioni al contorno:

- Potenziale pari a 0V sulla sezione netta per riprodurre la condizione di antimetria dello stesso:

Vengono selezionate le aree 2 e 11 (9 indica l'incremento di selezione tra l'area minima 2 e l'area massima 11): `ASEL,S,AREA,,2,11,9`

Vengono selezionati tutti i nodi attaccati alle aree selezionate: `NSLA,S,1`

Viene applicato un potenziale di 0V a tutti i nodi selezionati: `D,ALL,VOLT,0`

Vengono risSelected tutte le entità costituenti il modello: `ALLSEL,ALL`

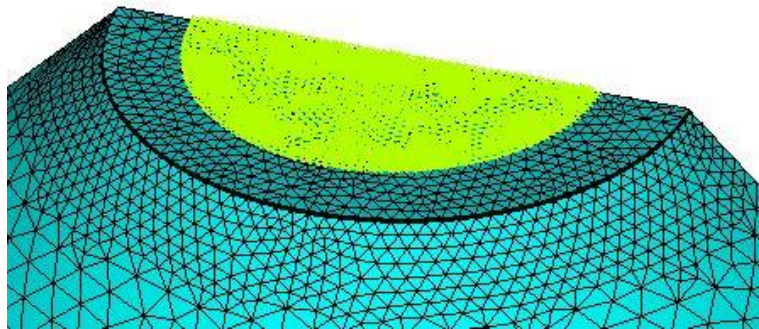


Figura 2.32: particolare del coupling di potenziale che viene assegnato ai nodi appartenenti all'area netta.

- Corrente pari a $I/2$ (quindi 15 [A] in questo caso) nel keypoint centrale appartenente all'asse di simmetria dell'area della testa della vite:

`FK,4,AMPS,I/2`

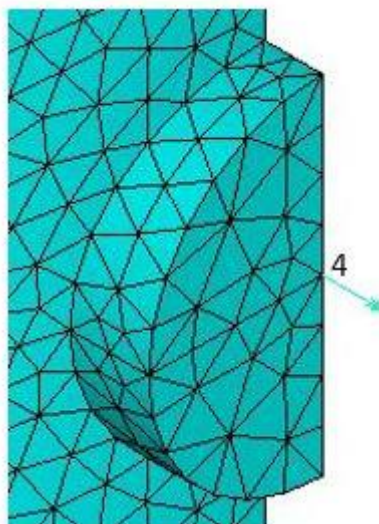


Figura 2.33: assegnazione del carico di corrente pari a $I/2$ al keypoint 4.

- Un coupling di potenziale all'area che definisce la testa della vite (costituita dalle aree 20 e 21 nel modello creato) per simulare una distribuzione uniforme di corrente. Imponendo che tutti i nodi appartenenti a tale area siano equipotenziali è possibile riprodurre questa condizione:

Vengono selezionate le aree 20 e 21 (1 indica l'incremento di selezione tra l'area minima 20 e l'area massima 21): `ASEL,S,AREA,,20,21,1`
 Vengono selezionati tutti i nodi attaccati alle aree selezionate: `NSLA,S,1`
 Viene creato il coupling di potenziale tra tutti i nodi selezionati: `CP,1,VOLT,ALL`
 Vengono risSelected tutte le entità costituenti il modello: `ALLSEL,ALL`

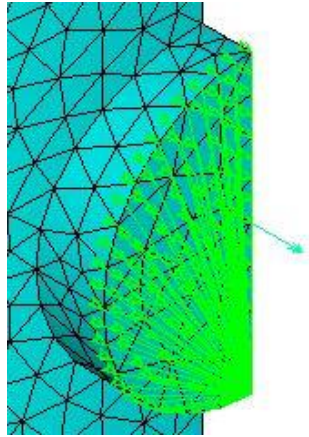


Figura 2.34: coupling del potenziale applicato ai nodi dell'area che definisce la testa della vite per simulare un ingresso di corrente uniformemente distribuito e non puntuale (sul keypoint 4).

Prima di lanciare la soluzione rimane da implementare il ciclo DO relativo alla temperatura:
`*DO,t,t_min,t_max,t_inc`

Viene assegnato un valore di temperatura uniforme: `TUNIF,t`

`FINISH`

A questo punto può essere lanciata la soluzione:

```
/SOLU
SOLVE
FINISH
```

Per conoscere il valore del potenziale nella posizione in cui viene prelevato nelle reali condizioni di prova dalla Matelect (in realtà non viene modellata l'intera interfaccia tra provino e cavo di lettura ma si approssima la lettura del potenziale in un punto) viene prima plottato l'intero campo del potenziale elettrico e poi ottenuto il valore puntuale del potenziale che viene successivamente salvato nel file dei risultati creato all'inizio:

si entra nel post processore: `/POST1`

viene plottato il potenziale elettrico: `PLNSOL, VOLT,, 0`

viene selezionato il keypoint 6 (punto in cui si effettua la lettura): `KSEL, S, KP,,6`

viene selezionato il nodo corrispondente a quel keypoint: `NSLK, S`

viene richiamato il nodo sul keypoint 6 attraverso il comando che seleziona il primo nodo più grande dopo il nodo 0: `nn1=NDNEXT(0)`

viene estratto il valore del potenziale di quel nodo: `*GET,V01,NODE,nn1,VOLT`

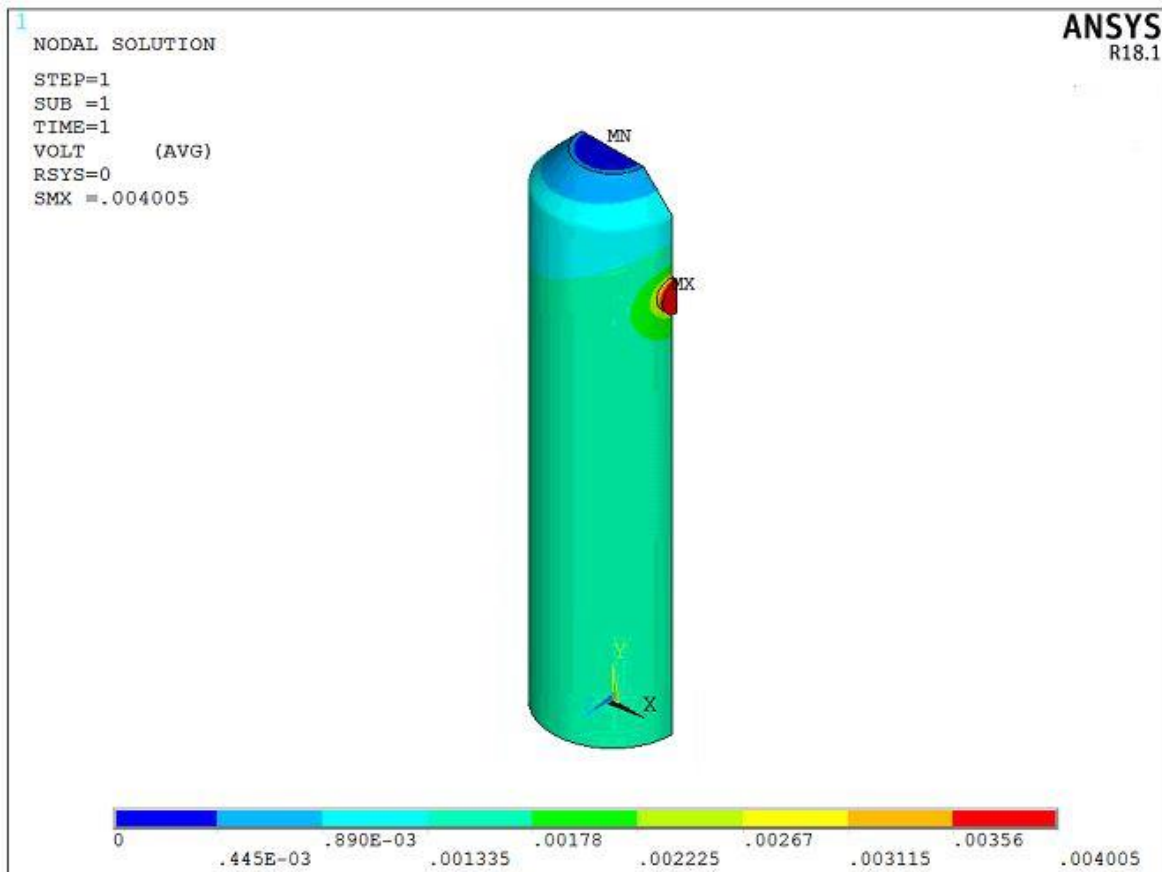


Figura 2.35: contour plot del potenziale elettrico calcolato per il modello 3D simmetrico e cricca circonferenziale.

Ricordando che è stata sfruttata l'antimetria del potenziale rispetto alla sezione netta, per ottenere il valore della differenza di potenziale tra i due punti in cui vengono fissati i cavi di lettura è necessario moltiplicare per due il valore appena ottenuto in quanto nella parte simmetrica non modellata il valore puntuale del potenziale avrà uguale modulo e segno opposto rispetto a quello appena estratto:

Viene espresso il potenziale in mV: $V1=V01*1000$
 $DELTA_V=V1*2$

Vengono rizelezionate tutte le entità costituenti il modello: ALLSEL, ALL

Infine, si vanno a salvare i parametri relativi all'analisi corrente nella rispettiva colonna del file dei risultati:

```
*CFOPEN,str8,'DAT',,APPEND
*VWRITE,DE_GROSS,DE_NET,L,P,R*1000,2*ALFA,a*1000,I,t,V1,DELTA_V,MESH_SIZE*1000
(F8.3,' ',F12.3,' ',F12.2,' ',F10.4,' ',F8.2,' ',F14.3,' ',F14.3,' ',F16.2,' ',F12.1,' ',F14.3,' ',F14.3,' ',F14.3)
*CFCLOSE
```

Rimangono ora da chiudere i cicli DO: il primo è quello relativo alla temperatura che, non interessando modifiche al modello se non al carico TUNIF, viene inserito prima della cancellazione di tutte le entità evitando per ogni temperatura di dover creare nuovamente il modello risparmiando tempo

Fine ciclo DO temperatura: *ENDDO

Si rientra poi nel preprocessore per eliminare tutte le entità create (keypoints, linee, aree, volumi, elementi, carichi) per definire il modello:

```

/PREP7
ALLSEL,ALL
LSCLEAR,ALL
CPDELE,1,,,ANY
VCLEAR,ALL
VDELE,ALL
ADELE,ALL
LDELE,ALL
KDELE,ALL

```

Qui di seguito si riportano i comandi di cui si parlava all'inizio che cancellano ogni volta il modello salvando però prima i parametri che non riguardano i cicli DO in un vettore esterno consentendo di evitare inconvenienti che possono incorrere quando si ha a che fare con cicli iterativi e la mole di dati che il programma elabora e salva in cartelle provvisorie durante la soluzione è elevata:

```

PARSAV,ALL,parametri,PARM
FINISH
/CLEAR
PARRES,NEW,parametri,PARM

```

Vengono chiusi i cicli DO rimanenti:

```

Fine ciclo DO profondità di cricca: *ENDDO
Fine ciclo DO mesh: *ENDDO
Fine ciclo DO raggio intaglio: *ENDDO

```

FINISH

Per verificare che la condizione di passaggio di corrente attraverso la sezione netta depurata dall'area criccata sia rispettata è possibile plottare il campo vettoriale relativo alla densità di corrente e si vede chiaramente come i vettori nelle due zone laterali della sezione netta, che rappresentano quelle criccate in una vista frontale del provino come quella di figura 2.36, non attraversino ortogonalmente la superficie, a conferma del fatto che attraverso l'area criccata non vi è passaggio di corrente.

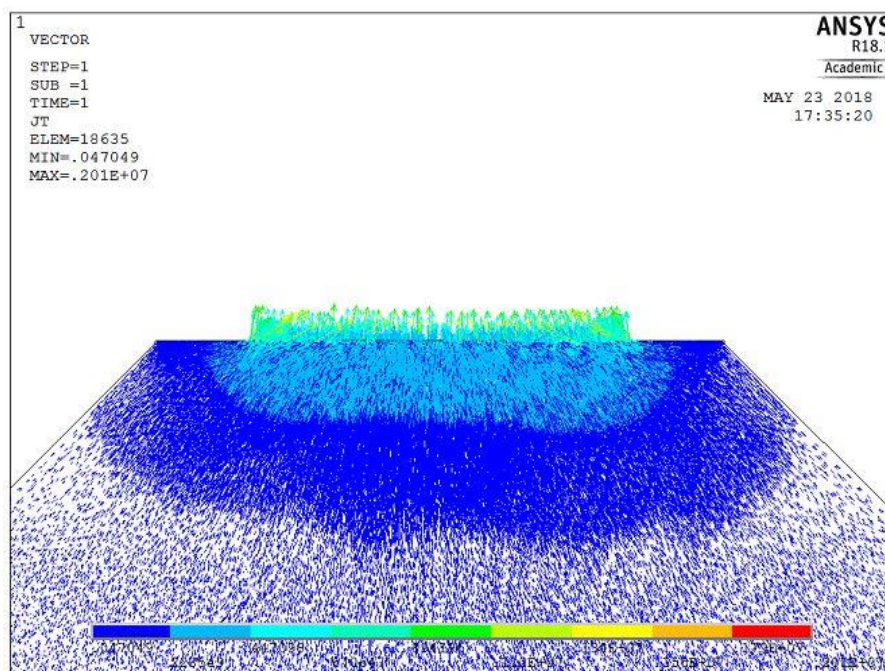


Figura 2.36: campo vettoriale di corrente nella zona criccata del provino 3D simmetrico e cricca circonferenziale.

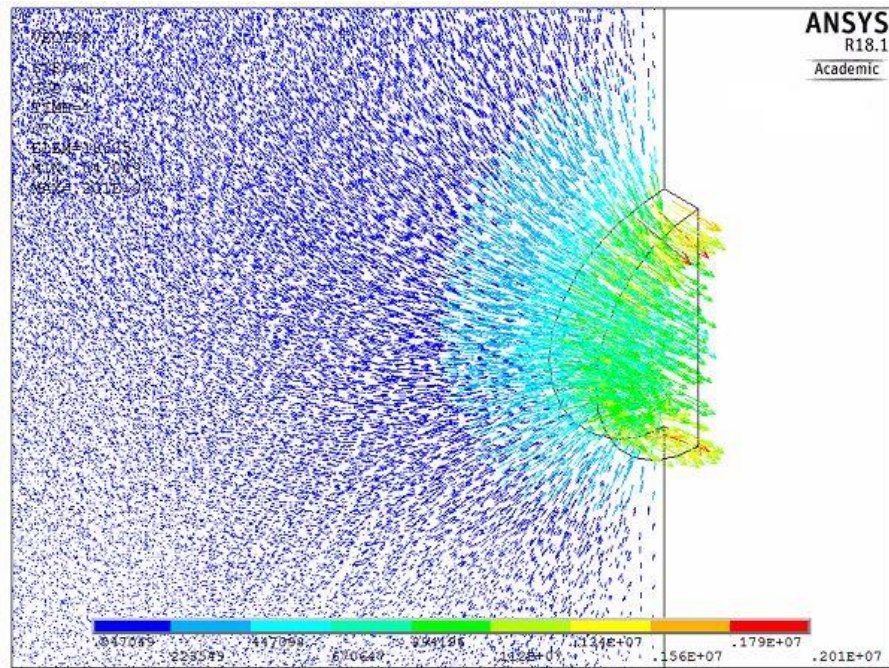


Figura 2.37: particolare del campo vettoriale di corrente in corrispondenza della vite di ingresso.

2.2.2 Risultati modello FEM elettrico 3D: cricche circolari

Si riportano di seguito le curve di calibrazione del potenziale elettrico in funzione del rapporto a/r relative al modello 3D appena descritto con riferimento alla geometria di intaglio con raggio pari a 0.1 mm e 4 mm (Figura 2.38). È possibile osservare come un intaglio più blando comporti valori minori della differenza di potenziale valutata in prossimità dell'intaglio poiché il campo delle linee equipotenziale si adatta alla variazione geometrica imposta dall'intaglio più dolcemente rispetto ad un intaglio a spigolo vivo dove il campo risente all'ultimo della presenza di quest'ultimo ed è costretto ad una brusca variazione a ridosso di quella zona. Si riportano inoltre le curve di calibrazione al variare del refinement della mesh (Figura 2.39) dalle quali è stato valutato che lo scarto massimo percentuale tra la mesh più fitta ($d=0.75$ mm + refinement profondità 5 + refinement profondità 3) e quella più rada ($d=1$ mm) risulta intorno al 4%. Lo scarto massimo però si registra per lunghezze di cricca elevate (intorno ai 4 mm) che a livello pratico difficilmente sono di grande interesse, si può quindi ritenere che l'utilizzo di una mesh con dimensione media 0.75 mm ed un refinement con profondità 4 sia un buon compromesso tra le soluzioni analizzate. Tuttavia è possibile investigare ancora più a fondo questo aspetto agendo sui parametri relativi al ciclo DO che riguarda la mesh qualora uno non fosse soddisfatto dei risultati ottenuti.

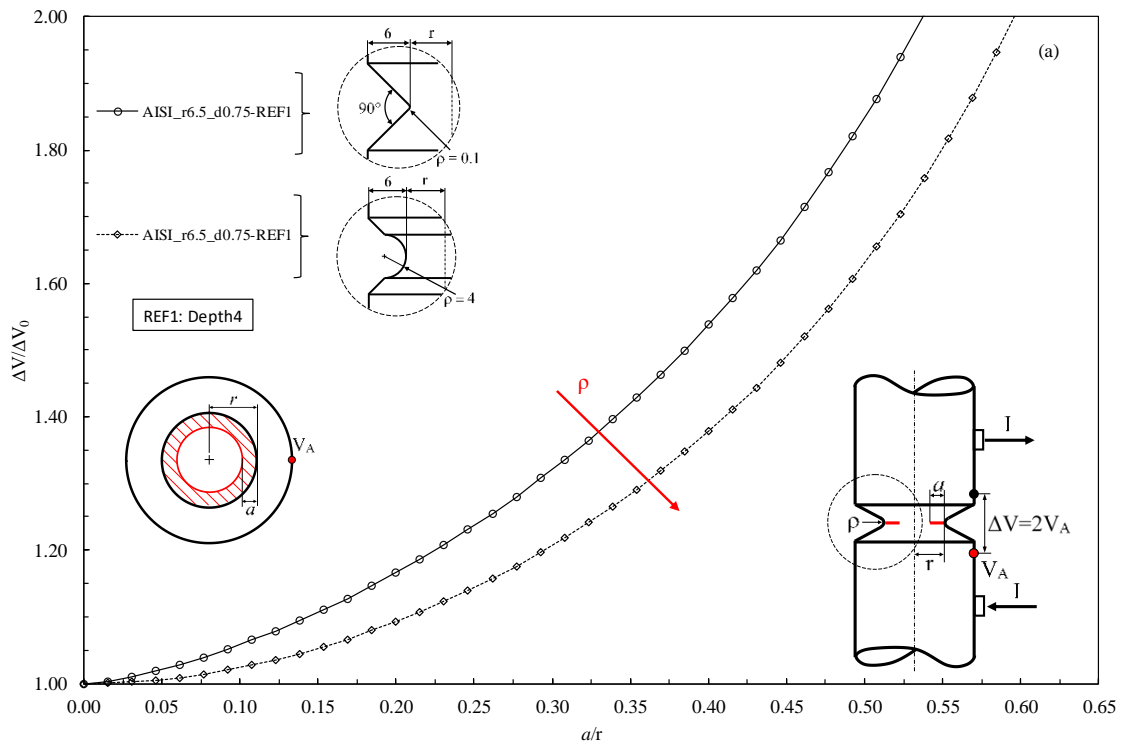


Figura 2.38: curve di calibrazione dell'AISI 304L in funzione del rapporto a/r . Modello 3D simmetrico e cricca circonferenziale, raggi di fondo intaglio pari a 0.1 mm e 4 mm.

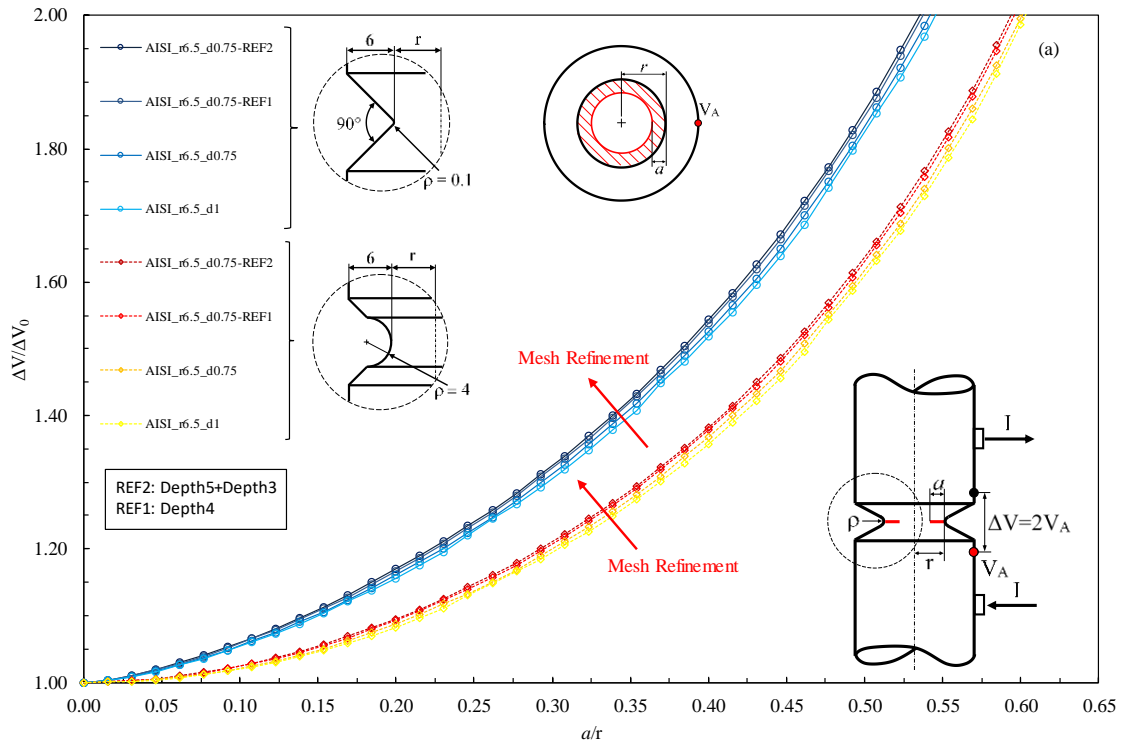


Figura 2.39: curve di calibrazione in funzione del rapporto a/r e del livello di infittimento della mesh. Modello 3D simmetrico e cricca circonferenziale, raggi di fondo intaglio pari a 0.1 mm e 4 mm.

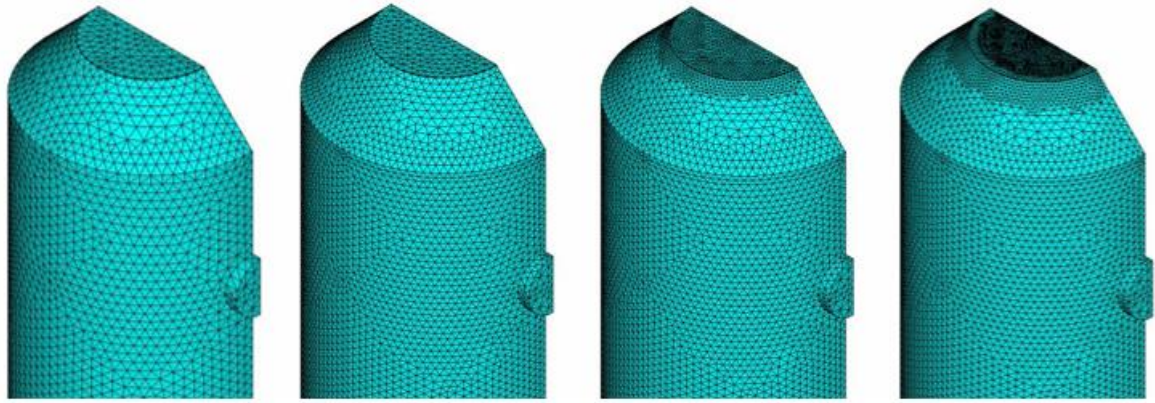


Figura 2.40: esempi di mesh con diverso refinement adottate per l'analisi di convergenza. Da sinistra verso destra: $d=1$ mm; $d=0.75$ mm; $d=0.75$ mm + ref1; $d=0.75$ mm + ref2.

I risultati ottenuti con questo tipo di modello sono più aderenti alla realtà del precedente modello 2D in quanto:

- vengono modellate le viti di ingresso corrente e non più considerato un ingresso posto alla stessa altezza ma che si estende lungo tutto l'arco di circonferenza che avvolge il provino.
- La lettura del potenziale viene fatta puntualmente e non considerando un valore costante su un arco di circonferenza

In figura 2.41 vengono messe a confronto le curve di calibrazione ottenute dal modello 2D e da quello 3D, relative allo stesso materiale e alle stesse geometrie: è presente una differenza tra le curve 2D e 3D che va aumentando all'aumentare della profondità di cricca. Tale differenza è imputabile alla diversa distribuzione dei campi di corrente e potenziale elettrico prodotti dalle due configurazioni esaminate: nel caso 2D la corrente è uniformemente distribuita lungo tutto l'arco di circonferenza del provino mentre nel caso 3D si ha una densità di corrente maggiore dal lato delle viti, dove questa viene immessa, che provoca una variazione del potenziale anche in direzione circonferenziale. Risulta quindi più accurato il modello 3D anche se va tenuto presente che più i punti di ingresso corrente si allontanano dall'apice dell'intaglio più ci si avvicina alla situazione modellata nel caso 2D.

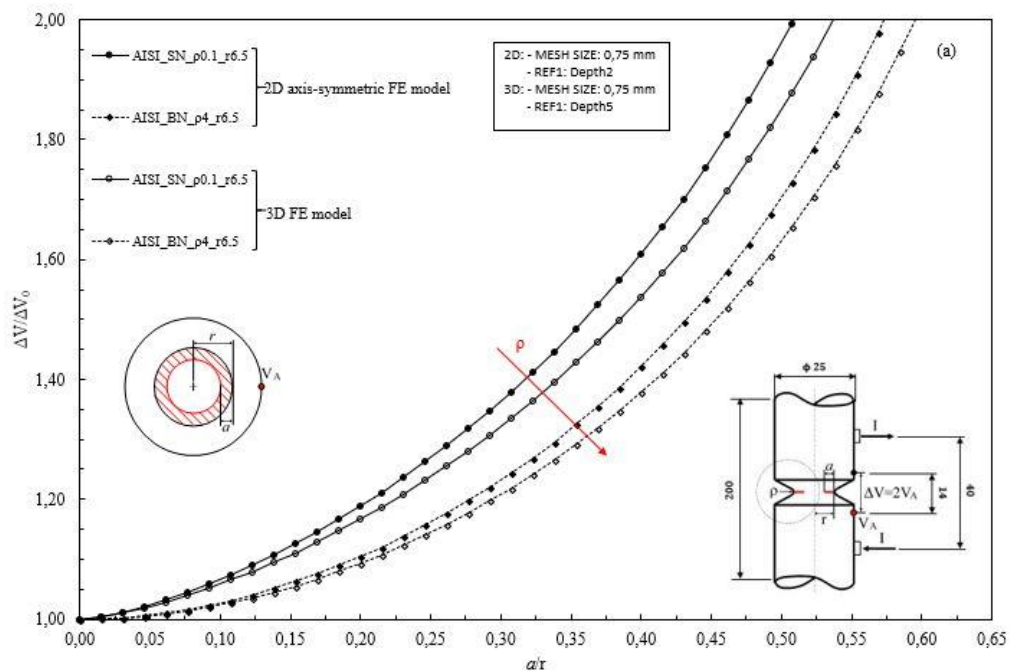


Figura 2.41: confronto tra le curve di calibrazione dei modelli 2D e 3D con cricca circonferenziale e raggi di fondo intaglio pari a 0.1 mm e 4 mm.

Vengono riportate inoltre le curve di calibrazione relative al provino liscio (Figura 2.42) di cui non sono stati descritti in dettaglio i codici APDL prodotti poiché del tutto simili a quelli già visti sopra. Le differenti distanze, rispetto ai provini intagliati, tra i cavi di ingresso ed uscita della corrente e di lettura del potenziale, riducono notevolmente la differenza tra le curve di calibrazione ottenute con il modello 2D e con quello 3D: il campo di corrente è in grado di uniformarsi prima di attraversare la sezione netta e quindi l'effetto locale in corrispondenza delle viti, di cui non tiene conto il modello 2D, viene attenuato e si arriverà al limite ad una sovrapposizione delle due curve.

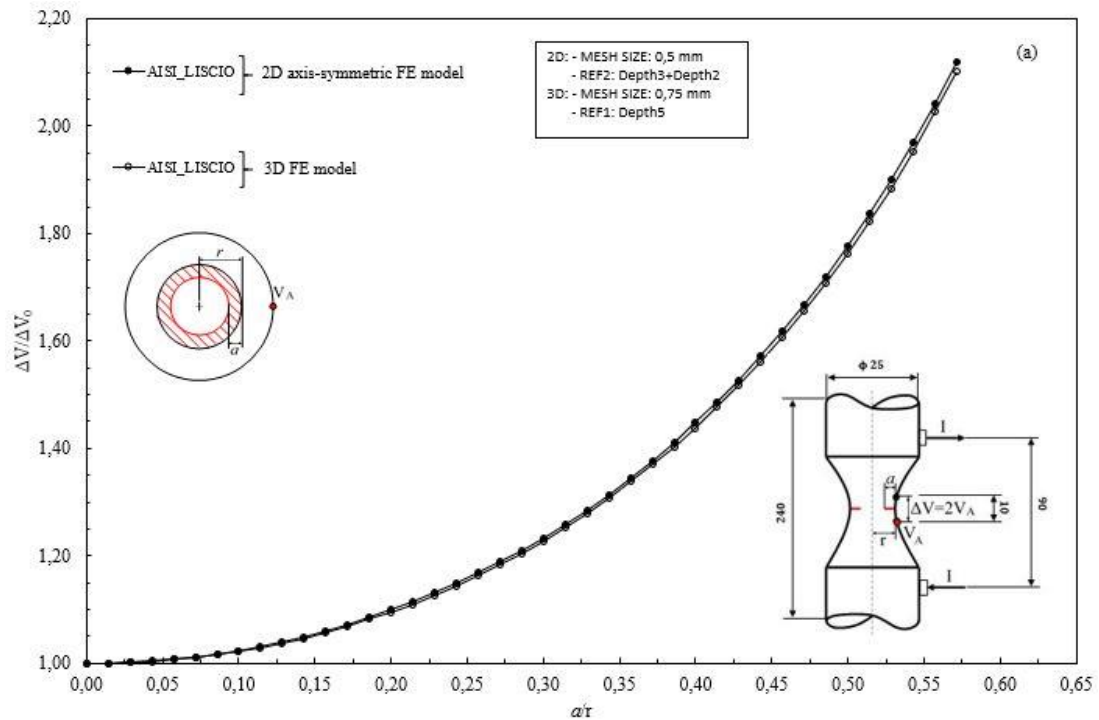


Figura 2.42: confronto tra le curve di calibrazione dei modelli 2D e 3D del provino liscio con cricca circonferenziale.

2.2.3 Cricche ellittiche

Fino a questo momento sono state modellate cricche circolari, ovvero cricche che innescano lungo tutta la circonferenza della sezione netta ed il cui fronte circolare propaga poi in maniera uniforme fino a provocare la rottura statica del provino. Tuttavia, questo non è l'unica conformazione con cui possono innescare e propagare le cricche ma, in presenza di certe condizioni di carico come ad esempio la flessione piana, la cricca che innesca partendo dalle zone in cui è presente la massima tensione in accordo con l'andamento a farfalla descritto da Navier presenta una forma semiellittica con il fronte che poi propaga verso l'interno indebolendo la sezione netta. Poiché questa condizione di carico e quindi anche questa forma di cricca è prevista nelle prove sperimentali oggetto della tesi si è andati a modellare anche questa configurazione. In questo caso è necessario far riferimento ad un modello 3D poiché viene a mancare l'assialsimmetria della cricca e come variabili indipendenti, oltre alla geometria dell'intaglio ed alla profondità di cricca, sono state considerate:

- Rapporto tra i due semiassi dell'ellisse c/a (Figura 2.43)
- La posizione angolare sulla sezione netta da cui innesca la cricca (Figura 2.44)

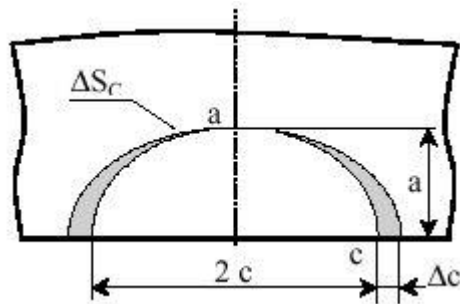


Figura 2.43: incremento del rapporto c/a implementato nel codice APDL.

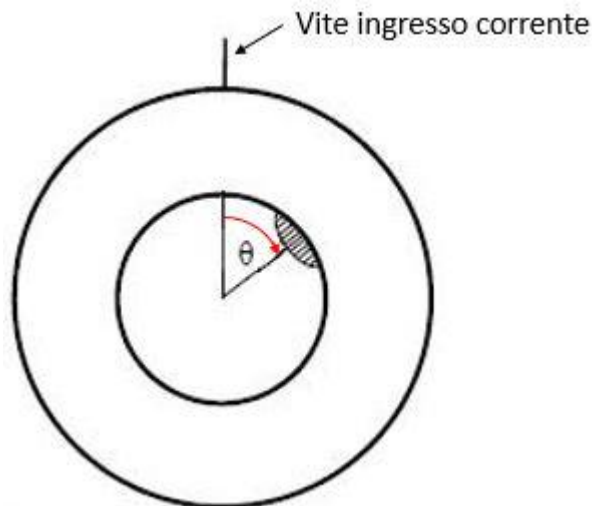


Figura 2.44: riferimento angolare per la posizione di innesco della cricca ellittica.

Per quanto riguarda la posizione angolare da cui innesca la cricca, nel codice APDL che è stato scritto sono state implementate le seguenti posizioni:

- $\theta = 0^\circ$ innesco dal lato delle viti (Posizione 1)
- $\theta = 180^\circ$ innesco dal lato opposto delle viti (Posizione 2)
- $\theta = 360^\circ$ dove questo valore di angolo nel codice fa riferimento ad un innesco sia lato viti che dal lato opposto (Posizione 3)
- $\theta = 45^\circ$ (Posizione 4)
- $\theta = 90^\circ$ (Posizione 5)
- $\theta = 135^\circ$ (Posizione 6)

È molto importante sottolineare il fatto che, mentre per le prime tre posizioni è corretto modellare solo un quarto di provino vista la simmetria rispetto al piano XY, per le altre tre è necessario modellare metà provino perché altrimenti è come se si stessero considerando due cricche ellittiche sfasate di 180° e non più una ad una precisa angolazione.

Viene descritto di seguito il codice utilizzato per modellare le cricche ellittiche. La differenza sostanziale rispetto al caso di cricche circolari la si ha nella creazione della cricca stessa mentre tutto il resto segue la struttura logica dell'APDL descritto in precedenza. I file '.mac' 'Geom_New' e 'Acciaio' sono gli stessi utilizzati nel codice precedente, mentre invece ai parametri esterni che vengono definiti all'inizio oltre all'intensità di corrente I si aggiunge la temperatura t e la dimensione media dell'elemento della mesh $MESH_SIZE$:

- $I=30$ [A]
- $t=25$ [°C]
- $MESH_SIZE=0.75/1000$ [mm]

Vengono poi definiti i parametri di input relativi ai diversi cicli DO implementati:

- Raggio di fondo intaglio R:

valore iniziale del raggio di fondo intaglio: $R_{min}=0.1/1000$
 valore finale del raggio di fondo intaglio: $R_{max}=4/1000$
 valore dell'incremento del raggio di fondo intaglio: $R_{inc}=(R_{max}-R_{min})$

- Profondità di cricca a:

valore iniziale della profondità di cricca: $a_{min}=0.1/1000$
 valore finale della profondità di cricca: $a_{max}=4/1000$
 valore dell'incremento della profondità di cricca: $a_{inc}=(a_{max}-a_{min})/39$

- Posizione angolare POS (vedi riferimento angolo-posizione sopra):

Valore iniziale della posizione angolare: $POS_{min}=1$
 Valore finale della posizione angolare: $POS_{max}=6$
 Valore dell'incremento della posizione angolare: $POS_{inc}=1$

Per quanto riguarda il rapporto tra i semiassi dell'ellisse c/a non è stato implementato un ciclo DO ma è stato creato un vettore colonna in cui i valori $ca(z)$ possono essere scelti dall'utente in maniera tale da poter analizzare solo i rapporti desiderati senza dover prima trovare il modo per definire l'incremento opportuno nel caso si usasse un ciclo DO e il passo tra un'iterazione e l'altra non fosse costante:

```
ca_INC=3
*DIM,ca,ARRAY,ca_INC
ca(1)=3
ca(2)=5
ca(3)=10
```

Viene poi avviato il ciclo DO relativo al raggio dell'intaglio:

```
*DO,R,R_min,R_max,R_inc
```

Successivamente viene creato il file dei risultati con la relativa intestazione. Il nome del file è definito in funzione dei parametri caratteristici di ciascuna analisi attraverso delle stringhe:

```
mat='AISI'
str0=strcat('-r',chrval(R*1000))
str1=strcat(str0,'-Dg')
str2=strcat(str1,chrval(DE_GROSS*1000))
strFin=strcat(str2,'-Ellittica')
str3=strcat(mat,strFin)
*CFOPEN,str3,'DAT',,APPEND
*VWRITE,'DE_GROSS','DE_NET','L','P','rho','2_ALFA','a','ca','theta','I','T','V1','DELTA_V'
(A8,' ',A8,' ',A8,' ',A8,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A14,'
',A10)
*CFCLOS
```

Vengono ora avviati in cascata i cicli DO rimanenti nel seguente ordine:

```
*DO,POS,POS_min,POS_max,POS_inc
```

```
*DO,z,1,ca_INC
```

```
*DO,a,a_min,a_max,a_inc
```

Si procede poi con la definizione dei parametri geometrici, solo dopo aver definito il tipo di elemento che sarà utilizzato per l'analisi ed aver richiamato il file 'Acciaio.mac' contenente le proprietà del materiale:

PREP7
ET,1,SOLID232

Acciaio

MAT, 1

X0=0
X1=DE_GROSS/2-P
X2=DE_GROSS/2-P+R
X3=DE_GROSS/2
X4=-R
X5=DE_GROSS/2+FUORIUscITA_VITE_CORRENTE
X6=DE_GROSS/2-P-a

Y0=0
Y1=L/2-P
Y2=L/2
Y3=DISTANZA_INGRESSO_CORRENTE
Y4=DISTANZA_LETTURA_POTENZIALE_A
Y5=DISTANZA_INGRESSO_CORRENTE-DIAMETRO_VITE_CORRENTE/2

Si continua con la definizione dei keypoints e delle linee con i comandi visti in precedenza:

K,1,X0,Y0
K,2,X3,Y0
K,3,X3,Y3
K,4,X5,Y3
K,5,X5,Y5
K,6,X3,Y4
K,7,X3,Y1
K,8,X2,Y2
K,9,X1,Y2
k,10,x0,Y2

LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
LSTR,3,6
LSTR,6,7
LSTR,9,10
LSTR,10,1

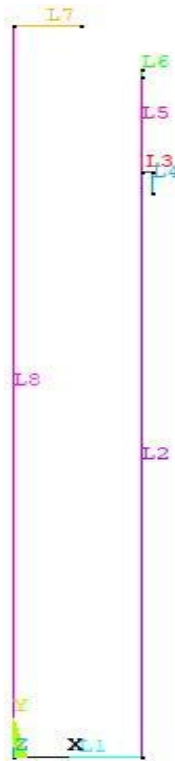


Figura 2.45: disposizione delle linee relative al modello 3D simmetrico con cricca ellittica.

Rimane da definire la geometria dell'intaglio attivando un sistema di riferimento locale con origine coincidente con il centro della circonferenza di raggio R e l'asse x parallelo con il fianco rettilineo dell'intaglio. I comandi sottostanti consentono di settare quanto appena detto:

```
WPSTYLE,,,,,,,,,1
KWPAVE,8
wprot,180-90-alfa*180/pi,0,0
CSYS,4
```

Viene creato, rispetto a questo nuovo sistema di riferimento, un nuovo keypoint che servirà come punto d'appoggio per la definizione dell'arco dell'intaglio avente raggio R:

```
K, 11, X4, 0
LARC,11,9,8, R
```

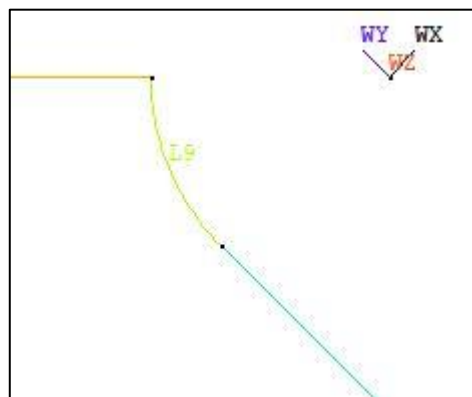


Figura 2.46: creazione dell'intaglio di raggio 0.1 mm; si osserva il particolare del wp ruotato nel centro dell'intaglio.

Per ultimare la costruzione dell'intaglio non rimane che creare il fianco rettilineo che dal keypoint 11 termina nel punto d'intersezione con la linea verticale 6. Verrà poi eliminata la linea in eccesso risultato di tale intersezione:

```
LANG,6, 11, (90-alfa*180/pi),0,0  
FLST,2,1,4, ORDE,1  
FITEM,2,10  
LDELE, P51X,,1
```

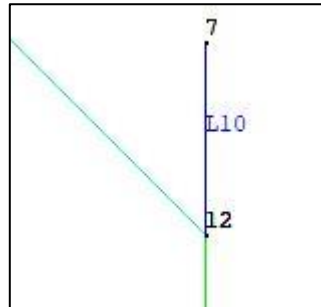


Figura 2.47: la linea 10 viene eliminata per completare correttamente la modellazione dell'intaglio.

Viene quindi definita l'area sulla base delle linee appena create, dovendo prima fare il listato delle entità che si necessita selezionare:

```
FLST,2,8,4  
FITEM,2,7  
FITEM,2,9  
FITEM,2,11  
FITEM,2,6  
FITEM,2,5  
FITEM,2,8  
FITEM,2,1  
FITEM,2,2  
AL,P51X
```

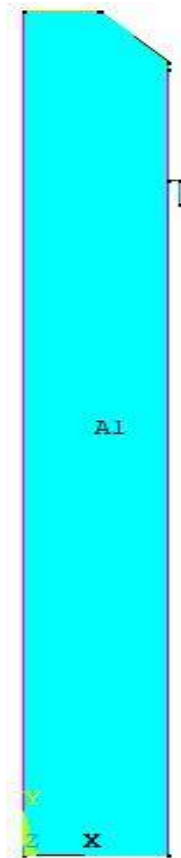


Figura 2.48: area della sezione meridiana che verrà estrusa per ottenere il modello tridimensionale del provino.

A questo punto non serve più il sistema di riferimento locale che viene ruotato per riportarlo nella configurazione iniziale (con gli assi paralleli a quelli del sistema di riferimento globale) e ne viene disattivata la visualizzazione. Si riattiva poi il sistema di riferimento cartesiano globale:

```
WPRO,-(180-90-alfa*180/pi),0,0
WPSTYLE,,,,,,,,,0
CSYS,0
```

Ora viene implementato un ciclo IF per distinguere i due diversi angoli di rotazione dell'area appena creata attorno all'asse longitudinale del provino sulla base della posizione angolare della cricca. All'interno del ciclo IF è implementata anche la creazione della vite di ingresso corrente poiché cambia la numerazione di linee ed aree da un caso all'altro:

```
*IF,POS,GT,3,THEN
```

```
Rotazione di tutte le aree attorno all'asse definito dai keypoints 1 e 10 di un angolo di 360°:
VROTAT,ALL, , , , ,1,10,360, ,
```



Figura 2.49: volume totale del provino risultato dell'estrusione attorno all'asse longitudinale di 360°; modellato per le posizioni angolari di cricca non simmetriche.

Rotazione della linea 4 attorno all'asse definito dai keypoints 3 e 4 di un angolo di 360°:

```
AROTAT,4, , , , ,3,4 ,360, ,
```

Listato e successiva estrusione delle aree 33, 34, 35 e 36 in direzione X di -0.01 mm:

```
FLST,2,2,5,ORDE,2
```

```
FITEM,2,33
```

```
FITEM,2,-36
```

```
VEXT,P51X, , , -0.01,0,0,,,,
```

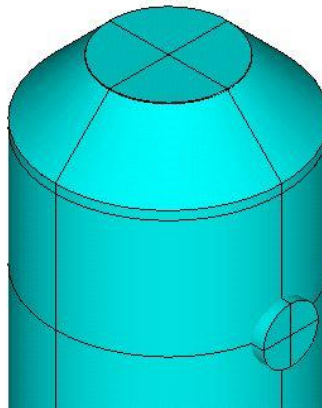


Figura 2.50: particolare della testa della vite modellata dalla quale entra il flusso di corrente che attraversa il provino.

(i comandi appena descritti sono gli stessi usati per creare il volume di un quarto di provino a meno della numerazione delle aree e delle linee e dell'angolo di rotazione che in questo caso è pari a 180°)

```
*ELSE
```

```
VROTAT,ALL, , , , ,1,10 ,180, ,
```



Figura 2.51: volume del provino risultato dell'estrusione attorno all'asse longitudinale di 180°; modellato per le posizioni angolari di cricca simmetriche.

```

AROTAT,4, , , , ,3,4 ,180, ,
FLST,2,2,5,ORDE,2
FITEM,2,18
FITEM,2,-19
VEXT,P51X, , , -0.01,0,0,,,,
*ENDIF

```

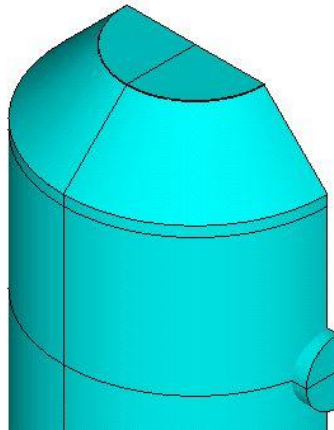


Figura 2.52: particolare della testa della vite modellata dalla quale entra il flusso di corrente che attraversa il provino.

Viene creato un unico volume da tutti quelli di partenza con il comando:

```
VADD,ALL
```

Per la creazione della cricca ellittica vengono distinte due situazioni, quella relativa alle posizioni da 1 a 3 e quella relativa alle posizioni da 4 a 6. Nel primo caso si procede modellando sempre la cricca nella posizione 1 e specchiandola rispetto all'asse Z quando la posizione angolare è a 180°

o quando si va a modellare la doppia cricca (lato viti e lato opposto viti). Nel secondo caso invece la cricca viene sempre creata nella posizione che corrisponde ad un angolo θ di 90° salvo poi spostarla di un angolo in modulo pari a 45° per simulare le posizioni in cui θ vale rispettivamente 45° e 135° . All'interno del ciclo IF implementato per distinguere queste due configurazioni vengono create le cricche sfruttando un sistema di riferimento locale che viene momentaneamente attivato per definire i keypoint di riferimento per creare poi un arco con i comandi già visti. L'arco di circonferenza così creato viene poi scalato sulla base del valore del rapporto c/a dell'iterazione corrente:

Se la posizione $POS < 4$ allora si entra in questo ciclo IF: *IF,POS,LT,4,THEN

Viene posizionata l'origine del wp sul keypoint 9: KWPAVE,9

Viene attivato il sistema di riferimento locale: CSYS,4

Vengono creati i kp 33 e 34 rispetto al sistema di riferimento locale appena attivato:

K,33,-a,0,0,

K,34,0,0,a,

Viene settato il wp in coordinate polari e viene ruotato di 90° :

wpstyle,,,,,1,,,

wpro,,90,

viene creato il kp 35 con raggio pari ad a ed angolo pari a 45° nel sistema di coordinate polari:

K,35,a,45,0,

Viene creato l'arco di circonferenza che descrive la cricca: LARC,33,35,34

Viene settato il wp in coordinate cartesiane e viene ruotato di -90° per riportarlo nella configurazione iniziale:

wpstyle,,,,,0,,,

wpro,,-90,

viene data la forma ellittica alla cricca scalando l'arco di circonferenza descritto dalla linea 2 di una quantità pari a $ca(z)$ in direzione Z: LSSCALE,2, , ,1,1,ca(z), ,1,1

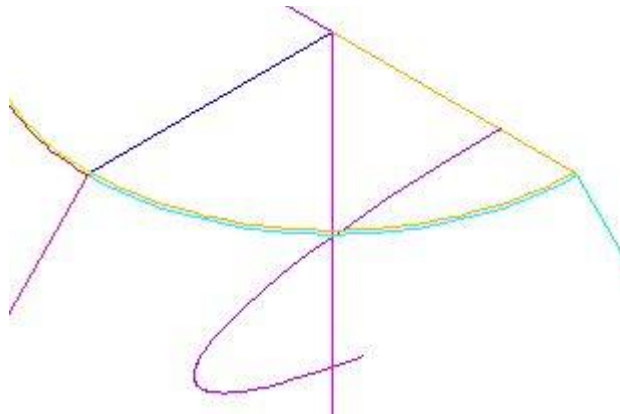


Figura 2.53: modellazione della cricca ellittica mediante arco di circonferenza scalato in funzione del rapporto c/a .

vengono sommate le aree 2 e 10 che descrivono la sezione netta creando il listato prima di eseguire il comando:

FLST,2,2,5,ORDE,2

FITEM,2,2

FITEM,2,10

AADD,P51X

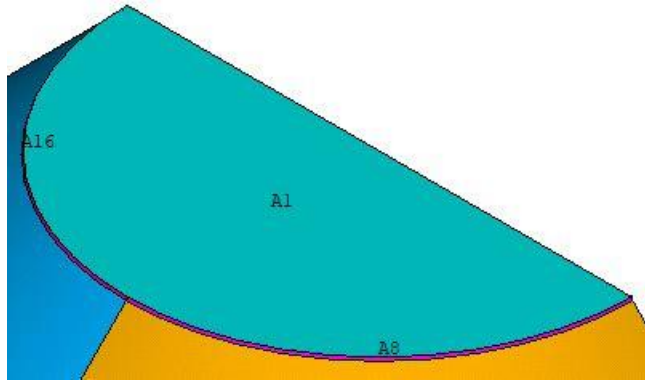


Figura 2.54: particolare dell'area netta totale non ancora sottratta dell'area della cricca.

Se la posizione POS>3 allora si entra in questa parte di codice: *ELSE

La descrizione dei comandi seguenti è analoga a quella appena vista con l'unica differenza che la cricca viene modellata con due archi di circonferenza, uno ottenuto per simmetria dell'altro.

```

KWPAVE,24
CSYS,4
K,33,0,0,-a,
K,34,a,0,0,
wpstyle,,,,,1,,
wpro,,90,
K,35,a,45,0,
LARC,33,35,34
wpstyle,,,,,0,,
wpro,,-90,
viene specchiato l'arco appena creato rispetto all'asse X locale: LSYMM,X,2, , , ,1,0
FLST,2,2,4,ORDE,2
FITEM,2,2
FITEM,2,5
LSSCALE,P51X, , ,ca(z),1,1, ,1,1
FLST,2,4,5,ORDE,4
FITEM,2,2
FITEM,2,10
FITEM,2,18
FITEM,2,26
AADD,P51X

*ENDIF

```

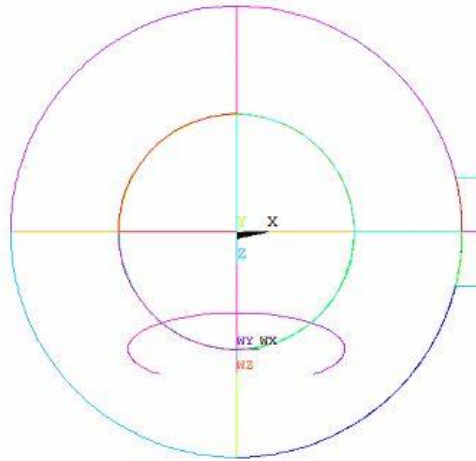


Figura 2.55: posizione iniziale della cricca relativa alla modellazione non simmetrica.

Una volta che le è stata data la forma ellittica, è necessario posizionare la cricca lungo l'arco di circonferenza che delimita la sezione netta del provino. Per questo è stato implementato un secondo ciclo IF all'interno del quale vengono poi unite le aree che formano la sezione netta:

- Se la posizione è uguale a 2 ($\theta = 180^\circ$) viene specchiata la cricca creata nella posizione 1 rispetto all'asse X e traslata rigidamente di una quantità pari a DE_NET in direzione X

```
*IF,POS,EQ,2,THEN
WPSTYLE,,,,,,,,,0
CSYS,0
LSYMM,X,2,,DE_NET,1,1
```

- Se la posizione è uguale a 3 ($\theta = 360^\circ$) viene copiata e specchiata la cricca creata in posizione 1 rispetto all'asse X e traslata rigidamente di una quantità pari a DE_NET in direzione X

```
*ELSEIF,POS,EQ,3,THEN
WPSTYLE,,,,,,,,,0
CSYS,0
FLST,3,1,4,ORDE,1
FITEM,3,2
LSYMM,X,P51X,,DE_NET,1,0
```

- Se la posizione è uguale a 4 ($\theta = 45^\circ$) la cricca creata in posizione 5 viene traslata lungo la circonferenza di diametro pari a DE_NET di un angolo pari a 45° . È necessario attivare il sistema di coordinate cilindriche per eseguire tale traslazione.

```
*ELSEIF,POS,EQ,4,THEN
CSYS,5
FLST,3,2,4,ORDE,2
FITEM,3,2
FITEM,3,5
LGEN,,P51X,,0,45,0,,1
```

- Se la posizione è uguale a 6 ($\theta = 135^\circ$) la cricca creata in posizione 5 viene traslata lungo la circonferenza di diametro pari a DE_NET di un angolo pari a -45° . È necessario attivare il sistema di coordinate cilindriche per eseguire tale traslazione.

```
*ELSEIF,POS,EQ,6,THEN
```

```

CSYS,5
FLST,3,2,4,ORDE,2
FITEM,3,2
FITEM,3,5
LGEN, ,P51X, , ,0,-45,0, , ,1

```

```
*ENDIF
```

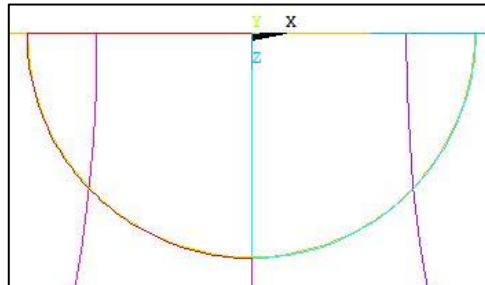


Figura 2.56: esempio di cricche ellittiche simmetriche (posizione 3); si osserva che è stato modellato metà volume.

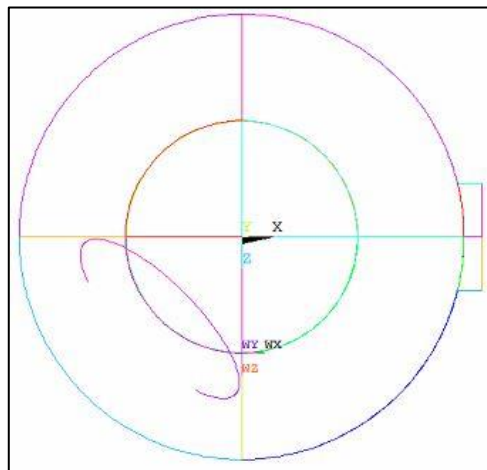


Figura 2.57: esempio di cricca non simmetrica (posizione 6); si osserva che è stato modellato l'intero volume.

Una volta modellata e posizionata la cricca ellittica è necessario creare la vera area netta, ovvero quella di diametro pari a DE_NET sottratta dell'area di cricca dove viene a mancare la continuità strutturale e dove, di conseguenza, non passa corrente. Nel caso delle posizioni 3, 4, 5 e 6 viene divisa l'area 1 dalle linee 2 e 5 mentre nel caso delle posizioni 1 e 2 l'area 1 viene divisa solamente dalla linea 2.

```
*IF,POS,GT,2,THEN
```

```

FLST,3,2,4,ORDE,2
FITEM,3,2
FITEM,3,5
ASBL,1,P51X

```

```
*ELSE
```

```
ASBL,1,2
```

```
*ENDIF
```

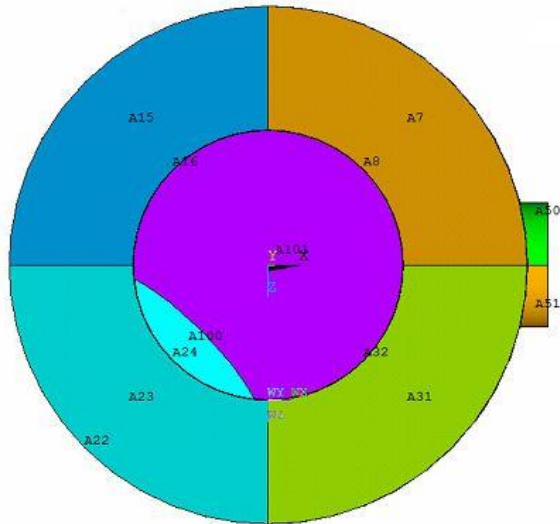


Figura 2.58: particolare dell'area netta depurata dall'area di cricca, la quale non è interessata dal passaggio di corrente.

Viene quindi attivato il sistema di riferimento cartesiano globale e disattivata la visualizzazione del wp:

```
CSYS,0
WPSTYLE,,,,,,,,,0
```

Per cercare di rendere più veloce la soluzione del modello nel caso delle posizioni 4, 5 e 6 si è andati a dividere in due il volume complessivo del provino adottando una mesh più rada distante dall'intaglio:

Viene creato un keypoint sull'asse longitudinale del provino ad un'altezza di 0.87 mm:
K,35,0,87/1000,0,

Viene spostato il wp nel keypoint appena creato: KWPAVE,35

Viene ruotato di 90° il wp: wprot,0,90,0

Viene attivato il wp come sistema di riferimento corrente: CSYS,4

Viene creato un rettangolo andando a definire i vertici rispetto al sistema di riferimento appena attivato: RECTNG,15/1000,-15/1000,15/1000,-15/1000,

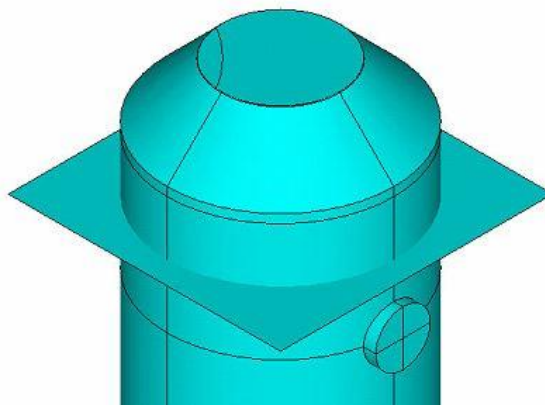


Figura 2.59: particolare dell'area quadrata che viene creata per dividere il volume in due parti consentendo di adottare una mesh più rada distante dai punti di interesse.

viene diviso il volume totale dall'area appena creata: VSBA,9,102

viene riportato il wp nella configurazione iniziale e riattivato il sistema di riferimento globale:

```
wprot,0,-90,0
CSYS,0
```

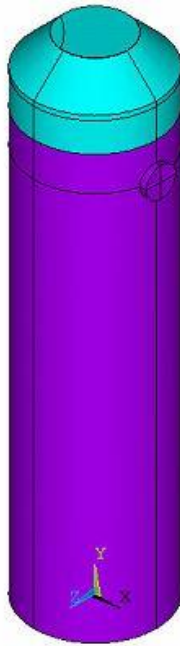


Figura 2.60: particolare dei due volumi che vengono a crearsi prima della meshatura.

Vengono quindi meshati i volumi (o il volume) appena creati:

- Se l'iterazione corrente è relativa alla posizione 1, 2 o 3 viene meshato tutto il volume con una dimensione media di elemento pari 0.75 mm.

```
*IF,POS,LT,4,THEN
```

```
ESIZE,0.75/1000,0,
MSHKEY,0
MSHAPE,1,3D
VMESH,ALL
```

- Se si sta analizzando la posizione 4, 5 o 6 allora viene meshato il volume 2 con una dimensione media di elemento pari a 1.5 mm mentre il volume 1 (quello che comprende l'intaglio) con una dimensione pari 0.5 mm.

```
*ELSE
```

```
ESIZE,1.5/1000,0,
MSHKEY,0
MSHAPE,1,3d
VMESH,2
```

```
ESIZE,0.5/1000,0,
MSHKEY,0
MSHAPE,1,3d
VMESH,1
```

```
*ENDIF
```

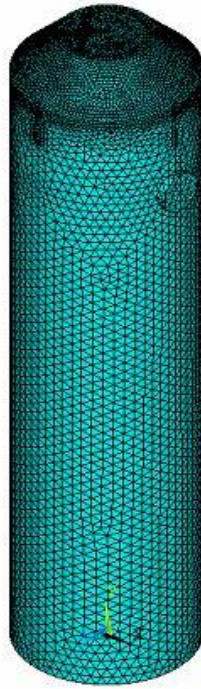


Figura 2.61: volumi meshati dove si osserva la differenza di dimensione media di elemento che è stata utilizzata per le due diverse zone.

Viene poi operato un refinement in corrispondenza dell'area netta. Per selezionare tale area ci si serve della posizione dei baricentri delle varie aree e della possibilità di definire un intorno all'interno del quale verificare se questo è contenuto per evitare di far riferimento alla numerazione automatica che Ansys assegna alle varie unità e che potrebbe variare in base alla memoria necessaria per l'analisi e quella disponibile sul pc. Per tutte le posizioni si selezionano le aree il cui baricentro si trova ad una quota Y pari a 0.1 m e tra queste si rifeleziona solo quella che rappresenta l'area netta il cui baricentro è spostato in direzione X o Y di una quantità positiva o negativa a seconda della posizione della cricca:

```
*IF,POS,EQ,1,OR,POS,EQ,4,THEN
ASEL,S,LOC,Y,0.1,0.1
ASEL,R,LOC,X,0,-6.5/1000

*ELSEIF,POS,EQ,2,OR,POS,EQ,6,THEN
ASEL,S,LOC,Y,0.1,0.1
ASEL,R,LOC,X,0,6.5/1000

*ELSEIF,POS,EQ,3,THEN
ASEL,S,LOC,Y,0.1,0.1
ASEL,R,LOC,X,0,0

*ELSEIF,POS,EQ,5,THEN
ASEL,S,LOC,Y,0.1,0.1
ASEL,R,LOC,Z,0,-6.5/1000

*ENDIF
```

Una volta selezionata l'area netta si applica un refinement con profondità 5 con il seguente comando:

```
AREFINE,ALL, , ,1,5,1,1
```

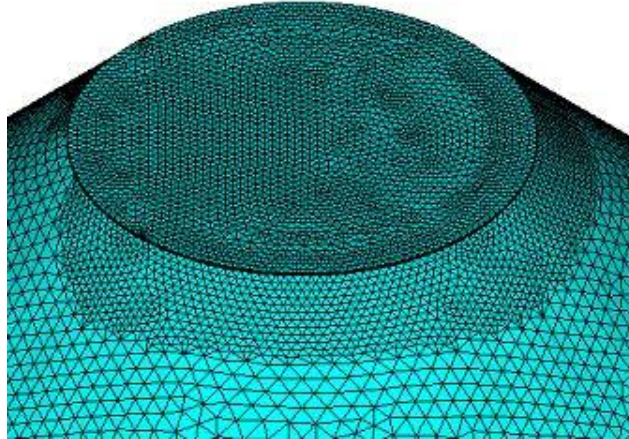


Figura 2.62: particolare del refinement in corrispondenza della sezione netta.

La cosa che rimane da fare prima di lanciare la soluzione è la definizione delle condizioni al contorno, ovvero del carico di corrente e del vincolo di potenziale sulla sezione netta.

- Si selezionano tutti i nodi attaccati all'area netta, che risulta ancora selezionata dal comando precedente, e si assegna a questi un valore del potenziale pari a 0V:

```
DA,ALL,VOLT,0
```

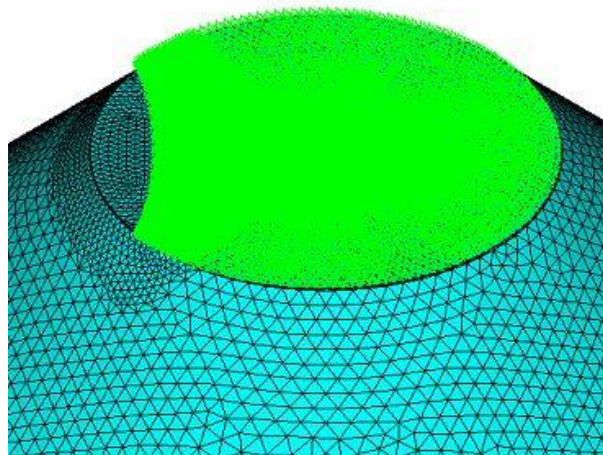


Figura 2.63: applicazione del potenziale di 0V ai nodi appartenenti all'area netta per garantire il flusso di corrente e la condizione di antisimmetria sfruttata per il calcolo dei valori finali di interesse.

- Si selezionano tutte le entità del modello e si definisce la temperatura:

```
ALLSEL,ALL
```

```
TUNIF,t
```

- Si assegna una corrente in corrispondenza del keypoint centrale della testa della vite ed un coupling del potenziale a tutti i nodi attaccati all'area (tutti i nodi equipotenziali) della vite in maniera tale da avere una corrente in ingresso uniforme. È importante ricordare che il valore della corrente da assegnare affinché il valore del potenziale letto in uscita sia corretto è pari ad $I/2$ nel caso si modelli un quarto di provino e ad I nel caso si modelli metà provino in quanto cambia la resistenza totale considerata nei due casi:

```
*IF,POS,LT,4,THEN
```

```

FK,4,AMPS,I/2
ASEL,S,AREA,,18,19,1
NSLA,S,1
CP,1,VOLT,ALL
ALLSEL,ALL

```

```

*ELSE
FK,4,AMPS,I
ASEL,S,AREA,,33,36,1
NSLA,S,1
CP,1,VOLT,ALL
ALLSEL,ALL

```

```
*ENDIF
```

```
FINISH
```

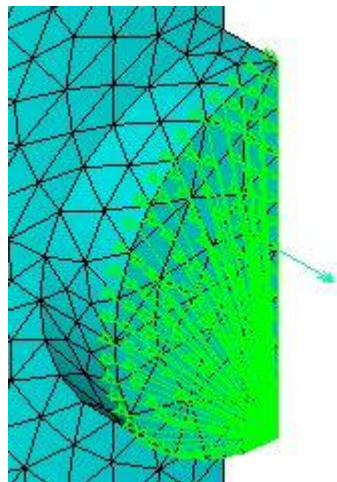


Figura 2.64: applicazione della corrente di intensità pari ad I/2 al keypoint centrale e coupling del potenziale per garantire una distribuzione uniforme su tutta la testa della vite.

È possibile ora lanciare la soluzione:

```

/SOLU
SOLVE
FINISH

```

Anche il post processing è analogo a quanto visto per il caso delle cricche circolari in cui, una volta plottato il campo del potenziale elettrico, viene estratto il valore del potenziale relativo al nodo preso come riferimento per la lettura e salvato nel file dei risultati insieme ad altri parametri definiti di seguito:

```

/POST1
PLNSOL, VOLT,, 0
KSEL, S, KP,,6
NSLK, S
nn1=NDNEXT(0)
*GET,V01,NODE,nn1,VOLT
V1=V01*1000
DELTA_V=V1*2

```

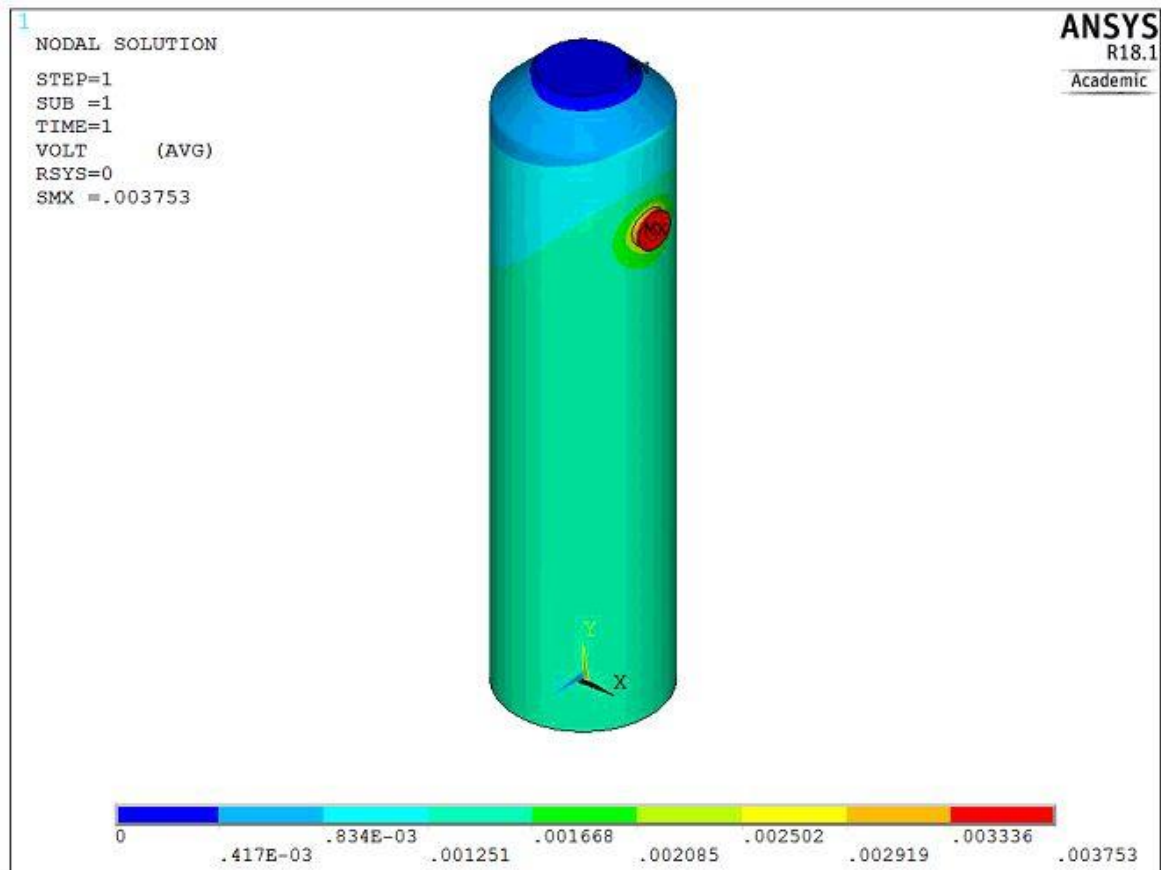



Figura 2.65: contour plot del potenziale elettrico calcolato per il modello 3D simmetrico e cricca ellittica.

- Viene definito il parametro `c_a` salvato nel file dei risultati:

```
*IF,z,EQ,1,THEN
c_a=3
*ELSEIF,z,EQ,2,THEN
c_a=5
*ELSE,z,EQ,3,THEN
c_a=10
*ENDIF
```

- Viene definito il parametro `THETA` salvato nel file dei risultati:

```
*IF,POS,EQ,1,THEN
THETA=0
*ELSEIF,POS,EQ,2,THEN
THETA=180
*ELSEIF,POS,EQ,3,THEN
THETA=360
*ELSEIF,POS,EQ,4,THEN
THETA=45
*ELSEIF,POS,EQ,5,THEN
THETA=90
*ELSE
THETA=135
*ENDIF

*CFOPEN,str3,'DAT',,APPEND
```

```
*VWRITE,DE_GROSS*1000,DE_NET*1000,L,P*1000,R*1000,2*ALFA,a*1000,c_a,THETA,I,t,V1,D
ELTA_V,
(F8.1,' ',F8.1,' ',F8.2,' ',F12.1,' ',F14.2,' ',F16.3,' ',F16.3,' ',F14.0,' ',F14.0,' ',F12.0,' ',F14.1,' ',F16.3,'
',F16.3)
*CFYCLOS
```

La parte finale del ciclo è uguale a quella già vista in precedenza e non viene quindi commentata:

```
/PREP7
ALLSEL,ALL
LSCLEAR,ALL
CPDELE,1,,,ANY
VCLEAR,ALL
VDELE,ALL
ADELE,ALL
LDELE,ALL
KDELE,ALL
```

```
PARSAV,ALL,parametri,PARM
FINISH
/CLEAR
```

```
PARRES,NEW,parametri,PARM
```

```
*ENDDO
*ENDDO
*ENDDO
*ENDDO
```

```
FINISH
```

Per verificare che la condizione di passaggio di corrente attraverso la sezione netta depurata dall'area criccata sia rispettata è possibile plottare il campo vettoriale relativo alla densità di corrente e si vede chiaramente come i vettori nella zona dove è presente la cricca (evidenziata in rosso in figura 2.66, corrispondente al caso di una cricca a 135° nel codice appena descritto) non attraversino ortogonalmente la superficie, a conferma del fatto che attraverso l'area criccata non vi è passaggio di corrente.

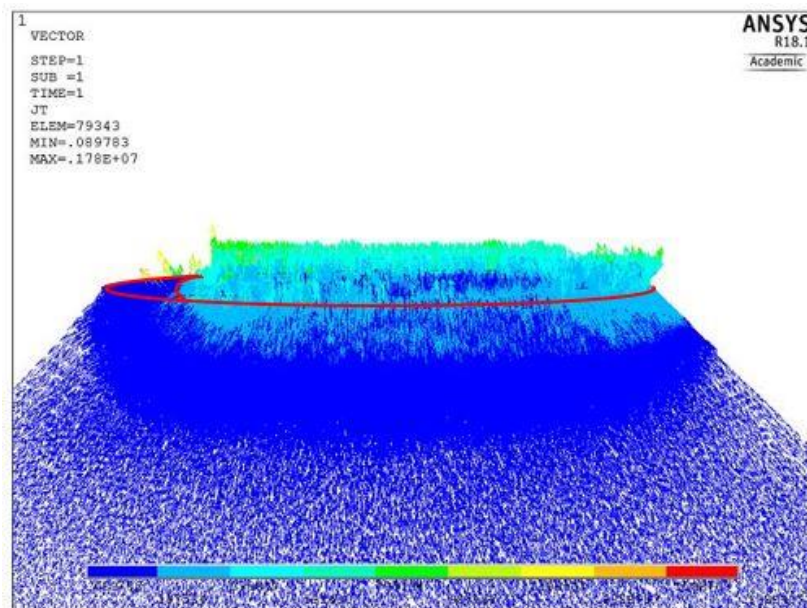


Figura 2.66: campo vettoriale di corrente in corrispondenza della sezione netta in presenza di una cricca ellittica.

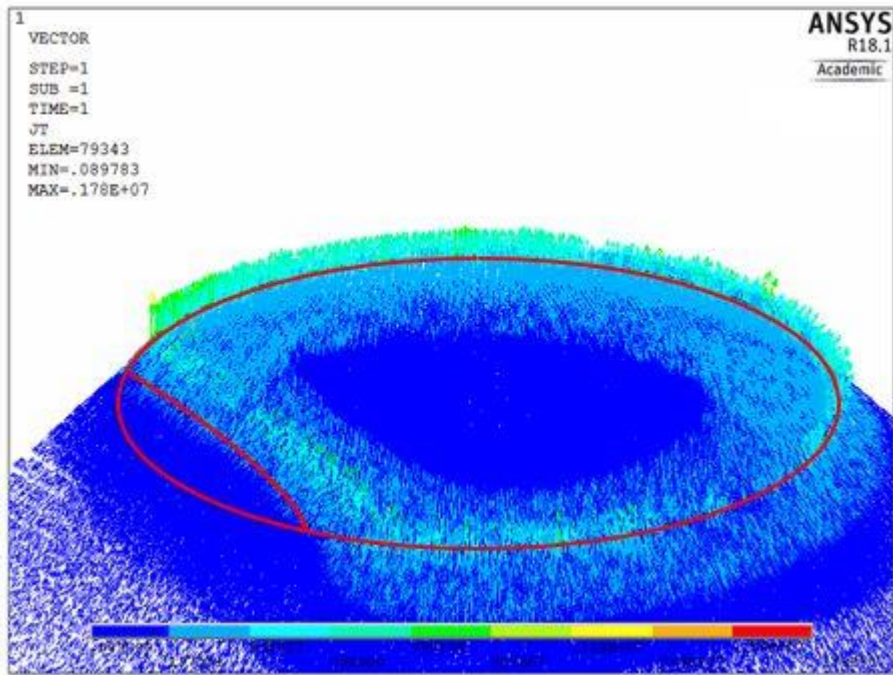


Figura 2.67: campo vettoriale di corrente in corrispondenza della sezione netta in presenza di una cricca ellittica.

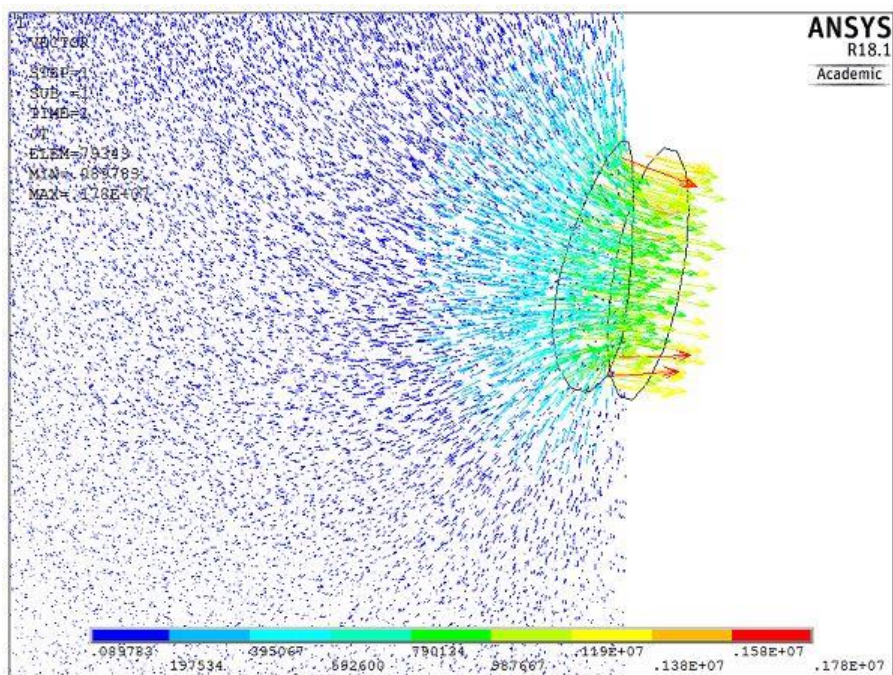


Figura 2.68: particolare del campo vettoriale di corrente in corrispondenza della vite di ingresso.

2.2.4 Risultati modello FEM elettrico 3D: cricche ellittiche

Si riportano di seguito le curve di calibrazione del potenziale elettrico in funzione del rapporto a/r relative ai provini intagliati con raggio di fondo intaglio pari a 0.1 mm (Figura 2.69) e 4 mm (Figura 2.70) e al provino liscio (Figura 2.71). Per ciascuna geometria è possibile osservare l'influenza della posizione di innesco della cricca e del rapporto c/a . In particolare si osserva che la configurazione con la cricca sia lato viti che lato opposto viti presenta valori del potenziale più

elevati in quanto la riduzione dell'area netta è più accentuata a parità degli altri parametri. Considerando i casi in cui viene modellata una cricca sola si riscontra che la variazione del potenziale diminuisce più la cricca si trova distante dai punti in cui se ne effettua la lettura, raggiungendo i valori minimi quando la cricca è nella posizione opposta ($\theta=180^\circ$) a quella dove viene effettuata la misura.

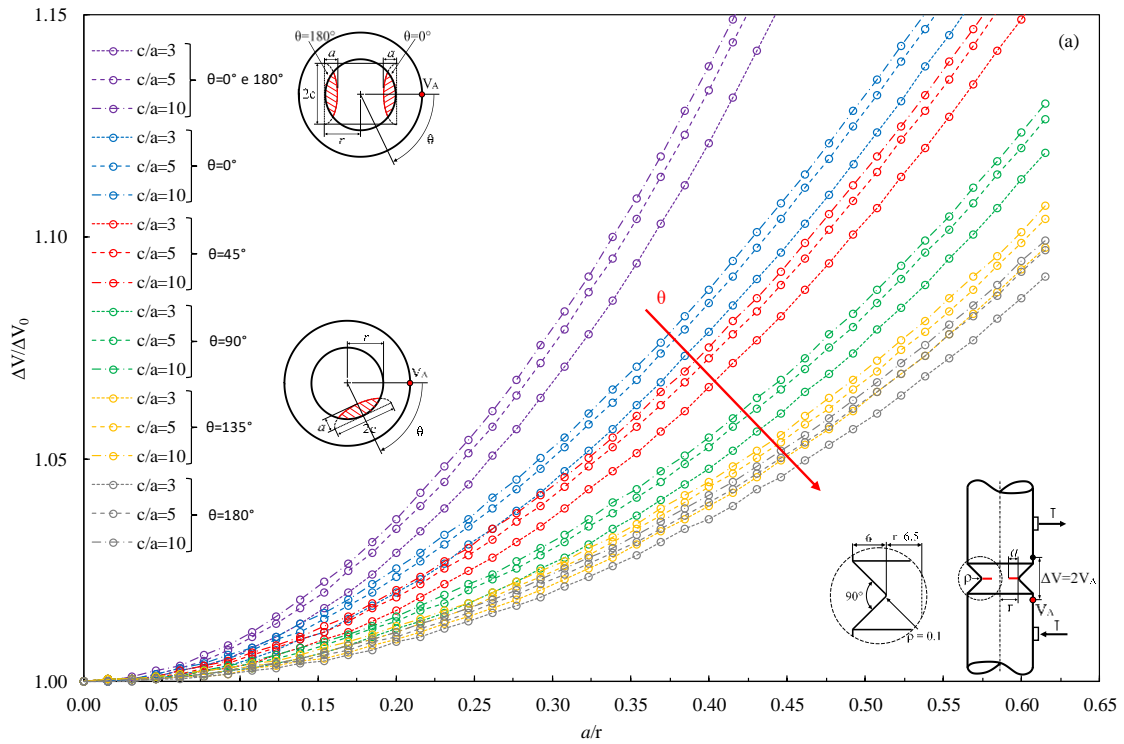


Figura 2.69: curve di calibrazione in funzione di a/r relative al provino con intaglio a spigolo vivo di raggio 0.1 mm e cricca ellittica che innesca da diverse posizioni angolari.

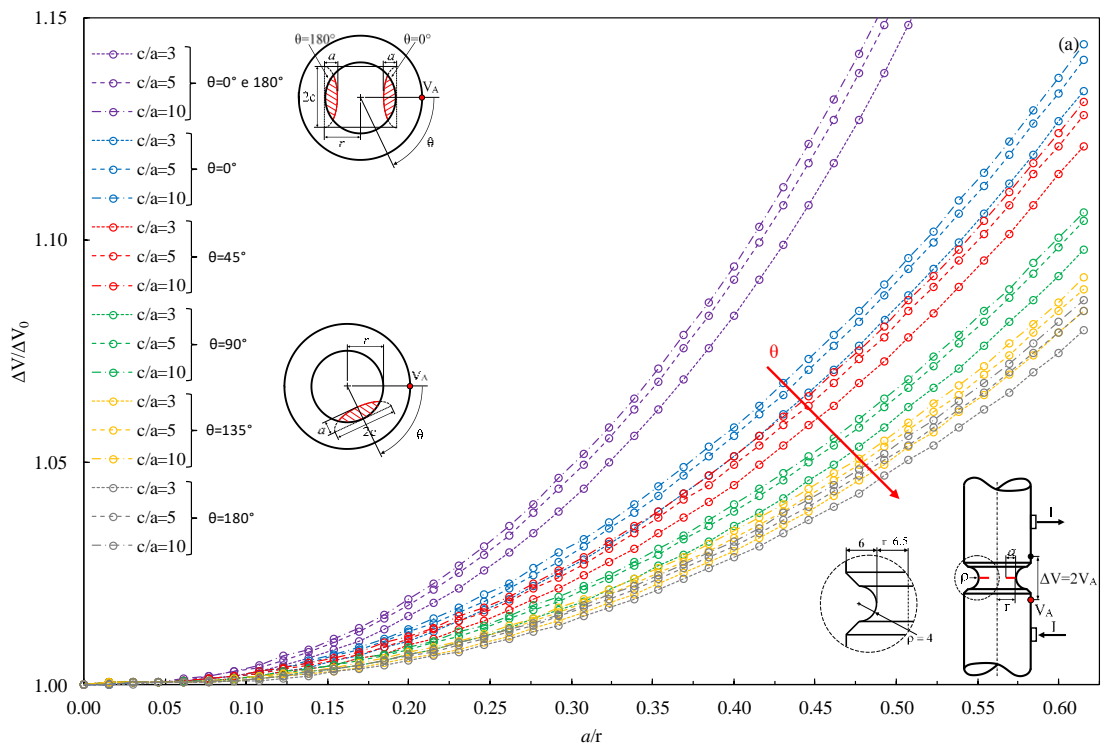


Figura 2.70: curve di calibrazione in funzione di a/r relative al provino con intaglio raccordato di raggio 4 mm e cricca ellittica che innesca da diverse posizioni angolari.

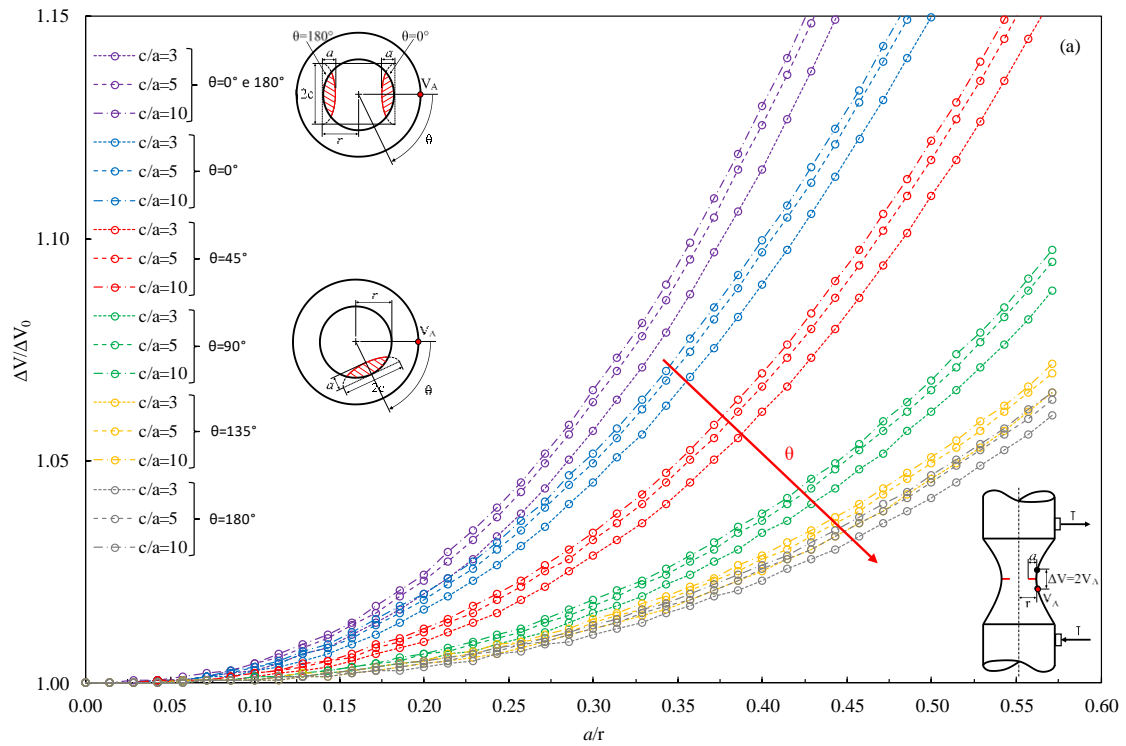


Figura 2.71: curve di calibrazione in funzione di a/r relative al provino liscio con cricca ellittica che innesca da diverse posizioni angolari.

CAPITOLO 3: Attrezzature e metodi utilizzati per le prove sperimentali

3.1 Macchina MFL per prove assiali

Per effettuare le prove assiali sui provini lisci ed intagliati in AISI 304L, aventi le caratteristiche geometriche riportate in figura 2.1 e 2.2, è stata utilizzata la MFL System, macchina servo idraulica in grado di eseguire prove monoassiali statiche e a fatica in controllo di spostamento o di forza. Ha una capacità di carico di 250 kN che esplica lungo l'asse del cilindro idraulico inferiore controllato tramite il sistema MTS che verrà descritto in dettaglio successivamente. Il provino viene fissato sulla macchina mediante due ganasce che vengono prima opportunamente distanziate in funzione della lunghezza del provino da testare. La ganasce superiore infatti è fissata su una traversa mobile che può essere alzata o abbassata prima del montaggio del provino in macchina per poi essere serrata e mantenere la posizione durante tutta la prova; quella inferiore invece oltre ad afferrare il provino trasmette il carico imposto tramite il software di controllo della macchina. Per le prove a fatica assiali è stato applicato un ciclo di carico sinusoidale in controllo di forza con un rapporto di ciclo nominale R pari a -1 e una frequenza f variabile in un range da 2 a 30 Hz a seconda del tipo di provino e del livello di carico applicato.

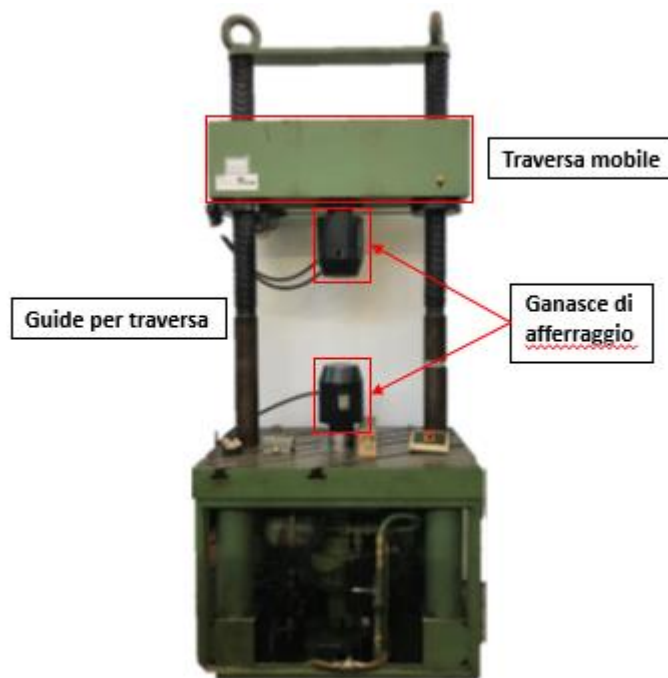


Figura 3.1: MFL System assiale.

Il legame esistente tra la forza applicata dalla macchina e la tensione nominale in corrispondenza della sezione netta del provino è il seguente:

$$\sigma(t) = \frac{F(t)}{A_{net}} = \frac{F(t)}{\frac{\pi}{4} d_{net}^2} \quad (3.1)$$

3.2 Banco di prova biassiale

Il banco di prova biassiale mostrato in figura 3.2 e 3.3 è stato utilizzato per eseguire le prove di:

- Torsione pura
- Flessione pura
- Flesso – Torsione in fase
- Flesso – Torsione fuori fase

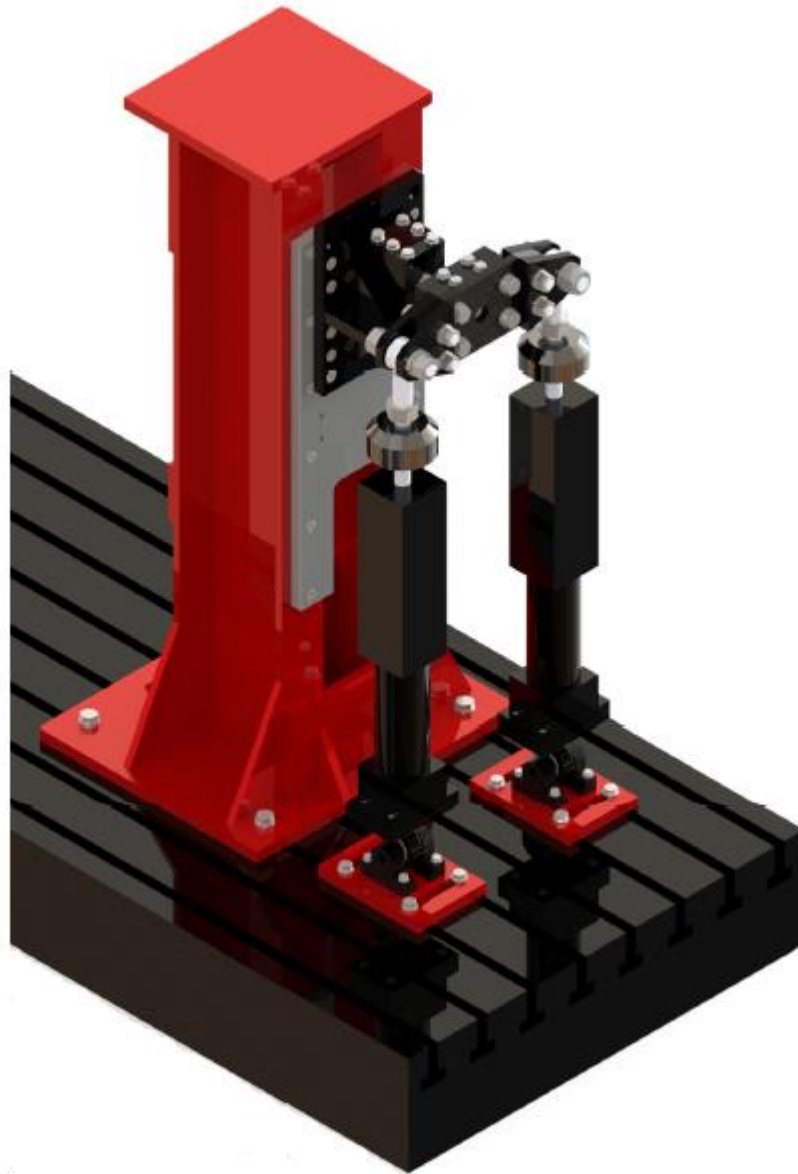


Figura 3.2: banco di prova multiassiale [12].

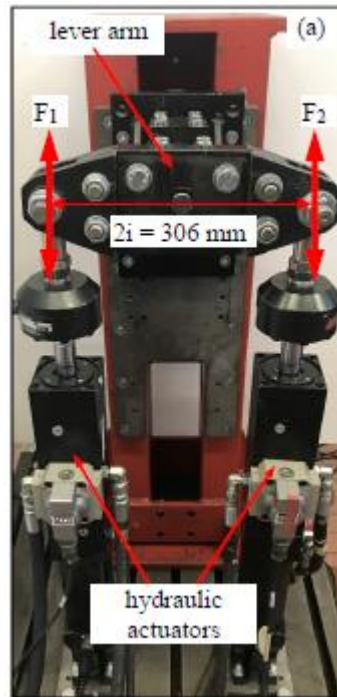


Figura 3.3: banco di prova biassiale utilizzato per i test multiassiali.

Il banco è costituito da un supporto verticale fisso al quale viene bloccata un'estremità del provino riproducendo, seppur non in maniera ideale, la condizione di incastro e da due martinetti idraulici posti ad una certa distanza tra loro e collegati ad un'asta di carico alla quale viene fissata l'altra estremità del provino. Il provino viene fissato a ciascuna estremità mediante un serraggio per attrito realizzato da una coppia di blocchetti, in cui è stato ricavato un intaglio per l'alloggio del tratto afferrabile del provino, serrati uno contro l'altro con l'ausilio di quattro bulloni. Il carico viene esercitato attraverso due martinetti indipendenti ciascuno dei quali è equipaggiato da una cella di carico da 15 kN e pilotato dal controllore MTS associato al banco biassiale. Per consentire al braccio di leva di adattarsi alla traiettoria compiuta dall'estremità del provino quando vengono applicate sollecitazioni di flessione e/o torsione sono stati impiegati giunti sferici per collegare ciascun cilindro servo-idraulico sia al braccio della leva che alla piastra di supporto a terra. Per effettuare le prove viene imposto a ciascun attuttore un ciclo di carico sinusoidale con rapporto di ciclo nominale R pari a -1 e frequenza di 8 Hz, minore rispetto alle prove monoassiali per evitare lo slittamento del provino all'interno dei blocchetti con cui viene fissato. Nelle prove multiassiali è stato definito anche il rapporto di biassialità tra le tensioni τ_a/σ_a che si è assunto pari a 1 mentre lo sfasamento Φ tra le tensioni è pari a 0° per le prove multiassiali in fase e a 90° per quelle fuori fase. Durante le prove multiassiali in fase è stata adottata, per entrambe le geometrie di intaglio, una configurazione con un solo martinetto in quanto i risultati ottenuti dalle equazioni implementate di seguito indicavano un chiaro sbilanciamento tra le due forze, in particolare una di valore trascurabile rispetto all'altra. Il braccio di flessione rimane il medesimo della configurazione a due martinetti mentre il braccio di torsione è pari alla metà di quello relativo al caso precedente. Per i disegni ed i particolari costruttivi della macchina si rimanda a [12] mentre di seguito vengono descritti i passaggi per ottenere le espressioni delle tensioni in corrispondenza della sezione netta del provino in funzione delle forze esercitate dai martinetti e dei bracci di flessione e torsione.

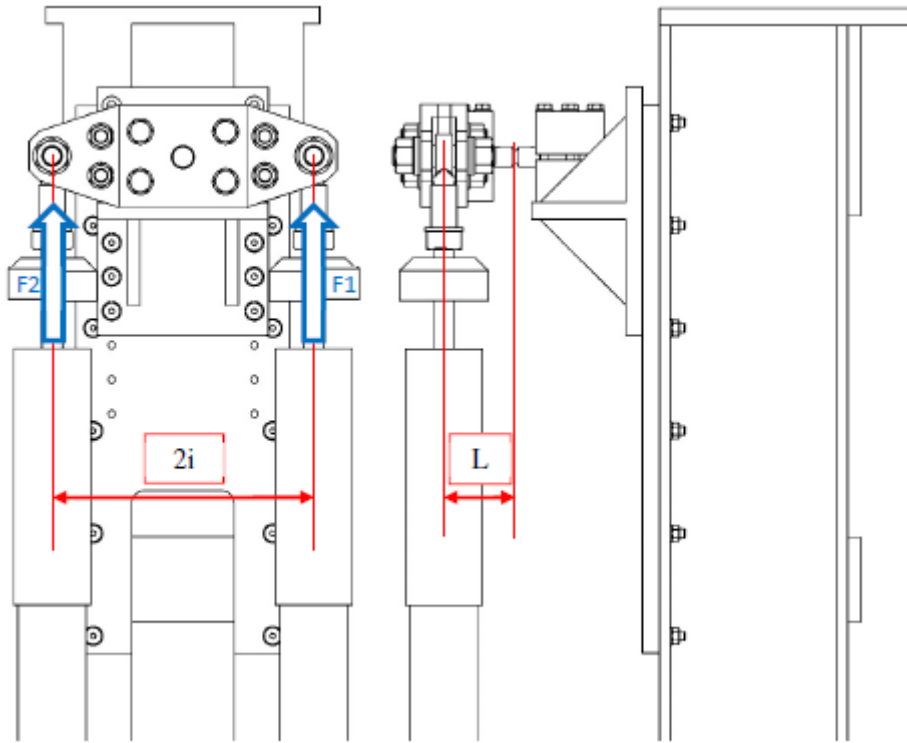


Figura 3.4: schema strutturale di riferimento per la determinazione dei bracci di flessione e torsione utilizzati nel calcolo delle forze che i martinetti devono esplicare [12].

Indicando con L la lunghezza del braccio flessionale in corrispondenza della sezione netta del provino e con i il braccio del momento torcente (Figura 3.4), risulta:

$$M_f(t) = [F_1(t) + F_2(t)] \cdot L \quad (3.2)$$

$$M_t(t) = [F_1(t) - F_2(t)] \cdot i \quad (3.3)$$

Le tensioni nominali di flessione e torsione in corrispondenza della sezione netta valgono:

$$\sigma(t) = \frac{M_f(t)}{W_f} \quad (3.4)$$

$$\tau(t) = \frac{M_t(t)}{W_t} \quad (3.5)$$

Dove W_f e W_t sono i moduli di resistenza a flessione e torsione che, in corrispondenza della sezione netta del provino, valgono:

$$W_f(t) = \frac{\pi}{32} d_{net}^3 \quad (3.6)$$

$$W_t(t) = \frac{\pi}{16} d_{net}^3 \quad (3.7)$$

Utilizzando queste espressioni è possibile esprimere le forze $F_1(t)$ e $F_2(t)$ in funzione delle tensioni di flessione e torsione $\sigma(t)$ e $\tau(t)$:

$$F_1(t) = \frac{1}{2} \left[\frac{M_f(t)}{L} + \frac{M_t(t)}{i} \right] = \frac{1}{2} \left[\frac{\sigma(t) \cdot W_f}{L} + \frac{\tau(t) \cdot W_t}{i} \right] \quad (3.8)$$

$$F_2(t) = \frac{1}{2} \left[\frac{M_f(t)}{L} - \frac{M_t(t)}{i} \right] = \frac{1}{2} \left[\frac{\sigma(t) \cdot W_f}{L} - \frac{\tau(t) \cdot W_t}{i} \right] \quad (3.9)$$

Esplicitando le espressioni delle tensioni variabili ciclicamente con legge sinusoidale e considerando un rapporto nominale di ciclo R pari a -1, così che $\sigma_m = \tau_m = 0$, si ottiene:

$$F_1(t) = \frac{1}{2} \left[\frac{W_f}{L} \sigma_a \sin(\omega t) + \frac{W_t}{i} \tau_a \sin(\omega t + \Phi) \right] \quad (3.10)$$

$$F_2(t) = \frac{1}{2} \left[\frac{W_f}{L} \sigma_a \sin(\omega t) - \frac{W_t}{i} \tau_a \sin(\omega t + \Phi) \right] \quad (3.11)$$

Le espressioni appena ottenute assumono forma diversa in funzione dello sfasamento Φ tra i carichi, in particolare:

- Carichi in fase ($\Phi = 0^\circ$)

$$F_1(t) = \frac{1}{2} \left[\frac{W_f}{L} \sigma_a + \frac{W_t}{i} \tau_a \right] \sin(\omega t) \quad (3.12)$$

$$F_2(t) = \frac{1}{2} \left[\frac{W_f}{L} \sigma_a - \frac{W_t}{i} \tau_a \right] \sin(\omega t) \quad (3.13)$$

- Carichi fuori fase ($\Phi=90^\circ$)

$$F_1(t) = \frac{1}{2} \sqrt{\left(\frac{W_f}{L} \sigma_a\right)^2 + \left(\frac{W_t}{i} \tau_a\right)^2} \cdot \sin(\omega t + \gamma) \quad (3.14)$$

$$F_2(t) = \frac{1}{2} \sqrt{\left(\frac{W_f}{L} \sigma_a\right)^2 + \left(\frac{W_t}{i} \tau_a\right)^2} \cdot \sin(\omega t - \gamma) \quad (3.15)$$

Dove γ è l'angolo di sfasamento tra le due forze esercitate dai martinetti che in generale è diverso dall'angolo di sfasamento Φ tra le tensioni in corrispondenza della sezione netta:

$$\gamma = \sin^{-1} \left(\frac{\frac{W_t}{i} \tau_a}{\sqrt{\left(\frac{W_f}{L} \sigma_a\right)^2 + \left(\frac{W_t}{i} \tau_a\right)^2}} \right) \quad (3.16)$$

Si riportano di seguito gli andamenti delle forze e delle tensioni relativi alle configurazioni di prova considerate:

- Flessione pura

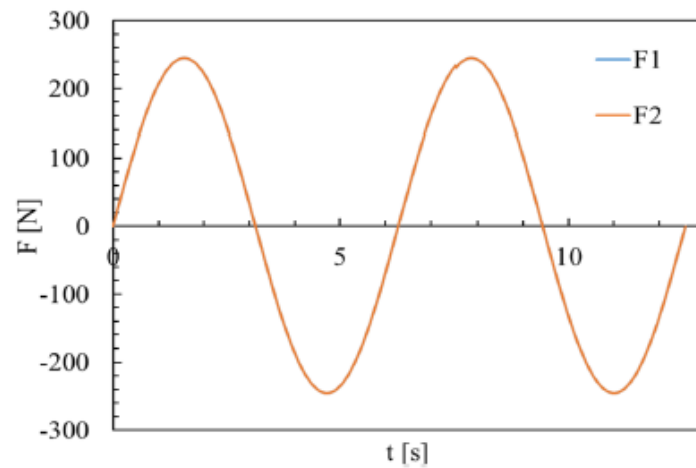


Figura 3.5: andamento delle forze esercitate dai martinetti nel caso di flessione pura e R pari a -1.

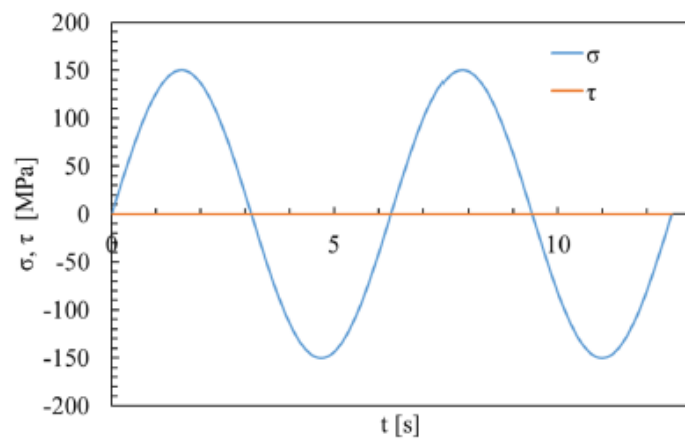


Figura 3.6: andamento delle tensioni di flessione e torsione in corrispondenza della sezione netta nel caso di flessione pura e R pari a -1.

- Torsione pura

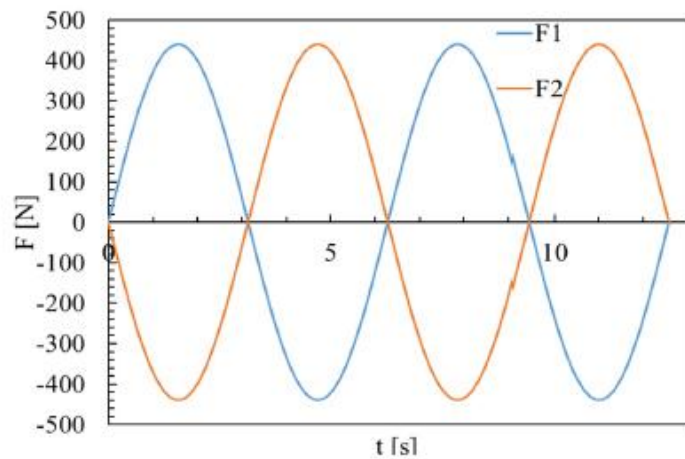


Figura 3.7: andamento delle forze esercitate dai martinetti nel caso di torsione pura e R pari a -1.

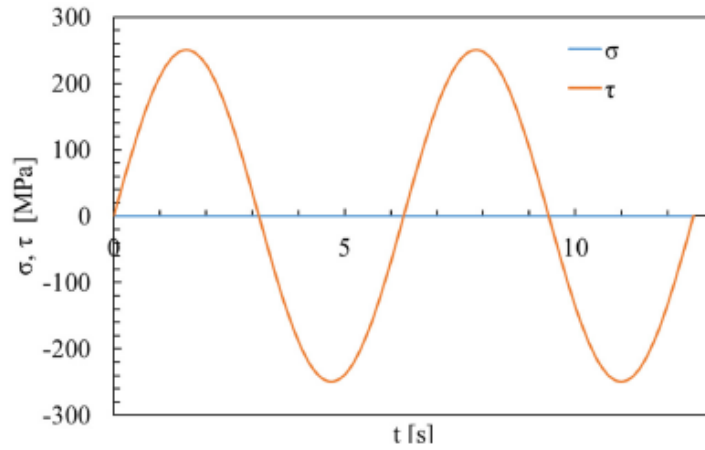


Figura 3.8: andamento delle tensioni di flessione e torsione in corrispondenza della sezione netta nel caso di torsione pura e R pari a -1.

- *Flesso – Torsione in fase ($\Phi=0^\circ$ e quindi valori di picco massimi e minimi delle tensioni di flessione e torsione raggiunti nello stesso istante)*

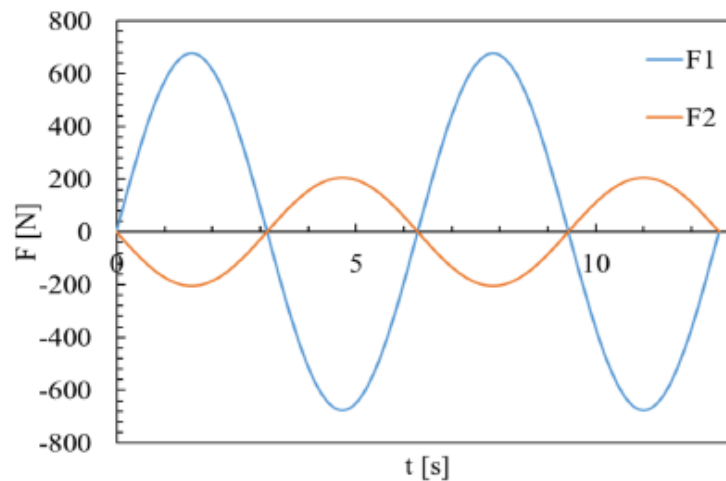


Figura 3.9: andamento delle forze esercitate dai martinetti nel caso di flesso – torsione in fase e R pari a -1.

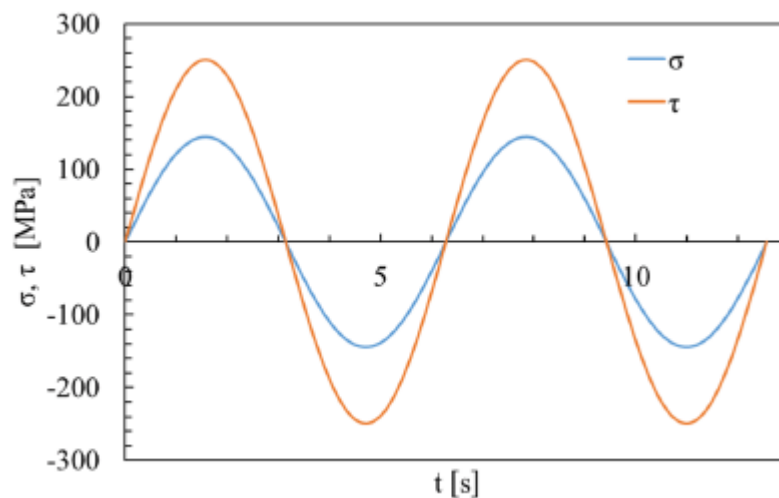


Figura 3.10: andamento delle tensioni di flessione e torsione in corrispondenza della sezione netta nel caso di flesso – torsione in fase e R pari a -1.

- Flesso – torsione fuori fase ($\Phi=90^\circ$ e quindi valori di picco massimi e minimi delle tensioni di flessione e torsione raggiunti ad istanti diversi sfasati di 90°)

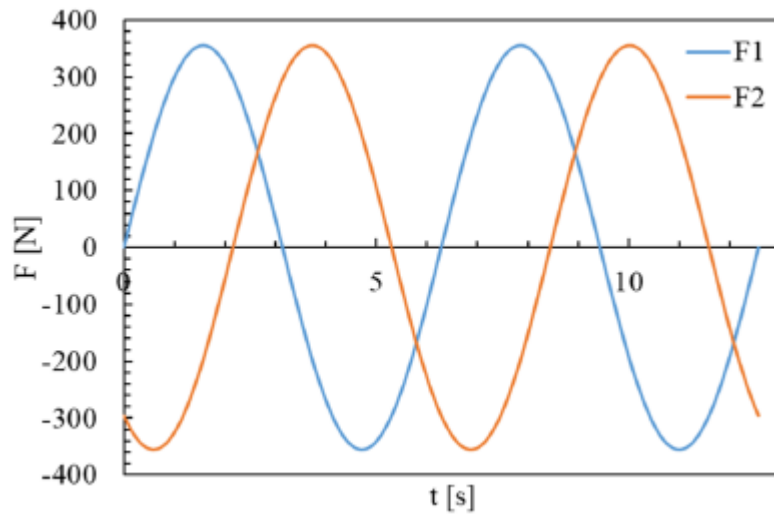


Figura 3.11: andamento delle forze esercitate dai martinetti nel caso di flesso – torsione fuori fase e R pari a -1.

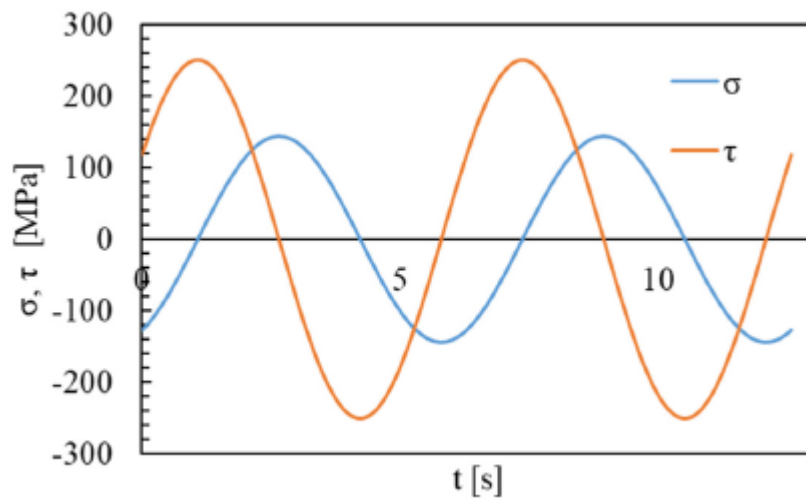


Figura 3.12: andamento delle tensioni di flessione e torsione in corrispondenza della sezione netta nel caso di flesso – torsione fuori fase e R pari a -1.

3.3 Matelect DCM-2

Per monitorare l'innesco e la propagazione delle cricche nei provini testati si è fatto uso di un dispositivo chiamato Matelect che si basa sulla tecnica DCPD (Direct Current Potential Drop): facendo passare una corrente costante attraverso il provino di materiale conduttore e misurando poi la caduta di potenziale tra due punti sulla superficie dello stesso a cavallo del difetto è possibile cogliere, conoscendo la resistenza del provino e mantenendo costante la corrente dall'esterno, la variazione del potenziale elettrico provocata dall'avanzamento del difetto, legata all'aumento della resistenza che il provino offre al passaggio della corrente. Al fine di generare un segnale di caduta di potenziale che sia misurabile dalla strumentazione e distinguibile dal rumore elettrico sempre presente in questi dispositivi, la corrente che viene fatta passare nel provino è di grande intensità in quanto il comportamento elettrico di quest'ultimo è assimilabile a quello di un corto circuito con bassa resistenza. I valori di intensità di corrente utilizzati sono intorno ai 30 Ampere e consentono di misurare variazioni del potenziale elettrico dell'ordine dei millivolt. L'utilizzo di correnti così elevate può portare il provino a surriscaldarsi andando ad inficiare anche la misura del potenziale effettuata. Una prima soluzione al problema dell'innalzamento della temperatura indotto dal passaggio di corrente è stata quella di utilizzare una corrente pulsata nel tempo con periodo molto piccolo che consentiva di ridurre gli effetti termoelettrici tra cui il rumore (con un'opportuna elaborazione dei dati misurati) ed il riscaldamento.

Un ulteriore miglioramento della tecnica DCPD è stato fatto utilizzando due provini per compensare gli effetti termici: uno è il provino montato in macchina e sottoposto alla prova di fatica mentre l'altro è il provino di riferimento non sollecitato. I due provini sono collegati in serie mediante cavi di alimentazione i cui terminali sono fissati ai provini stessi con viti M6 poste ad una distanza δ_i (riferimento in Figura 3.13) l'una dall'altra ed una corrente costante di 30 A (I in Figura 3.13) li attraversa. Durante ogni prova di fatica, le variazioni del potenziale ΔV , relative al provino sollecitato, e ΔV_0 , relative a quello di riferimento, vengono misurate mediante cavi di lettura del segnale fissati con due viti M3 vicino ai bordi dell'intaglio, ad una distanza δ_v l'uno dall'altro (riferimento in Figura 3.13).

La descrizione dettagliata dei pannelli anteriore e posteriore dell'apparecchiatura così come la descrizione delle diverse modalità di funzionamento viene rimandata in [12].

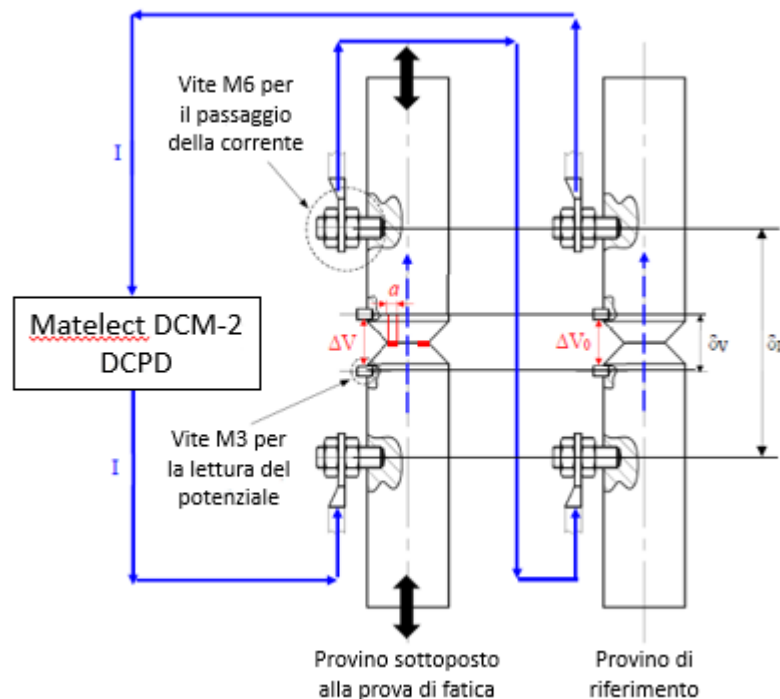


Figura 3.13: rappresentazione schematica dei collegamenti tra provino di riferimento e provino in macchina.

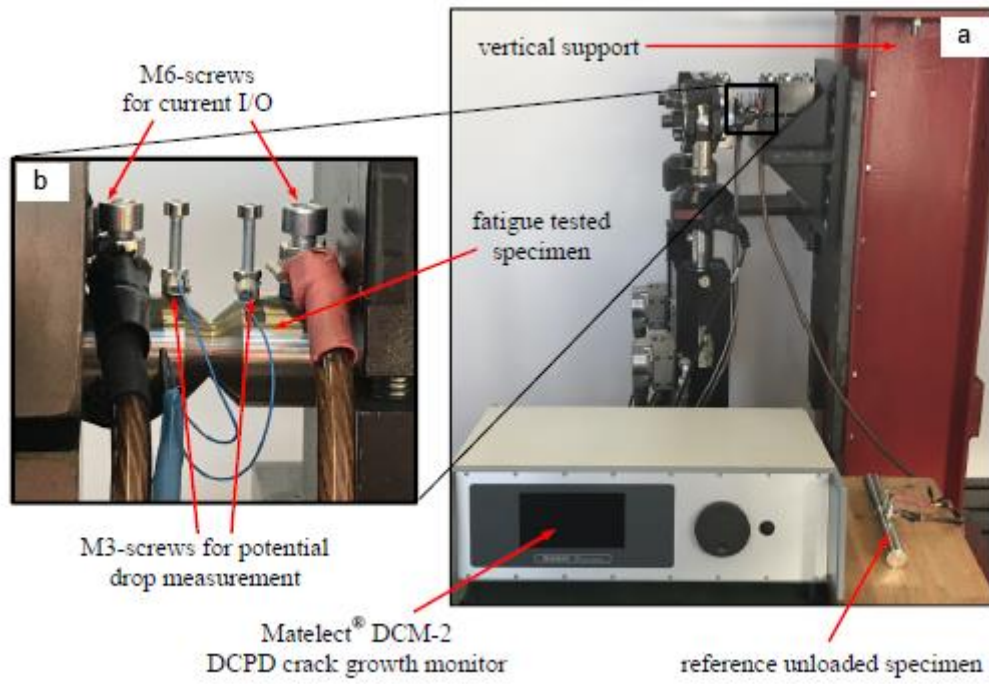


Figura 3.14: dispositivo Matelect montato in prossimità del banco biassiale (a); particolare dei cavi collegati al provino in macchina (b).

3.4 Software di controllo MTS

Il software che consente di gestire il flusso d'olio in alta pressione ai due martinetti idraulici e quindi di controllare le forze e gli spostamenti esercitate dagli stessi si chiama MTS 793 Software. In particolare, per aprire la stazione di controllo si deve cliccare sull'icona *Station Manager* e successivamente è necessario selezionare la configurazione del banco che si intende utilizzare e la configurazione del sistema di controllo PID (Proporzionale Integrativo Derivativo). Per le prove effettuate con questo banco sono state utilizzate due tipi di configurazioni: *Biassiale_2* quando si necessitava di utilizzare un solo martinetto (prove multiassiali in fase per entrambe le geometrie di provini intagliati) e *Biassiale_1+2* quando la prova prevedeva l'utilizzo di entrambi i martinetti (prove multiassiali fuori fase per entrambe le geometrie di provini intagliati). Per quanto riguarda i parametri di controllo si è utilizzata la configurazione *Lambo_1+2*. Si riporta di seguito la schermata iniziale della stazione di controllo *Station Manager*.

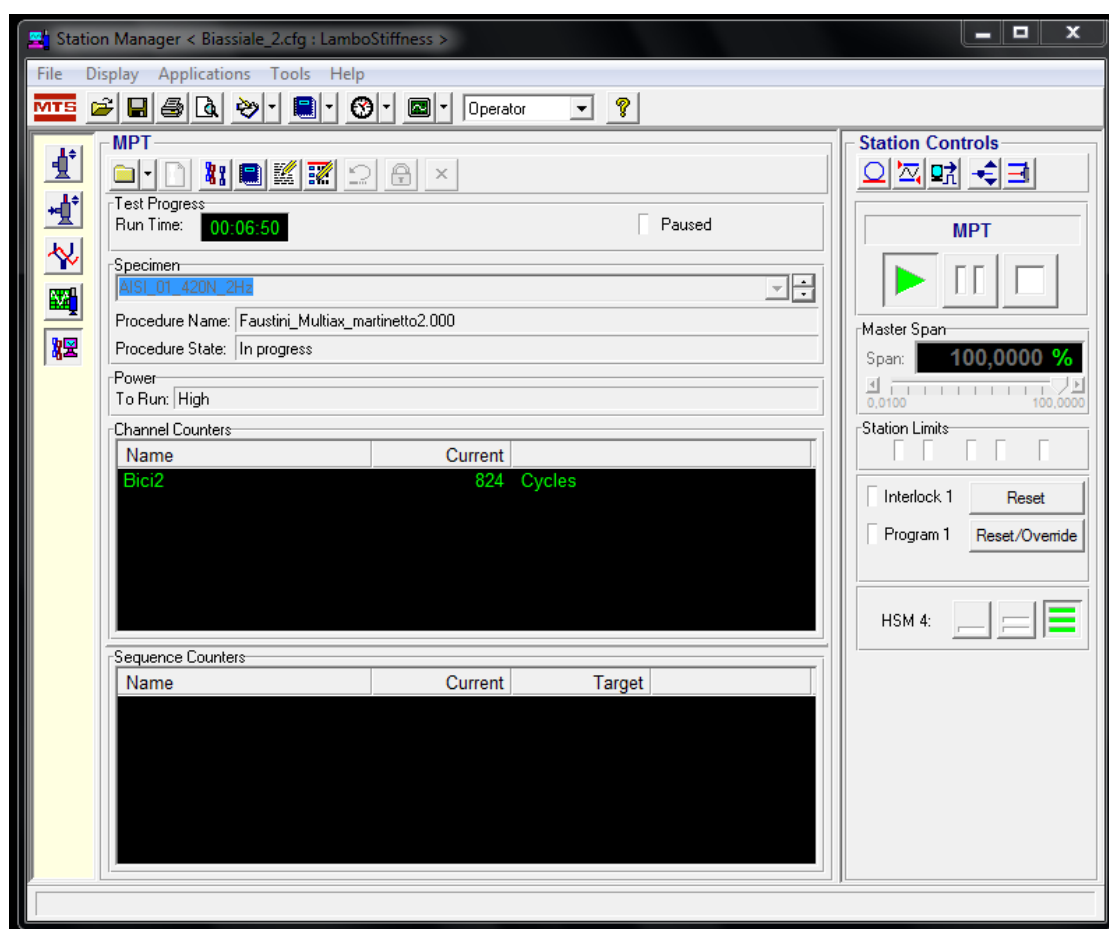


Figura 3.15: schermata principale del software di controllo *Station Manager*.

Per il controllo dei martinetti in totale sicurezza è necessario seguire dei passaggi la cui sequenza è fondamentale e verrà descritta di seguito:

- Aprire la finestra relativa al controllo manuale, attivare la spunta su 'Enable Manual Command' e attraverso il menù a tendina 'Control Mode' selezionare controllo di spostamento tra le opzioni proposte (forza, spostamento). Nel caso si debbano utilizzare entrambi i martinetti questa operazione va ripetuta due volte cambiando il riferimento del canale che si vuole controllare. Per cambiare il canale selezionato è però necessario togliere la spunta di controllo manuale del canale corrente (Enable Manual Command) e riattivarla solo dopo aver settato il canale desiderato. Questa operazione è molto importante perché in fase di montaggio/smontaggio del provino e prima di dare pressione ai martinetti è bene essere sempre in controllo di spostamento poiché, se si attiva il

controllo manuale di forza in questa circostanza, i martinetti sono liberi di compiere qualsiasi corsa (nel range di corsa previsto per quel tipo di martinetti) qualora non trovassero una resistenza, rappresentata in questo caso dal provino.

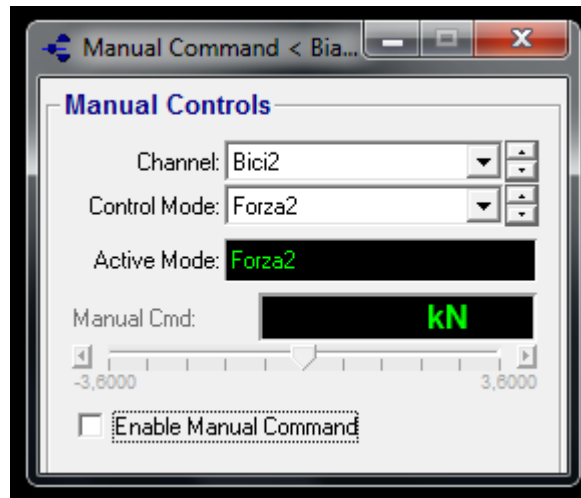


Figura 3.16: finestra per attivare/disattivare il controllo manuale dei martinetti in forza o in spostamento.

Una volta passati in controllo di spostamento ci si può trovare davanti a due situazioni: quella di dover montare il provino in macchina (ricordando che non è ancora stata data pressione ai martinetti) o quella di dover smontare quello rotto e montarne uno nuovo dopo che il sistema si è spento per il superamento dei limiti imposti. Nella maggior parte dei casi ci si trova in quest'ultima situazione dove, prima di poter dare pressione ai martinetti per procedere alla sostituzione del provino, è necessario modificare i limiti di forza e/o spostamento definiti in precedenza e superati con la rottura del provino, basandosi sul valore attuale della grandezza che è fuori dal range di variazione imposto. Quindi:

- Si apre la finestra 'Detectors' dove si possono vedere i valori dei limiti inferiori e superiori di forza e spostamento impostati precedentemente la rottura. Il valore evidenziato con il colore rosso è quello che è stato superato e che quindi va modificato.

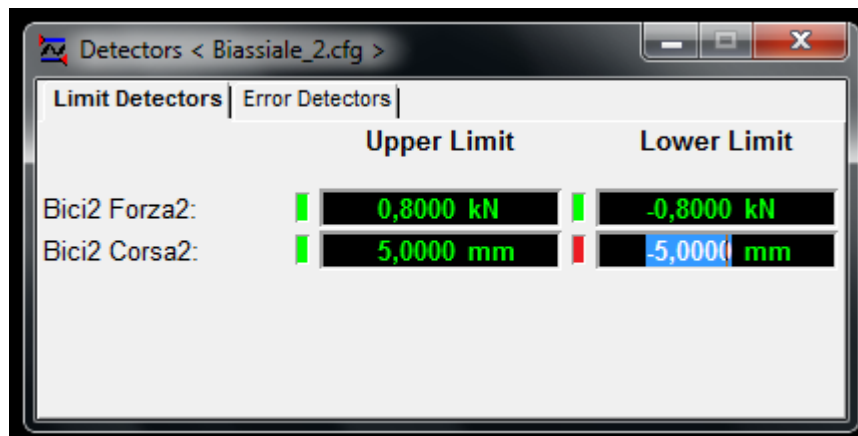


Figura 3.17: finestra che mostra i limiti inferiori e superiori di forza e spostamento di ciascun martinetto (in questo esempio c'è solo un martinetto perché fa riferimento alla configurazione utilizzata per le prove multiassiali in fase)

- Per conoscere il valore attuale del parametro che ha portato in blocco il sistema si apre la finestra 'Meters' e lo si legge nel display relativo ad esso. Si imposta quindi il nuovo limite di poco superiore al valore appena letto in modo da poter resettare gli errori che bloccano il riavvio della macchina cliccando sul tasto 'reset' nella finestra principale di Station Manager.

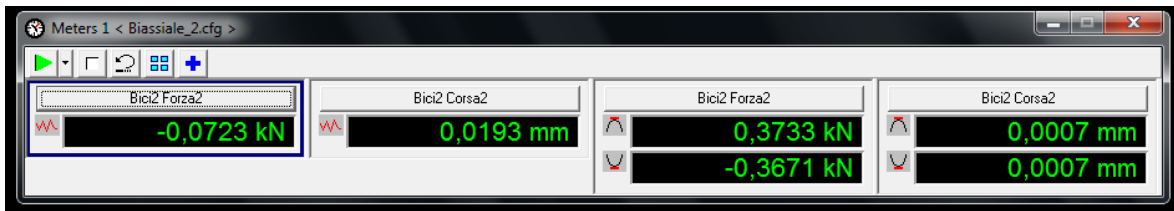


Figura 3.18: finestra che mostra i valori attuali relativi a forza e spostamento di ciascun martinetto.

A questo punto le spie rosse sono diventate verdi, si è in controllo di spostamento e si può dare pressione ai martinetti attraverso i pulsanti evidenziati in figura, passando per 'Low pressure' prima di raggiungere 'High pressure'.

Qualora il gruppo pompe e servizi non fosse già stato avviato è necessario seguire la seguente procedura per l'accensione delle pompe:

- Assicurarsi che il pulsante rosso a fungo d'emergenza non sia premuto
- Portare l'interruttore rosso in alto a dx in posizione ON
- Premere il tasto 'Reset' e assicurarsi che non ci siano spie accese nel pannello di controllo
- Girare la leva di comando 'pressure' nella posizione Start e rilasciarla in modo che torni nella posizione intermedia di partenza. Successivamente ruotarla nella posizione High.



Figura 3.19: pannello di controllo del gruppo pompe relativo al banco biassiale.



Figura 3.20: particolare dei comandi necessari per l'avvio dell'impianto.

Una volta eseguite le operazioni fino a qui descritte si porta il sistema nella posizione di 0 mm in controllo di spostamento manuale, digitando il valore 0 nel display della finestra relativa al controllo manuale e premendo invio, e si procede al montaggio del provino. Una volta che sono state serrate tutte le viti si passa in controllo manuale di forza e la si porta a 0 N prima di iniziare la prova per evitare di avere un rapporto di ciclo R diverso da quello desiderato a causa di una tensione media diversa da zero.

Si procede con la definizione dei parametri di prova relativi all'acquisizione dei dati e ai carichi:

- Si crea un nuovo file dove vengono salvati i dati attraverso il comando 'New specimen' digitando il nome desiderato e premendo invio. (è necessario assicurarsi che il file venga creato in locale e non nel disco Z attraverso il comando 'Specimen Editor')
- Cliccare sull'icona MPT (ultima nella colonna di comandi di sx) per settare i parametri di *Acquisizione ciclica e carico*

– Acquisizione ciclica: Salvataggio dati (Data Storage)

- impostare la modalità di salvataggio dei dati in 'Lineare' in modo che il salvataggio avvenga ad intervalli temporali regolari.

- Indicare come 'Intervallo dati lineare' il numero di cicli che intercorrono tra un'acquisizione e la successiva: 1000 cicli nel nostro caso sono sufficienti per avere una mole di dati sufficiente per la successiva elaborazione
 - Indicare come 'ciclo massimo salvato' il valore dell'ultimo ciclo che verrà salvato nel file creato in precedenza: nel nostro caso vengono impostati 2000000 di cicli in quanto oltre questo valore è considerato run out.
 - Indicare come 'Salva dati per' il numero di cicli consecutivi che si intende considerare quando inizia l'acquisizione dei dati ad ogni intervallo di tempo predefinito: nel nostro caso vengono salvati i dati relativi a 2 cicli consecutivi dal momento che parte l'acquisizione.
- Acquisizione ciclica: Acquisizione
- Metodo di acquisizione: temporizzato [s]
 - Intervallo di acquisizione: si vogliono acquisire 30 punti per ogni ciclo perciò l'intervallo di tempo lo si calcola con la seguente formula
- $$\Delta t = \frac{1}{f \cdot 30}$$
- Acquisizione ciclica: Segnali
- È necessario selezionare i segnali che si intendono acquisire: tempo, forza e spostamento di entrambi i martinetti e segnale della Matelect se collegata
 - Definizione del nome e della destinazione del file di salvataggio

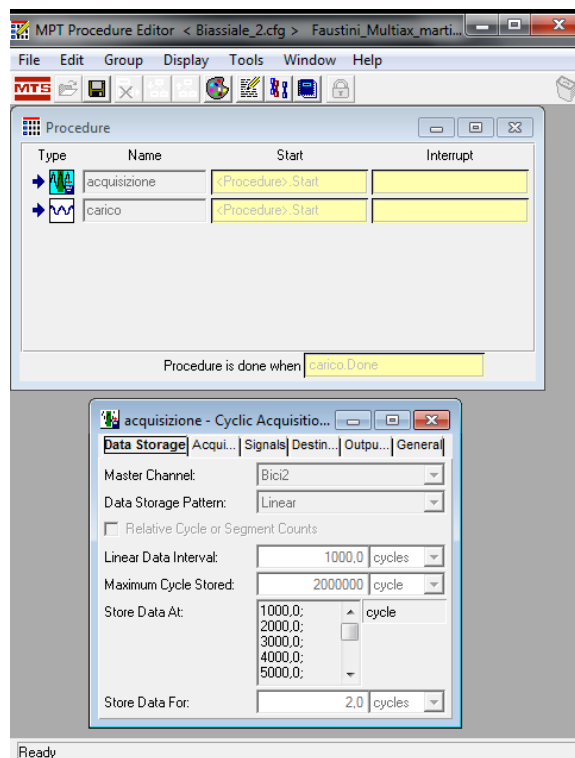


Figura 3.21: finestra dove vengono impostati i parametri per il salvataggio dei dati (Pattern, Interval, Maximum Cycle stored).

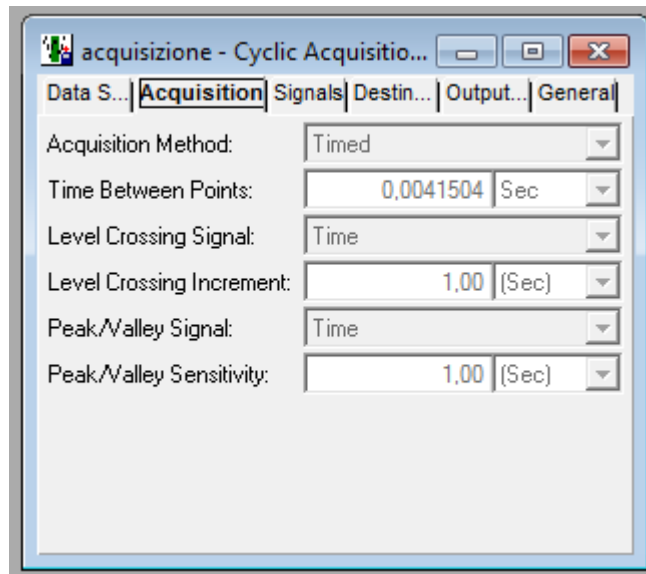


Figura 3.22: finestra in cui vengono settati i parametri per l'acquisizione (Time Between Points).

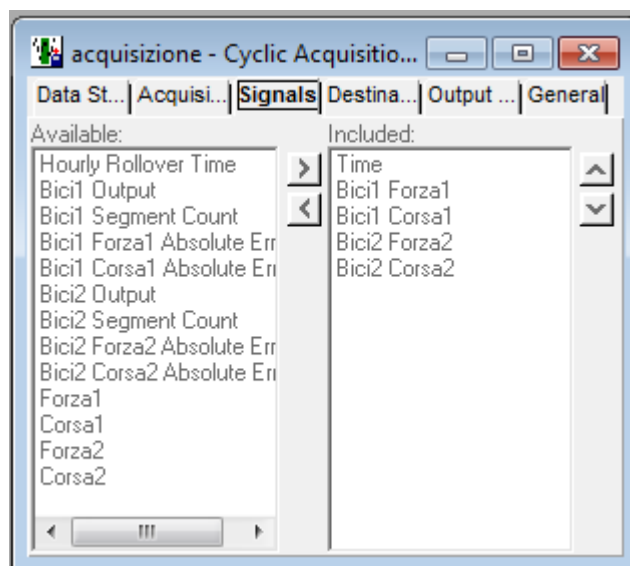


Figura 3.23: finestra in cui vengono selezionati i parametri di cui si vuole acquisire il segnale.

— Carico: comando

- Si imposta la forma d'onda del segnale da riprodurre: sine tapered (seno smorzato)
- Si imposta la frequenza del segnale: variabile da prova a prova ma in generale si cerca di imporre 8 Hz
- Si sceglie il compensatore da utilizzare: PVC (Peak Valley Compensator)
- Si seleziona il canale e i relativi valori di forza che ciascun martinetto dovrà riprodurre

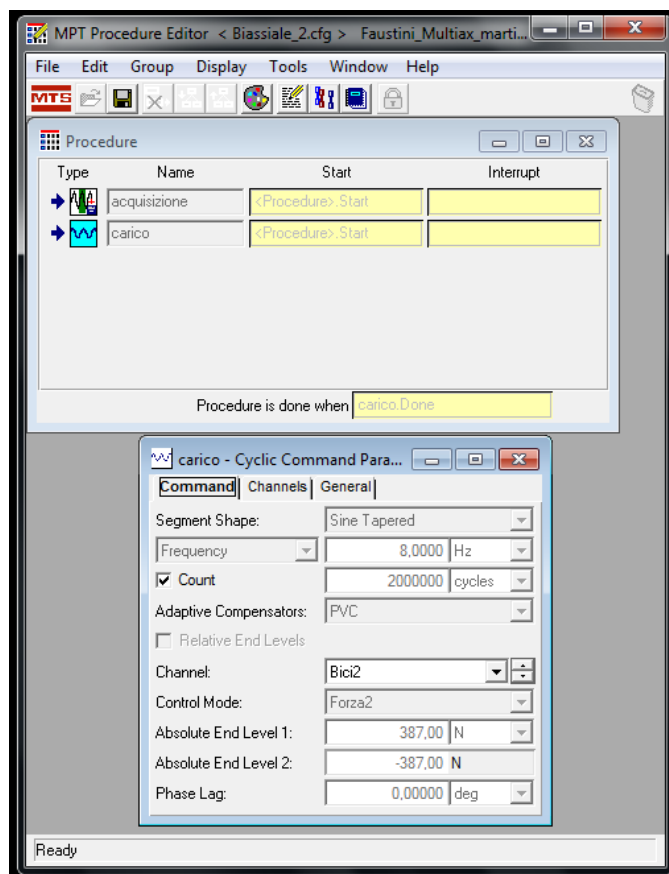


Figura 3.24: finestra per il settaggio dei parametri relativi al carico.

Una volta settati questi parametri è possibile avviare la prova chiudendo il lucchetto posta nella barra superiore della finestra di Station Manager e cliccando sul pulsante play presente sempre nella schermata principale. Prima di avviare la prova è bene controllare sempre i valori dei limiti sulla base dei valori di forza settati mentre quelli relativi allo spostamento vengono inizialmente posti piuttosto ampi salvo poi stringerli sulla base dei valori reali letti non appena il sistema si porta a regime.

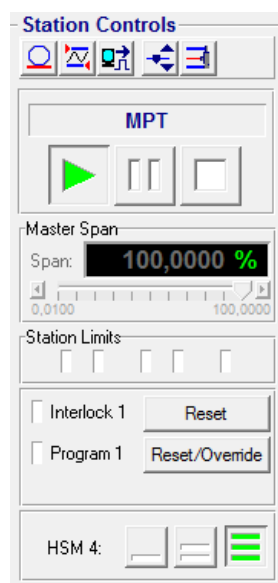


Figura 3.25: particolare della zona dedicata ai comandi per dare pressione ai martinetti e avviare la prova.

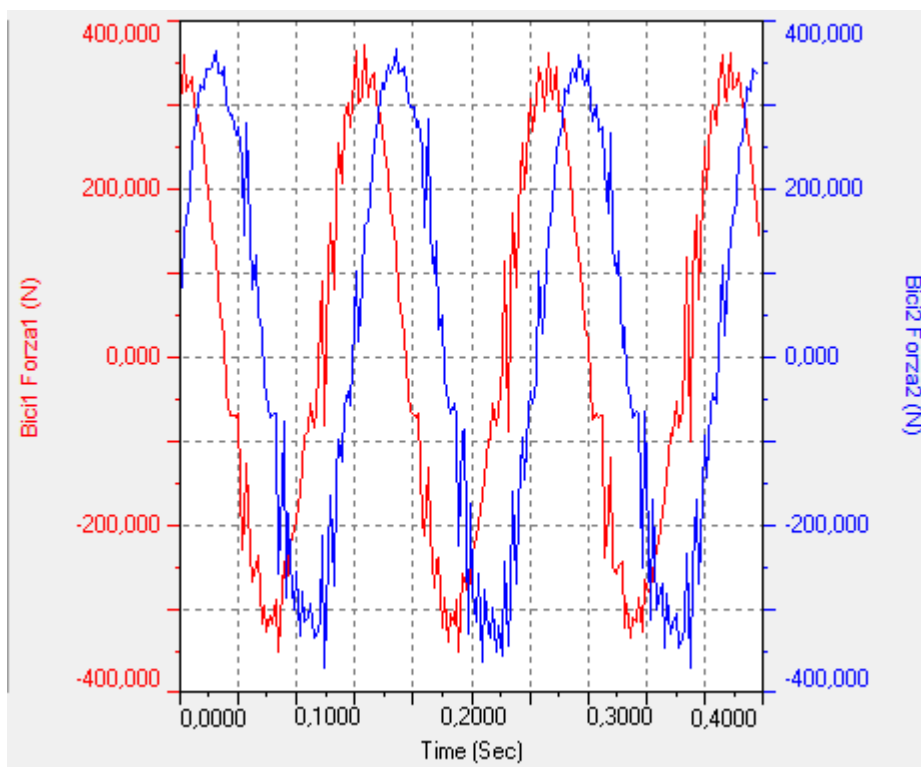


Figura 3.26: esempio di andamento delle forze esercitate dai due martinetti nel tempo con uno sfasamento di 90°.

3.5 Software di controllo Matelect

Il software di controllo della Matelect, chiamato *PDsoft v1.0072.vi*, permette di controllare l'apparecchio direttamente da un computer, utilizzando l'apposito programma che deve essere precedentemente installato. Una volta aperto il programma ed impostato il dispositivo che si vuole controllare (in questo caso Matelect DCM-2) compare la finestra di interfaccia con l'utente nella quale compaiono i valori delle letture effettuate tramite i cavi serrati come mostrato nello schema di figura 3.13. In particolare compare:

- X: valore della differenza dei potenziali letta sul provino in macchina
- Y: valore della differenza dei potenziali letta sul provino di riferimento
- X/Y: valore del rapporto tra le differenze di potenziale X e Y
- DCM-2 I SET: corrente di uscita impostata dall'utente
- DCM-2 I OUT: corrente effettivamente pulsata dalla Matelect in quell'istante
- PAUSE BETWEEN SCAN (s): tempo che intercorre tra due rilevazioni successive (30 secondi per carichi a frequenze comprese tra i 4 e 6 Hz, 3 secondi per frequenze maggiori di 10 Hz)
- TEST PARAMETER FILENAME: permette di aprire una configurazione già esistente
- LOAD: premendo il pulsante si carica la configurazione scelta
- TEST DATA FILENAME: si seleziona la cartella ed il nome del file in cui scrivere tutte la misurazione effettuate dal sistema
- TEST CHART SETUP: permette di avviare sia l'effettivo passaggio di corrente attraverso i vari cavi, sia le misurazioni dei potenziali, con un intervallo stabilito in precedenza nella sezione PAUSE BETWEEN SCAN (s)
- RECORD CURRENT CHART: permette di salvare tutti i parametri che vengono misurati periodicamente nella directory e nel file settato in precedenza.

Attraverso i comandi sopra descritti viene caricata la configurazione 'configurazione_07_06_2018' salvata sul pc contenente tutti i parametri necessari per avviare la prova. Successivamente si va a settare l'area del grafico nella maniera più opportuna per visualizzare i dati da monitorare durante

la prova, in questo caso il rapporto X/Y. Rimane da creare il file all'interno del quale verranno salvati i risultati acquisiti dal dispositivo una volta che viene fatta passare corrente e avviata la registrazione.

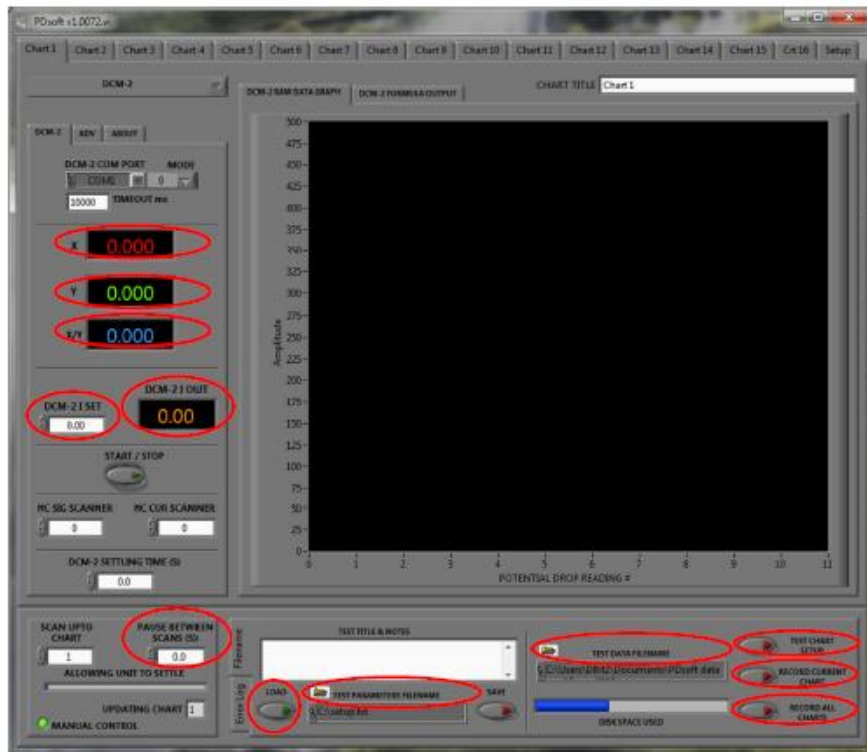


Figura 3.27: schermata principale del software di controllo della Matelect.

A questo punto è tutto pronto per poter mettere in funzione la Matelect tramite il comando TEST CHART SETUP e cliccando due volte consecutive il tasto nero posto sul pannello anteriore del dispositivo, avendo cura di verificare in precedenza che il collegamento dei cavi nel pannello posteriore sia stato effettuato nella maniera corretta. Osservando il rapporto tra i potenziali prima di posizionare i due provini, rispettivamente in macchina e fuori, è possibile avere un riscontro sulla bontà con cui sono stati eseguiti i collegamenti dei cavi di ingresso – uscita corrente e lettura del potenziale; il risultato ideale si ha per un rapporto unitario. Questo riscontro viene fatto prima di avviare la registrazione dei dati che inizia eseguendo il comando RECORD CURRENT CHART.

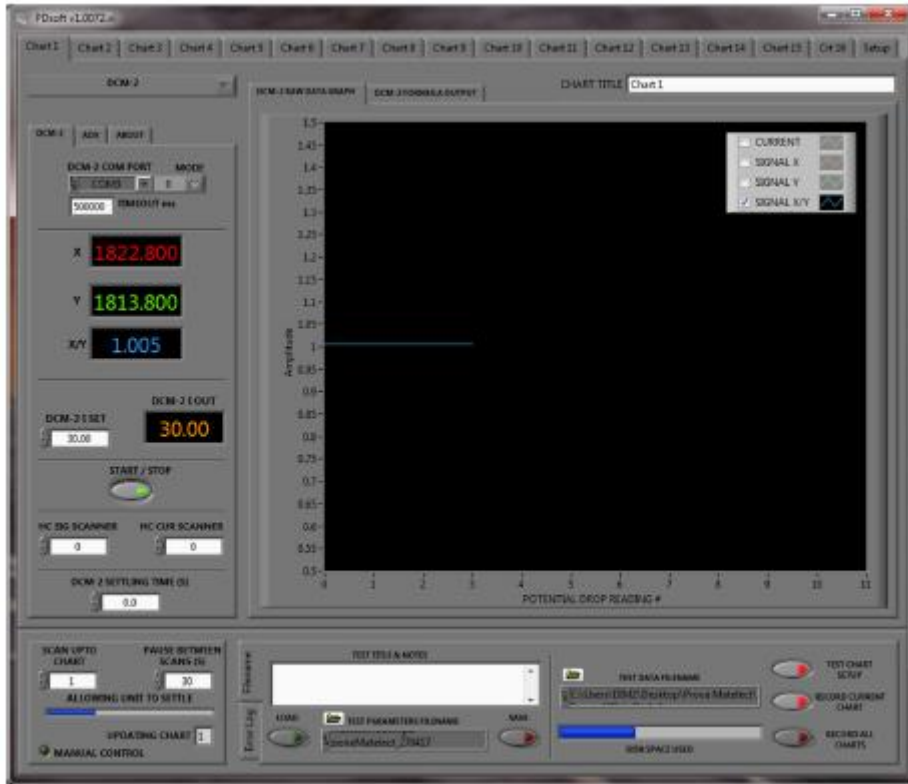


Figura 3.28: schermata principale quando il dispositivo è in funzione.

CAPITOLO 4: Prove sperimentali

4.1 Test sperimentali a fatica per la calibrazione dei raggi di controllo

Per la calibrazione dei raggi di controllo a rottura prima e ad innesco poi è necessario avere a disposizione la curva di Wohler sperimentale rispettivamente del provino liscio e di quello intagliato. Si ricorda brevemente che per trovare il raggio del volume strutturale all'apice dell'intaglio si è posta l'uguaglianza tra la densità di energia di deformazione elastica dei due provini, ad un fissato numero di cicli. Conoscendo l'ampiezza di tensione ad un prefissato numero di cicli e l'N-SIF corrispondente al modo di apertura a cui è soggetta la cricca è possibile avere una stima del valore del raggio di controllo cercato:

- Modo I di apertura

$$R_{Ic} = \left(\sqrt{2e_1} \cdot \left(\frac{\Delta K_{I,A}}{\Delta \sigma_A} \right) \right)^{\frac{1}{1-\lambda_1}}$$

- Modo III di apertura

$$R_{IIIc} = \left(\sqrt{\frac{e_3}{(1+\nu)}} \cdot \left(\frac{\Delta K_{III,A}}{\Delta \sigma_A} \right) \right)^{\frac{1}{1-\lambda_3}}$$

Sono stati eseguiti test a trazione pura e a torsione pura utilizzando rispettivamente la macchina MFL System ed il banco biassiale descritti al capitolo precedente. La geometria dei provini lisci ed intagliati testati è riportata in figura 4.1 e 4.2 mentre in tabella 4.1 sono riassunte le dimensioni principali. Tra i parametri di prova da settare, oltre al carico esercitato dalla macchina, c'è la frequenza di prova: per i provini intagliati sottoposti a trazione pura ci si può spingere a valori compresi tra 20 e 30 Hz velocizzando quindi la durata della prova, mentre nel caso di provini lisci e/o di carico di torsione pura è necessario utilizzare dei valori più bassi per evitare innalzamenti eccessivi della temperatura che andrebbero ad inficiare il comportamento a fatica del materiale. Il materiale dei provini è un acciaio AISI 304L avente proprietà e composizione chimica riportate in tabella 4.2 e 4.3.

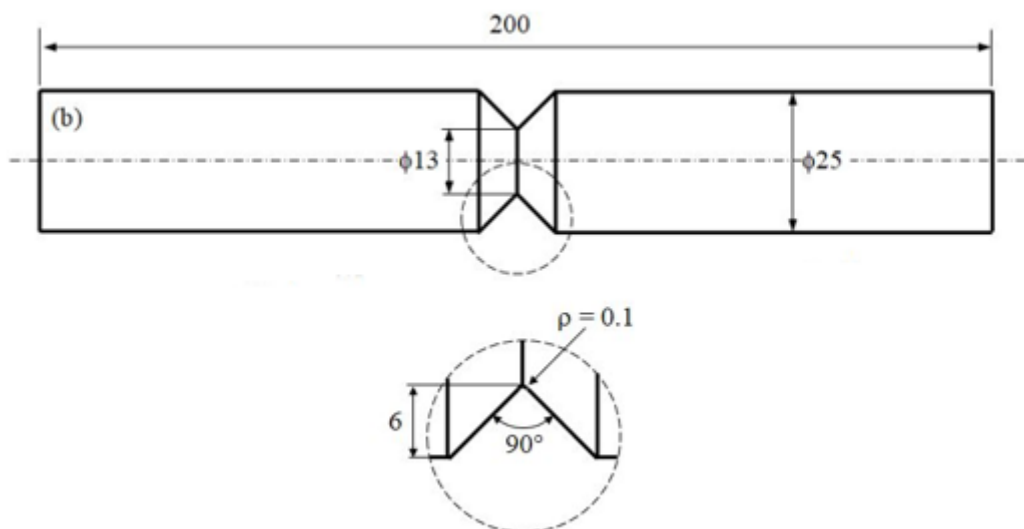


Figura 4.1: geometria provini intagliati testati.

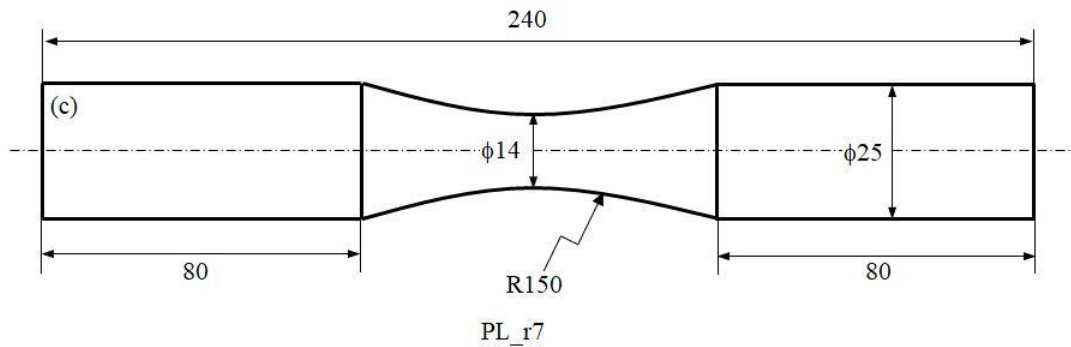


Figura 4.2: geometria provini lisci testati.

	De [mm]	Di [mm]	L [mm]	p [mm]	ρ [mm]
Provini Intagli.	25	13	200	6	0.1
Provini Lisci	25	14	240	/	150

Tabella 4.1: parametri caratteristici dei due provini testati.

Tensione di rottura σ_R	Tensione di snervamento $\sigma_{p0.2}$	Allungamento a rottura	Strizione
[MPa]	[MPa]	[%]	[%]
579	277	54	69

Tabella 4.2: proprietà meccaniche AISI 304L testato.

C	Mn	Si	Cr	Ni	P	S	N
[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
0.020	1.820	0.300	18.270	8.200	0.028	0.022	0.087

Tabella 4.3: composizione chimica AISI 304L testato.

4.1.1 Curve sperimentali in tensione nominale

I risultati sperimentali riportati di seguito, elaborati per la calibrazione dei raggi di controllo, sono stati ottenuti da Berton [12] e sono relativi ai seguenti test:

- 1 serie di test a trazione pura, con rapporto di ciclo $R=-1$, effettuata sui provini con intaglio assimilabile ad uno spigolo vivo di raggio $\rho=0.1$ mm
- 1 serie di test a trazione pura, con rapporto di ciclo $R=-1$, effettuata sui provini lisci aventi raggio di raccordo $\rho=150$ mm;
- 1 serie di test a torsione pura, con rapporto di ciclo $R=-1$, effettuata sui provini con intaglio assimilabile ad uno spigolo vivo di raggio $\rho=0.1$ mm
- 1 serie di test a torsione pura, con rapporto di ciclo $R=-1$, effettuata sui provini lisci aventi raggio di raccordo $\rho=150$ mm;

In figura 4.3 e 4.4 vengono riportati i risultati in termini di tensioni nominali dai quali, tracciando le linee di tendenza, è possibile osservare come la pendenza inversa K sia diversa tra liscio ed intagliato, risultando più accentuata nel caso di trazione pura, ed il numero di cicli in corrispondenza del ginocchio sia molto variabile non solo in funzione della geometria ma anche della modalità di carico. È possibile inoltre osservare come la resistenza a fatica sia ridotta in maniera netta per i provini intagliati rispetto ai lisci anche se, nel caso relativo alle prove di torsione pura, le due curve sembrano convergere verso lo stesso limite di fatica. Questo effetto non è legato al comportamento del materiale ma alla morfologia delle cricche che si vengono a creare (factory

rof) le quali, ingranando tra loro, danno luogo ad un incremento della resistenza a fatica in termini di numero di cicli.

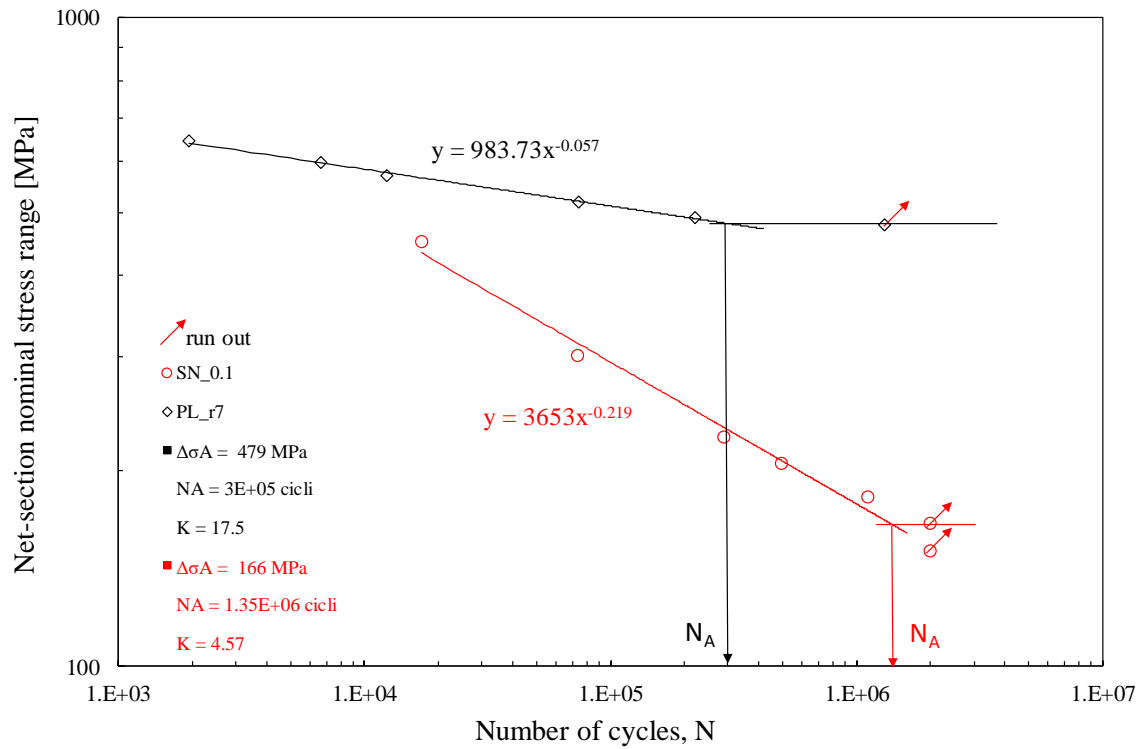


Figura 4.3: curve di Wohler in tensione nominale relative ai provini lisci ed intagliati sollecitati con carico di trazione pura.

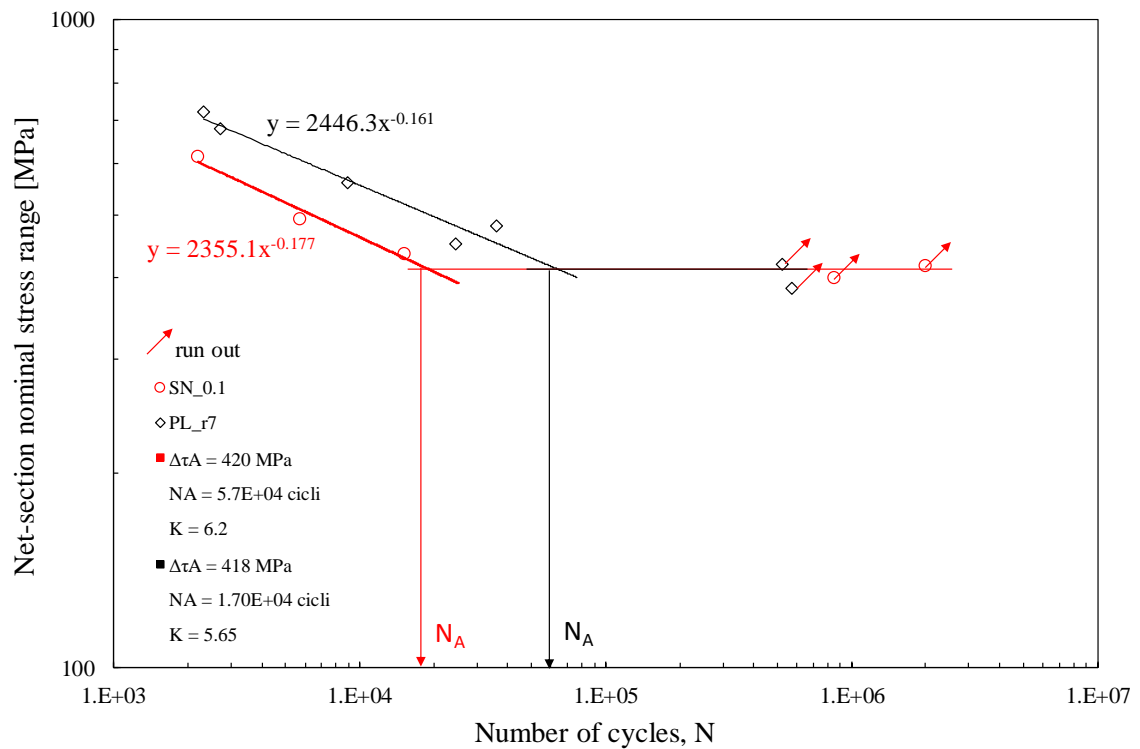


Figura 4.4: curve di Wohler in tensione nominale relative ai provini lisci ed intagliate sollecitati con carico di torsione pura.

4.2 Calibrazione raggi di controllo a rottura

Per stimare i raggi di controllo a rottura di modo I e di modo III è necessario fare riferimento alla resistenza a fatica ad un prefissato numero di cicli espressa in termini di tensione nominale $\Delta\sigma$ o $\Delta\tau$ per il provino liscio e in termini di fattore di intensificazione delle tensioni ΔK per il provino intagliato. Questi valori vanno poi sostituiti nell'equazione 4.1 nel caso di pura trazione (modo I) e nell'equazione 4.2 nel caso di pura torsione (modo III):

$$R_{Ic} = \left(\sqrt{2e_1} \cdot \left(\frac{\Delta K_{I,A}}{\Delta\sigma_A} \right) \right)^{\frac{1}{1-\lambda_1}} \quad (4.1)$$

$$R_{IIIc} = \left(\sqrt{\frac{e_3}{(1+\nu)}} \cdot \left(\frac{\Delta K_{III,A}}{\Delta\tau_A} \right) \right)^{\frac{1}{1-\lambda_3}} \quad (4.2)$$

Per il calcolo di $\Delta K_{I,A}$ e $\Delta K_{III,A}$ si moltiplica il valore degli stessi, ottenuto mediante analisi agli elementi finiti imponendo una tensione netta di 1 MPa, per la tensione netta corrispondente al limite di fatica del provino intagliato:

$$\Delta K_{I,A} = 2.3486 \cdot \Delta\sigma_{A,int} = 2.3486 \cdot 166 = 390 \text{ MPa mm}^{0.4552} \quad (4.3)$$

$$\Delta K_{III,A} = 2.3486 \cdot \Delta\tau_{A,int} = 2.1092 \cdot 418 = 882 \text{ MPa mm}^{0.3333} \quad (4.4)$$

I valori di e_1 e e_3 relativi ad un angolo di apertura 2α pari a 90° valgono rispettivamente 0.1462 e 0.3103 mentre λ_1 e λ_3 valgono rispettivamente 0.5448 e 0.6667.

Sostituendo i rispettivi valori nelle equazioni 4.1 e 4.2 si ha una stima dei raggi di controllo cercati:

$$R_{I,c} = 0.1646 \text{ mm}$$

$$R_{III,c} = 1.08 \text{ mm}$$

4.2.1 Analisi delle superfici di frattura

Dalle prove sperimentali eseguite è stata fatta una valutazione qualitativa delle superfici di frattura che presentano morfologie diverse a seconda della geometria e della modalità di carico a cui era soggetto il provino. L'analisi di queste superfici permette di capire da dove è innescata la cricca, con che forma e quanto è propagata prima che avesse luogo la rottura statica. Si riportano di seguito alcuni esempi di superfici ottenute da prove a trazione pura e torsione pura su provini lisci ed intagliati.

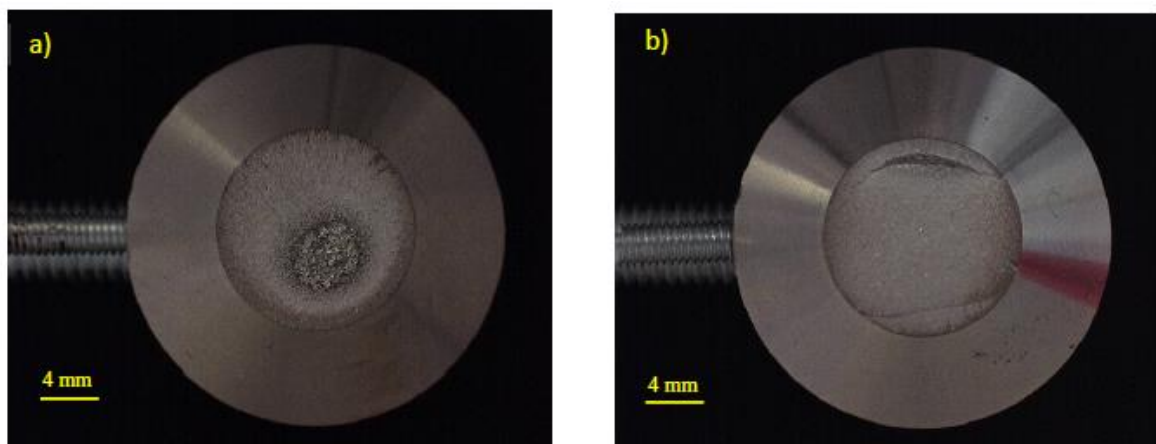


Figura 4.5: trazione pura, $\rho = 0.1 \text{ mm}$, a) $\Delta\sigma=452 \text{ MPa}$, $N_f = 17000$; b) $\Delta\sigma=182 \text{ MPa}$, $N_f=1107831$.

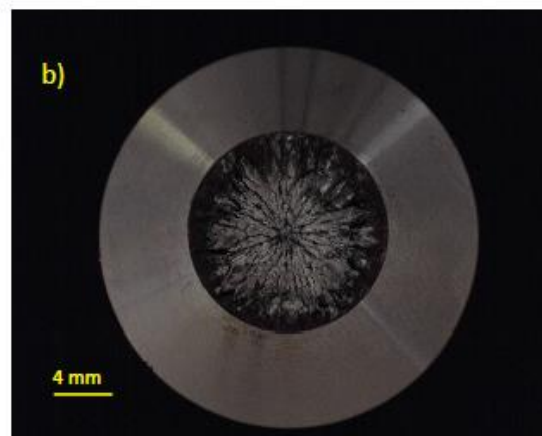
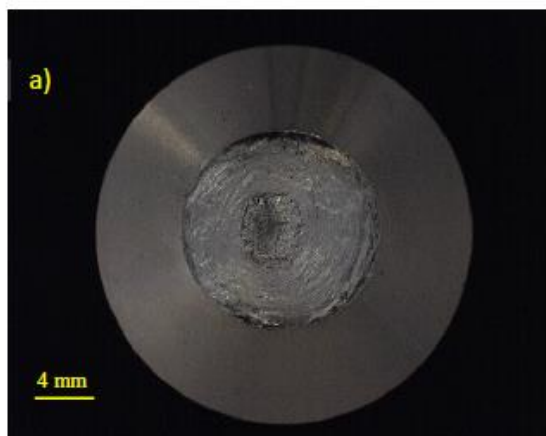


Figura 4.6: torsione pura, $\rho = 0.1 \text{ mm}$, a) $\Delta\tau = 614 \text{ MPa}$, $N_f = 2198$, b) $\Delta\tau = 436 \text{ MPa}$, $N_f = 67971$.

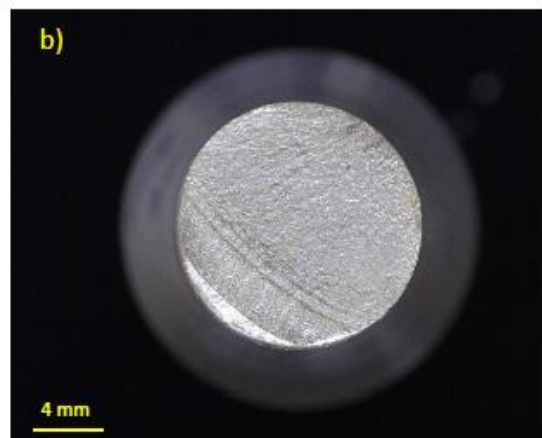
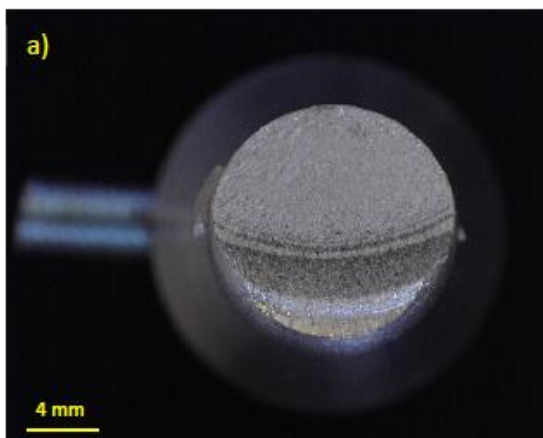


Figura 4.7: trazione pura, $\rho = 150 \text{ mm}$, a) $\Delta\sigma = 598 \text{ MPa}$, $N_f = 6627$, b) $\Delta\sigma = 645 \text{ MPa}$, $N_f = 220000$.

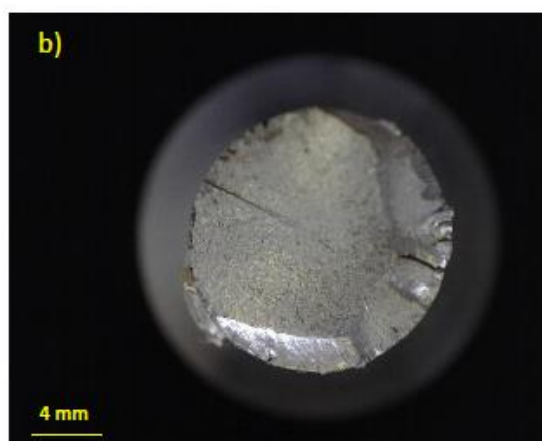
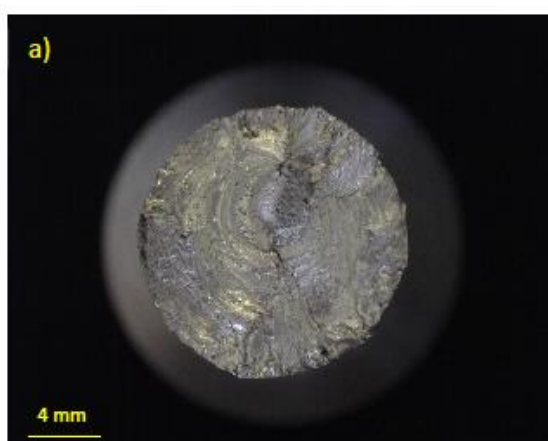


Figura 4.8: torsione pura, $\rho = 150 \text{ mm}$, a) $\Delta\tau = 720 \text{ MPa}$, $N_f = 2316$, b) $\Delta\tau = 480 \text{ MPa}$, $N_f = 36064$.

Dall'analisi delle superfici di frattura è possibile osservare quanto segue:

- Trazione pura e provini con intaglio a V a spigolo vivo: la cricca innesca circonferenzialmente e propaga verso il centro della sezione netta. L'entità del carico determina la presenza o meno di una zona interessata da rottura statica (per carichi alti si ha propagazione e successiva rottura statica mentre per carichi bassi la propagazione della cricca interessa tutta la sezione resistente)
- Torsione pura e provini con intaglio a V a spigolo vivo: per carichi alti l'inesco è circonferenziale e la propagazione avviene fino a a che la sezione resistente non è più in grado di sopportare il carico esterno applicato e cede staticamente. Quando i carichi sono bassi invece si osserva una superficie di frattura molto frastagliata nella zona centrale con delle creste risultato dell'ingranamento tra le cricche che provocano anche delle microfusioni sul bordo esterno dell'intaglio.
- Trazione pura e provini lisci: la cricca che innesca ha forma ellittica ben visibile e poi propaga fino a quando non ha luogo la rottura statica. Questo avviene sia per bassi ma anche per alti carichi dove si osservano però anche dei segni di plasticità.
- Torsione pura e provini lisci: per carichi alti la cricca che innesca può avere forma ellittica ma anche interessare tutto l'arco di circonferenza che delimita la sezione netta, mentre per bassi carichi è presente ancora il meccanismo di ingranamento che conferisce una struttura frastagliata alle superfici di frattura (in maniera minore rispetto al caso dei provini intagliati). In alcuni casi è stata osservata la formazione delle cricche lungo le direzioni di massima tensione.

4.2.2 Analisi delle curve di rigidità e del DCPD

Per ciascun provino testato vengono salvati i dati relativi alle letture del potenziale effettuate dalla Matelect ed i valori di forza e spostamento letti dalle celle di carico delle macchine di prova utilizzate ad intervalli di tempo prestabiliti. È possibile quindi ottenere per ciascuna prova una curva che mostra l'andamento della differenza tra il rapporto dei potenziali del provino in macchina e quello usato come riferimento in funzione del numero di cicli e l'andamento della rigidità del provino fino a rottura. Le curve ottenute dalle letture del potenziale vengono utilizzate per il calcolo del numero di cicli ad innesco: si parla di innesco di cricca quando questa ha 'sfondato' il volume di controllo avente raggio pari a quelli calcolati in precedenza relativamente a modo I e III di apertura della cricca. A livello pratico si pone quindi un valore di lunghezza di cricca pari al raggio di controllo a rottura rispettivamente di modo I o III a seconda della prova che si sta considerando e, in base alla geometria del provino, si calcola il rapporto a/r_{net} ($a=R_{Ic}$ o $a=R_{IIIc}$). Entrando nelle curve di calibrazione relative ad una cricca circonferenziale o ellittica con il valore appena calcolato di a/r_{net} è possibile conoscere il corrispondente valore del rapporto $\Delta V/\Delta V_0$. Noto il valore di $\Delta V/\Delta V_0$, dalle curve Matelect è possibile risalire al numero di cicli in cui la cricca aveva una lunghezza circa uguale a quella del raggio di controllo (almeno a livello teorico). Per le prove monoassiali si fa riferimento ad una cricca circonferenziale in quanto, come si può osservare dalle superfici di frattura, sono presenti inneschi multipli lungo tutto l'arco di circonferenza della sezione netta. Nel caso di modo I il valore di $\Delta V/\Delta V_0$ è pari a 1.007 ($R_{Ic}=0.1646$ mm, $R_{Ic}/r_{net}=0.025$) mentre nel caso di modo III $\Delta V/\Delta V_0$ è pari a 1.127 ($R_{IIIc}=1.08$ mm, $R_{IIIc}/r_{net}=0.166$).

Noto il numero di cicli ad innesco, definito nel modo appena descritto, è possibile verificare anche il valore della rigidità corrispondente che dovrebbe essere diminuita a causa dell'indebolimento del provino. Talvolta non si osserva una diminuzione graduale della rigidità ma un andamento piuttosto costante per tutta la durata della prova ed una brusca variazione in prossimità della rottura. In alcuni casi, inoltre, la curva della rigidità è molto vibrata e questo renderebbe problematica la definizione dell'innesco qualora non si disponesse di dispositivi tipo la Matelect per applicare il PDM.

La correttezza del metodo utilizzato per la definizione dell'innesco andrebbe tuttavia verificata: si testa un secondo provino nelle stesse modalità di prova di quello rotto e lo si ferma ad un numero di cicli pari a quello appena calcolato. Una volta rotto staticamente si dovrebbe osservare sulla sezione netta una cricca di lunghezza circa uguale a quella ipotizzata per la definizione dell'innesco. Non sempre questo avviene, soprattutto se il valore del raggio di controllo è quindi del

valore di cricca 'innescata' è molto piccolo (ordine del decimo di millimetro) al quale corrisponde un incremento molto piccolo del potenziale sulle curve di calibrazione e potrebbe non essere percepito dalla Matelect.

Si riportano di seguito alcuni esempi di curve Matelect e curve di rigidità. Le curve relative al rapporto tra i potenziali, oltre a quelle ottenute rapportando i valori letti durante la prova dal dispositivo stesso sono state anche normalizzate rispetto al valore iniziale del rapporto $\Delta V / \Delta V_0$.

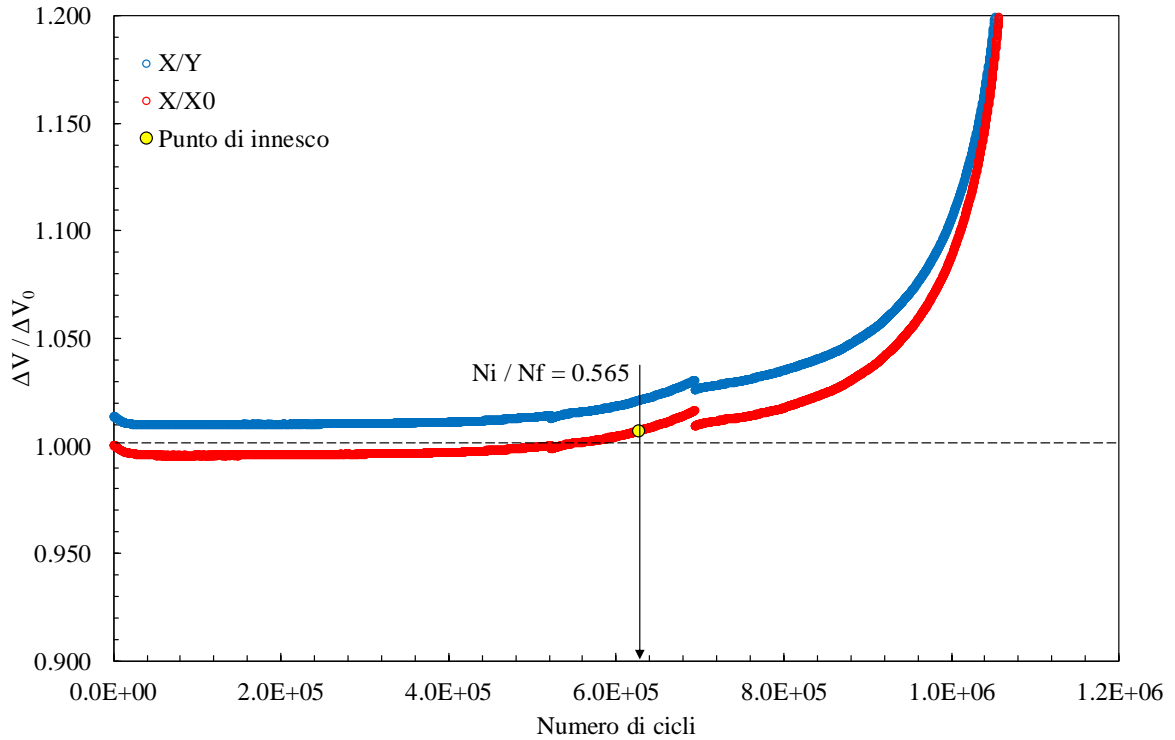


Figura 4.9: curve Matelect relative ad una prova di trazione pura su provino intagliato con raggio 0.1 mm. ($\Delta\sigma=182$ MPa; $N_f=1107831$)

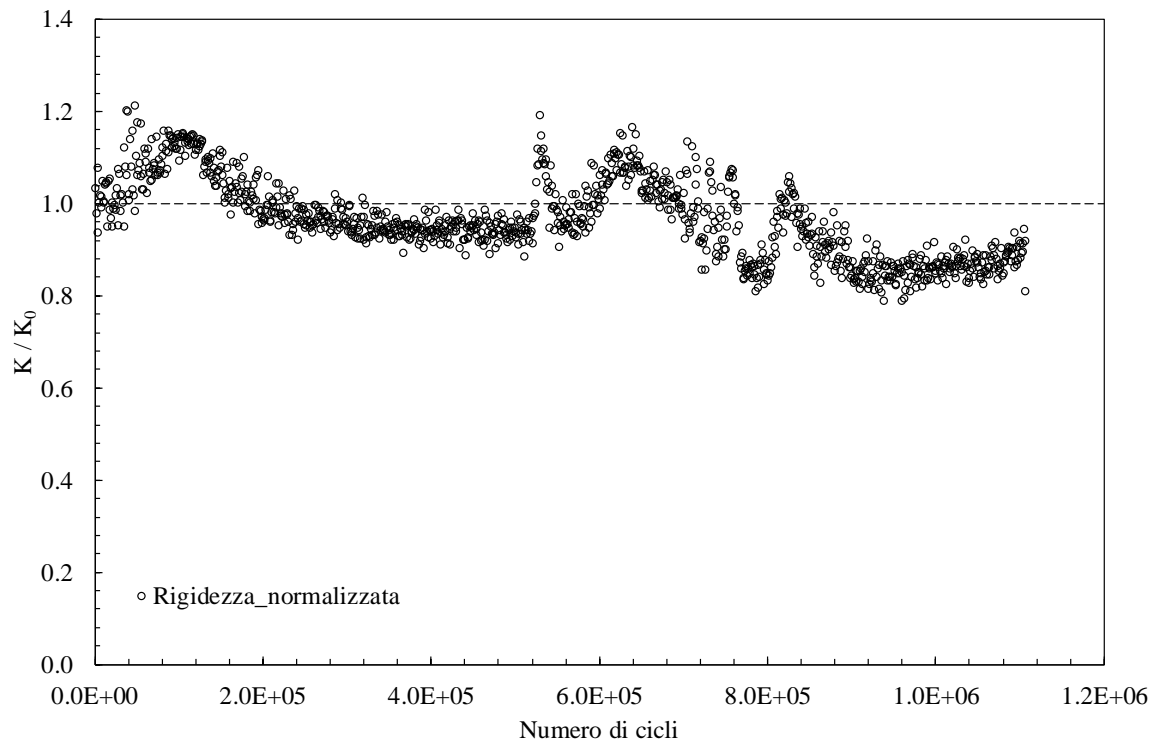


Figura 4.10: curva di rigidezza normalizzata relativa alla prova di trazione pura su provino intagliato di raggio 0.1 mm. ($\Delta\sigma=182$ MPa; $N_f = 1107831$)

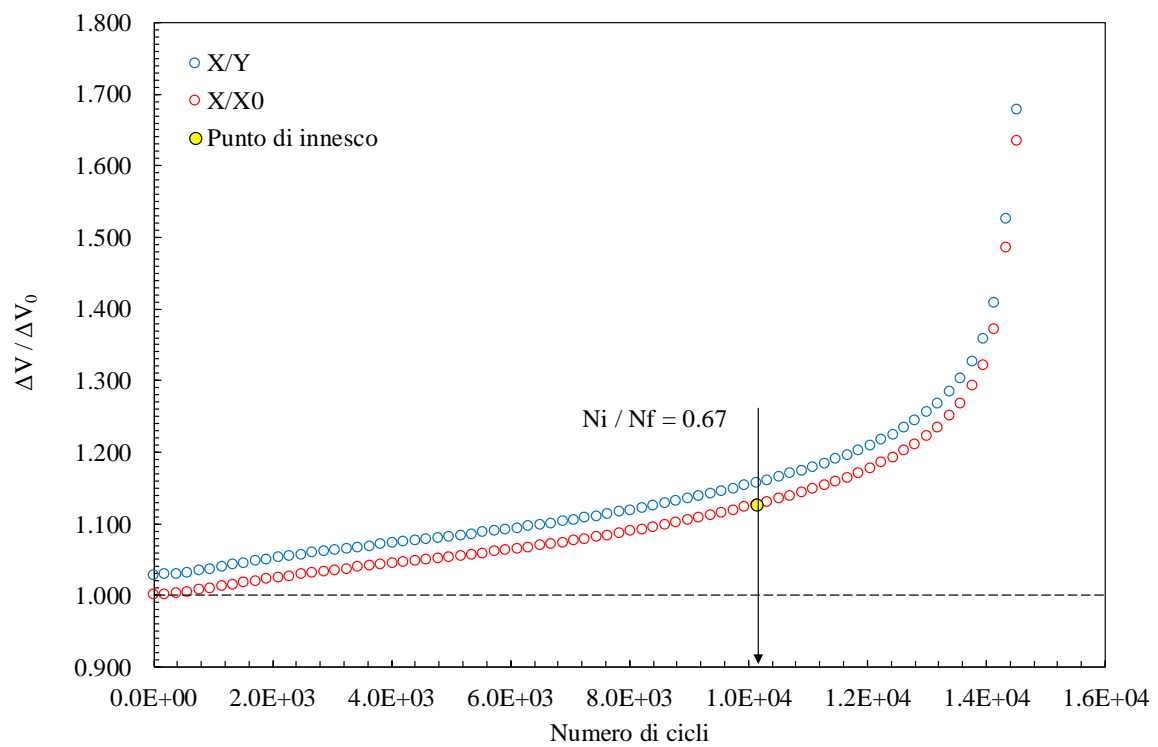


Figura 4.11: curve Matelect relative ad una prova di torsione pura su provino intagliato con raggio 0.1 mm. ($\Delta\tau=436$ MPa; $N_f = 15198$)

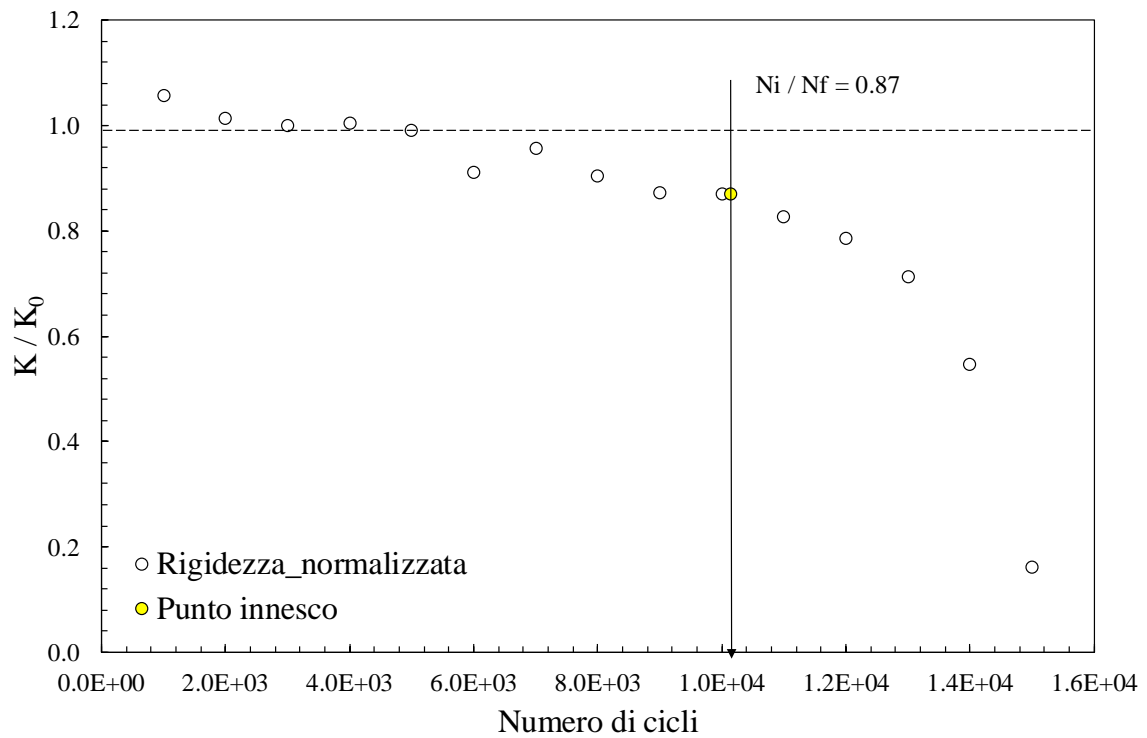


Figura 4.12: curva di rigidezza normalizzata relativa alla prova di torsione pura su provino intagliato di raggio 0.1 mm. ($\Delta\tau=436$ MPa; $N_f = 15198$)

Una volta stimati i numeri di cicli ad innesco di ciascuna prova è possibile riportare i dati sperimentali in un grafico $\Delta\sigma$ o $\Delta\tau - N_i$ come riportato in figura 4.9 e 4.10. Quello che si osserva è un arretramento dei punti sperimentali lungo l'asse delle ascisse e un conseguente cambio di pendenza. Nel caso della trazione pura si osserva come le curve a rottura ed innesco relative ai provini intagliati a spigolo vivo tendono ad unirsi in corrispondenza del ginocchio mentre nel caso di torsione pura risultano pressochè parallele. In ogni caso va sottolineato il fatto che il limite di fatica definito sulla base delle prove a rottura rimane tale anche se si considerano le curve ad innesco in quanto proprietà del materiale.

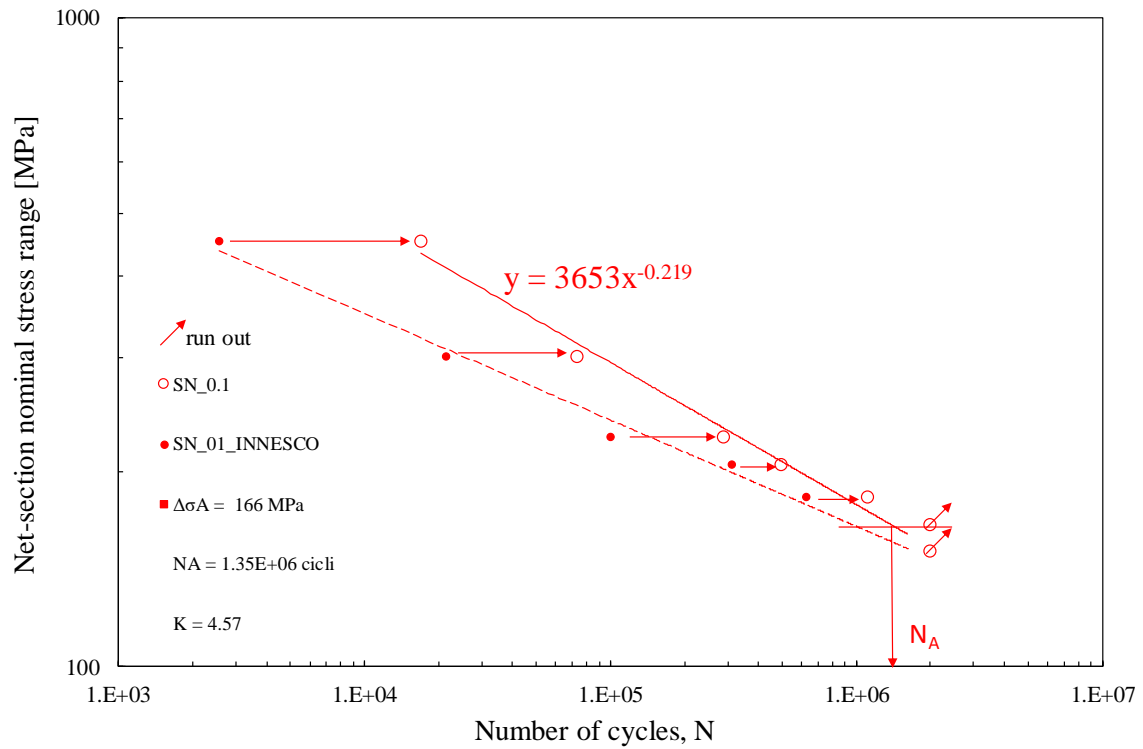


Figura 4.13: curve di Wohler in tensione nominale ad innesco (linea tratteggiata) e rottura (linea continua) relativa ai provini intagliati a spigolo vivo sollecitati a trazione pura.

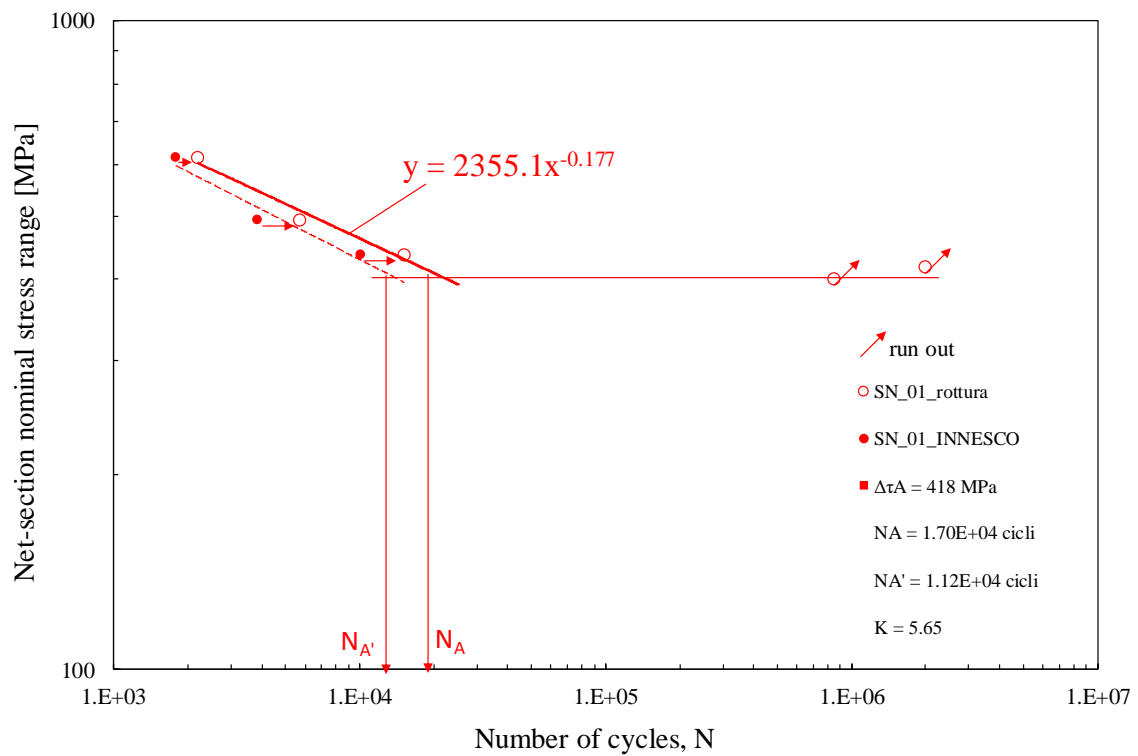


Figura 4.14: curve di Wohler in tensione nominale ad innesco (linea tratteggiata) e rottura (linea continua) relativa ai provini intagliati a spigolo vivo sollecitati a torsione pura.

4.3 Test multiassiali

In aggiunta ai test con carichi monoassiali effettuati per la calibrazione dei raggi di controllo di modo I e III sono state fatte delle prove con carichi multiassiali sui provini intagliati di raggio 0.1 mm e 4 mm e geometria riportata in figura 4.1. Il materiale è sempre acciaio AISI 304L le cui proprietà e composizione chimica sono riassunte in tabella 4.2 e 4.3.

Durante la campagna sperimentale sono state fatte prove multiassiali di flessione – torsione in fase ed, in particolare:

- 1 serie di prove con carichi di flessione – torsione in fase $\Phi=0^\circ$ e rapporto di biassialità tra le tensioni λ pari a 1, su provini con intaglio a V di raggio 0.1 mm
- 1 serie di prove con carichi di flessione – torsione in fase $\Phi=0^\circ$ e rapporto di biassialità tra le tensioni λ pari a 1, su provini con intaglio a V di raggio 4 mm

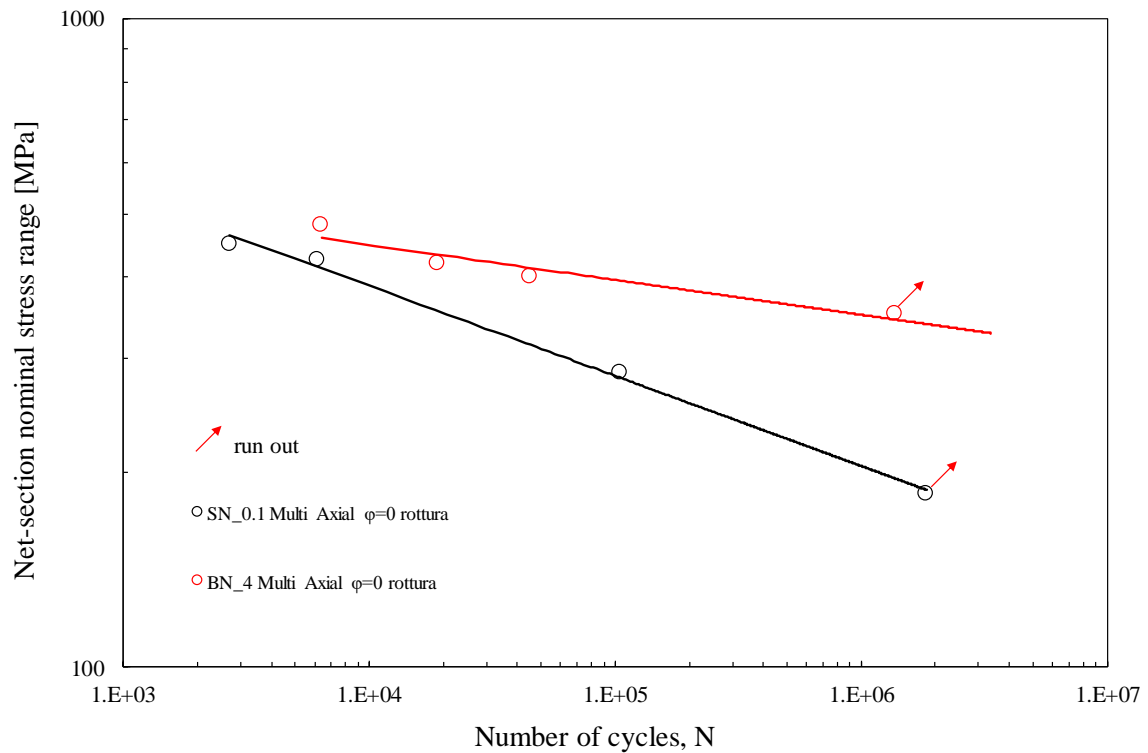


Figura 4.15: dati a rottura delle prove multiassiali in fase rispettivamente di provini intagliati con raggio di fondo intaglio pari a 0.1 mm e 4 mm.

In figura 4.16 si riportano riassunti i dati a rottura relativi a tutte le prove sperimentali effettuate, monoassiali e multiassiali su provini lisci ed intagliati.

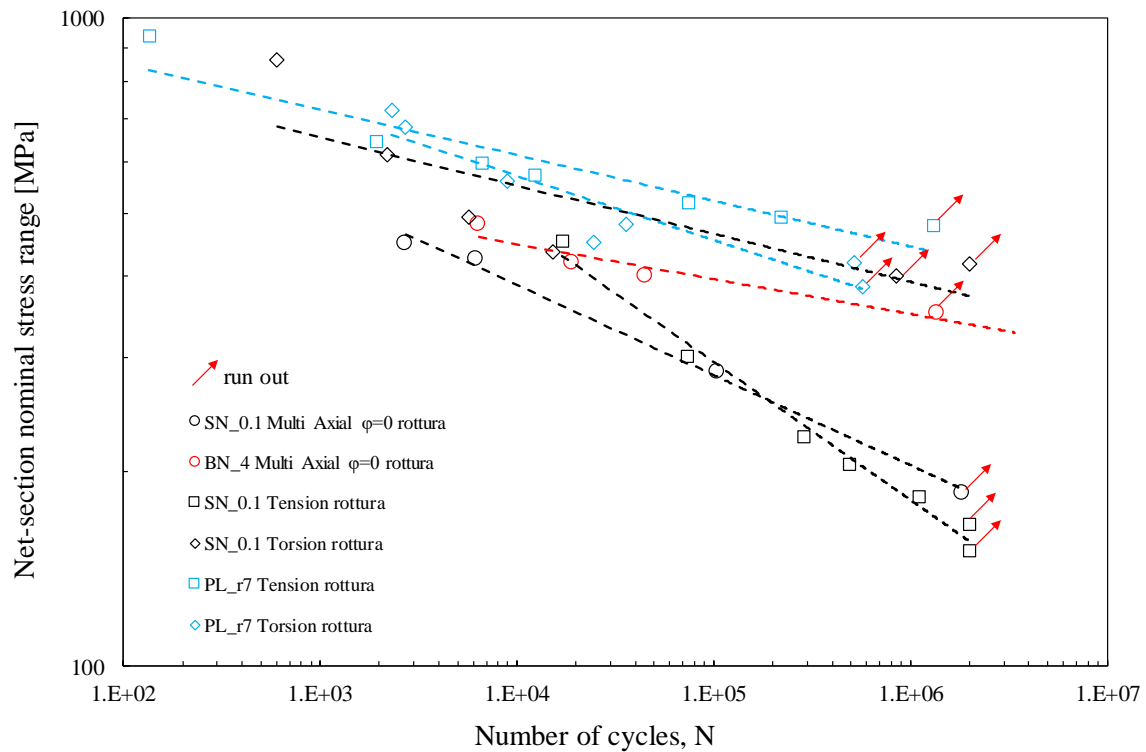


Figura 4.16: dati a rottura di tutte le prove sperimentali eseguite: monoassiali su provini intagliati a V a spigolo vivo e lisci, multiassiali su provini intagliati a V a spigolo vivo e con intaglio raccordato.

Osservando le curve riportate in figura 4.16 risulta evidente la differenza in termini di resistenza a fatica tra le curve sperimentali relative a provini con intaglio a V a spigolo vivo e quelle relative a provini con intagli raccordati o lisci.

L'abbattimento della resistenza a fatica dipende però anche dalla modalità di carico infatti si può notare come la presenza di un carico di trazione e/o flessione o, in generale un carico che solleciti la cricca a modo I, sia molto danneggiante nei confronti della vita a fatica rispetto ad un carico di pura torsione e quindi puro modo III. Si osserva inoltre come ad alto numero di cicli sia più gravoso un carico di trazione mentre a medio – basso numero di cicli lo sia un carico di flessione – torsione in fase: questo si può pensare legato al fatto che la distribuzione di tensioni indotta da un carico monoassiale di trazione è più gravosa nei confronti della vita a fatica rispetto ad una distribuzione che segue l'andamento alla Navier (flessione piana) anche se a questa si sovrappone un carico di pura torsione.

Le curve relative ai provini con intagli raccordati, che al limite per R molto grandi (es R=150 mm) corrispondono ai lisci, hanno una pendenza simile tra loro e molto diversa da quella relativa ai provini con intaglio a V a spigolo vivo.

Confrontando le curve dei lisci con quelle degli intagliati a spigolo vivo si osserva un'inversione di quelle che sono le modalità di carico più gravose: per i provini lisci è rappresentata da un carico di torsione pura mentre per i provini intagliati a spigolo vivo risulta essere quello di trazione (ad alto numero di cicli). Quest'ultimo risultato si può pensare legato a diversi fattori come il fatto che c'è una diversa sensibilità all'intaglio nei due casi (si noti l'abbattimento della curva di trazione del provino intagliato rispetto al liscio nel caso di trazione pura e torsione pura) che quindi può portare all'inversione della situazione che si presenta per i provini lisci o gli effetti della plasticizzazione che è presente ma non se ne sta tenendo conto in quanto le analisi fatte sono in ipotesi di lineare elasticità. Un altro fattore da tenere in considerazione e che andrebbe verificato osservando la superficie di frattura del provino è il meccanismo di propagazione della cricca che può interessare piani di scorrimento a maggior o minor energia influenzando quindi la durata della prova.

4.3.1 Analisi delle superfici di frattura

Alla fine di ogni test sperimentale, sono state valutate le superfici di frattura originatesi dalla separazione della sezione netta. Si riportano di seguito degli esempi caratteristici di rotture per carichi multiassiali in fase relative a provini con intaglio a V a spigolo vivo e raccordati.

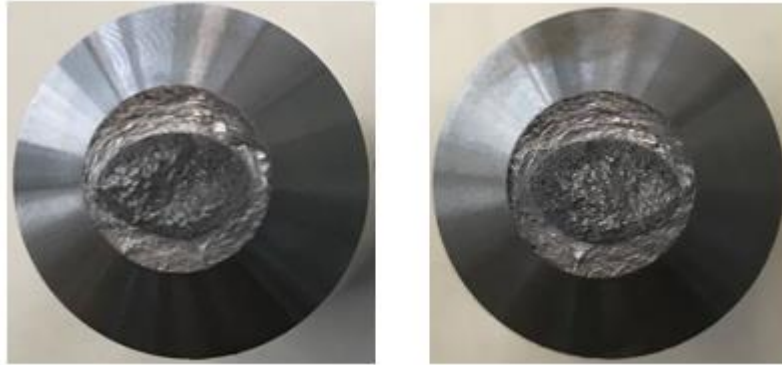


Figura 4.17: multiassiale in fase, $\rho=0.1 \text{ mm}$, $\Delta\sigma=\Delta\tau=450 \text{ MPa}$, $N_f = 2712$

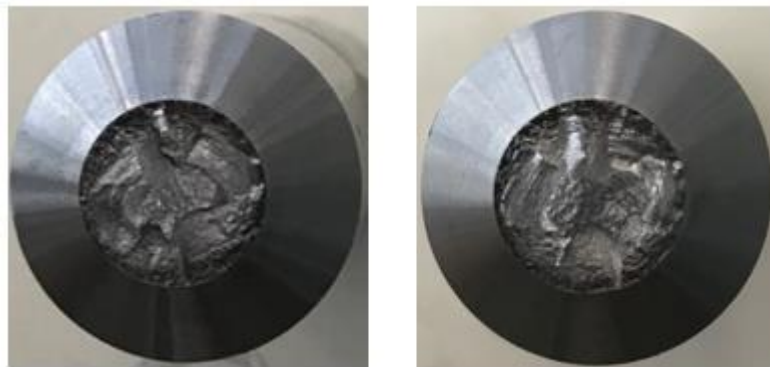


Figura 4.18: multiassiale in fase, $\rho=0.1 \text{ mm}$, $\Delta\sigma=\Delta\tau=425 \text{ MPa}$, $N_f = 6200$

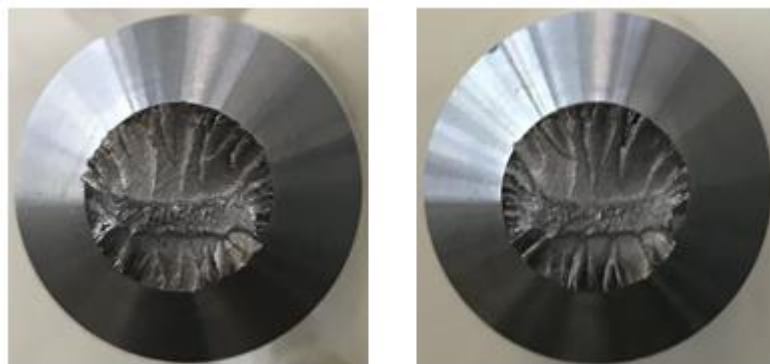


Figura 4.19: multiassiale in fase, $\rho=0.1 \text{ mm}$, $\Delta\sigma=\Delta\tau=285 \text{ MPa}$, $N_f = 105000$

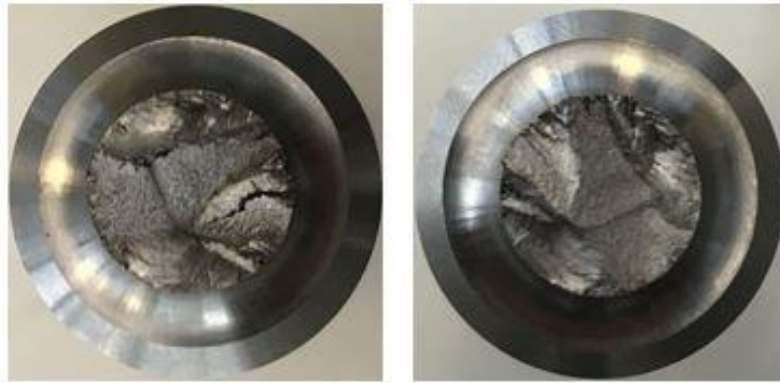


Figura 4.20: multiassiale in fase, $\rho=4\text{ mm}$, $\Delta\sigma=\Delta\tau=420\text{ MPa}$, $N_f = 19000$

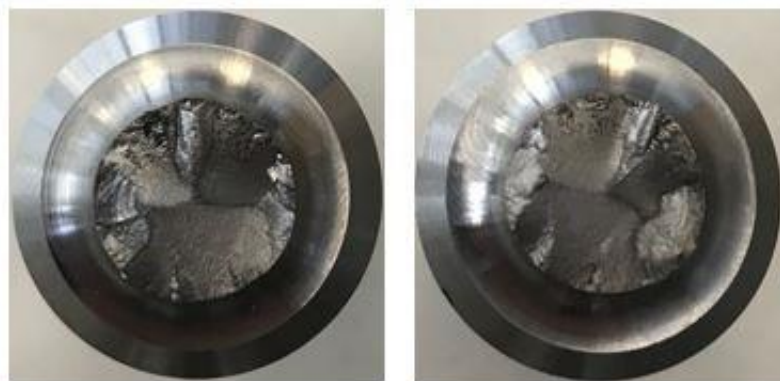


Figura 4.21: multiassiale in fase, $\rho=4\text{ mm}$, $\Delta\sigma=\Delta\tau=480\text{ MPa}$, $N_f = 6400$

Quello che si può osservare dalle superfici di frattura dei provini con intaglio a V a spigolo vivo ottenute applicando carichi multiassiali di flessione – torsione in fase è che per alti carichi (quindi basso numero di cicli) l'innescò sia circonferenziale e la propagazione uniforme fino a che non ha luogo la rottura statica mentre abbassando via via i carichi (quindi andando verso numeri di cicli più alti) si osserva la formazione di una superficie più frastagliata nella zona più esterna della sezione e una zona centrale in cui avviene la rottura statica. Quando i carichi sono sufficientemente bassi è possibile vedere una serie di inneschi multipli in corrispondenza di 0° e 180° che descrivono una zona di forma ellittica caratterizzata da una sorta di factory – roof che poi propagano verso l'interno fino a quando non avviene la rottura statica. Quest'ultima distinguibile da una banda orizzontale che interessa trasversalmente quasi tutta la sezione netta.

Per quanto riguarda le superfici di frattura dei provini raccordati

4.3.2 Analisi delle curve di rigidità e del DCPD

Analogamente a quanto fatto per i test monoassiali di trazione e torsione pura, sulla base dei dati raccolti con l'ausilio della Matelect e letti dalle celle di carico dei martinetti, è stato possibile costruire le curve di variazione del potenziale elettrico e della rigidità. Tuttavia, la definizione dell'innescò come descritto al paragrafo 4.2.2 risulta problematica perché, considerando che la sollecitazione prevalente è quella di modo I e che la cricca innesca a 0° e 180° con forma ellittica, il valore del rapporto dei potenziali ricavato dalle curve di calibrazione risulta inferiore della risoluzione della Matelect. Per ovviare a questo problema è stato definito un innescò tecnico con $\Delta V/\Delta V_0$ pari a 1.002, corrispondente ad un incremento del 2% del potenziale e spesso utilizzato anche in letteratura. L'utilizzo di tale valore per entrare nelle curve Matelect e determinare il numero di cicli ad innescò può risultare in alcuni casi poco corretto perché in difetto o in eccesso rispetto al reale innescò. Andrebbe quindi verificato, rompendo staticamente un provino nelle stesse condizioni di prova e fermato al numero di cicli ad innescò calcolato, l'effettiva presenza di cricche in corrispondenza della sezione netta per validare tale assunzione.

Si riportano di seguito alcuni esempi di curve Matelect e di rigidezza relative a prove multiassiali in fase di provini intagliati a spigolo vivo e con intaglio raccordato.

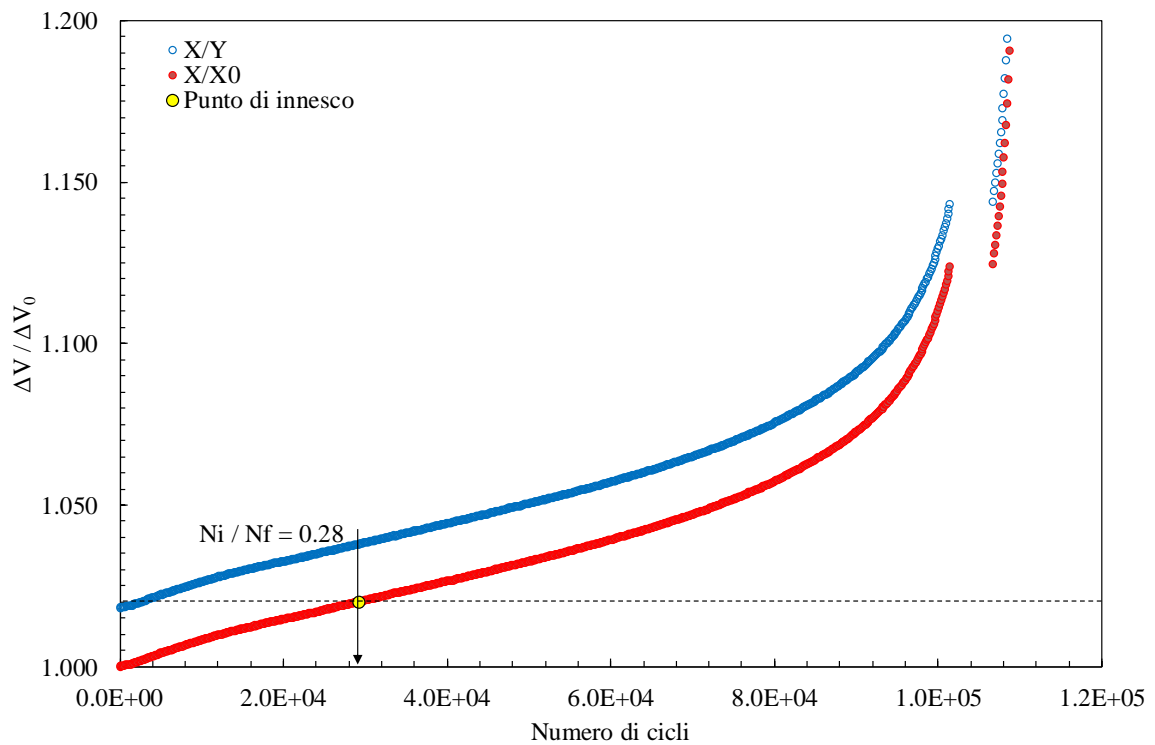


Figura 4.22: curve Matelect relative ad una prova multiassiale in fase su provino intagliato con raggio 0.1 mm. ($\Delta\sigma=\Delta\tau=285$ MPa; $N_f = 105000$)

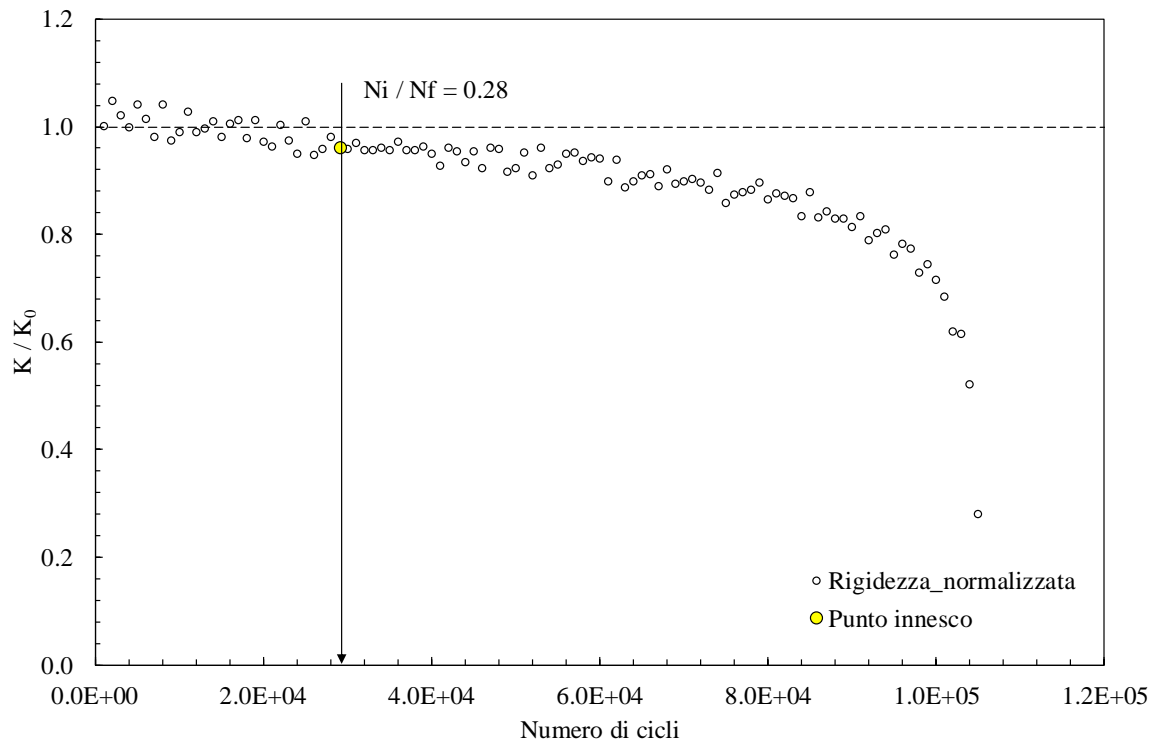


Figura 4.23: curva di rigidezza normalizzata relativa alla prova multiassiale in fase su provino intagliato di raggio 0.1 mm. ($\Delta\sigma=\Delta\tau=285$ MPa; $N_f = 105000$)

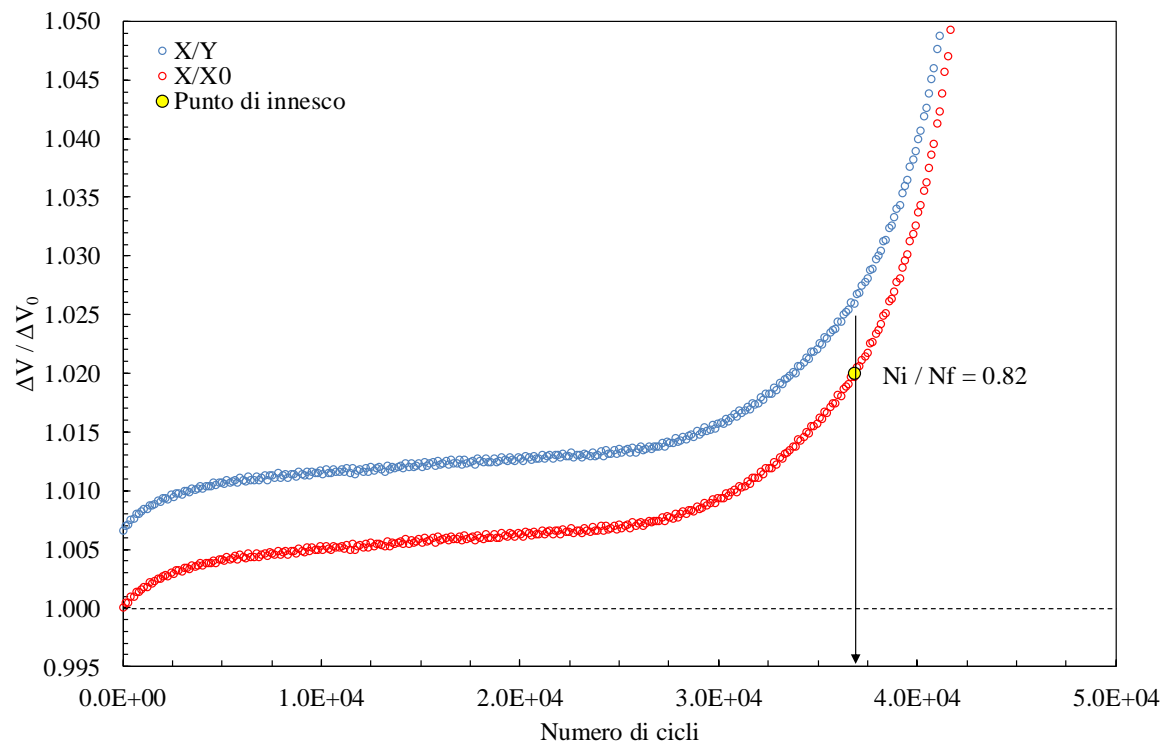


Figura 4.24: curve Matelect relative ad una prova multiassiale in fase su provino raccordato con raggio 4 mm. ($\Delta\sigma=\Delta\tau=400$ MPa; $N_f = 45000$)

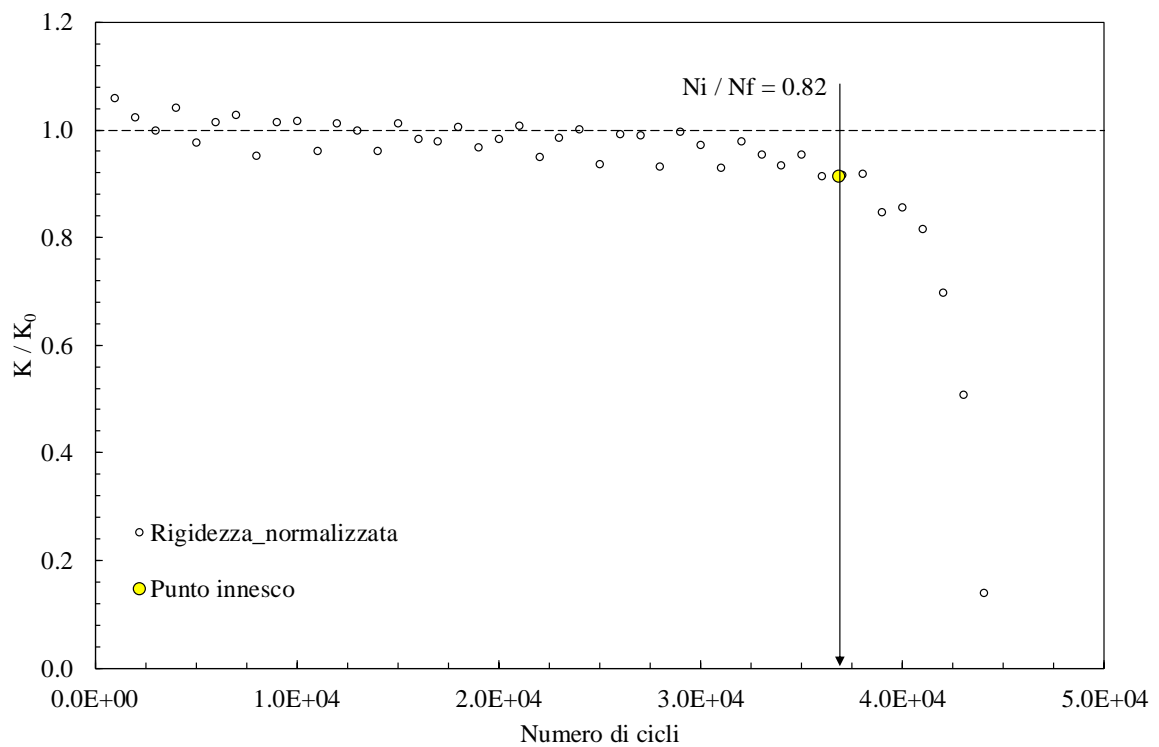


Figura 4.25: curva di rigidezza normalizzata relativa alla prova multiassiale in fase su provino raccordato di raggio 4 mm. ($\Delta\sigma=\Delta\tau=400$ MPa; $N_f = 45000$)

CAPITOLO 5: Analisi FEM strutturali

Prima di descrivere in dettaglio le analisi FEM strutturali che sono state eseguite è bene richiamare alcuni concetti fondamentali per il calcolo del SED, tra cui la determinazione degli N-SIF di modo I e III necessari per la determinazione dei raggi di controllo del volume strutturale all'interno del quale viene mediata la densità di energia di deformazione e le diverse configurazioni per la modellazione del volume di controllo in funzione del raggio di raccordo dell'intaglio.

Si ricorda la definizione di N-SIF di modo I e III:

$$K_1 = \sqrt{2\pi} \cdot \lim_{r \rightarrow 0^+} [r^{1-\lambda_1} \cdot \sigma_{\theta\theta}(r, \theta = 0)] \quad (5.1)$$

$$K_3 = \sqrt{2\pi} \cdot \lim_{r \rightarrow 0^+} [r^{1-\lambda_3} \cdot \tau_{\theta z}(r, \theta = 0)] \quad (5.2)$$

Gli elementi finiti si prestano bene al calcolo dei fattori di intensificazione delle tensioni in quanto, definendo una mesh estremamente fitta in un intorno dell'apice dell'intaglio, è possibile descrivere l'andamento del campo di tensione (che tende all'infinito dal punto di vista teorico ma che assume un valore finito nel caso dell'analisi FEM, continuamente crescente all'aumentare del grado di infittendo della mesh) e quindi, conoscendo λ_1 e λ_3 calcolare i rispettivi valori di ΔK_1 e ΔK_3 . Noti i valori degli N-SIF è possibile sostituirli nella formula che consente di calcolare i raggi di controllo ottenuta eguagliando il SED di un provino liscio e di uno intagliato, allo stesso numero di cicli:

$$R_{Ic} = \left(\sqrt{2e_1} \left(\frac{\Delta K_{1,D}}{\Delta \sigma_D} \right) \right)^{\frac{1}{1-\lambda_1}} \quad (5.3)$$

$$R_{IIIc} = \left(\sqrt{\frac{e_3}{(1+\nu)}} \left(\frac{\Delta K_{3,D}}{\Delta \sigma_D} \right) \right)^{\frac{1}{1-\lambda_3}} \quad (5.4)$$

Una volta noti i raggi di controllo è possibile modellare il volume strutturale all'apice dell'intaglio seguendo i due diversi tipi di costruzione a seconda del raggio di fondo intaglio. La tecnica di modellazione del volume di controllo segue quanto riportato da Lazzarin e Berto [6] i quali pongono il centro del settore circolare che definisce il volume di controllo nell'origine del sistema di coordinate rispetto al quale viene definito il campo di tensione in prossimità dell'apice dell'intaglio [1], [3]. Questo risulta essere in corrispondenza dell'apice dell'intaglio quando i raggi di fondo intaglio sono piccoli (tali da poter assimilare l'intaglio ad uno spigolo vivo) mentre per intagli raccordati il centro del settore circolare si trova traslato di una quantità r_0 rispetto all'apice dell'intaglio. Questa costruzione si è visto essere in accordo con l'andamento delle curve relative a diversi valori di densità di energia di deformazione in prossimità dell'apice dell'intaglio ottenute mediante analisi agli elementi finiti [6]: per intagli raccordati il centro di tali curve corrisponde con il centro del sistema di riferimento utilizzato per la costruzione del volume di controllo mentre per intagli acuti il centro delle medesime curve risulta molto prossimo all'apice dell'intaglio, in accordo quindi con l'assunzione fatta di considerare il centro del sistema di riferimento nel medesimo punto. Una volta noti i raggi di controllo è possibile modellare il volume strutturale all'apice dell'intaglio seguendo i due diversi tipi di costruzione appena descritti e calcolare quindi il valore del SED:

– Intaglio acuto

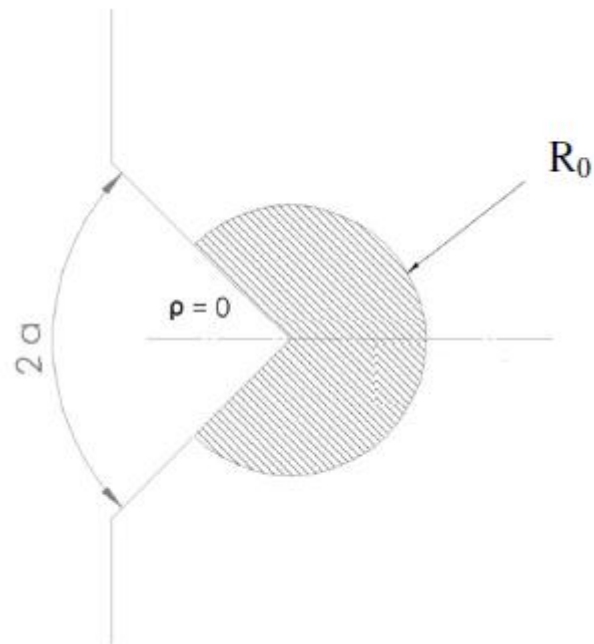


Figura 5.1: modello del volume di controllo all'apice di un intaglio a V a spigolo vivo ed angolo di apertura 2α .

– Intaglio ben raccordato

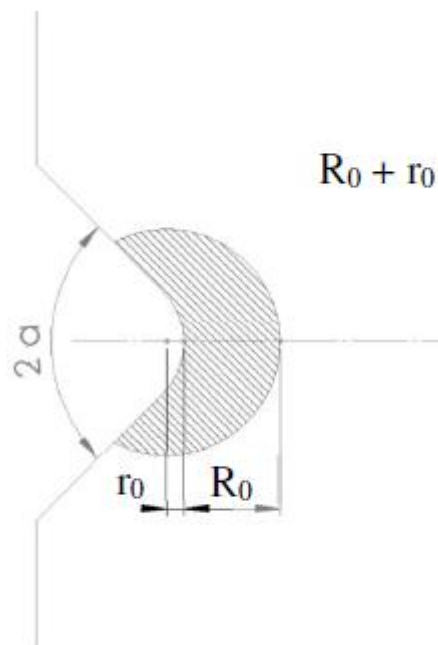


Figura 5.2: modello del volume di controllo all'apice di un intaglio a V ben raccordato ed angolo di apertura 2α .

dove R_0 è il valore del raggio di controllo calcolato con le equazioni 5.3 e 5.4 mentre r_0 dipende dall'angolo di apertura 2α e dal raggio dell'intaglio ρ :

$$q = \frac{2\pi - 2\alpha}{\pi} \quad (5.5)$$

$$r_0 = \frac{q - 1}{q} \cdot \rho \quad (5.6)$$

5.1 Analisi per il calcolo degli N-SIF

Per calcolare i valori di ΔK_1 e ΔK_3 non è stato implementato un codice APDL ma sono state fatte due analisi separate a modo I e modo III modellando l'intaglio come spigolo vivo. Una volta che è stato creato il modello geometrico sfruttando la simmetria del provino, viene meshato con l'elemento PLANE 183 della libreria di Ansys nel caso di modo I e con l'elemento PLANE 83 nel caso di modo III. Per garantire una mesh estremamente fitta in prossimità dell'apice dell'intaglio è stata applicata la tecnica 'concentration keypoint' che verrà brevemente descritta di seguito. Una volta applicati i vincoli, i carichi di pura trazione nel caso di modo I o di pura torsione nel caso di modo III e risolto il modello, vengono estratte le coordinate dei nodi in corrispondenza della bisettrice dell'intaglio ed i rispettivi valori di tensione per poi essere rielaborati in Excel e calcolare quindi i parametri cercati.

Si descrivono ora i passaggi principali per il calcolo degli N-SIF:

- Modellazione geometrica del provino sfruttandone la simmetria



Figura 5.3: modello geometrico del provino con intaglio a spigolo vivo.

- Applicazione del 'concentration keypoint' per meshare l'area in prossimità dell'apice dell'intaglio.

Questa tecnica si basa sulla creazione di un punto (keypoint) in cui la mesh si addensa (concentration): 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 da un arco di raggio 10^{-4} mm. È fondamentale che uno dei raggi sia posto lungo la bisettrice dell'intaglio poichè le tensioni saranno raccolte dai nodi che giacciono su questa linea.

Impostazione del Concentration Keypoint:

- selezione del keypoint in corrispondenza dell'apice dell'intaglio
- raggio della prima riga di elementi: 2×10^{-5} mm
- rapporto tra i raggi della seconda riga di elementi e quelli della prima: 1
- numero di elementi attorno alla circonferenza: 4

A questo punto vengono divise le linee che definiscono gli archi di circonferenza con numero di elementi e spacing ratio in grado di garantire un graduale infittimento della mesh.

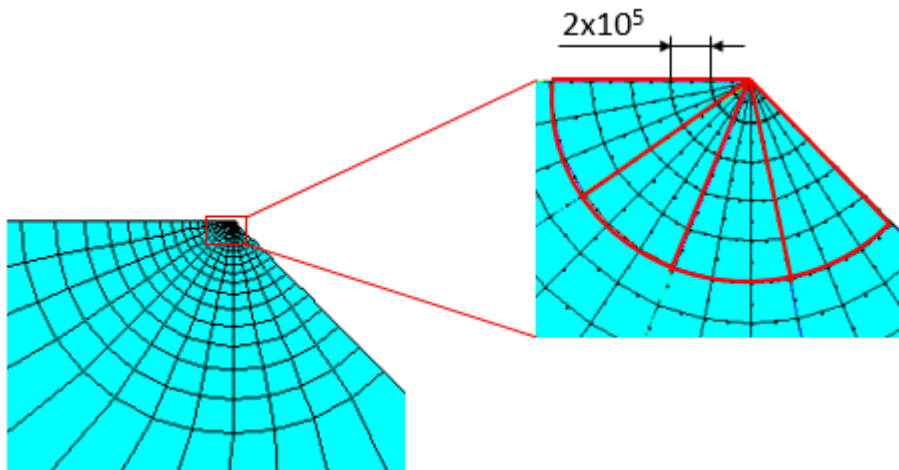


Figura 5.4: mesh ottenuta in corrispondenza dell'apice dell'intaglio applicando la tecnica del concentration keypoint.

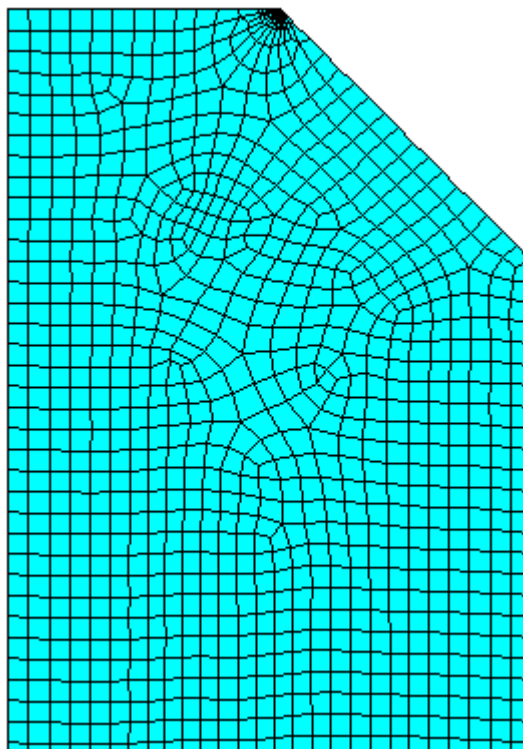


Figura 5.5: particolare della mesh più rada distante dall'intaglio.

- Applicazione dei vincoli e dei carichi

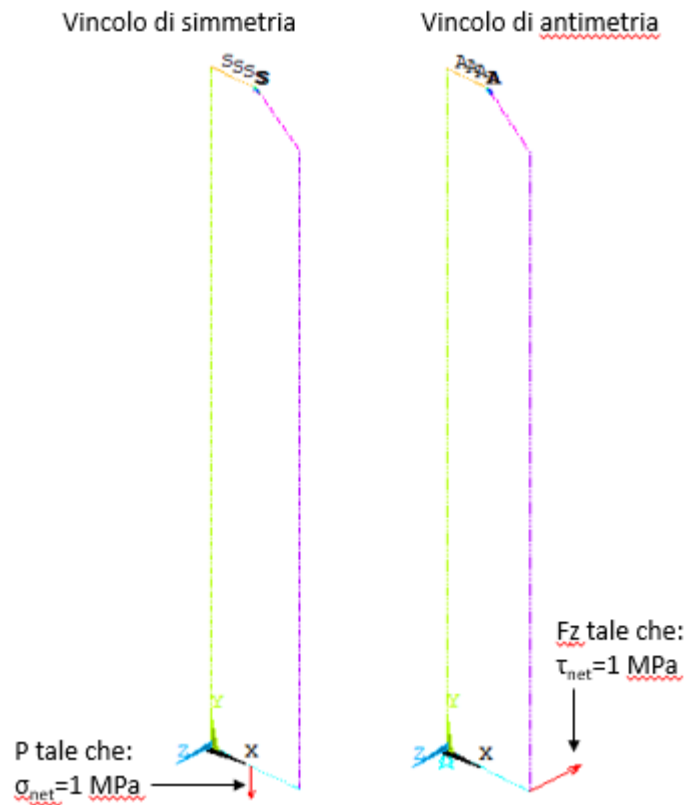


Figura 5.6: vincoli e carichi assegnati al modello relativo al modo I (a sinistra) e al modo III (a destra).

Una volta risolto il modello viene creato un foglio di calcolo ed elaborati i dati seguendo questa sequenza:

1. Esportare le coordinate dei nodi lungo la bisettrice della cricca o intaglio. L'unità di misura delle coordinate è millimetri.
2. Esportare le tensioni lungo la bisettrice. Selezionare la tensione σ_y nel caso di modo I e le tensioni di taglio τ_{yz} nel caso di modo III. L'unità di misura delle tensioni è MPa.
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. Interpolare i dati appena importati con una linea di tendenza che segue una legge di potenza.
5. Scartare i dati che si discostano dall'andamento lineare delle tensioni in corrispondenza dell'apice dell'intaglio ed oltre una certa distanza dallo stesso (è possibile verificare la correttezza dell'intervallo di dati considerato visualizzando il valore di R^2 sul grafico: quando è molto prossimo a 1 ci si può fermare)
6. Calcolare il valore dell'NSIF per ciascun dato considerato al punto 5 mediante le equazioni 4.1 e 4.2. Il risultato è espresso in $\text{MPa} \cdot \text{mm}^{1-\lambda_i}$.
7. Calcolare la media degli NSIF ottenuti al punto 6.
8. Plottare il grafico relativo ai valori medi ottenuti, tracciare la linea di tendenza che segue una legge di potenza e considerare il corrispondente valore del coefficiente angolare come quello dell'N-SIF cercato.

Si riportano di seguito i grafici ed i risultati ottenuti:

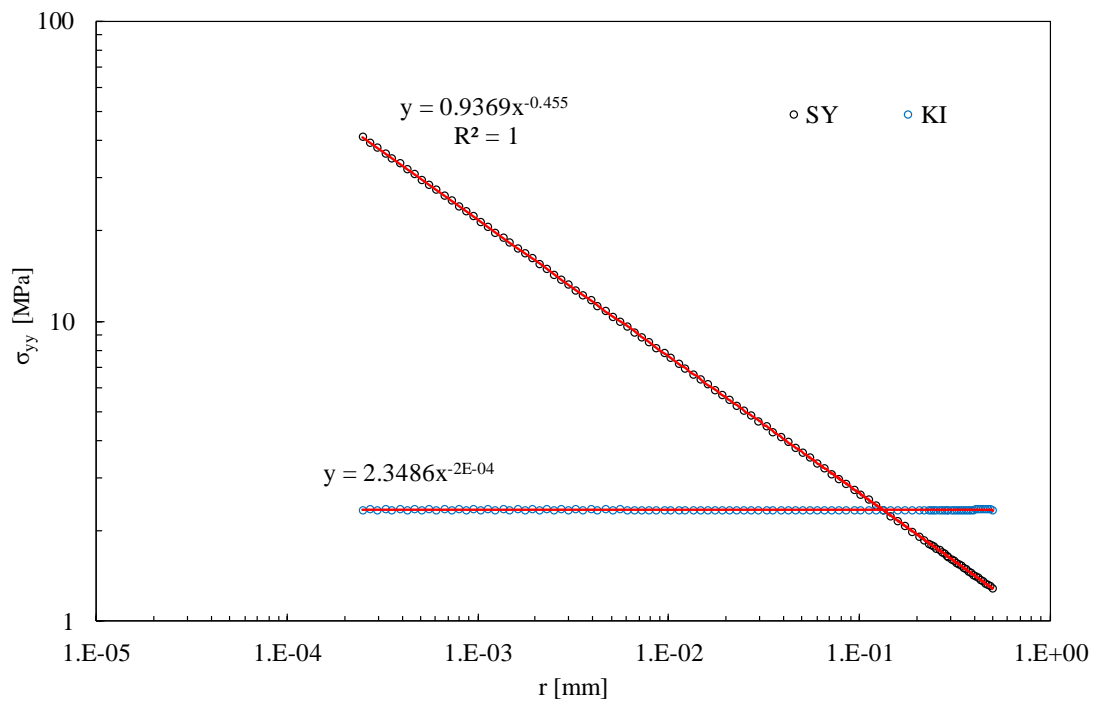


Figura 5.7: andamento delle tensioni in prossimità dell'apice dell'intaglio nel caso di modo I e valori nodali dell'N-SIF di modo I.

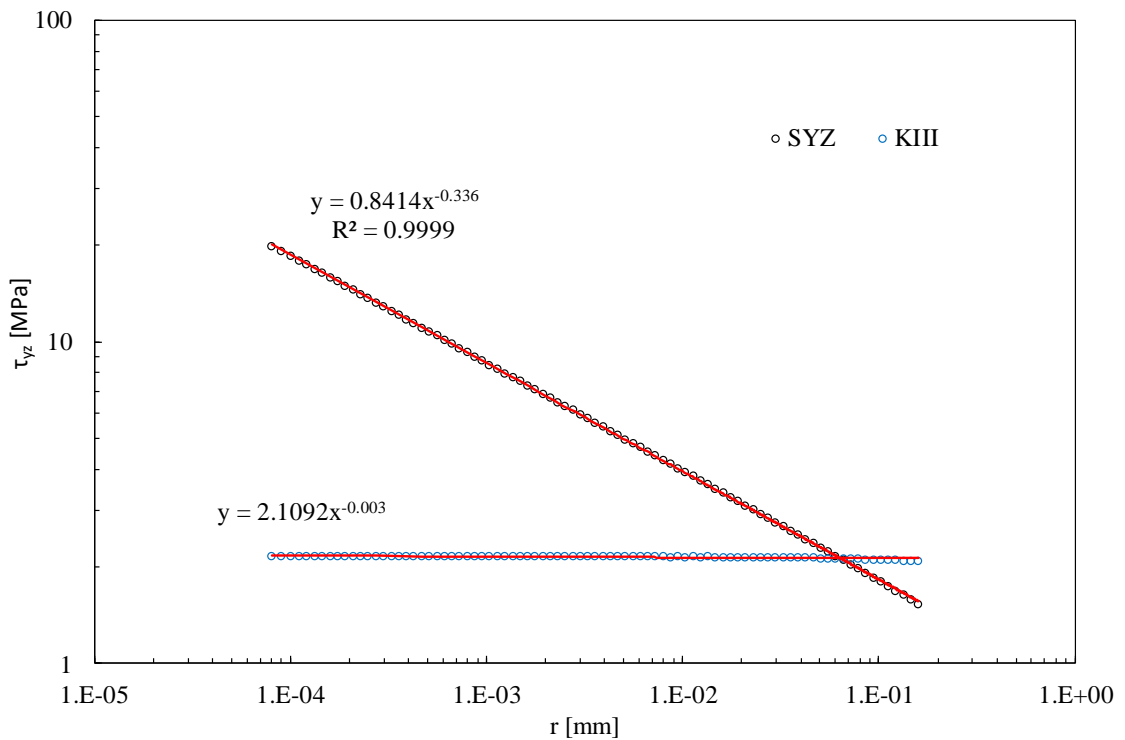


Figura 5.8: andamento delle tensioni in prossimità dell'apice dell'intaglio nel caso di modo III e valori nodali dell'N-SIF di modo III.

I valori degli N-SIF ottenuti sono rispettivamente:

- $\Delta K_1 = 2.3486 \text{ MPa mm}^{0.445}$
- $\Delta K_3 = 2.1092 \text{ MPa mm}^{0.333}$

Va ricordato che questi valori sono stati ottenuti imponendo una tensione di 1 MPa in corrispondenza della sezione netta e quindi dovranno essere moltiplicati per l'ampiezza di tensione netta prima di inserirli nelle formule per il calcolo dei raggi di controllo.

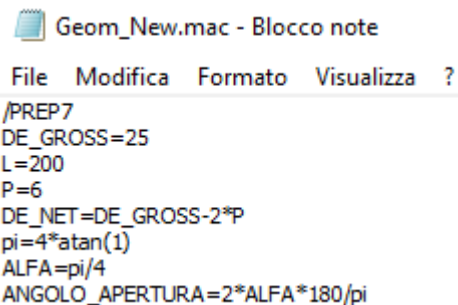
5.2 Analisi FEM per il calcolo del SED

Per il calcolo del SED è stato utilizzato il linguaggio parametrico di Ansys in quanto sono state considerate diverse modalità di sollecitazione (trazione, torsione, flessione) e diversi valori del raggio di controllo che cambia sia tra modo I e modo III sia tra rottura ed innesco. In particolare, per ciascuna geometria di intaglio, è stato scritto un codice APDL che consente di risolvere le modalità di carico di trazione e torsione ed un altro codice APDL riferito al caso della flessione. La necessità di scrivere due codici distinti è legata al fatto che se si sfruttasse l'assialsimmetria anche nel caso della flessione piana non sarebbe possibile ricavare il valore del SED riferito solamente al volume di controllo (zona in cui la farfalla di Navier raggiunge il valore massimo) in quanto il software darebbe in output il valore del SED calcolato ipotizzando lo stesso andamento delle tensioni lungo tutto l'arco circolare, che non è però rappresentativo delle reali condizioni di carico a cui è soggetto il provino.

5.2.1 Analisi 2D: carichi di trazione e torsione

Il codice APDL descritto di seguito consente di calcolare il SED del provino con intaglio a spigolo vivo soggetto a carichi di trazione o torsione. Analogo è quello relativo al provino con l'intaglio ben raccordato dove l'unica differenza sta nella modellazione del volume di controllo.

Per prima cosa viene richiamato il file 'Geom_New.mac' che contiene tutti i parametri necessari per la creazione della geometria:



```
Geom_New.mac - Blocco note
File Modifica Formato Visualizza ?
/PREP7
DE_GROSS=25
L=200
P=6
DE_NET=DE_GROSS-2*P
pi=4*atan(1)
ALFA=pi/4
ANGOLO_APERTURA=2*ALFA*180/pi
```

Figura 5.9: parametri geometrici presenti nel file .mac che viene richiamato dal codice.

Successivamente si definiscono alcuni parametri che verranno richiamati successivamente nel codice:

- mat='AISI' questo parametro serve per la definizione dell'intestazione del file dei risultati

Vengono ora settati i valori di input dei diversi cicli DO che sono stati implementati, relativi a modalità di carico (trazione o torsione) e raggio del volume di controllo.

- Modalità di carico:

valore iniziale del parametro 'carico': carico_min=1
valore finale del parametro 'carico': carico_max=2
valore dell'incremento nell'iterazione del ciclo: carico_inc=1

N.B. il valore 1 è riferito al carico di trazione, il valore 2 è riferito al carico di torsione.

Prima di settare i valori di input dell'altro ciclo DO viene avviato quello relativo alla modalità di carico perché viene poi utilizzato il valore corrente della variabile 'carico' come discriminante all'interno di un ciclo IF che definisce i valori dei raggi di controllo:

```
*DO,carico,carico_min,carico_max,carico_inc
```

– Raggi di controllo:

```
*IF,carico,EQ,1,THEN
```

Vengono impostati i valori dei raggi di controllo a rottura ed innesco di modo I:

```
RC_min=0.1646
```

```
RC_max=0.1646
```

```
*ELSE
```

Vengono impostati i valori dei raggi di controllo a rottura ed innesco di modo III:

```
RC_min=1.08
```

```
RC_max=1.08
```

```
*ENDIF
```

Viene impostato l'incremento del parametro RC: $RC_inc=RC_max-RC_min$

Viene poi avviato il ciclo DO corrispondente:

```
*DO,RC,RC_min,RC_max,RC_inc
```

Prima di modellare il provino vengono definite le stringhe per la denominazione del file dei risultati e la riga d'intestazione al di sotto della quale vengono salvati i parametri caratteristici dell'analisi:

```
strFin=strcat('_',mat)
```

```
str8=strcat('2D_R0_SED',strFin)
```

```
*CFOPEN,str8,'DAT',APPEND
```

```
*VWRITE,'DE_GROSS','DE_NET','L','P','rho','2_ALFA','FY','FZ','Rc','ENERGY','VOLUME','SED'  
(A8,' ',A8,' ',A8,' ',A8,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A14,' ',A10)
```

```
*CFCLOS
```

Vengono definiti gli elementi e le rispettive keyoption che saranno utilizzati per la meshatura del modello, distinguendo con un ciclo IF il caso di trazione da quello di torsione:

```
*IF,carico,EQ,1,THEN
```

Nel caso di carico di trazione si utilizza il PLANE 183 della libreria di Ansys in cui viene impostata l'opzione di assialsimmetria:

```
ET,1,PLANE183
```

```
KEYOPT,1,3,1
```

```
*ELSE
```

Nel caso della torsione viene invece utilizzato l'elemento armonico assialsimmetrico PLANE83 in cui le opzioni MODE ed ISYM sono impostate correttamente per questo tipo di analisi pari a 0 e 1 di default e non vengono quindi richiamate:

```
ET,1,PLANE83
```

```
*ENDIF
```

Il codice richiama ora il file 'Acciaio.mac' relativo alle proprietà del materiale.

Poiché viene modellata anche la condizione di vincolo esplicita dagli afferraggi vengono definiti due parametri relativi alla lunghezza di presa che è diversa per il caso di trazione e di torsione:

```
*IF,carico,EQ,1,THEN
```

```
DISTANZA_AFFERRAGGIO=48
```

```
*ELSE
```

```
DISTANZA_AFFERRAGGIO=50
```

*ENDIF

Si procede con la creazione della geometria definendo nell'ordine keypoint, linee ed aree:

- Valori delle coordinate utilizzate per definire i keypoint nel sistema di riferimento principale X-Y:

```
X0=0
X1=DE_GROSS/2
X2=DE_GROSS/2-P

Y0=0
Y1=L/2-P*TAN(ALFA)
Y2=L/2
Y3=L/2+P*TAN(ALFA)
Y4=DISTANZA_AFFERRAGGIO
Y5=L-DISTANZA_AFFERRAGGIO
Y6=L
```

- Definizione dei keypoint necessari per modellare la geometria del provino:

K, numero associato al keypoint, coordinata in direzione X, coordinata in direzione Y

```
K,1,X0,Y0
K,2,X1,Y0
K,3,X1,Y4
K,4,X1,Y1
K,5,X2,Y2
K,6,X1,Y3
K,7,X1,Y5
K,8,X1,Y6
K,9,X0,Y6
```

- Definizione delle linee necessarie per modellare la geometria del provino:

LSTR, keypoint iniziale della linea, keypoint finale della linea

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

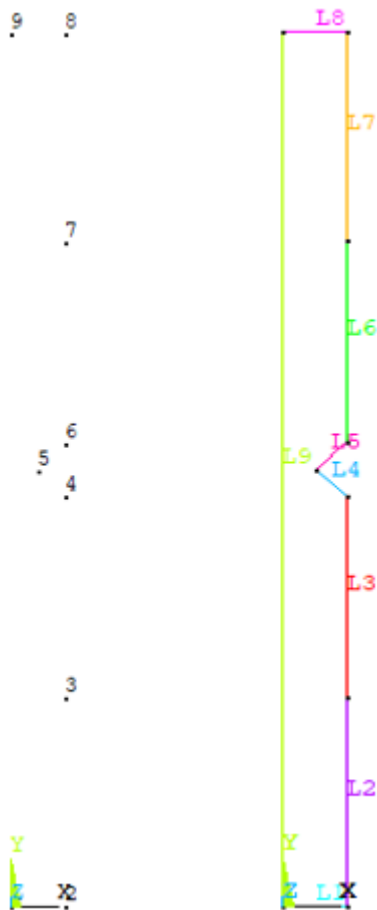


Figura 5.10: creazione dei keypoints e delle linee che definiscono il modello.

- Definizione dei keypoints e delle linee per la creazione del volume di controllo:

viene visualizzato ed attivato il sistema di riferimento locale wp:

```
WPSTYLE,,,,,,,,,1
CSYS,4
```

e posizionato nel keypoint corrispondente all'apice dell'intaglio:

```
KWPAVE,5
```

rispetto a questo nuovo sistema di riferimento vengono definiti i keypoints per creare l'arco che delimita il volume di controllo:

```
K,10,0,RC
K,11,-RC,0
k,12,0,-RC
k,13,RC,0
```

vengono create gli archi di circonferenza che definiscono il volume di controllo:

LARC, kp iniziale dell'arco, kp finale dell'arco, kp del centro dell'arco, valore del raggio dell'arco

```
LARC,10,11,5,RC
LARC,11,12,5,RC
LARC,12,13,5,RC
LARC,13,10,5,RC
```

Si eliminano poi le linee di costruzione che non servono per la modellazione del volume di controllo e se ne creano di nuove che serviranno per la definizione di aree che verranno poi meshate con dimensioni medie di elemento crescenti dall'apice verso l'esterno.

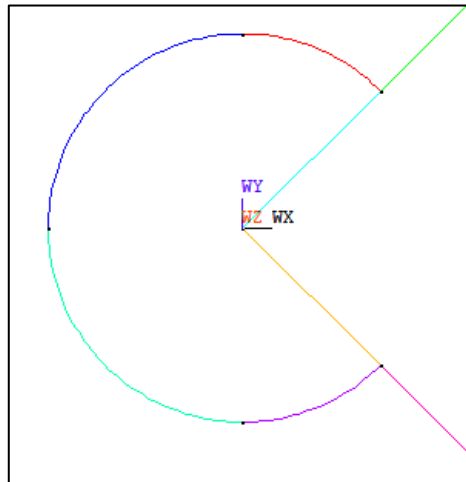


Figura 5.11: particolare del volume di controllo creato in corrispondenza dell'apice dell'intaglio.

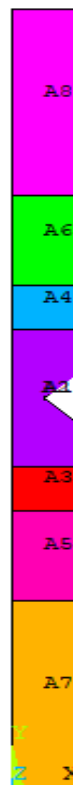


Figura 5.12: suddivisione delle aree per consentire la generazione di una mesh con infittimento graduale.

Il provino risulta quindi diviso in un certo numero di aree simmetriche rispetto alla sezione netta e ciascuna di esse viene meshata con una dimensione media di elemento corrispondente al valore di un parametro definito in precedenza in funzione del raggio di controllo RC attraverso un ciclo IF:

```
*IF,RC,LT,0.5,THEN
A1=RC/5
```

```
A2=RC
A3=RC*8
A4=RC*15
A5=RC*30
```

```
*ELSE
A1=RC/5
A2=RC
A3=RC*2
A4=RC*2
A5=RC*2
```

```
*ENDIF
```

Per creare la mesh viene usato il comando:

AMESH, numero dell'area da meshare

Preceduto dal comando che definisce la dimensione media di elemento, variabile a seconda della posizione dell'area:

ESIZE, parametro A_i scelto tra quelli appena definiti sopra

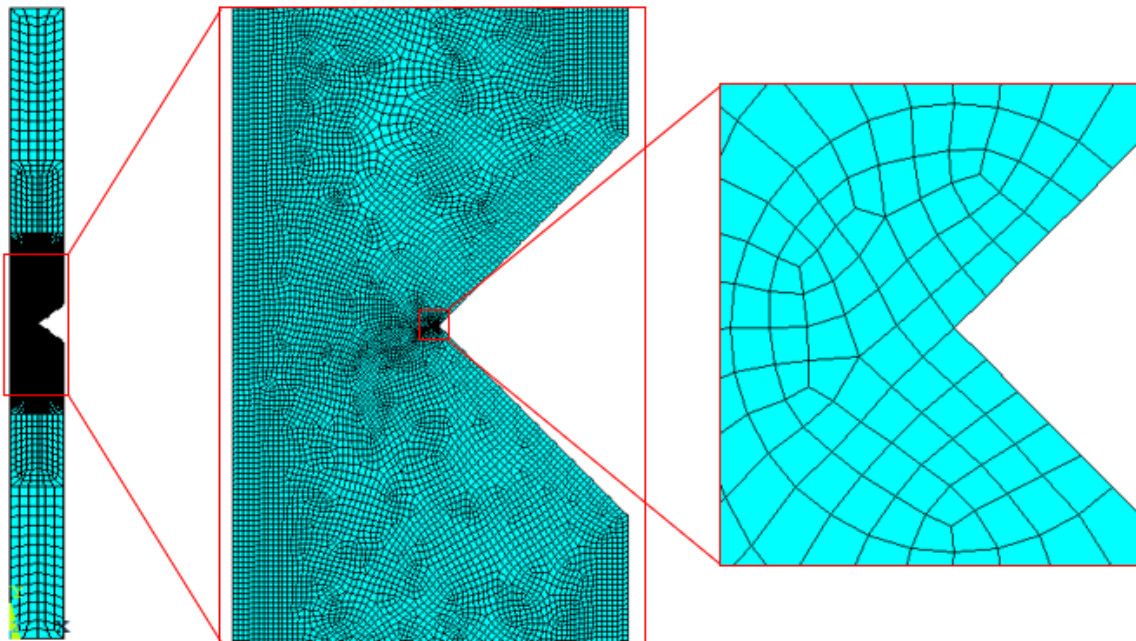


Figura 5.13: particolari dell'infittimento graduale della mesh dall'esterno verso l'intaglio.

Vengono ora assegnati i carichi ed i vincoli al modello:

- Vincolo di incastro sulla linea di lunghezza pari a quella dell'afferraggio

```
DL,2, ,ALL,
```

- Assegnazione del carico di pressione nel caso di modo I e della forza in direzione Z che genera il momento torcente nel caso di modo III:

definizione dei valori di FZ e P per avere un valore unitario delle rispettive tensioni in corrispondenza della tensione netta:

```
Wt=pi/16*DE_NET**3
FZ=Wt/(DE_GROSS/2)
```

```
P=-1*((DE_NET**2)/(DE_GROSS**2))
```

```
*IF,carico,EQ,1,THEN
```

Applicazione di una pressione pari a P lungo la linea corrispondente al raggio della sezione lorda del provino:

```
SFL,8,PRES,P,
```

```
*ELSE
```

Applicazione della forza pari a FZ, in direzione z, sul keypoint esterno della sezione lorda:

```
FK,8,FZ,-FZ
```

```
*ENDIF
```

Nelle reali condizioni di prova il carico viene trasmesso al provino tramite un afferraggio che interessa una certa superficie di estremità del provino. Per simulare tale condizione viene assegnato un coupling degli spostamenti (in direzione Y se il carico è di trazione e in direzione Z se il carico è di torsione) ai nodi appartenenti alla linea di lunghezza pari a quella dell'afferraggio.

- Assegnazione del coupling degli spostamenti ai nodi lungo la linea che rappresenta l'afferraggio

Viene selezionata la linea corrispondente all'afferraggio ed i nodi attaccati a tale linea:

```
LSEL,S,,7
```

```
NSLL,S,1
```

Viene implementato un ciclo IF per assegnare il coupling degli spostamenti, rispettivamente in direzione Y o Z a seconda della modalità di carico:

```
*IF,carico,EQ,1,THEN
```

```
CP,1,UY,ALL
```

```
*ELSE
```

```
CP,1,UZ,ALL
```

```
*ENDIF
```

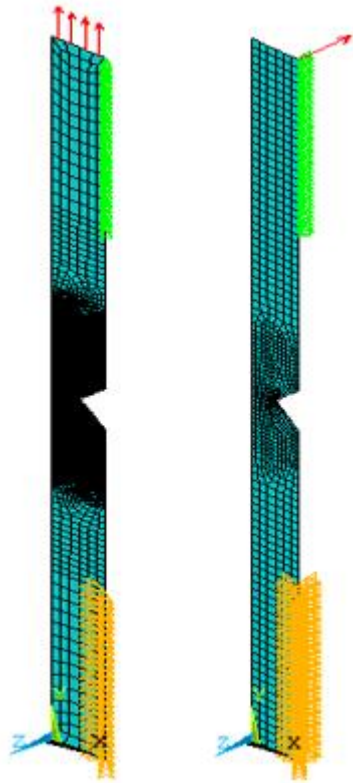


Figura 5.14: particolari di vincoli di incastro (arancione), coupling degli spostamenti (verde) e carichi (rosso) per i modelli relativi a modo I (a sinistra) e modo III (a destra)

A questo punto è possibile lanciare la soluzione.

Nel post processing si va a calcolare il valore del SED e per farlo è necessario per prima cosa selezionare l'area che, con l'opzione di assialsimmetria attivata, rappresenta il volume di controllo e tutte le entità ad essa attaccate:

```
ASEL ,S,,1
ESLA, S
```

Successivamente si vanno a definire le element table relative ai parametri che serviranno per calcolare il SED, ovvero l'energia di deformazione SENE e il volume VOLU di ciascun elemento. Questi valori andranno poi sommati per ottenere il valore dell'energia e del volume totali che rapportati danno proprio il valore del parametro cercato:

```
ETABLE,, SENE,: generazione della element table relativa all'energia di deformazione;
AVPRIN, 0,
ETABLE,, VOLU,: generazione della element table relativa al volume (area) di controllo;
SSUM: somma delle quantità appena inserite nelle element table;
*GET, ENERGY, SSUM,0, ITEM, SENE: la sommatoria dell'energia di ciascun elemento viene
denominata ENERGY;
*GET, VOLUME, SSUM,0, ITEM, VOLU: la sommatoria dei volumi di ciascun elemento viene
denominata VOLUME;
SED=ENERGY/VOLUME: calcolo del valore della densità di energia di deformazione
```

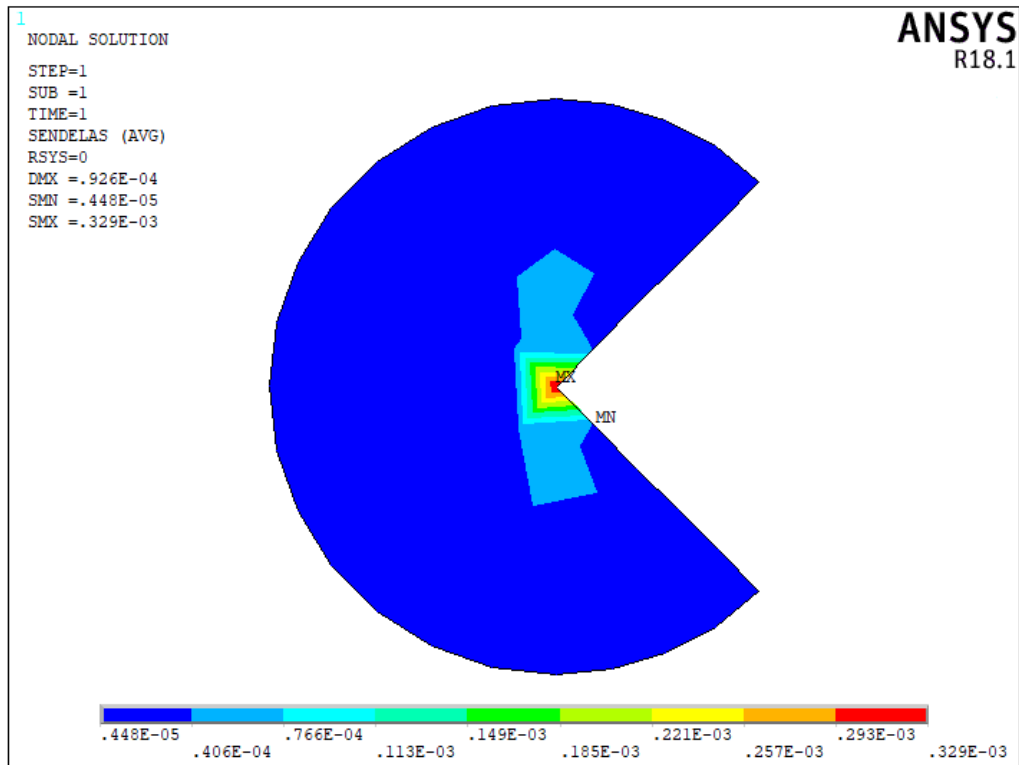



Figura 5.15: contour plot della densità di energia di deformazione elastica nel caso di modo I e intaglio a spigolo vivo.

Vengono salvati i valori dei parametri principali relativi a ciascuna analisi nel file dei risultati che è stato creato all'inizio del codice e vengono eliminate tutte le entità create per procedere alla definizione di un nuovo modello:

```
*CFOPEN,str8,'DAT',,APPEND
*VWRITE,DE_GROSS,DE_NET,L,P,rho,2*ALFA,FY,Fz,Rc,ENERGY,VOLUME,SED
(F8.1,' ',F6.2,' ',F6.2,' ',F10.2,' ',F12.3,' ',F12.5,' ',F12.3,' ',F12.2,' ',F12.4,' ',F16.10,'
',F16.10,' ',F16.10,' ')
*CFCLOS

/PREP7
ALLSEL,ALL: vengono selezionate tutte le entità del modello
LSCLEAR,ALL: vengono eliminati tutti i carichi applicati
CPDELE,1,,,ANY: vengono eliminati i coupling di spostamento applicati
ACLEAR,ALL: vengono pulite le aree dalla mesh
ADELE,ALL: vengono eliminate tutte le aree
LDELE,ALL: vengono eliminate tutte le linee
KDELE,ALL: vengono eliminati tutti i keypoint
```

Per completare la descrizione del codice viene presentata la parte relativa alla costruzione del volume di controllo nel caso di un intaglio con raggio di raccordo blando che rappresenta l'unica differenza rispetto a quanto appena visto.

Viene creato un keypoint nel sistema di riferimento assoluto dove verrà poi spostata l'origine del wp e viene attivato il sistema di riferimento locale:

```
K,13,X2+R0,Y2
KWPAVE,13
CSYS,4
```

Vengono definiti dei nuovi keypoint per modellare il volume di controllo in funzione del nuovo raggio in quanto il centro non è più in corrispondenza dell'apice dell'intaglio ma spostato rispetto ad esso di una quantità R_0 :

```
R2=R0+RC
K,14,0,R2
K,15,-R2,0
k,16,0,-R2
```

vengono creati degli archi di circonferenza che delimitano il volume di controllo:

```
LARC,14,15,13,R2
LARC,16,15,13,R2
```

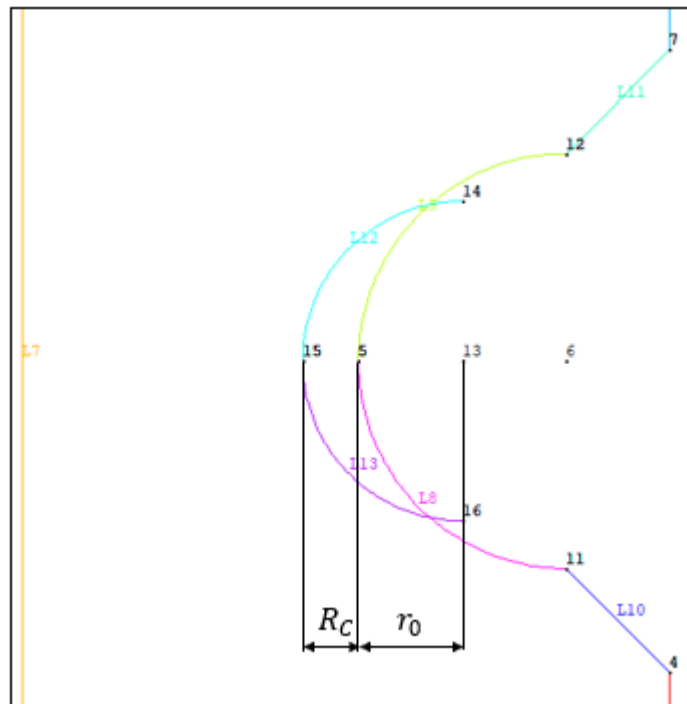


Figura 5.16: particolare delle linee di costruzione utilizzate per la creazione del volume di controllo in presenza di un intaglio ben raccordato. Le linee in eccesso saranno poi eliminate.

Vengono eliminate le linee in eccesso che sono inutili al fine di definire il modello. Queste vengono individuate dall'intersezione delle linee di costruzione create in precedenza:

```
FLST,2,1,4,ORDE,1
FITEM,2,12
FLST,3,1,4,ORDE,1
FITEM,3,9
LSBL,P51X,P51X,,DELETE,KEEP
```

```
FLST,2,1,4,ORDE,1
FITEM,2,13
FLST,3,1,4,ORDE,1
FITEM,3,8
LSBL,P51X,P51X,,DELETE,KEEP
```

```
FLST,2,1,4,ORDE,1
FITEM,2,9
FLST,3,1,4,ORDE,1
```

```
FITEM,3,15
LSBL,P51X,P51X,,DELETE,KEEP
```

```
FLST,2,1,4,ORDE,1
FITEM,2,8
FLST,3,1,4,ORDE,1
FITEM,3,12
LSBL,P51X,P51X,,DELETE,KEEP
```

```
FLST,2,2,4,ORDE,2
FITEM,2,14
FITEM,2,16
LDELE,P51X,,1
```

Da qui in avanti i comandi utilizzati per generare la mesh, definire carichi e vincoli sono gli stessi visti in precedenza così come le operazioni svolte nel post processing.

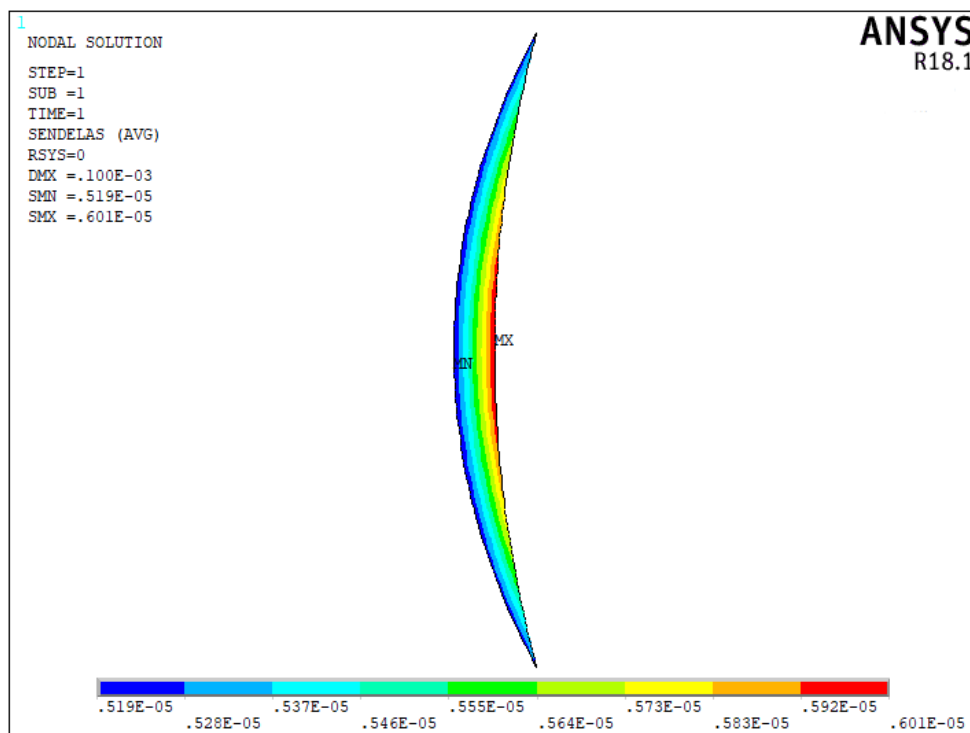


Figura 5.17: contour plot della densità di energia di deformazione elastica nel caso di modo III ed intaglio ben raccordato.

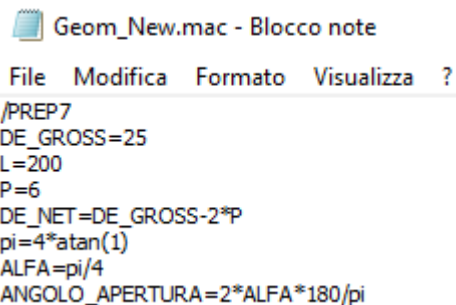
In tabella 5.1 si riportano i valori del SED ottenuti per il provino con intaglio a spigolo vivo e con intaglio ben raccordato relativi a modo I e modo III di apertura della cricca. È importante tenere presente che i valori del SED riassunti in tabella sono ottenuti applicando una tensione di 1 MPa in corrispondenza della sezione netta e quindi per risalire al valore del SED nei provini testati sperimentalmente basterà moltiplicare i valori riportati in tabella per il quadrato della tensione netta presente nelle medesime condizioni di prova.

Materiale	D _{gross}	D _{net}	p	ρ	SED trazione pura (σ _{net} =1MPa)	SED torsione pura (σ _{net} =1MPa)
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[MJ/m ³]	[MJ/m ³]
AISI 304L	25	13	6	0.1	0.0000241649	0.0000053226
		12.5	6.25	4	0.0000055142	0.0000051205

Tabella 5.1: valori del SED ottenuti applicando carichi di trazione pura e torsione pura a provini con intaglio a V a spigolo vivo e con intaglio ben raccordato.

5.2.2 Analisi 3D: carico di flessione

Come nel caso 2D appena esposto anche per il caso di modo I ma con carico di flessione è stato utilizzato il linguaggio parametrico di Ansys per scrivere due codici relativi rispettivamente alla geometria d'intaglio a spigolo vivo e a quella con intaglio ben raccordato. La differenza sostanziale tra i due è nella modellazione del volume di controllo, come già visto nei casi precedenti e descritto nel capitolo introduttivo. Quando il carico applicato al provino genera flessione piana è necessaria una modellazione 3D di un quarto di geometria poiché le tensioni che portano ad un'apertura della cricca a modo I si manifestano nel piano di flessione che è univocamente determinato nota la direzione delle forze che generano il momento flettente. I codici APDL che sono stati implementati consentono di variare il valore del raggio di controllo distinguendo tra rottura ed innesco. Di seguito viene descritto il codice relativo alla geometria con intaglio a spigolo vivo. Per prima cosa viene richiamato nel programma il file 'Geom_New.mac' che contiene i parametri geometrici mostrati in figura 4.18 necessari per la modellazione:



```

File  Modifica  Formato  Visualizza  ?
/PREP7
DE_GROSS=25
L=200
P=6
DE_NET=DE_GROSS-2*P
pi=4*atan(1)
ALFA=pi/4
ANGOLO_APERTURA=2*ALFA*180/pi

```

Figura 5.18: parametri geometrici presenti nel file .mac che viene richiamato dal codice.

Altri parametri che possono essere settati dall'utente e che vengono utilizzati per definire il nome del file dove vengono salvati i risultati sono riportati di seguito:

- mat='AISI' (riferimento per il file dei risultati)
- Braccio di flessione=82.5 (valore in mm della distanza tra il punto di applicazione della forza e la sezione netta del provio)
- DISTANZA_AFFERRAGGIO=50 (valore in mm della lunghezza di provino afferrata in corrispondenza delle estremità)

Prima di avviare il ciclo DO relativo al raggio di controllo è necessario definire i valori di input di tale ciclo:

- Valore minimo del raggio di controllo (innesco): RC_min=0.1646
- Valore massimo del raggio di controllo (rottura): RC_max=0.1646
- Incremento del raggio di controllo tra un'iterazione e l'altra: RC_inc=RC_max-RC_min

Avvio del ciclo DO: *DO,RC,RC_min,RC_max,RC_inc

Prima di iniziare la modellazione vera e propria viene creato e nominato il file dei risultati utilizzando delle stringhe:

- Vengono create le stringhe che definiranno il nome del file:

```
strFin=strcat('_',mat)
str8=strcat('3D_R0_SED',strFin)
```

- Viene creato il file .dat dei risultati in cui viene definita la riga di intestazione al di sotto della quale verranno salvati i risultati delle varie analisi:

```
*CFOPEN,str8,'DAT',,APPEND
*VWRITE,'DE_GROSS','DE_NET','L','P','rho','2_ALFA','FX','Rc','ENERGY','VOLUME','SED'
(A8,' ',A8,' ',A8,' ',A8,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A12,' ',A14,' ',A10)
*CFCLOSE
```

A questo punto è possibile iniziare la modellazione definendo innanzitutto gli elementi che verranno usati per generare la mesh. L'idea è quella di creare e meshare un'area che verrà poi estrusa di 90° attorno all'asse del provino definendo quindi il volume da analizzare. È necessario definire l'elemento PLANE 183 della libreria di Ansys per meshare l'area e l'elemento SOLID 186 per meshare il volume:

```
/PREP7 (si entra nel preprocessore)
ET,1,PLANE183 (viene aggiunto l'elemento PLANE 183 dalla libreria di Ansys)
KEYOPT,1,3,1 (viene impostata l'opzione di assialsimmetria per tale elemento)
ET,2,SOLID186 (viene aggiunto l'elemento SOLID 186 dalla libreria di Ansys)
```

Vengono definite le proprietà meccaniche necessarie per questa analisi, ovvero modulo elastico E e coefficiente di Poisson ν :

```
MP,EX,1,206000 (viene assegnato il valore del modulo elastico al materiale 1)
MP,PRXY,1,0.3 (viene assegnato il valore del coefficiente di Poisson al materiale 1)
MAT, 1 (viene selezionato il materiale 1 appena definito)
```

È possibile creare ora i keypoints e le linee che definiranno la geometria da estrarre:

- Definizione dei valori delle coordinate in funzione dei parametri richiamati in precedenza

```
X0=0
X1=DE_GROSS/2
X2=DE_GROSS/2-P
```

```
Y0=0
Y1=L/2-P*TAN(ALFA)
Y2=L/2
Y3=L/2+P*TAN(ALFA)
Y4=DISTANZA_AFFERRAGGIO
Y5=L-DISTANZA_AFFERRAGGIO
Y6=L/2+Braccio Di flessione
```

- Definizione dei keypoints con il comando: K, num. del keypoint, coordinata X, coordinata Y

```
K,1,X0,Y0
K,2,X1,Y0
K,3,X1,Y4
K,4,X1,Y1
K,5,X2,Y2
K,6,X1,Y3
K,7,X1,Y5
K,8,X1,Y6
K,9,X0,Y6
```

- Definizione delle linee con il comando: LSTR, kp iniziale della linea, kp finale della linea

```
LSTR,1,2
```

LSTR,2,3
 LSTR,3,4
 LSTR,4,5
 LSTR,5,6
 LSTR,6,7
 LSTR,7,8
 LSTR,8,9
 LSTR,9,1

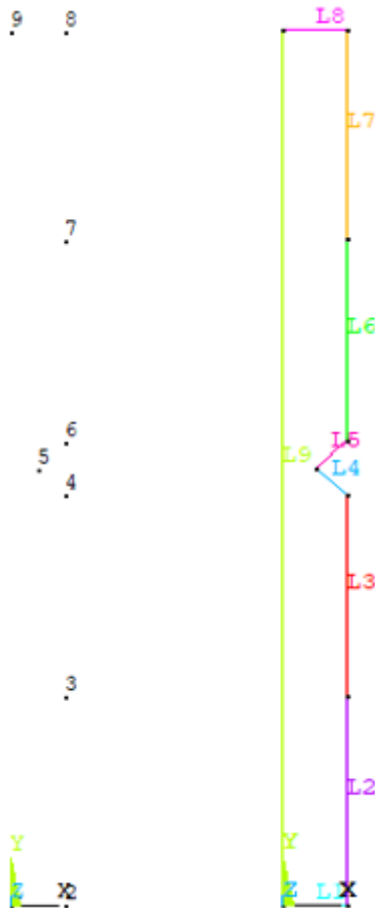


Figura 5.19: creazione dei keypoints e delle linee che definiscono il modello.

Per modellare il volume di controllo ci si riferisce ad un sistema di coordinate locale posto in corrispondenza dell'apice dell'intaglio:

WPSTYLE,,,,,,,,,1 (viene visualizzato il working plane)
 KWPAVE,5 (viene spostata l'origine del working plane sul keypoint numero 5)
 CSYS,4 (viene attivato il working plane come sistema di riferimento attuale)

Rispetto a questo nuovo sistema di riferimento vengono creati i punti d'appoggio per definire gli archi di circonferenza che delimitano il volume di controllo:

K,10,0,RC
 K,11,-RC,0
 k,12,0,-RC
 k,13,RC,0

LARC,10,11,5,RC
 LARC,11,12,5,RC

LARC,12,13,5,RC

LARC,13,10,5,RC

Vengono poi eliminate le linee di costruzione che non sono necessarie alla definizione della geometria. Il comando utilizzato crea un listato delle entità da selezionare e poi divide le linee sulla base delle intersezioni esistenti tra le stesse:

FLST,2,1,4,ORDE,1

FITEM,2,13

FLST,3,1,4,ORDE,1

FITEM,3,5

LSBL,P51X,P51X,,DELETE,KEEP

FLST,2,1,4,ORDE,1

FITEM,2,12

FLST,3,1,4,ORDE,1

FITEM,3,4

LSBL,P51X,P51X,,DELETE,KEEP

FLST,2,1,4,ORDE,1

FITEM,2,5

FLST,3,1,4,ORDE,1

FITEM,3,14

LSBL,P51X,P51X,,DELETE,KEEP

FLST,2,1,4,ORDE,1

FITEM,2,4

FLST,3,1,4,ORDE,1

FITEM,3,13

LSBL,P51X,P51X,,DELETE,KEEP

FLST,2,2,4,ORDE,2

FITEM,2,15

FITEM,2,-16

LDELE,P51X,,,1

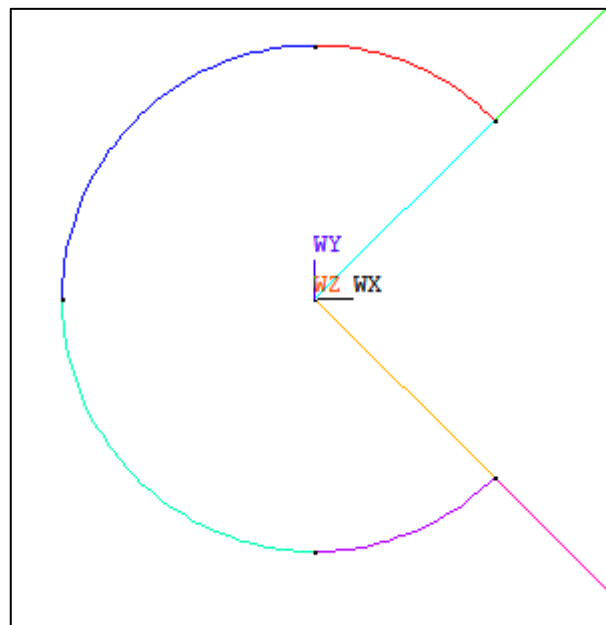


Figura 5.20: particolare del volume di controllo creato in corrispondenza dell'apice dell'intaglio.

Vengono definite delle ulteriori linee di costruzione dividendone di già esistenti e creandone di nuove per garantire una dimensione di mesh progressivamente crescente dall'intaglio verso l'esterno:

- LDIV, numero della linea da dividere,,, numero di parti in cui dividerla
LDIV,3,,,2,0
LDIV,6,,,2,0
LDIV,4,,,2,0
LDIV,6,,,2,0

- LANG, numero della linea rispetto a cui riferire l'angolo, numero del kp finale della linea, angolo relativo tra la linea esistente e quella che deve essere creata
LANG,9,17,90,,
LANG,9,18,90,,
LANG,20,13,90,,
LANG,9,16,90,,
LANG,24,3,90,,
LANG,9,7,90,,

È possibile ora creare le aree che successivamente saranno meshate con una mesh di tipo free e dimensione media di elemento crescente dalla sezione netta verso l'esterno in funzione del raggio del volume di controllo:

```
*IF,RC,LT,0.5,THEN  
A1=RC/5  
A2=RC  
A3=RC*8  
A4=RC*15  
A5=RC*20  
A6=RC*20  
*ELSE  
A1=RC/5  
A2=RC  
A3=RC*2  
A4=RC*2  
A5=RC*2  
A6=RC*2  
*ENDIF
```




Figura 5.21: suddivisione delle aree per consentire la generazione di una mesh con infittimento graduale.

Il comando utilizzato per generare la mesh di ciascuna area con la dimensione di elemento adeguata è il seguente:

```
ESIZE,A1,0, (viene settato il valore della dimensione media di elemento tra quelli definiti sopra)  
MSHKEY,0  
AMESH,1, (viene selezionato il numero dell'area che deve essere meshata)
```

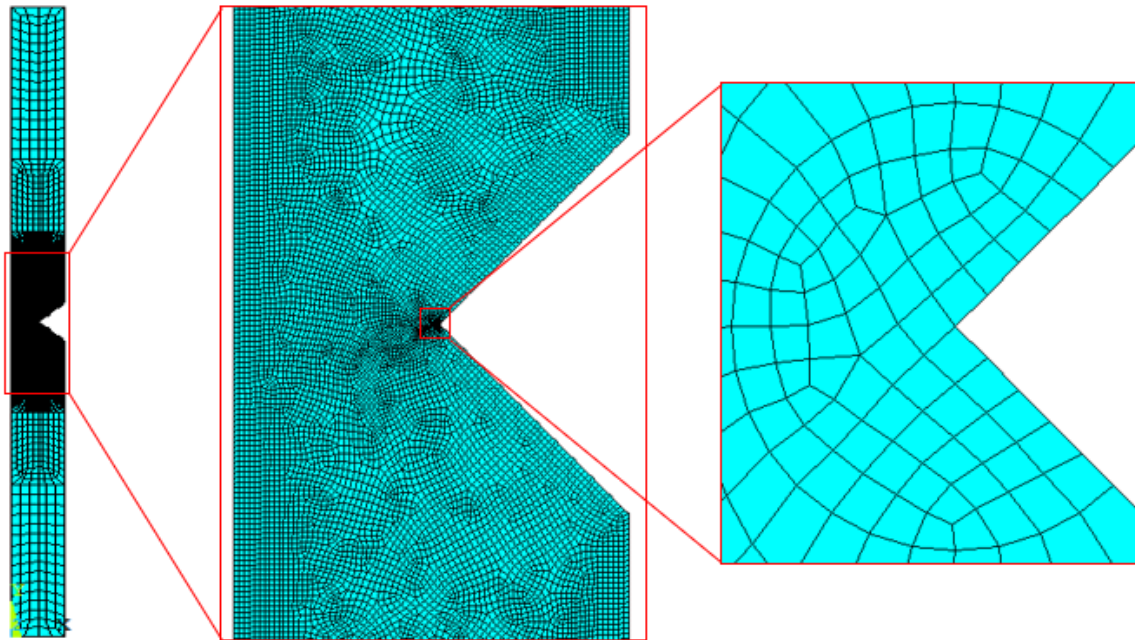


Figura 5.22: particolari dell'infittimento graduale della mesh dall'esterno verso l'intaglio.

Prima di creare il volume 3D del provino al quale poi vengono applicati vincoli e carichi è necessario definire alcuni parametri che devono essere settati nelle opzioni per la generazione di un volume con elementi solidi partendo da un'area con elementi piani. Nell'operazione di estrusione deve essere impostato il numero di suddivisioni oltre che lo spacing ratio lungo l'arco di circonferenza che si viene a creare ed è importante impostare un valore di quest'ultimo che garantisca una dimensione di elemento sufficientemente piccola in corrispondenza della zona dove verrà poi calcolato il SED. Si assume che la dimensione del volume di controllo nella direzione di estrusione sia pari a RC e che il numero di suddivisioni sia pari a 8; sulla base di queste imposizioni è stata implementata una sequenza di cicli DO, WHILE, IF in grado di calcolare in maniera iterativa il valore dello spacing ratio che fornisca questi valori, nota la lunghezza dell'arco estruso in corrispondenza della sezione netta. A questo punto è possibile definire le opzioni relative alla mesh con elementi SOLID 186 che verrà creata e implementare i comandi per l'estrusione:

```
TYPE,2 (viene impostato l'elemento con cui verrà meshato il volume creato dall'estrusione)
EXTOPT,ESIZE,Ndiv,SR1, (vengono impostate le opzioni relative all'element size, ovvero il numero di suddivisioni e lo spacing ratio)
EXTOPT,ACLEAR,1 (viene impostata l'opzione che elimina l'area utilizzata per l'estrusione)
```

Viene ora creato il volume mediante estrusione di 90° di tutte le aree presenti:

- Viene creato il listato con tutte le aree interessate dall'estrusione (dalla numero 1 alla numero 8)


```
FLST,2,8,5,ORDE,2
FITEM,2,1
FITEM,2,-8
```
- Viene creato il listato dei keypoints che definiscono l'asse di rotazione per l'estrusione (keypoint numero 1 e numero 9)


```
FLST,8,2,3
FITEM,8,1
FITEM,8,9
```
- Viene creato il volume mediante estrusione di 90° di quanto selezionato in precedenza:


```
VROTAT,P51X,,,,,P51X,,90,1,
```



Figura 5.23: volume del provino meshato, modellato per estrusione sfruttando la simmetria nei piani XY e YZ.

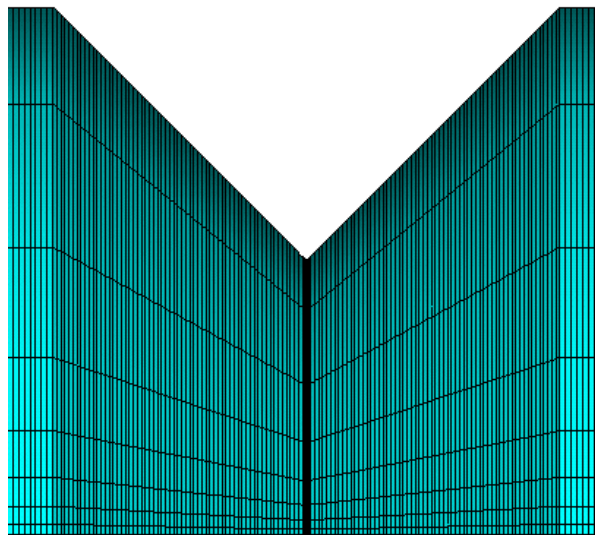


Figura 5.24: particolare della dimensione degli elementi variabile in direzione circonferenziale sulla base dello spacing ratio calcolato mediante un ciclo iterativo.

Per completare il modello vanno definiti i vincoli ed i carichi che sono rispettivamente un vincolo di incastro sulla superficie del provino che viene afferrata dalla macchina, i vincoli di simmetria rispetto al piano XY e antimetria rispetto al piano YZ (per riprodurre l'andamento a farfalla di Navier delle tensioni) e le forze che inducono il momento flettente. Le forze che vengono applicate sono tali per cui la tensione massima indotta dal momento flettente in corrispondenza della sezione netta sia pari ad 1 MPa. Nel caso in cui si fosse modellata l'intera sezione circolare del provino si

sarebbero applicate quattro forze, di modulo pari ad un quarto rispetto alla totale forza da applicare, in corrispondenza dei quattro vertici individuati dagli assi della sezione. Nel caso in cui si va a modellare un quarto di volume i punti di applicazione delle forze si riducono a due ed il valore delle forze inizialmente pari ad un quarto di quella totale da applicare va diviso per due in quanto ciascun nodo è condiviso tra due quarti di sezione, risultando quindi pari ad un ottavo della forza totale.

– Vincolo di incastro sull'area di afferraggio:
DA,36,ALL,

– Vincolo di simmetria sul piano XY:
FLST,2,8,5,ORDE,2
FITEM,2,1
FITEM,2,-8
DA,P51X,SYMM

– Vincolo di antimetria sul piano YZ:
FLST,2,8,5,ORDE,8
FITEM,2,15
FITEM,2,22
FITEM,2,25
FITEM,2,28
FITEM,2,31
FITEM,2,34
FITEM,2,37
FITEM,2,40
DA,P51X,ASYM

– Definizione e applicazione ai rispettivi keypoint della forza che genera il momento flettente:
 $Wf = \pi/32 * DE_NET^{**3}$
 $Mf = 1 * Wf$
 $F = Mf / \text{Braccio Di flessione}$
 $FX = F/8$

FLST,2,2,3,ORDE,2
FITEM,2,8
FITEM,2,40
FK,P51X,FX,-FX

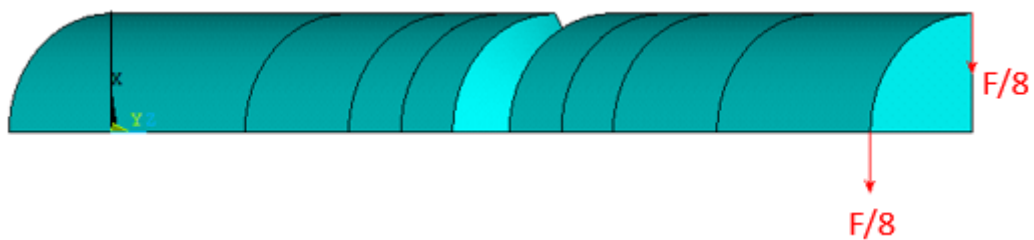


Figura 5.25: particolare delle forze applicate ai due keypoint di estremità e rispettivo valore.

A questo punto è possibile lanciare la soluzione.

Nel post processing si va a calcolare il valore del SED e per farlo è necessario per prima cosa selezionare il volume di controllo che si trova in corrispondenza dell'apice dell'intaglio ed ha dimensione pari a RC, non solo nel piano XY ma anche lungo la direzione circonferenziale, e tutte le entità ad esso attaccate. Per farlo si selezioni il volume di controllo totale e gli elementi ad esso attaccati:

VSEL ,S,,1
ESLA, S

Viene poi fatto un listato con tutti gli elementi appartenenti al volume di controllo di interesse per il calcolo del SED, selezionati con l'utilizzo del comando 'box selection'.

Successivamente si vanno a definire le element table relative ai parametri che serviranno per calcolare il SED, ovvero l'energia di deformazione SENE e il volume VOLU di ciascun elemento. Questi valori andranno poi sommati per ottenere il valore dell'energia e del volume totali che rapportati danno proprio il valore del parametro cercato:

ETABLE,, SENE,: generazione della element table relativa all'energia di deformazione;

AVPRIN, 0,

ETABLE,, VOLU,: generazione della element table relativa al volume di controllo;

SSUM: somma delle quantità appena inserite nelle element table;

*GET, ENERGY, SSUM,0, ITEM, SENE: la sommatoria dell'energia di ciascun elemento viene denominata ENERGY;

*GET, VOLUME, SSUM,0, ITEM, VOLU: la sommatoria dei volumi di ciascun elemento viene denominata VOLUME;

SED=ENERGY/VOLUME: calcolo del valore della densità di energia di deformazione

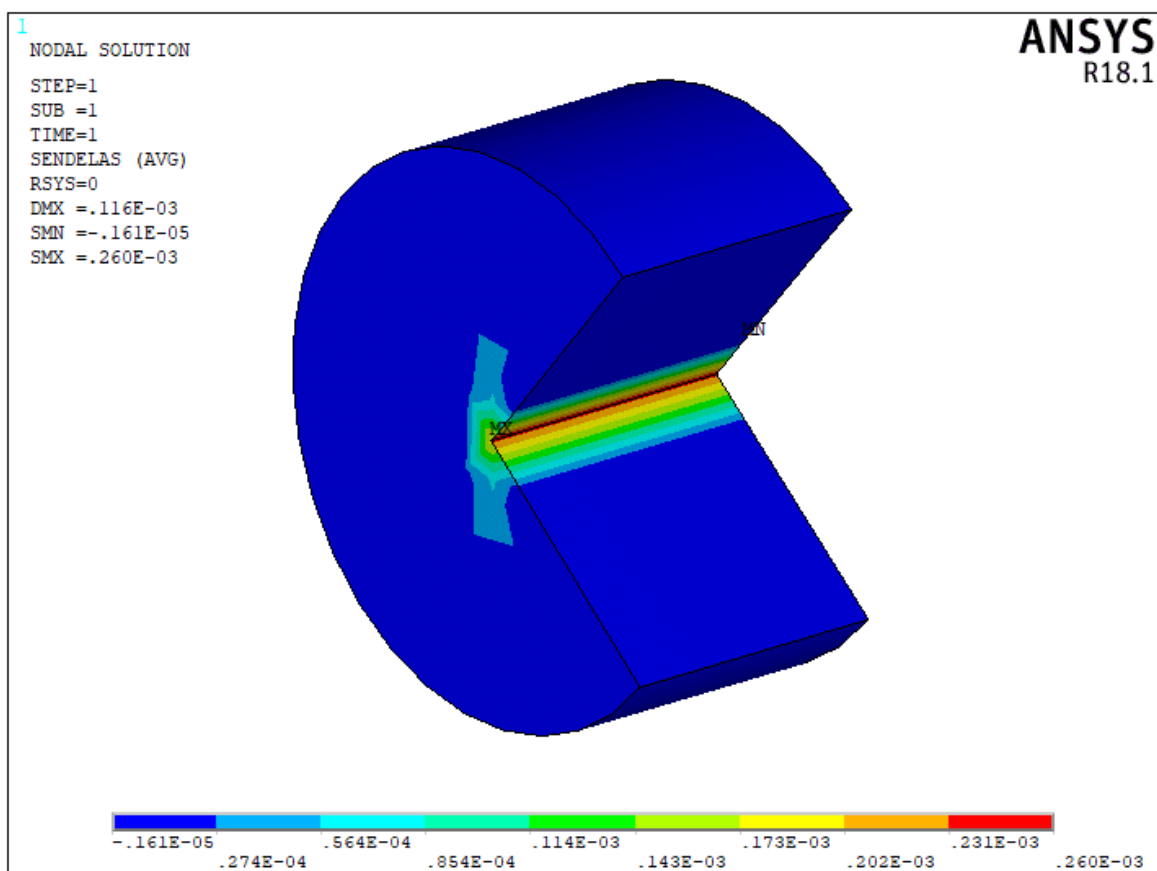


Figura 5.26: contour plot della densità di energia di deformazione elastica nel caso di modo I e intaglio a spigolo vivo.

Visto che l'unica differenza tra il codice appena descritto e quello relativo ad una geometria con intaglio ben raccordato è nella modellazione del volume di controllo si rimanda alla descrizione vista nel paragrafo precedente 5.2.1.

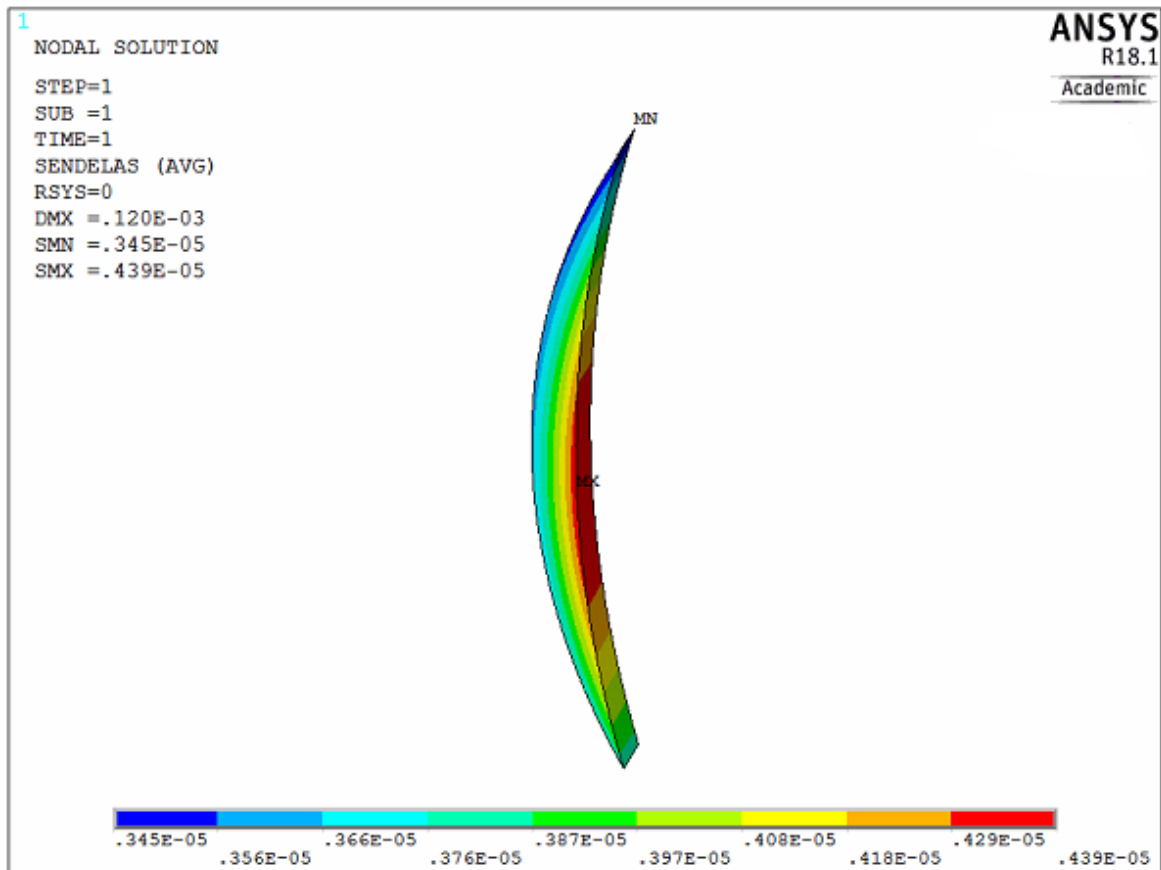


Figura 5.27: contour plot della densità di energia di deformazione elastica nel caso di modo I e intaglio ben raccordato.

In tabella 5.2 si riportano i valori del SED ottenuti per il provino con intaglio a spigolo vivo e con intaglio ben raccordato relativi a modo I di apertura della cricca provocato da un carico di pura flessione. È importante tenere presente che i valori del SED riassunti in tabella sono ottenuti applicando una tensione di 1 MPa in corrispondenza della sezione netta e quindi per risalire al valore del SED nei provini testati sperimentalmente basterà moltiplicare i valori riportati in tabella per il quadrato della tensione netta presente nelle medesime condizioni di prova.

Materiale	D_{gross}	D_{net}	p	ρ	SED flessione pura ($\sigma_{net}=1MPa$)
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[MJ/m ³]
AISI 304L	25	13	6	0.1	0.0000143275
		12.5	6.25	4	0.0000038440

Tabella 5.2: valori del SED ottenuti applicando carichi di flessione pura a provini con intaglio a V a spigolo vivo e con intaglio ben raccordato.

CAPITOLO 6: Analisi dati sperimentali in termini di SED

Una volta note le curve di Wohler a rottura dei vari provini sottoposti a diverse condizioni di carico è stato possibile calcolare il valore del SED per ogni punto sperimentale ottenuto, partendo dal valore calcolato mediante analisi agli elementi finiti imponendo una tensione nominale in corrispondenza della sezione netta di 1 MPa con la procedura appena descritta nel capitolo 5. Per ciascun livello di carico basta moltiplicare il valore del range di tensione applicato durante la prova per il valore del SED corrispondente ad una tensione nominale netta unitaria (riportati in tabella 5.1e 5.2) e per il fattore correttivo C_w che tiene conto del rapporto nominale di ciclo R a cui è stata eseguita la prova. In figura 6.1 si riportano i dati a rottura espressi in termini di densità di energia di deformazione.

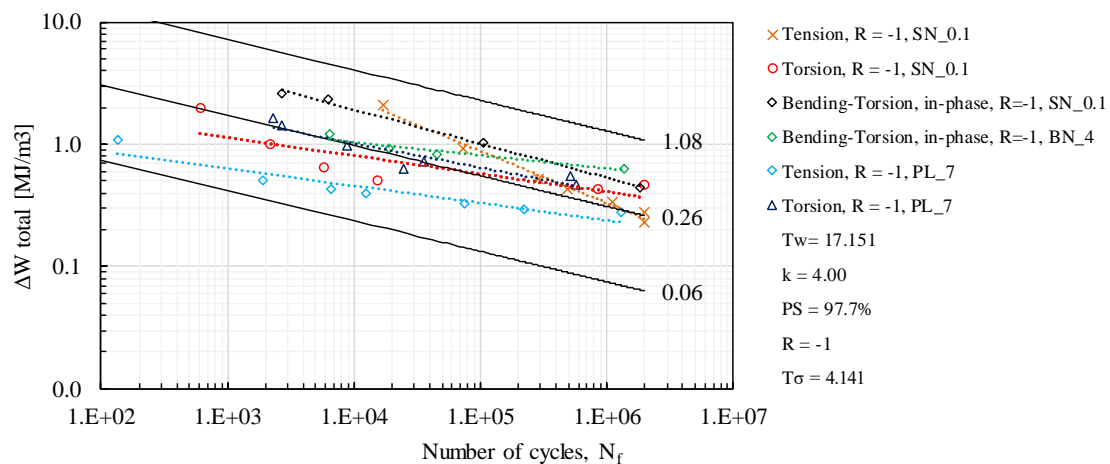


Figura 6.1: dati sperimentali a rottura espressi in termini di SED.

Quello che si può osservare è che l'elaborazione in termini di densità di energia di deformazione non sembra sintetizzare molto bene i dati sperimentali visto lo scarto della banda $T_w=17.151$ che in termini di tensioni risulta pari a $T\sigma=4.141$. L'elemento che porta ad avere una banda di dispersione piuttosto ampia sembra essere la differenza delle pendenze delle varie curve che tendono a convergere in uno stesso punto ad alto numero di cicli ma divergono a basso numero di cicli. Le curve che sembrano delimitare la zona all'interno della quale sono comprese tutte le altre sono quella relativa ad un carico di pura trazione per un provino con intaglio a V a spigolo vivo e per un provino liscio.

Grazie all'applicazione del Potential Drop Method tramite il dispositivo Matelect è stato possibile definire la vita ad innesco di ciascun provino e di seguito (figura 6.2) si riportano i dati in termini di SED.

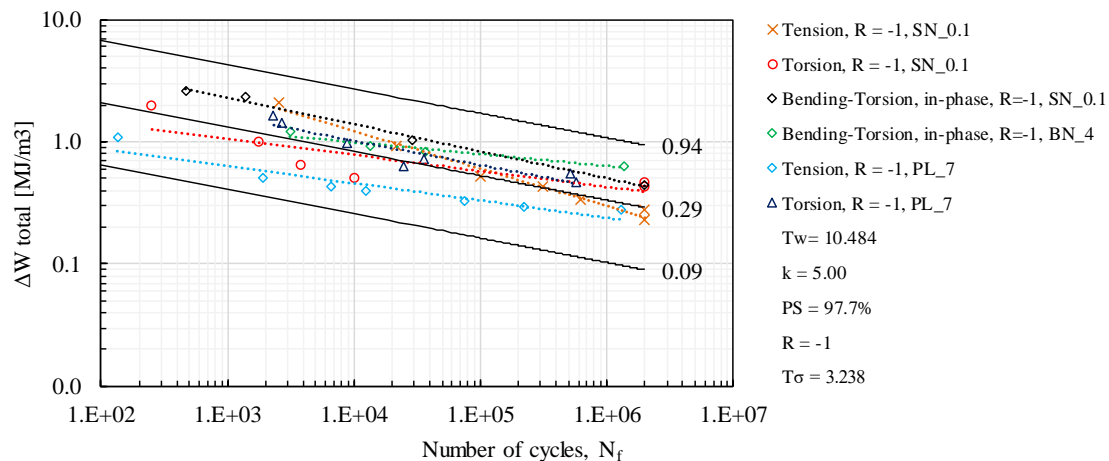


Figura 6.2: dati sperimentali ad innesco espressi in termini di SED.

Come è possibile osservare dalla figura 6.2 c'è un miglioramento della sintesi dei risultati in una stessa banda di dispersione: lo scarto in termini di tensione si riduce a $T\sigma=3.235$.

La differenza tra le pendenze delle varie curve si riduce, soprattutto quella tra le due curve di estremità (trazione pura del liscio e dell'intagliato a spigolo vivo) che vanno quindi a limitare l'ampiezza della banda. È possibile notare come le curve ottenute con carichi di pura trazione rispettivamente per provini lisci ed intagliati a spigolo vivo si incernierino attorno a 2×10^6 cicli. Questa situazione rappresenta quanto imposto per il calcolo dei raggi di controllo ovvero l'uguaglianza tra il SED del liscio e quello dell'intagliato a quel numero di cicli; lo stesso si verifica per il carico di pura torsione. Il fatto che le curve appena citate si intersechino in due punti distinti influisce, seppur in minima parte, sullo scarto della banda di dispersione che rimane comunque influenzato maggiormente dalla differente pendenza delle curve limite di trazione pura del liscio e dell'intagliato a spigolo vivo.

CAPITOLO 7: Elaborazione dati presenti in letteratura

In aggiunta ai dati ottenuti dalle prove sperimentali condotte secondo quanto visto nei capitoli precedenti, sono state elaborate altre serie di dati presenti in letteratura applicando anche in questo caso l'approccio SED con lo scopo di osservarne l'efficacia nel sintetizzare i risultati relativi alla resistenza a fatica dei componenti in un'unica banda di dispersione. I dati analizzati sono raccolti in 'Multiaxial Notch Fatigue' [13] e 'Fatigue behavior under multiaxial stress states including notch effects and variable amplitude loading' [14] e si riferiscono a prove di fatica in controllo di tensione con carichi di trazione e torsione pura ma anche multiassiali in fase e fuori fase. Le geometrie dei componenti testati così come i dettagli relativi alle modalità di prova di ciascuna serie sono riassunti in tabella 6.1.

Referenza	Geometria	Materiale	Modalità di carico	Rapporto di ciclo
Kurath et al., 1989	B.8 (R=5 mm)	SAE 1045 (acciaio)	Flessione, Torsione Flesso – torsione in fase Flesso – torsione fuori fase (90°)	-1 -1 -1
Susmel and Taylor, 2008	B.13 (R=4 mm)	En3B (acciaio)	Trazione – torsione in fase Trazione – torsione fuori fase (90°)	-1 e 0 -1 e 0
Simbürger, 1975	B.17 (R=5 mm)	Ck 45 (acciaio)	Flessione, Torsione Flesso – torsione in fase Flesso – torsione fuori fase (30°) Flesso – torsione fuori fase (60°) Flesso – torsione fuori fase (90°)	-1 e 0 -1 -1 -1 -1
Fatemi, Fatigue behavior under multiaxial stress state including notch effects	Tubular Un – notched	Lega Al 2024 – T3	Trazione, Torsione Trazione – torsione in fase Trazione – torsione fuori fase (90°)	-1 -1 -1
Susmel and Taylor, 2008	B.13 (R=1.25 mm)	En3B (acciaio)	Trazione – torsione in fase Trazione – torsione fuori fase (90°)	-1 e 0 -1 e 0
Hoffmeyer et al., 2006	B.16 (R=1.4 mm)	S460N (acciaio)	Trazione – torsione in fase Trazione – torsione fuori fase (90°)	-1 -1
Fatemi, Fatigue behavior under multiaxial stress state including notch effects	Tubular Nnotched	Lega Al 2024 – T3	Trazione, Torsione Trazione – torsione in fase Trazione – torsione fuori fase (90°)	-1 -1 -1

Tabella 7.1: tabella riassuntiva dei dati elaborati presenti in letteratura.

Si riportano di seguito le figure rappresentative delle geometrie dei provini a cui fanno riferimento i dati in letteratura analizzati:

– B.8

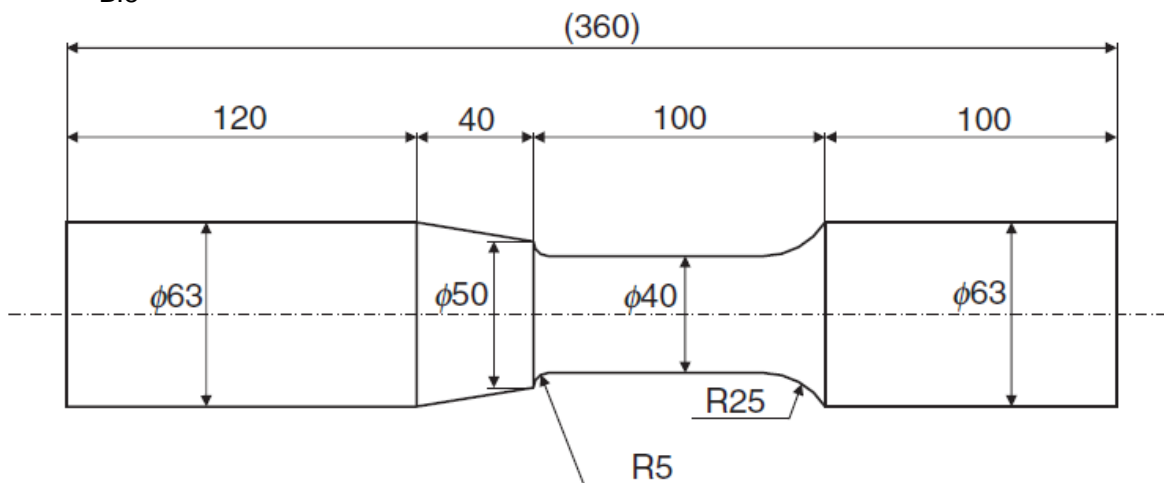


Figura 7.1: Geometria relativa alla referenza Kurath et al., 1989 di raggio $R=5$ mm [13].

– B.13 ($R = 4$ mm)

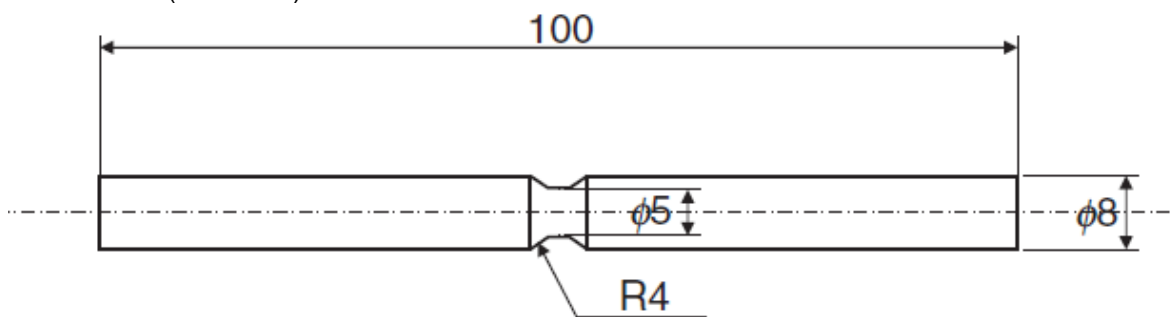


Figura 7.2: Geometria relativa alla referenza Susmel and Taylor, 2008 di raggio $R=4$ mm [13].

– B.17

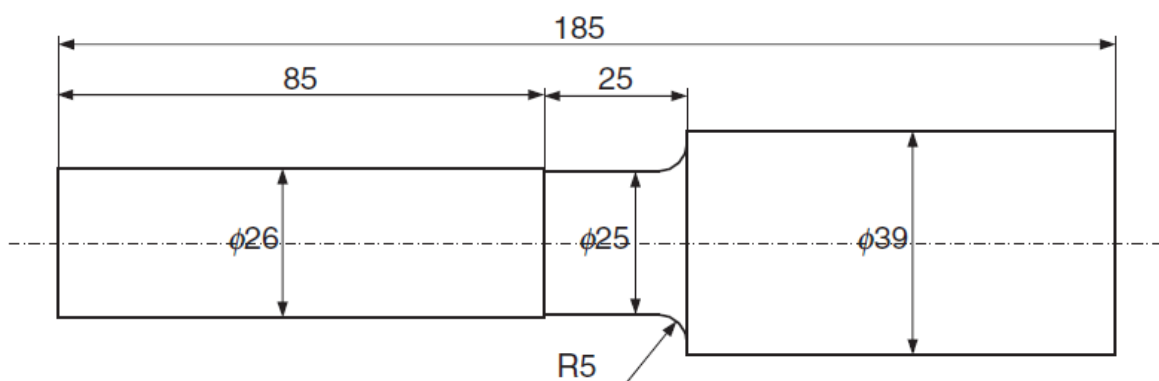


Figura 7.3: Geometria relativa alla referenza Simbürger, 1975 di raggio $R=5$ mm [13].

– B.13 ($R = 1.25 \text{ mm}$)

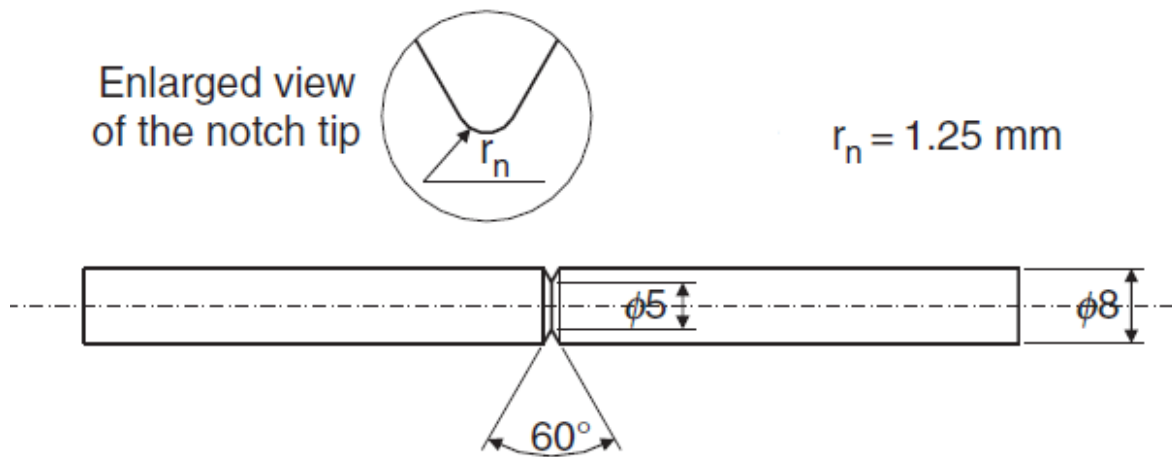


Figura 7.4: Geometria relativa alla referenza Susmel and Taylor, 2008 di raggio $R=1.25 \text{ mm}$ [13].

– B.16

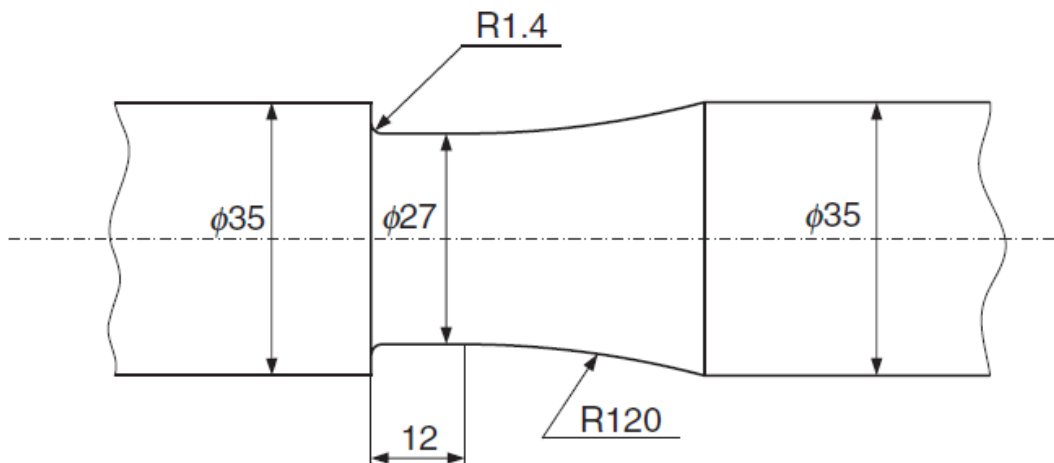


Figura 7.5: Geometria relativa alla referenza Hoffmeyer et al., 2006 di raggio $R=1.4 \text{ mm}$ [13].

– Tubular Un – Notched

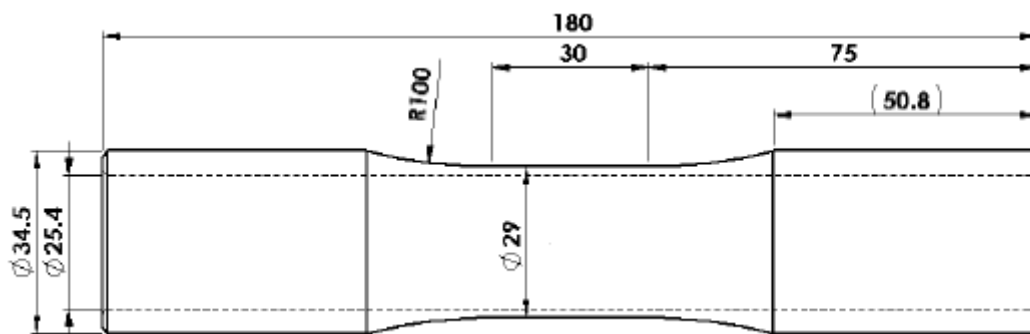


Figura 7.6: Geometria relativa alla referenza Fatemi, Fatigue behavior under multiaxial stress state including notch effects [14].

– Tubular Notched

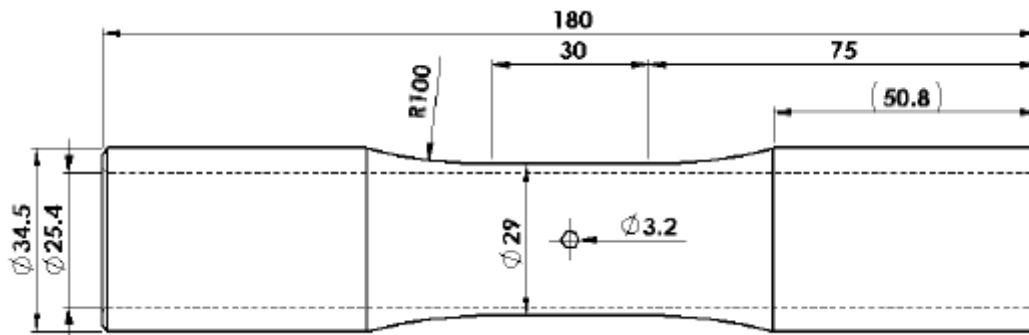


Figura 7.7: Geometria relativa alla referenza Fatemi, Fatigue behavior under multiaxial stress state including notch effects di raggio $R=1.6$ mm [14].

L'elaborazione dei dati che ha portato a definire il SED di picco (non quello mediato poichè non si conoscono i valori dei raggi di controllo a modo I e III di ciascun materiale) per le serie sopra citate ha richiesto il calcolo mediante analisi FEM del fattore di concentrazione delle tensioni K_t per le geometrie che presentavano un raggio di fondo intaglio sufficientemente ampio da non essere assimilabile allo spigolo vivo: in quel caso infatti non sarebbe corretto definire il SED di picco a causa della singolarità del campo di tensione all'apice dell'intaglio. Tuttavia, per le geometrie con raggi di fondo intaglio molto piccolo ($R \leq 1.5$ mm), è stato confrontato il SED di picco, tenendo presente che in questi casi il gradiente di tensione in prossimità dell'apice dell'intaglio è molto elevato e quindi l'assunzione che la tensione, così come il SED, mediati in quella zona siano circa uguali ai rispettivi valori di picco non è più così accettabile, con il valore del SED mediato all'interno del volume di controllo di raggio assunto rispettivamente pari a 0.1646 mm nel caso di modo I e 1.08 mm nel caso di modo III (valori ricavati per l'AISI 304L). Da questo confronto, qualora la differenza percentuale tra i valori del SED di picco e mediato relativi alle diverse prove effettuate su uno stesso materiale fosse la stessa, è possibile affermare che l'ampiezza della banda di dispersione ottenuta considerando il SED di picco sarà la stessa considerando il SED mediato, pur avendo assunto dei raggi di controllo non caratteristici di ciascun materiale.

I risultati che vengono presentati di seguito riportano le curve in termini di:

- range di tensione nominale netta $\Delta\sigma$ o $\Delta\tau$ – numero di cicli N
- Tensione equivalente di Von Mises $\Delta\sigma_{VM}$ – numero di cicli N
- SED totale di picco ΔW – numero di cicli N

Facendo riferimento ai grafici riportati sotto, in particolare alle curve in termini di range di tensione nominale netta è possibile osservare diversi aspetti:

- Effetto modalità di carico
 - La sollecitazione di pura torsione sembra essere più gravosa della trazione pura (a parità di tensione il numero di cicli a rottura nel caso di trazione pura è maggiore rispetto al caso di torsione pura)
 - Le curve relative a sollecitazioni di trazione pura e torsione pura, oltre a presentare pendenze diverse che fanno sì che queste si intersechino ad alto numero di cicli, sembrano rappresentare i limiti superiori ed inferiori in termini di resistenza a fatica poichè tutti gli altri dati ottenuti da prove multiassiali sembrano collocarsi all'interno dell'area delimitata dalle due curve
 - Una Differenza di pendenza elevata tra le curve limite di trazione pura e torsione pura si ripercuote in una banda di dispersione elevata sia in termini di range di tensione ma anche in termini di SED
- Effetto sfasamento tra le tensioni Φ

Confrontando le curve relative a prove multiassiali in fase e fuori fase, a parità di rapporto di ciclo R e rapporto tra le tensioni $\lambda = \tau_a/\sigma_a$, si può osservare come uno sfasamento diverso da 0° imposto tra le tensioni sia più gravoso nei confronti della resistenza a fatica rispetto all'assenza di uno sfasamento. Tale differenza è comunque piuttosto ridotta sia ad alto che basso numero di cicli tanto è che in alcuni casi i dati sono perfettamente mescolati attorno ad una stessa linea di tendenza. L'effetto di riduzione della vita a fatica legato allo sfasamento sembra essere piuttosto insensibile al valore dell'angolo imposto poiché non appena questo è diverso da zero si nota un leggero abbattimento della resistenza a fatica che rimane tuttavia costante al variare di tale angolo (pur sempre diverso da 0°)

– Effetto rapporto di ciclo R

Confrontando risultati ottenuti con rapporto di ciclo R pari a -1 e 0, a parità di rapporto tra le tensioni $\lambda = \tau_a/\sigma_a$, sembra che la presenza di una tensione media diversa da zero (R=0) abbia un effetto peggiorativo nei confronti della resistenza a fatica

Facendo riferimento invece alle curve in termini di tensione equivalente di Von Mises, che consente di rappresentare in termini di uno stesso parametro dati relativi a prove monoassiali e multiassiali, è possibile osservare che in tutti i casi sembra sintetizzare in una banda piuttosto ristretta i risultati ottenuti $1.477 \leq T_\sigma \leq 1.866$.

Ricordando che la tensione equivalente di Von Mises $\Delta\sigma_{VM} = \sqrt{\Delta\sigma^2 + 3\Delta\tau^2}$ ed il SED di picco $\Delta W = (K_t \Delta\sigma)^2/2E$ sono degli scalari è possibile confrontare l'ampiezza delle due bande di dispersione in termini di tensione avendo cura di fare la radice quadrata di T_w (scarto della banda di dispersione in termini di SED) poiché l'energia è proporzionale al quadrato della tensione. Da questo confronto emerge come nella maggior parte dei casi la sintesi in termini di energia sia equiparabile a quella in termini di tensione equivalente.

Inoltre, facendo riferimento alle curve in termini di SED totale e range di tensione netta, si nota un cambiamento nell'effetto del rapporto nominale di ciclo R:

– Effetto C_w

Considerando le curve in range di tensione nominale si è detto sopra come un rapporto di ciclo R=0 sia più gravoso rispetto ad un R=-1 mentre dal grafico in termini di SED la situazione è invertita. Nel calcolo del SED si tiene conto dell'effetto del rapporto di ciclo R mediante il fattore C_w , legato ad aspetti puramente geometrici (è un rapporto tra aree definite in un diagramma σ - ϵ dal ciclo di carico) e che quindi non distingue l'effetto della compressione e della trazione sull'innescio e propagazione della cricca. Sperimentalmente però è risaputo che un carico di compressione tende a chiudere la cricca, facendone aderire i lembi ed allungando quindi la vita a fatica del componente.

Per indagare più a fondo questo effetto è stata fatta un'analisi elasto-plastica basata sull'ipotesi di Neuber su un caso di cui si disponeva dell'equazione della curva monotona di Ramberg – Osgood del materiale ed erano stati fatti test con rapporti di ciclo R pari a 0 e -1. L'idea è quella di vedere attorno a quale tensione media cicla il materiale dopo che al primo ciclo ha subito una plasticizzazione locale ed imposto lo stesso range di tensione dalla macchina. L'analisi in questione è relativa alle prove condotte da Simburger, 1975 che vedono impiegati provini in acciaio Ck 45 (corrispondente a AISI 1045) soggetti a carichi di pura flessione con rapporti di ciclo 0 e -1. Ciò che emerge da questa analisi è che componente sollecitati con rapporto di ciclo pari a 0 in realtà, dopo il primo ciclo di carico, sono sottoposti a cicli di carico con rapporto circa pari a -1 diversamente da quanto ci si aspetta a livello teorico e quindi il fattore di correzione C_w va corretto e ricalcolato sulla base del nuovo rapporto di ciclo con la formula:

$$C_w = \frac{1 + R^2}{(1 - R)^2}$$

Utilizzando il nuovo fattore C_w si nota un lieve avvicinamento delle due curve poiché il fattore correttivo per $R=0$ risulta di poco maggiore di 0.5 (C_w effettivo per $R=0$ è circa uguale a 0.51) che è il valore utilizzato per la correzione della curva a $R=-1$ e quindi la distanza iniziale tra le due curve rimane pressoché invariata in questo caso.

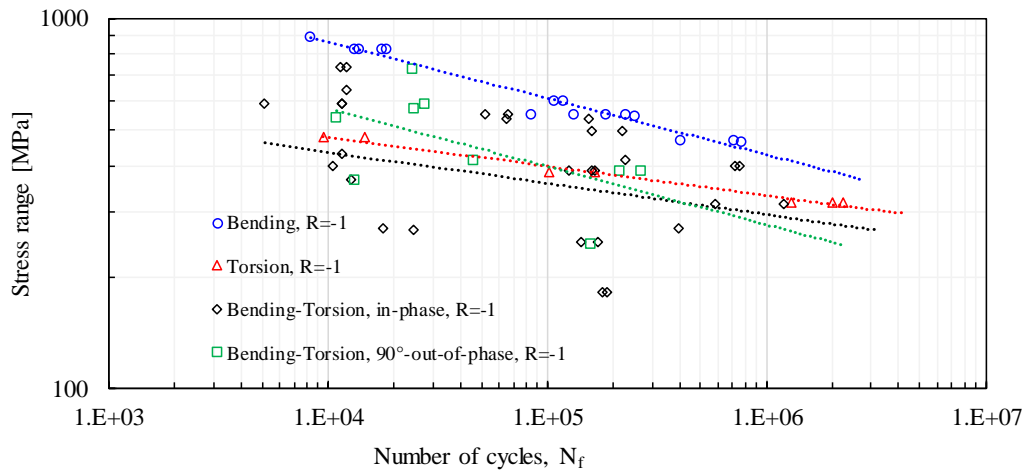


Figura 7.8: dati a rottura in termini di range di tensione relativi alla referenza Kurath et al., 1989 e materiale SAE 1045 (acciaio)

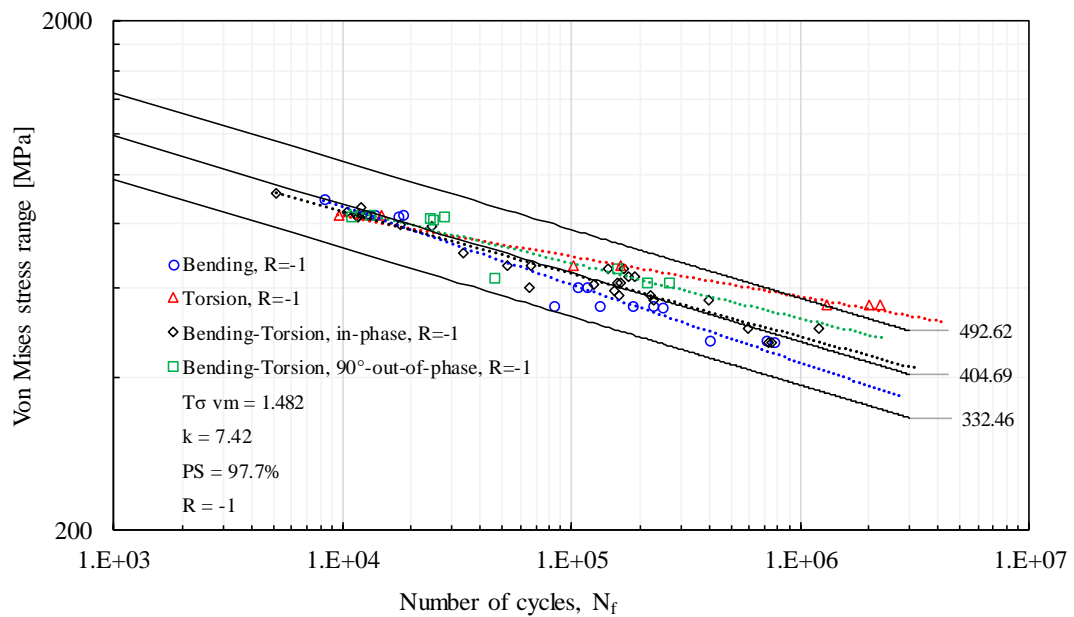


Figura 7.9: dati a rottura in termini di tensione equivalente di Von Mises relativi alla referenza Kurath et al., 1989 e materiale SAE 1045 (acciaio)

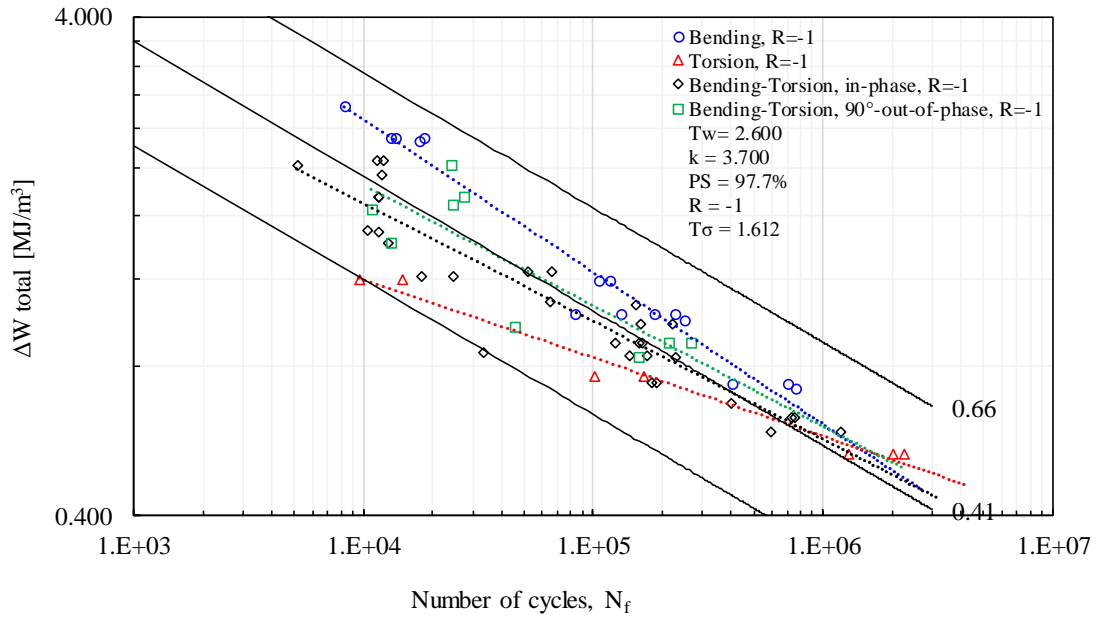


Figura 7.10: dati a rottura in termini di SED relativi alla referenza Kurath et al., 1989 e materiale SAE 1045 (acciaio)

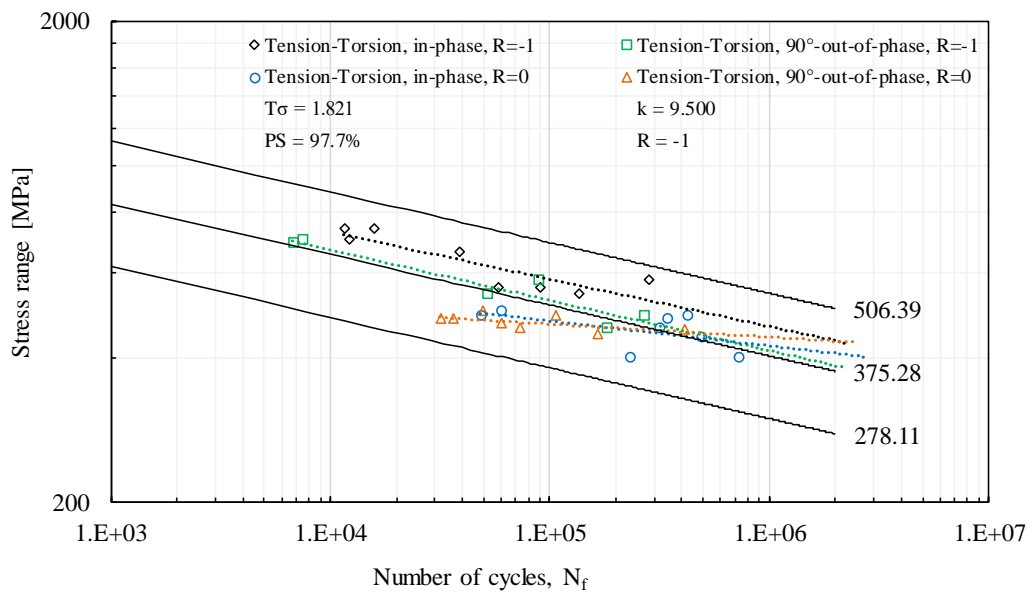


Figura 7.11: dati a rottura in termini di range di tensione relativi alla referenza Susmel and Taylor, 2008 e materiale En3B (acciaio)

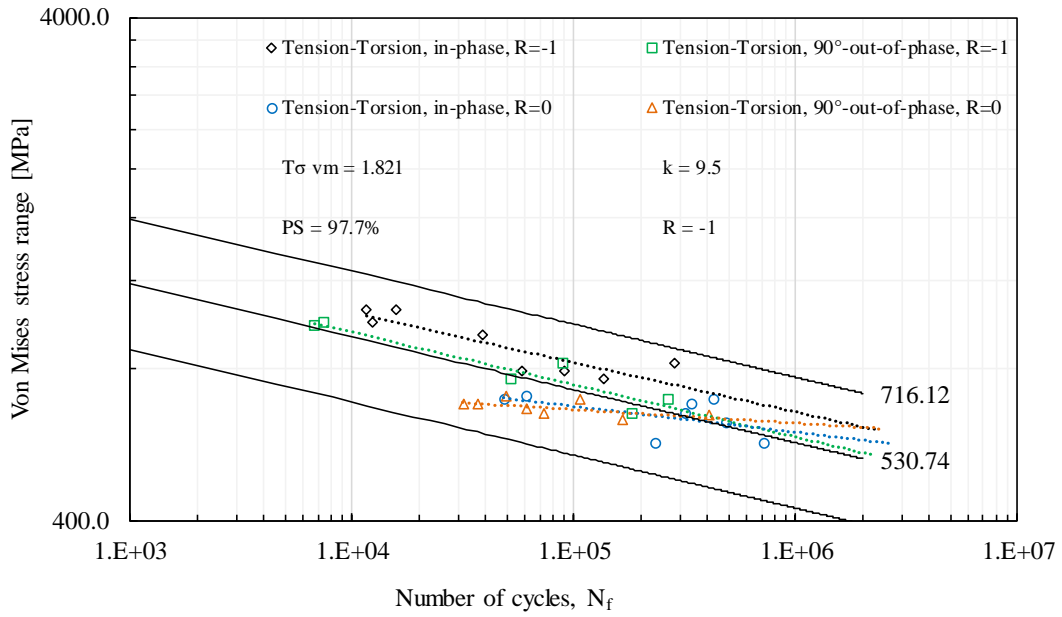


Figura 7.12: dati a rottura in termini di tensione equivalente di Von Mises relativi alla referenza Susmel and Taylor, 2008 e materiale En3B (acciaio)

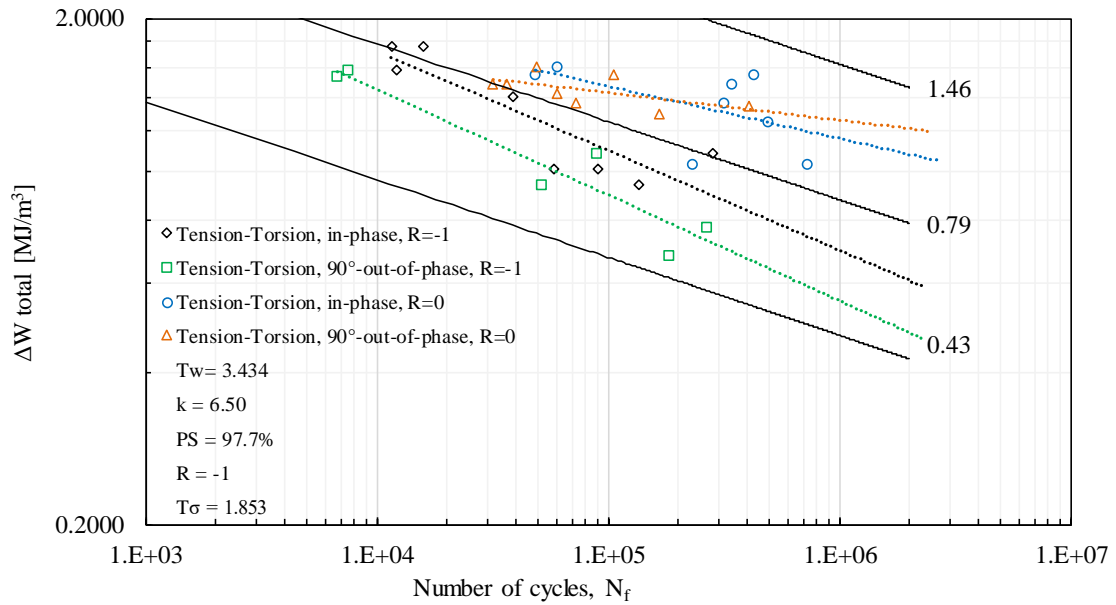


Figura 7.13: dati a rottura in termini di SED relativi alla referenza Susmel and Taylor, 2008 e materiale En3B (acciaio)

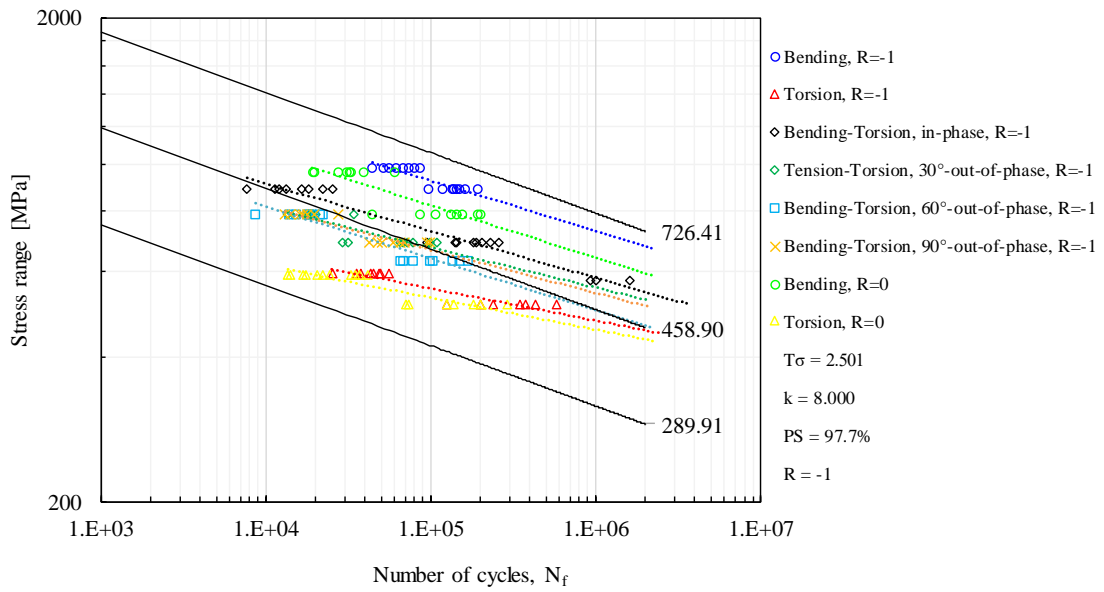


Figura 7.14: dati a rottura in termini di range di tensione relativi alla referenza Simbürger, 1975 e materiale Ck45 (acciaio)

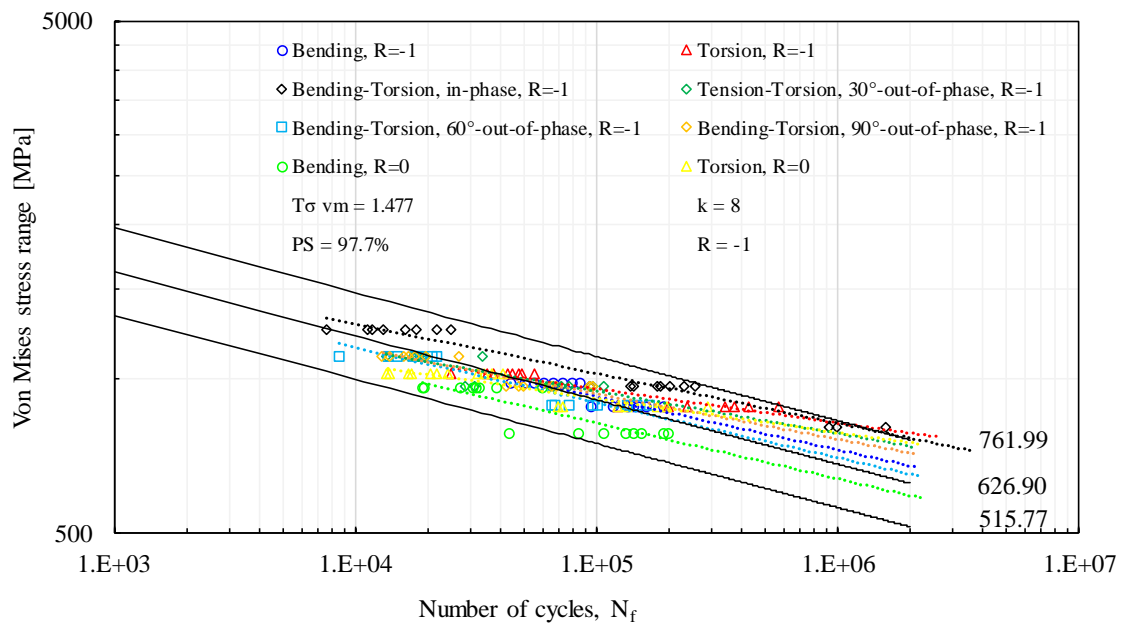


Figura 7.15: dati a rottura in termini di tensione equivalente di Von Mises relativi alla referenza Simbürger, 1975 e materiale Ck45 (acciaio)

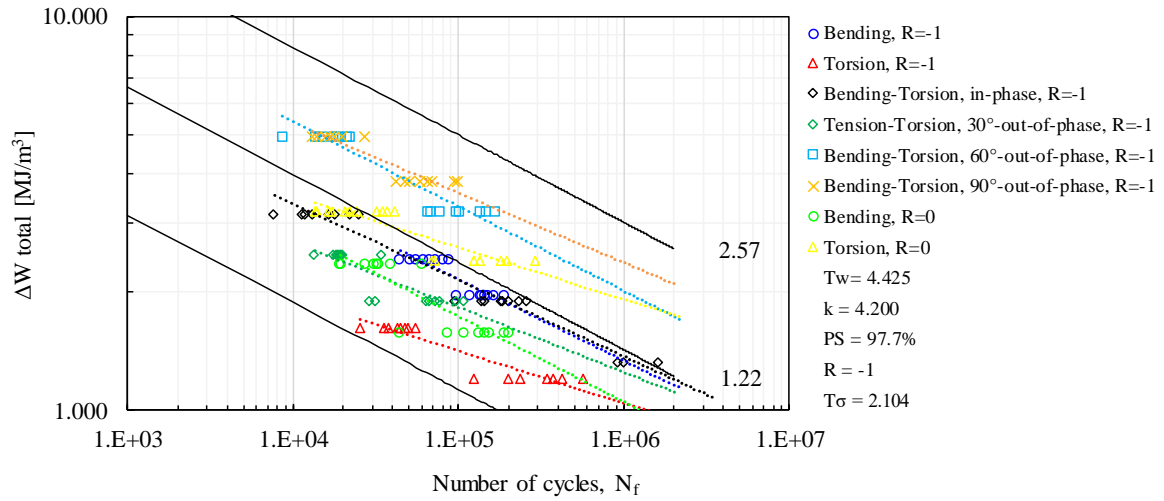


Figura 7.16: dati a rottura in termini di range di SED relativi alla referenza Simbürger, 1975 e materiale Ck45 (acciaio)

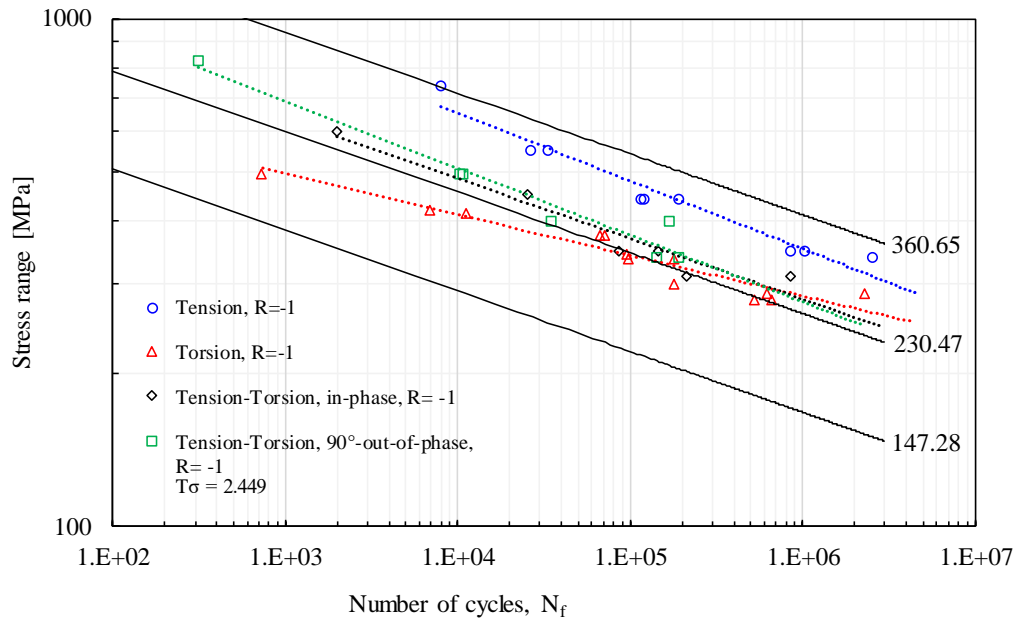


Figura 7.17: dati a rottura in termini di range di tensione relativi alla referenza Fatemi, Fatigue behavior under multiaxial stress state including notch effects e materiale Al alloy 2024 – T3

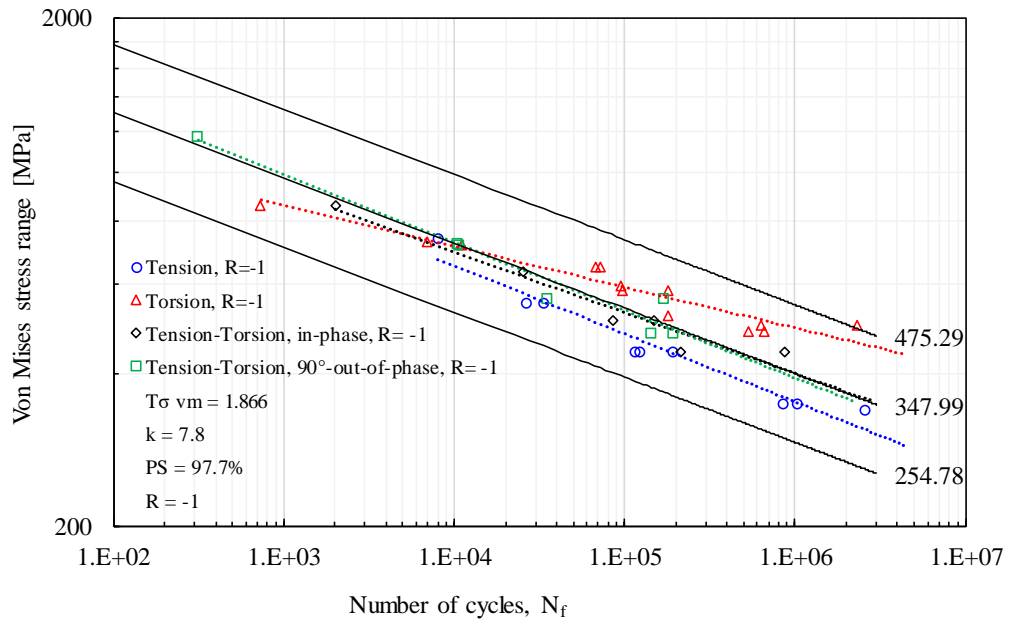


Figura 7.18: dati a rottura in termini di tensione equivalente di Von Mises relativi alla referenza Fatemi, Fatigue behavior under multiaxial stress state including notch effects e materiale Al alloy 2024 – T3

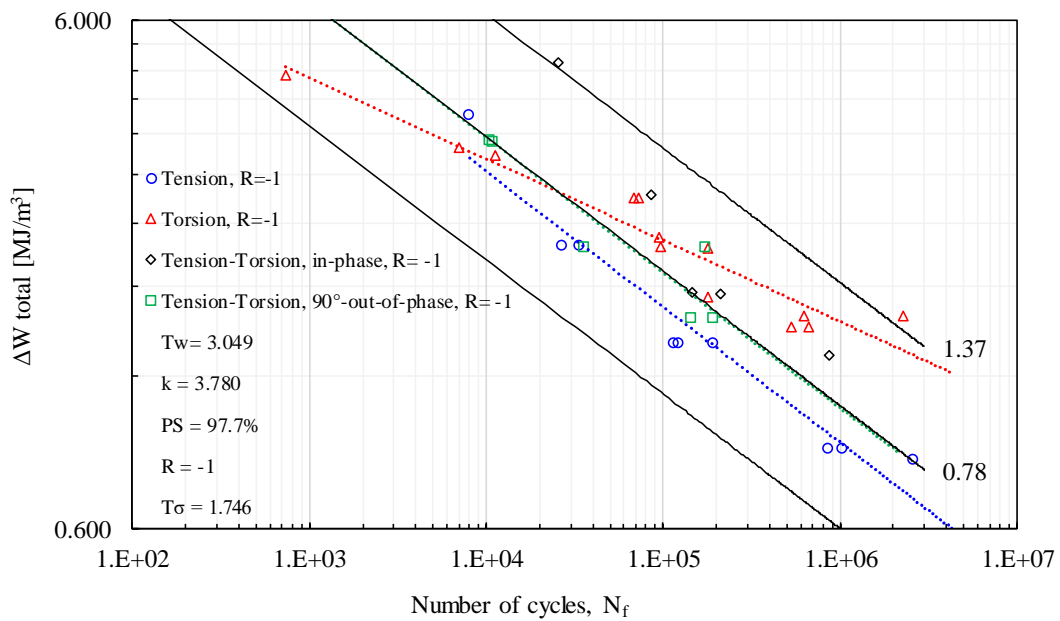


Figura 7.19: dati a rottura in termini di SED relativi alla referenza Fatemi, Fatigue behavior under multiaxial stress state including notch effects e materiale Al alloy 2024 – T3

Conclusioni

Durante questo progetto di tesi sono state ricavate le curve di calibrazione per l'AISI 304L sia per cricche circonferenziali che per cricca ellittiche che innescano da diverse posizioni angolari. È stato valutato inoltre l'effetto della temperatura (la resistività del materiale dipende dalla temperatura) che risulta essere tutt'altro che trascurabile per questo materiale; durante le prove sperimentali è stata tenuta sotto controllo la temperatura del provino in macchina affinché fosse circa uguale a quella del provino di riferimento che si trovava a temperatura ambiente (per i provini lisci è stato utilizzato un ventilatore per mantenere la temperatura a valori prossimi a quella ambiente).

Sono stati ricavati i raggi di controllo di modo I e di modo III per l'AISI 304L:

$$R_{Ic} = 0.1646 \text{ mm}$$

$$R_{IIIc} = 1.08 \text{ mm}$$

È stato applicato l'approccio SED sia ai dati sperimentali ricavati durante questo periodo di tesi sia ad alcune serie di dati presenti in letteratura al fine di valutare l'efficacia di questo metodo nel riassumere dati relativi a geometrie e modalità di carico diverse in una stessa banda di dispersione. Per quanto riguarda i dati sperimentali si è valutata la sintesi in termini di SED considerando il numero di cicli a rottura e ad innesco relativi a prove monoassiali di trazione e torsione e multiassiali di flessione – torsione in fase. Considerando i dati a rottura si è visto come l'approccio utilizzato non sintetizzi molto bene i dati in quanto la banda di dispersione presenta uno scarto piuttosto elevato ($T_w=17.151$, $T_\sigma=4.141$ calcolati al 97.7% di probabilità di sopravvivenza). La sintesi migliora se si considerano i dati ad innesco ($T_w=10.484$, $T_\sigma=3.238$ calcolati al 97.7% di probabilità di sopravvivenza). Gli aspetti che si è osservato contribuiscono ad aumentare l'ampiezza della banda di dispersione sono:

- la differenza di pendenza tra le curve che delimitano la banda (curva di trazione pura del provino liscio e dell'intagliato a spigolo vivo); bisognerebbe quindi cercare di imporre la stessa pendenza alle due curve in modo che la divergenza risultante sia limitata
- le curve relative a prove di trazione pura su provini lisci e intagliati si intersecano ad alto numero di cicli così come quelle relative a prove di torsione pura poiché questa condizione è stata imposta per il calcolo dei raggi di controllo. Tuttavia esiste una differenza tra i punti di intersezione delle curve relative alle due modalità di carico appena citate che contribuisce ad allargare ulteriormente la banda di dispersione

La sintesi in termini di SED a rottura ottenuta considerando i dati dalla letteratura migliora rispetto alla precedente basata sui dati sperimentali e presenta scarti che non superano i seguenti valori $T_w \leq 4.425$ e $T_\sigma \leq 2.104$. Inoltre è stata fatta la sintesi degli stessi dati in termini di tensione equivalente di Von Mises e questa ha portato a definire delle bande dispersione ancora più strette: $T_{\sigma VM} \leq 1.866$.

Proprio da questi ultimi risultati e ricordando che l'ipotesi di Von Mises si basa solo sulla componente deviatorica dello stato di tensione, l'idea di un possibile sviluppo futuro per migliorare l'efficacia di questo metodo potrebbe essere quella di separare la componente della densità energia di deformazione idrostatica da quella deviatorica nel calcolo del SED.

BIBLIOGRAFIA

- [1] P. LAZZARIN and R. TOVO, "A unified approach to the evaluation of linear elastic stress fields in the neighborhood of cracks and notches," pp. 3–19, 1996.
- [2] B. Gross and A. Mendelson, "Plane elastostatic analysis of V-notched plates," *Int. J. Fract. Mech.*, vol. 8, no. 3, pp. 267–276, 1972.
- [3] S. Filippi, P. Lazzarin, and R. Tovo, "Developments of some explicit formulas useful to describe elastic stress fields ahead of notches in plates," *Int. J. Solids Struct.*, vol. 39, no. 17, pp. 4543–4565, 2002.
- [4] P. Lazzarin and R. Tovo, "a Notch Intensity Factor Approach To the Stress Analysis of Welds," *Fatigue & Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 21, no. 9, pp. 1089–1103, 1998.
- [5] P. Lazzarin and R. Zambardi, "A finite-volume-energy based approach to predict the static and fatigue behavior of components with sharp V-shaped notches," *Int. J. Fract.*, vol. 112, no. 3, pp. 275–298, 2001.
- [6] P. Lazzarin and F. Berto, "Some expressions for the strain energy in a finite volume surrounding the root of blunt V-notches," *Int. J. Fract.*, vol. 135, no. 1–4, pp. 161–185, 2005.
- [7] P. Livieri and P. Lazzarin, "Fatigue strength of steel and aluminium welded joints based on generalised stress intensity factors and local strain energy values," *Int. J. Fract.*, vol. 133, no. 3, pp. 247–276, 2005.
- [8] R. O. Ritchie, G. G. Garrett, and J. F. Nott, "R. O. Ritchie, G. G. Garrett, and J. F. Nott Department of Metallurgy and Materials Science University of Cambridge, Pembroke Street, Cambridge CB2 3QZ, England tel: 0223 65151," pp. 462–467, 1971.
- [9] G. H. Aronson and R. O. Ritchie, "Optimization of the Electrical Potential Technique for Crack Growth Monitoring in Compact Test Pieces Using Finite Element Analysis," *J Test Eval*, vol. 7, no. 4, pp. 208–215, 1979.
- [10] K. Tanaka, "Crack initiation and propagation in torsional fatigue of circumferentially notched steel bars," *Int. J. Fatigue*, vol. 58, pp. 114–125, 2014.
- [11] A. Campagnolo, G. Meneghetti, F. Berto, and K. Tanaka, "Crack initiation life in notched steel bars under torsional fatigue: Synthesis based on the averaged strain energy density approach," *Int. J. Fatigue*, vol. 100, pp. 563–574, 2017.
- [12] G. Berton, "INNESCO DI CRICCHE DI FATICA IN PROVINI IN ACCIAIO E TITANIO SOGGETTI A CARICHI UNIASSIALI E MULTIASSIALI: APPLICAZIONE DELL'APPROCCIO SED."
- [13] L. Susmel, *Multiaxial notch fatigue: from nominal to local stress/strain quantities*. .
- [14] N. R. Gates and N. R. Gates, "Fatigue behavior under multiaxial stress states including notch effects and variable amplitude loading," 2017.