



UNIVERSITÀ
DEGLI STUDI
DI PADOVA

UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI PADOVA

Dipartimento di Ingegneria Industriale DII

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica

Determinazione sperimentale della soglia di propagazione a fatica di cricche corte in provini SENB in acciaio da stampi mediante applicazione del metodo DCPD

Relatore: **Prof. Ing. Giovanni Meneghetti**

Correlatori: **Prof. Ing. Alberto Campagnolo**

Dott. Ing. Luca Vecchiato

Laureanda: **Lucrezia Contiero**

Matricola: 2003454

Anno Accademico 2021/2022.

Indice

SOMMARIO	7
CAPITOLO 1	9
Curva R.....	9
1.1 Introduzione sulla meccanica della frattura.....	9
1.1.1 Le cricche	9
1.1.2 MFLE	9
1.1.3 Meccanica della frattura applicata alla progettazione a fatica	10
1.2 Curva R.....	11
1.2.1 Curva G e curva R statiche	11
1.2.2 Stabilità e instabilità della cricca	12
1.2.3 La "curva G" (analisi nella statica)	13
1.2.4 La "curva R" (analisi nella statica)	14
1.2.5 Curva R estensione in sollecitazioni a fatica	14
1.2.6 Effetti di chiusura.....	17
1.2.7 Effetto delle condizioni ambientali sulla soglia di propagazione di cricche a fatica	20
1.2.8 Determinazione sperimentale della curva R	23
CAPITOLO 2	33
Crescita cricche in uno stato di sollecitazione multiassiale	33
2.1 approccio per modellare il comportamento ciclico elastico-plastico dell'apice della cricca sotto applicazione di carico in modalità mista.....	34
2.2 Studio di Zhang e Fatemi.....	35
2.2 Analisi della possibile configurazione di carico che induca sollecitazione a modo misto I+II.....	39
2.2.1 Three point bending asimmetrico, carico eccentrico	39
2.2.2 Three point bending asimmetrico, asse di cricca carico eccentrico	41
2.2.3 Four point bending asimmetrico.....	43
CAPITOLO 3	47
Prove estensimetriche	47
3.1 Geometria provino	47
3.2 Posizionamento estensimetri	48
3.3 Conduzione prova con analisi sollecitazioni a modo I	49
3.4 Conduzione prova con analisi sollecitazioni a modo misto I+II.....	51
CAPITOLO 4	57
Determinazione curva R provino SACMI 04, prova a MODO I	57
4.1 Geometria provino	57

4.2 Compression pre-cracking	59
4.3 Curva R.....	68
4.4 Calibrazione di alfa	71
4.5. Analisi superficie di frattura e ridefinizione curva R	73
4.5.1 Superficie di frattura	73
4.6 Comparazione curve R	79
4.7 Confronto con curve stimate da analisi metallografica	80
4.8 Criticità nella prova e modifiche implementate per prove successive	81
CAPITOLO 5	83
Determinazione curva R provino SACMI 05, prova a MODO I	83
5.1 Geometria provino	83
5.2 Compression pre-cracking	86
5.3 Curva R.....	91
4.5.1 Superficie di frattura	98
5.6 Comparazione curve R	103
5.7 Reale condizione di carico	104
Conclusioni.....	105
APPENDICE A.....	107
Procedura di avvio sistemi di acquisizione	107
APPENDICE B.....	111
Procedura di estensimetrazione del provino	111
APPENDICE C.....	112
Collegamento estensimetri alla centralina di acquisizione CS-7008-FD	112
C.1 Avvio del Software di gestione della centralina IMC CS-7008-FD.....	112
C.2 Impostazione canali analogici.....	113
C.3 Ponte estensimetrico.....	113
C.4 Collegamento preparazione centralina per avviamento acquisizione	115
C.5 Visualizzazione segnali display e avviamento acquisizione	117
C.6 Scaricamento dati acquisizione da memoria interna alla centralina	118
C.7 Disconnessione e spegnimento centralina.....	118
APPENDICE D.....	121
Modifiche apportate al Set-up sperimentale.....	121
D.1 Realizzazione di una cerniera per applicazione dei carichi asimmetrici.....	121
D.2.Sistemi di posizionamento dei carichi.....	122
D.2.1 Sistema di posizionamento per carichi simmetrici	122
D.2.2 Sistema di posizionamento per carichi asimmetrici	123

D.3. Sistemi di centraggio provino in macchina	124
APPENDICE E	127
ADDESTRAMENTO NELL'USO DI ANSYS STUDENT	127
E.1 Esercitazione 1: Two-dimensional notched plate under tension	127
E.1.1 Preprocessing	127
E.1.2 Postprocessing.....	130
E.2 Esercitazione 2: Stress analysis of a pipe flange	131
E.2.1 Preprocessing	131
E.2.2 Postprocessing.....	134
E.3 Esercitazione 3: Stress intensity factor for a double edge cracked plate subjected to tension.....	136
E.3.1 Preprocessing	136
E.3.2 Postprocessing.....	139
E.4 Esercitazione 4: Calcolo del SIF per una piastra con due cricche laterali mediante il fracture tool di Ansys Workbench.....	142
APPENDICE F	145
Smart Crack Growth	145
F.1 Definizione del materiale.....	145
F.2 Definizione della geometria del provino	145
F.3 Definizione della mesh	147
F.4 Imposizione di carichi e vincoli.....	148
F.5 Principio di funzionamento della smart crack growth	148
APPENDICE G	151
Codici Matlab	151
G.1 Codice completo per generazione curva R.....	151
APPENDICE H	159
Schede provino	159
H.1 Provino SACMI 04.....	159
H.2 Provino SACMI 05.....	170
Bibliografia	181
Ringraziamenti	183

SOMMARIO

L'obiettivo della tesi risulta essere quello di riuscire a prevedere i carichi effettivi in corrispondenza dei quali, qualora un componente venga ad essi assoggettato, si può presupporre una vita infinita. I componenti oggetto di interesse sono quelli affetti da difetti di piccole dimensioni, definiti come “crack like” e qualificati come “cricche corte”.

Per tali difetti l'applicazione della Teoria della Meccanica della Frattura classica, che vale nell'ambito delle cricche lunghe, porterebbe ad operare in svantaggio di sicurezza.

L'azienda SACMI ha fornito all'Università di Padova dei provini di tipo SENB realizzati in acciaio da stampi (40CrMoMn7) impiegato nelle presse di produzione dell'azienda stessa. Tale materiale presenta delle difettosità riconducibili alle cricche corte e dunque l'obiettivo della definizione della curva R per tali provini risulta essere quello di stimare per il materiale in oggetto (con riferimento alla geometria del provino in uso) la reale soglia di propagazione di tali cricche a fatica e poter pertanto progettare i componenti stessi operando in favore di sicurezza.

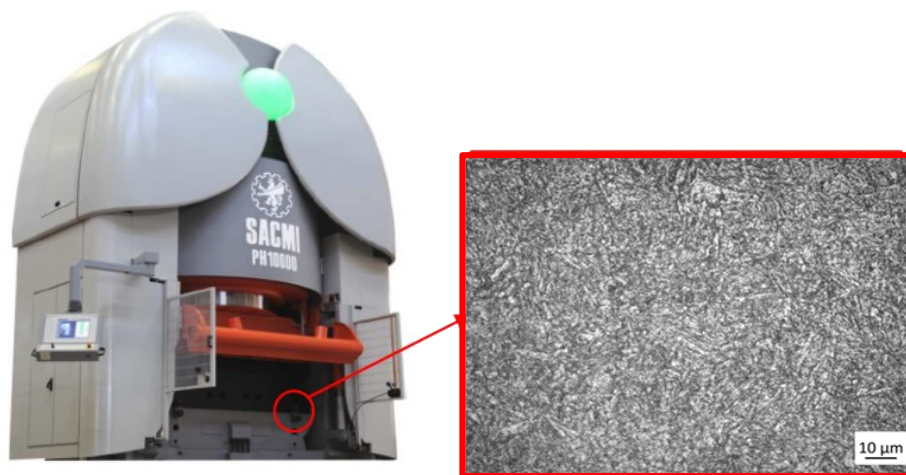


Figura 0.1: Presse SACMI; struttura dell'acciaio da stampi

Quando si fa riferimento a cricche lunghe, infatti, si ricade entro il regime di Paris. Qualora le cricche corte fossero considerate alla stregua di quelle lunghe, ciò porterebbe ad assumere che, se assoggettate a carichi tali da indurre un range del fattore di intensificazione delle tensioni minore di quello di soglia ($\Delta K_{th,LC}$), esse dovrebbero garantire una condizione di vita infinita. Le curve di Paris per le cricche corte, tuttavia, hanno un trend che non esibisce un asintoto verticale in corrispondenza di $\Delta K_{th,LC}$. Questo fa sì che esse manifestino in realtà, per tali carichi, una vita a termine. Con questo obiettivo è nata la Curva R: si tratta di una curva in cui si va a correlare la soglia di propagazione per cricche corte con l'estensione di cricca stessa.

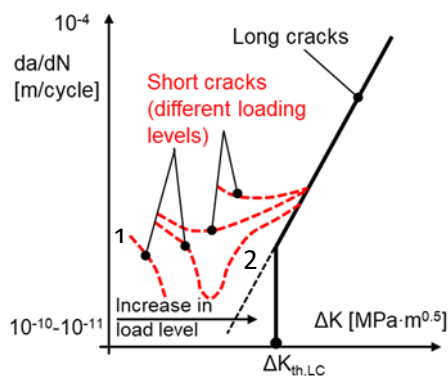


Figura 0.2: Diagramma di Paris con estensione all'analisi di cricche corte[1]

Curve come quelle mostrate in figura possono rappresentare diverse condizioni nell'ambito della posizione reciproca tra curva di "Driving" e quella di "Resistance".

La curva "1" (fig.0.2) può essere associata ad una cricca che parte, propaga con una certa velocità e poi rallenta perché arriva a raggiungere una condizione di tangenza tra la curva di Driving e quella di Resistance (o di secanza) e a quel punto si arresta.

La curva "2" (fig.0.2) invece è associata ad una cricca che propaga con una certa velocità, rallenta perché arriva in prossimità della soglia ma non si arresta per cui riparte nella propagazione fino a raggiungere una condizione di vita a termine.

La curva R funge di conseguenza da tramite tra gli approcci della meccanica classica e quelli della meccanica della frattura.

Nell'ambito dell'attività che il progetto di tesi si prefigge di sviluppare ci si pone come obiettivo la realizzazione sperimentale di curve R a puro modo I al fine di validare i risultati sperimentali ottenuti nelle precedenti prove sperimentali condotte su tale geometria di provino e verificare che essi siano in accordo con le previsioni teoriche stimate mediante analisi metallografiche di durezza.

L'evoluzione dell'analisi prevede di assoggettare i provini forniti a carichi tali da indurre uno stato di sollecitazione a modo misto I+II.

In tal senso si provvederà allo svolgimento di simulazioni FEM di analisi dello stato di intensificazione delle tensioni all'apice intaglio e ad una stima della propagazione di cricca (mediante il fracture tool di Ansys Workbenck).

Si provvederà così alla valutazione della configurazione di carico ottimale, tale da indurre un'entità di modo II non trascurabile e si provvederà successivamente alla definizione sperimentale della curva R ad esso associata.

CAPITOLO 1

Curva R

1.1 Introduzione sulla meccanica della frattura

1.1.1 Le cricche

I difetti che si possono riscontrare in strutture meccaniche possono essere delle discontinuità, cricche. Queste discontinuità alterano (abbassando) le caratteristiche di resistenza che avremmo in assenza di essi. I difetti nei componenti meccanici si possono originare in esercizio o a causa di un errata progettazione o a causa di un errato utilizzo della struttura stessa. Vi sono dei casi in cui ci si trova davanti a una struttura criccata e non vi è la possibilità di sostituirla, si procede dunque ad una stima della vita residua della struttura stessa al fine di garantirne comunque l'utilizzo in condizioni di sicurezza.

Vi sono poi cricche ipotizzate in fase di progettazione, prima che la struttura entri in esercizio. Di ciò si parla per lo più in ambiti industriali in cui non possiamo permetterci sovradimensionamenti ma dove sono contestualmente richiesti elevatissimi standard di sicurezza (è questo il caso di strutture aeronautiche). In questi contesti si procede con una progettazione detta "tollerante del danno" in quanto si ha la messa in esercizio di componenti in cui si ha la propagazione di cricche ma in condizioni controllate.

Infine si può fare riferimento a cricche proprie del materiale o derivanti dal processo produttivo. E' questo il caso del mondo dei getti o ad esempio dell'additive manufacturing.

1.1.2 MFLE

Se si considera un pannello di materiale che contiene una discontinuità di diametro $2a$ e la si sollecita a trazione. La tensione remota a monte e a valle del foro $=\sigma_g$ = tensione lorda perché calcolata in sezioni piene. $\sigma_{yy}(x)$ varierà in funzione della posizione x in cui ci si trova.

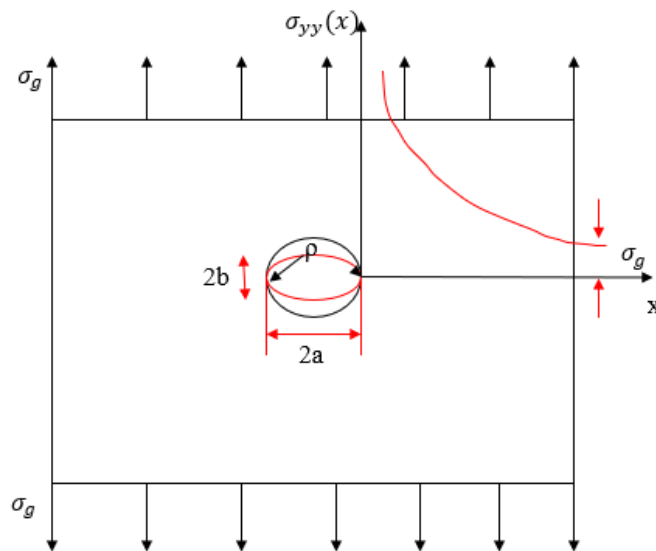


Figura 1. 1 Piastra piana forata centralmente e andamento del campo di tensione generato all'apice [2]

Il foro concentra le tensioni portando ad un'amplificazione della tensione di picco elastico all'apice dell'intaglio. Se si procede a deformare il foro rendendolo ellittico (mantenendo fissa $2a$) e successivamente si procede a schiacciare ulteriormente fino ad arrivare ad una fessura con ρ tendente a zero e tensione di picco elastico tendente a $+\infty$ (Figura 1. 1). In queste condizioni la meccanica classica risulta dare dei risultati non conformi alla realtà sia in ambito di resistenza statica che a fatica. È dunque necessario passare alla teoria della meccanica della frattura lineare elastica.

Secondo questo nuovo approccio, la rottura statica del materiale si ha quando $\sigma_{yy}^{LE}(x) \leq \sigma_{yy}^{LE}(x)_{LIMITE}$ con $\sigma_{yy}^{LE}(x)$ definita dalle equazioni di Irwin (1957). Le equazioni definite da Irwin sono singolari perché per r tendente a zero, tendono all'infinito. Tutti i campi di tensione sono legati alla costante K_I =fattore di intensificazione delle tensioni:

$$K_I = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0^+} [\sigma_{yy}(r, \theta = 0) * r^{1/2}] \quad (1.1)$$

Le equazioni di Irwin valgono per modo I di sollecitazione; in caso di plane stress o plane strain; in prossimità dell'apice di cricca e a patto che la zona plastica abbia una dimensione ridotta.

L'approccio di campo che si basa sulla verifica $\sigma_{yy}^{LE}(x) \leq \sigma_{yy}^{LE}(x)_{LIMITE}$ può essere riscritto nella forma $K_I \leq K_{LIMITE}$ con K_{LIMITE} =proprietà del materiale, tenacità a frattura che dipende dallo spessore del provino usato, dal materiale e dalla temperatura.

1.1.3 Meccanica della frattura applicata alla progettazione a fatica

Se si prende un provino costituito da una piastra con due cricche laterali simmetriche e le si sollecita a fatica, con una tensione variabile nel tempo $\Delta\sigma_g$, si è indotti a pensare che la propagazione della cricca sia favorita dai campi di tensione locali definiti da Irwin.

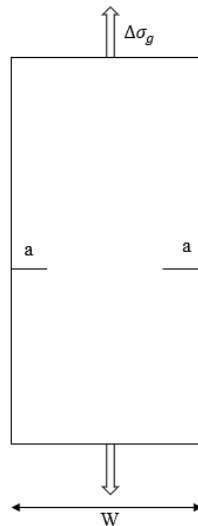


Figura 1. 2 Piastra piana con due cricche laterali assoggettata a una tensione variabile nel tempo

Si definisce dunque ΔK_I come range del fattore di intensificazione delle tensioni:

$$\Delta K_I = \alpha \left(\frac{2a}{W} \right) * \Delta\sigma_g * \sqrt{\pi a} \quad (1.2)$$

Ciclo dopo ciclo, si osserva sperimentalmente che le cricche propagano (aumentano di lunghezza). Al susseguirsi dei cicli di carico $\Delta\sigma_g$ si mantiene costante, α aumenta perché aumenta il rapporto $2a/W$. Di conseguenza ΔK_I aumenta ciclo dopo ciclo.

Le cricche iniziano a propagare inizialmente con una bassa velocità di propagazione, poi più la cricca diventa lunga, più la curva di a (estensione cricca) vs N (numero di cicli) guadagna pendenza e si perviene ad una propagazione più rapida. Nel 1963 Paris ha ipotizzato che la velocità di propagazione osservata ad un numero N^* di cicli, fosse correlabile al ΔK_I esistente all'apice della cricca stessa.

La curva di Paris (1963) che ipotizza una correlazione causa-effetto tra $\frac{da}{dN} \leftrightarrow \Delta K_I$.

In essa si colgono due valori fondamentali:

Δk_{th} = limite a fatica del componente criccato;

Δk_c = valore critico a cui corrisponde la rottura immediata.

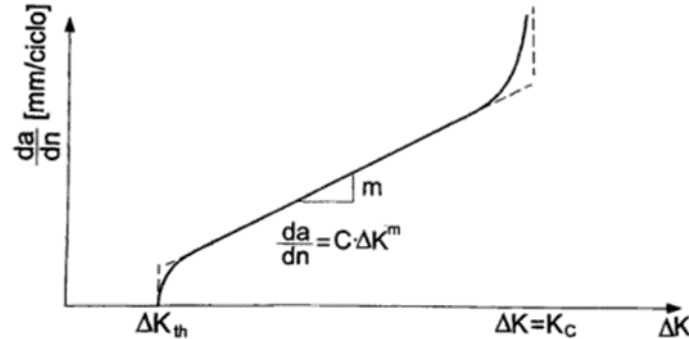


Figura 1. 3: Curva di Paris [2]

1.2 Curva R

1.2.1 Curva G e curva R statiche

Nell'ambito dell'analisi del processo di propagazione di cricche sotto l'applicazione di carichi statici, nel 1984 Irwin ha introdotto due termini, G e R, denominati rispettivamente: "forza di estensione della cricca" (G) e "resistenza all'estensione della cricca" (R). Le loro espressioni analitiche sono:

$$G = - \frac{dW_E}{dc} \quad (1.3)$$

$$R = \frac{dW_S}{dc} \quad (1.4)$$

Perché vi sia propagazione spontanea della cricca deve essere $G \geq R$, ossia la propagazione prende avvio quando G raggiunge un valore critico G_c che eguaglia R e continua fino a che G rimane maggiore di R.

Secondo l'approccio di Griffith, che consiste nel valutare la variazione di energia del sistema all'atto della propagazione della frattura, se si prende a riferimento una semi-cricca di estensione c, i valori di G ed R sono rispettivamente:

$$G = \frac{\pi \sigma^2 c}{E} \quad (1.5)$$

$$R = 2\gamma_s \quad (1.6)$$

Ne consegue che, mentre G cresce linearmente con c, R risulta essere indipendente da c. Questa influenza è visibile in Figura 1. 4

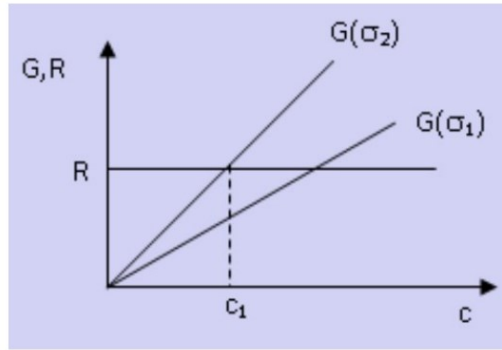


Figura 1. 4: Andamento di G e R in funzione dell'estensione della semi-cricca c

1.2.2 Stabilità e instabilità della cricca

Una volta che si sia raggiunto il valore G_c che eguaglia R , la cricca inizia a propagare. La propagazione, tuttavia, può essere stabile o instabile a seconda di come variano G e R al variare della lunghezza di cricca stessa. Per capire questo comportamento si fa riferimento alle curve: “*resistance curve*” o “*R curve*” nel caso R vs a e “*driving force curve*” nel caso G vs a . (a è l'equivalente di c del grafico di Figura 1. 4).

Se si considera una generica cricca di lunghezza $2a$ soggetta ad un campo remoto di tensioni di trazione (Figura 1. 1); se si ha una curva R costante, indipendente dalla lunghezza di cricca, quando lo sforzo è σ_1 , la cricca è stabile (Figura 1. 6 a) mentre raggiunto il valore di σ_2 la propagazione della cricca sarà instabile perché G continuerà ad aumentare mentre R rimarrà costante. Nel caso di Figura 1. 6 b, invece, il materiale presenta una curva R crescente : la cricca cresce di una piccola quantità quando lo sforzo raggiunge σ_2 ma non può continuare a crescere fino a che lo sforzo non aumenti ulteriormente. La propagazione stabile della cricca continua anche per sforzi maggiori come σ_3 . Quando infine lo sforzo raggiunge il valore di σ_4 , la curva G risulta tangente alla curva R e ci si trova in condizioni di instabilità.

Si ha propagazione stabile della cricca se

$$G=R \quad (1.7)$$

e

$$\frac{dG}{da} \leq \frac{dR}{da} \quad (1.8)$$

Mentre si ha propagazione instabile se

$$\frac{dG}{da} \geq \frac{dR}{da} \quad (1.9)$$

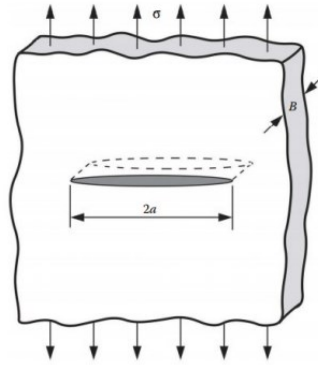


Figura 1. 5: Generica cricca di lunghezza $2a$ soggetta ad un campo remoto di tensioni di trazione

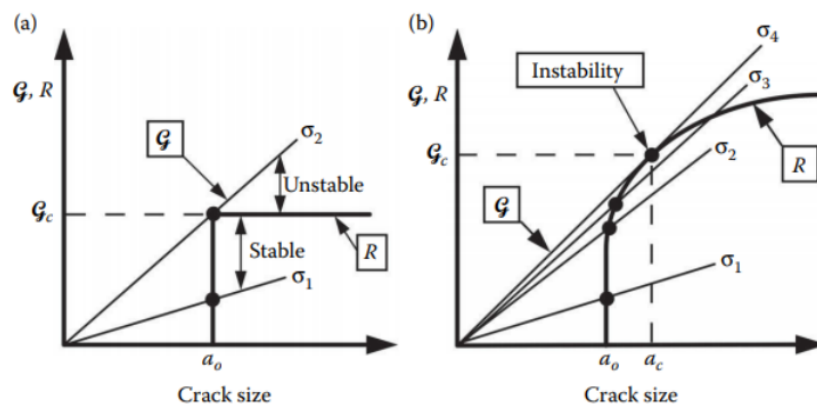


Figura 1. 6: Rappresentazione schematica delle curve G e R : (a) curva R piatta; (b) curva R crescente [3]

Quando la curva R è piatta (Figura 1.6 a), si può definire un valore critico di rilascio di energia G_c Inequivocabile. Un materiale con curva R crescente (Figura 1. 6 b) non può, invece, essere caratterizzato in modo univoco da un singolo valore di tenacità. Secondo l'equazione (1.9), una struttura si rompe quando la curva G risulta tangente alla curva R , ma questo punto di tangenza dipende dalla forma della curva G stessa, che dipende a sua volta dalla configurazione della struttura.

I materiali con curve R crescenti possono essere caratterizzati dal valore di G all'inizio della propagazione della cricca. Sebbene all'inizio la tenacità non è molto sensibile alla struttura geometrica, si possono riscontrare altre problematiche. Ad esempio, risulta praticamente impossibile determinare il momento preciso di innesco di cricca per la maggior parte dei materiali; un altro limite legato alla tenacità iniziale è che essa non fornisce informazioni sulla forma della curva R .

1.2.3 La "curva G " (analisi nella statica)

Nella geometria di Griffith si è visto che G è una funzione lineare della lunghezza di cricca. Ciò non è però sempre vero in quanto diverse geometrie e diverse modalità di sollecitazione possono portare a variazioni non lineari di G . Se si considera, ad esempio, la geometria descritta in Figura 1. 4 cui si immagina di effettuare una prova di trazione a carico costante ed una prova mantenendo costante l'apertura della cricca. In queste due condizioni si osservano rispettivamente due diverse dipendenze di G dalla lunghezza di cricca c :

1) prova a carico P costante:

$$G(P) \propto \frac{P^2 c^2}{EIb}$$

(1.10)

dove P è il carico applicato ed I è il momento d'inerzia;

2) Prova ad apertura d costante:

$$G(d) \propto \frac{9EId^2}{bc^4}$$

(1.11)

L'andamento è rappresentato nel grafico sotto riportato (Figura 1. 7).

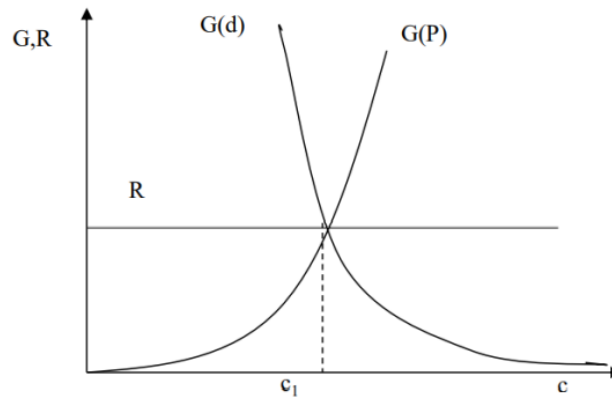


Figura 1. 7: Andamento curva G (driving) e curva R (resistance) al variare dell'estensione di cricca c[3]

Grazie alle condizioni di stabilità e instabilità analizzate e al grafico sopra riportato, si può affermare che:

- In condizioni di carico costante, una cricca di lunghezza c_1 è instabile e si propaga spontaneamente (accrescimento instabile della cricca);
- In condizioni di apertura costante della cricca, quest'ultima si arresterà non appena $G < R$, cioè per $c > c_1$. In questo caso sarà necessario aumentare d per consentire alla cricca di estendersi (accrescimento stabile della cricca).

1.2.4 La "curva R" (analisi nella statica)

Secondo l'approccio di Griffith la resistenza R alla propagazione della cricca è legata solo all'energia superficiale ed è perciò costante rispetto alla lunghezza di cricca. Ciò non è però sempre vero: è stato dimostrato che R può crescere all'aumentare della lunghezza di cricca e questo determina un comportamento più complesso nella propagazione della frattura. La forma della curva R dipende dal comportamento del materiale e dalla configurazione della struttura criccata. La curva R per un materiale idealmente fragile è piatta perché l'energia superficiale è una proprietà invariabile del materiale. Quando invece, un materiale presenta un comportamento non lineare alla frattura la curva R può assumere varie forme. Ad esempio, la frattura duttile nei metalli di solito si traduce in una curva R crescente; Inoltre, una zona plastica su punta della cricca aumenta di dimensione con l'aumentare della cricca. La forza motrice deve aumentare in tali materiali per mantenere la crescita della cricca. Se il corpo criccato è infinito, la dimensione della zona plastica e la curva R raggiungono un valore di stato stazionario e la curva R si appiattisce con le successive crescite di cricca; La dimensione e la geometria della struttura criccata possono influenzare la forma della curva R . Una cricca in una piastra sottile tende a produrre una curva R più ripida rispetto ad una cricca presente in una piastra spessa perché c'è un basso grado di sforzo triassiale nella punta della cricca nella piastra sottile, mentre il materiale, vicino alla punta della cricca nella piastra, potrebbe essere in deformazione piana.

Idealmente, la curva R , così come altre misure di tenacità di frattura, dovrebbe essere solo proprietà del materiale e non dovrebbe dipendere dalla dimensione e dalla forma della struttura criccata (molto nella MFLE si basa sull'assunzione che la tenacità a frattura sia una proprietà del materiale).

1.2.5 Curva R estensione in sollecitazioni a fatica

1.2.5.1 Comportamento a fatica

I componenti criccati sono sensibili a carichi ciclici, poiché agevolano la propagazione della cricca.

In questo caso la relazione (1.1) può essere così riscritta:

$$\Delta K_I = \alpha \Delta \sigma_g \sqrt{\pi a} [MPa m^{0.5}] \quad (1.12)$$

Il comportamento a fatica dei componenti con cricche di una certa dimensione è descritto dal diagramma di Paris di figura 1.4. Il diagramma riporta la velocità di propagazione della cricca in funzione di ΔK_I per un rapporto di ciclo $R=0$ (in scale doppio logaritmiche). Si possono distinguere tre parti:

- ZONA A ($\Delta K_I \leq \Delta K_{th}$): non c'è la propagazione della cricca (vita infinita del componente). Il ΔK_{th} è il valore di threshold (valore di soglia).
- ZONA B ($\Delta K_{th} < \Delta K_I < K_c$) c'è propagazione della cricca (vita a termine). Questa parte del diagramma è descritta dalla legge di Paris:

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \left[\frac{mm}{ciclo} \right] \quad (1.13)$$

Dove C e m sono due costanti che dipendono dal materiale;

- ZONA C ($\Delta K_I \geq K_c$) rottura immediata del componente.

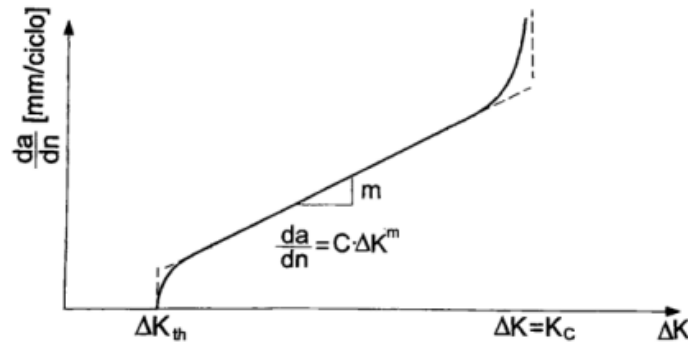


Figura 1. 8: Diagramma di Paris [2]

Inserendo il ΔK_{th} nell'espressione e riscrivendola in funzione del range di tensione è possibile ricavare il limite a fatica:

$$\Delta \sigma_{th} = \frac{\Delta K_{th}}{\alpha \sqrt{\pi a}} [MPa] \quad (1.14)$$

La soglia di propagazione di cricca a fatica Δk_{th} è una funzione dell'estensione della cricca Δa di cricche fisicamente corte. Per questo, il termine "curva R ciclica" è stato introdotto da Tanaka et al. in un contesto di propagazione di cricche a partire da un intaglio. La curva R ciclica è la chiave per collegare insieme la resistenza a fatica e gli approcci della meccanica della frattura.

La curva R descrive l'andamento di Δk_{th} al variare della dimensione Δa delle cricche corte durante le successive fasi di propagazione e arresto che le caratterizzano. I punti al di sotto della curva indicano punti di sicurezza, ovvero valori che non determinano una propagazione di cricca. La soglia di propagazione di cricca a fatica Δk_{th} è il SIF (Stress Intensity Factor) al quale la cricca si arresta o inizia a propagare sotto l'applicazione di un carico ciclico. Questo valore di soglia può anche essere definito come "limite di fatica". Sotto le ipotesi di partizione, Δk_{th} può essere splittato in due componenti: uno intrinseco $\Delta k_{th,eff}$ proprietà del materiale (indipendente dalla microstruttura ma dal reticolo cristallino e dalle proprietà elastiche) indipendente dalla lunghezza ed estensione della cricca e dagli effetti di chiusura ($\Delta k_{th,eff} \approx (1.3 \div 1.6 * 10^{-5})E$) e l'altro estrinseco $\Delta k_{th,op}$, che descrive tutti gli effetti estrinseci (o di chiusura) derivanti da meccanismi che agiscono attraverso i fianchi delle cricche e che dipende da lunghezza cricca, microstruttura del materiale, rapporto di ciclo, sequenza di carico, ambiente.

$$\Delta k_{th} = \Delta k_{th,eff} + \Delta k_{th,op} [MPa] \quad (1.15)$$

Il $\Delta k_{th,op}$ sarà zero quando una cricca inizia a propagarsi da un piccolo difetto preesistente, mentre quando la cricca inizia a propagarsi aumenterà gradualmente con l'estensione della cricca stessa fino a raggiungere un valore stabile $\Delta k_{th,LC}$; al quale gli effetti di chiusura risulteranno indipendenti rispettivamente dalla dimensione della cricca o dalla sua estensione. Tutto ciò è illustrato in Figura 1. 9.

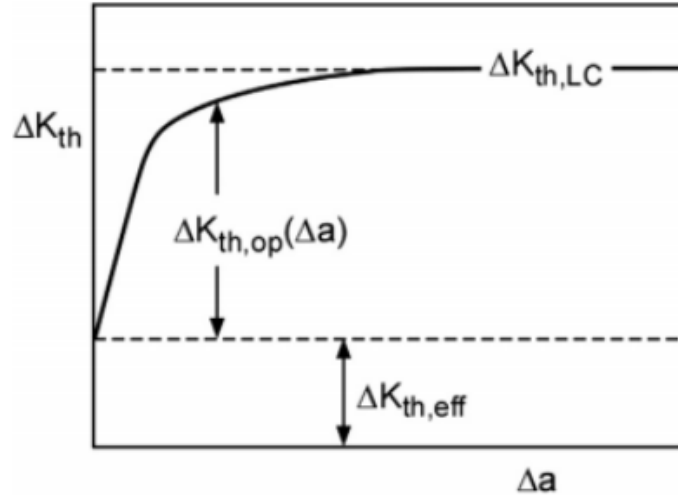


Figura 1. 9 Curva R[1]

$$\Delta \sigma_{th} = \frac{\Delta k_{th}}{\alpha \sqrt{\pi a}} [MPa] \quad (1.16)$$

Questa relazione è valida però per le sole cricche lunghe.

Il diagramma di Kitagawa-Takahashi (Figura 1. 10) descrive l'evolversi del limite a fatica in funzione della dimensione della cricca a permettendo di sintetizzare in un unico diagramma il comportamento di componenti lisci e quello di componenti criccati.

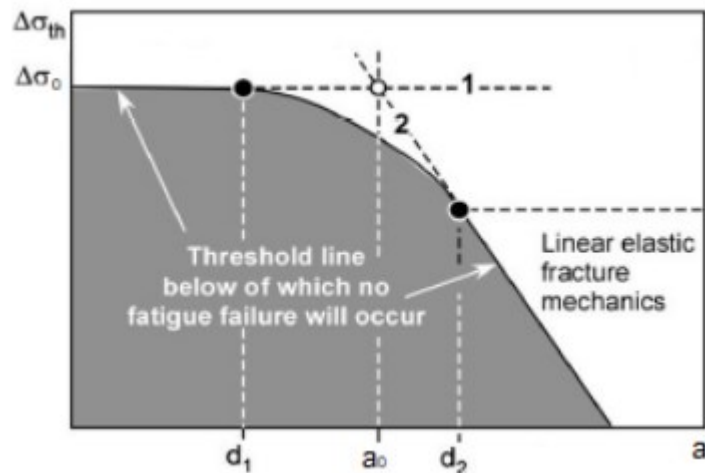


Figura 1. 10: Diagramma di Kitagawa-Takahashi [3]

L'andamento del diagramma può essere descritto dall'espressione analitica introdotta da El Haddad et al.:

$$\Delta K_{th} = \Delta \sigma_{th} \sqrt{\pi(a + a_0)} [MPam^{0.5}] \quad (1.17)$$

Questa equazione è valida nel caso in cui si trascurino effetti geometrici del componente (fattore di forma $\alpha \left(\frac{a}{w}\right)$); $a + a_0$ è una lunghezza fittizia della cricca, dove a_0 è un parametro che dipende dal materiale e dal rapporto di ciclo R:

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta \sigma_0} \right)^2 [m] \quad (1.18)$$

$\Delta \sigma_0$ è il limite a fatica per provini lisci.

Attraverso a_0 è possibile fare una prima distinzione tra cricche corte ($a < a_0$) e cricche lunghe ($a > a_0$), infatti: se si ha una cricca corta e l'eq. (1.17) può essere ricondotta alla forma:

$$\Delta K_{th} = \Delta \sigma_{th} \sqrt{\pi(a_0)} [MPam^{0.5}] \quad (1.19)$$

Da cui, combinando la (1.18) con la (1.19), deriva:

$$\Delta \sigma_{th} = \Delta \sigma_0 \quad (1.20)$$

che definisce la retta orizzontale 1 in Figura 1.10. In accordo con il diagramma di Kitagawa e con Miller il limite a fatica $\Delta \sigma_0$ acquista un significato più ampio: limite di fatica del materiale liscio che coincide con la soglia di propagazione di cricche infinitamente piccole.

Se $a \gg a_0$ (cricca lunga) allora l'eq. (1.17) diventa:

$$\Delta K_{th} = \Delta \sigma_{th} \sqrt{\pi(a)} [MPam^{0.5}] \quad (1.21)$$

Invertendo i termini della 1.21 si ottiene l'equazione della retta 2 del diagramma in Figura 1.10:

Tuttavia, le equazioni delle rette esprimono solo due delle tre parti del diagramma. Come viene riportato da Zerbst et.al. è possibile effettuare una classificazione più accurata delle tre zone del diagramma di Kitagawa-Takahashi a seconda della modalità di propagazione della cricca:

- la zona con $a < d_1$ definisce le cricche corte dette cricche microstrutturali. Il nome deriva dal fatto che queste cricche hanno le dimensioni della microstruttura del materiale, come ad esempio quella del grano cristallino. La crescita di queste cricche è irregolare ed è estremamente influenzata dalla microstruttura. In quanto i bordi grano fanno rallentare o addirittura arrestare la cricca stessa. A livello macroscopico si risolvono con la meccanica classica ma da analisi al microscopio si osserva che propagano-arrestano-propagano...
- la zona che raccorda la retta 1 alla retta 2 individua le cricche meccanicamente (ossia di dimensione confrontabile con l'estensione della zona plastica) -fisicamente corte. La propagazione di queste cricche è legata a fenomeni elasto-plastici che definiscono l'effetto di chiusura della cricca (fenomeno che verrà di seguito trattato). Ciò determina che le cricche non propagano in maniera regolare e possono subire arresti.
- L'ultima zona con $a > d_2$ definisce le cricche lunghe per le quali valgono i principi della MFLE (vengono trattate con la curva di Paris)

1.2.6 Effetti di chiusura

La propagazione della cricca avviene quando essa è portata ad aprirsi per effetto dei carichi. Tuttavia, nella fase finale di scarico e nella fase iniziale di carico del componente è possibile osservare che la chiusura e apertura della cricca non avviene per un valore nullo del carico applicato, bensì nella sua prossimità. Questo fenomeno è definito come effetto di chiusura della cricca. Prendendo in riferimento la figura 1.9 si classifica con:

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op} [MPam^{0.5}]$$

(1.22)

il range che effettivamente contribuisce alla propagazione della cricca dove K_{max} indica il valore massimo del SIF raggiunto nel ciclo, mentre K_{op} definisce il valore calcolabile analiticamente nella fase di riapertura della cricca. Quest'ultimo parametro è solo un valore fittizio per esprimere il fenomeno della chiusura (fenomeno non lineare) ed è calcolato con le classiche equazioni della MFLE utilizzando la tensione di apertura della cricca σ_{op} . Nell'istante in cui lo si misura, però, non è possibile rilevare nessun SIF poiché la cricca è ancora chiusa.

Gli effetti di chiusura possono essere dovuti a fattori di: plasticizzazione, rugosità e ossidazione.

Questi effetti vanno a influire notevolmente nella determinazione del ΔK_{th} , come viene riportato da James e Knott.

1.2.6.1 Chiusura della cricca indotta dalla plasticizzazione

Questo effetto è proporzionale alla zona plastica ciclica. Per capire la nascita di tale zona si può far riferimento alla figura 1.11. Nella prima fase di carico si forma la zona plastica monotona e solo nella fase di inversione del carico nasce in prossimità della radice della cricca la zona plastica che si ripete in modo ciclico.

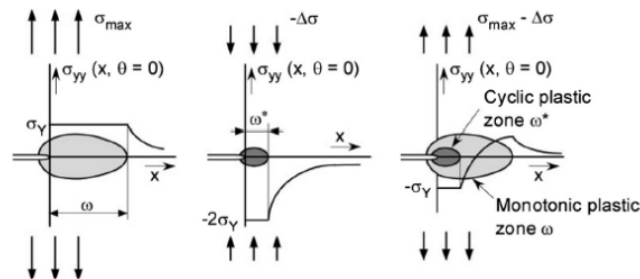


Figura 1. 11: Processo di sviluppo della cricca da Compression Pre-Cracking[4]

La dimensione della zona plastica ciclica va a definire anche la quantità di materiale compresso o stirato che rimane in corrispondenza della nuova superficie di cricca formata nella fase di propagazione. Come riporta Pippan et. al, si deve distinguere se la plasticizzazione è dovuta ad uno stato piano di tensione (PL σ) o da uno stato piano di deformazione (PL ϵ):

- Il PL σ crea un allungamento dei volumi elementari di materiale in corrispondenza della zona plastica ciclica. Per effetto poisson, nella direzione perpendicolare al piano di sollecitazione si ha una contrazione del materiale (figura 1.12). Nella propagazione della cricca, in prossimità della sua radice si ha un apporto di materiale stirato che crea una superficie irregolare (fig. 1.13b).

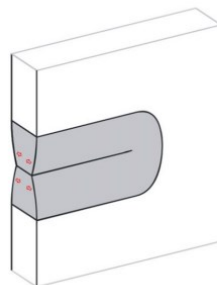


Figura 1. 12: [5]Stato deformativo indotto dall'applicazione di uno stato piano di tensione

- Per il PL ϵ non esiste ancora una risposta univoca della comunità scientifica sulla nascita del fenomeno di chiusura per plasticizzazione, come riporta Pippan. La risposta più plausibile è tuttavia che anche in questo caso vi sia un apporto di materiale in prossimità della radice della cricca, non è dovuto alla contrazione (si è in

PL ϵ). La figura 1.13 illustra come avviene l'aumento di materiale in prossimità dell'apice cricca. Tutta la zona attorno la cricca è plasticizzata e lo stato piano di deformazione determina uno scorrimento delle dislocazioni verso l'apice che definiscono una rotazione dei volumetti elementari. Questa riorganizzazione determina la nascita di una gobba di materiale aggiuntivo in prossimità della radice (Figura 1.13 a).

In figura 1.13 b è possibile apprezzare le differenze prodotte dai due stati di sollecitazione. Nel caso di PL σ l'effetto principale è l'allungamento del materiale che va ad interessare una ampia zona della superficie di cricca formata (Figura 1.13b), mentre con il PL ϵ si ha un modesto apporto di materiale in prossimità della radice di cricca (Figura 1.13). Conseguenza che l'effetto di chiusura per plasticizzazione è maggiore nel caso del PL σ piuttosto del PL ϵ . Uno stato di PL σ interessa maggiormente provini di piccolo spessore, mentre il PL ϵ lo si individua nei provini con spessore elevato.

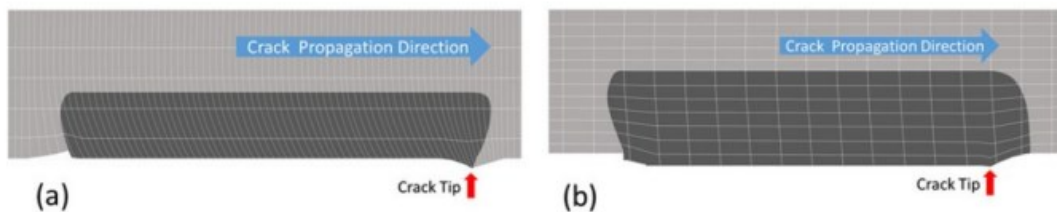


Figura 1.13: [5] Comportamento in presenza di uno stato piano di deformazione

In entrambi i casi si ha la formazione di una superficie di cricca irregolare che non determina l'apertura e la chiusura in corrispondenza di un carico applicato nullo.

1.2.6.2 Chiusura della cricca indotta dalla rugosità

Come già introdotto la propagazione della cricca definisce una superficie irregolare. La chiusura della cricca a causa della rugosità è riportata in figura 1.14. Anche se a livello macroscopico il componente è caricato a modo I, a causa di anisotropie e irregolarità, a livello microscopico si ha lo svilupparsi anche di modo II e di modo III che portano a contatto le superfici causandone la chiusura.

Lo spostamento è causato dall'effetto locale del modo II che porta a contatto le superfici.



Figura 1.14 Chiusura della cricca per effetto della rugosità [5]

La percentuale dell'effetto di chiusura legato alla rugosità dipende dalla struttura cristallina del materiale.

1.2.6.3 Chiusura della cricca indotta dall'ossidazione

L'ossidazione o prodotti dovuti alla corrosione hanno generalmente un volume specifico maggiore rispetto a quello del materiale di partenza. Nel caso in cui il componente si trovi in un ambiente umido e a temperatura ambiente, si può formare sulla superficie della cricca uno strato di ossido che è generalmente nell'ordine dei nanometri. Tale spessore non va in nessun modo ad influenzare la propagazione della cricca. Tuttavia, a causa del carico ciclico lo strato di ossido viene rotto e successivamente riformato, creando in alcuni punti della

superficie degli agglomerati di ossido che contribuiscono alla chiusura della cricca. L'effetto dell'ossidazione dipende dal rapporto di ciclo R ed è più accentuato per bassi valori di R (vedi Figura 1. 15):

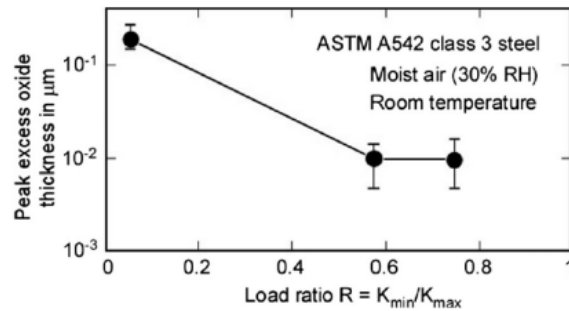


Figura 1. 15: Effetto dell'ossidazione correlato al rapporto di ciclo R [5]

In generale, indipendentemente dalla causa, l'effetto della chiusura nella propagazione della cricca può essere descritto dal seguente parametro adimensionale:

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K}$$

(1 . 23)

Con ΔK_{eff} definito dall' (1 . 23). Riportando l'andamento di U al variare della dimensione della cricca Δa si ha che all'innesco della cricca il suo valore è unitario, poiché i fenomeni di chiusura si sviluppano solo durante la propagazione. Infatti, si osserva che al crescere di Δa si ha una diminuzione di U , fino ad arrivare ad un valore limite pari ad U_{LC} per il quale l'effetto di chiusura ha raggiunto la saturazione (vedi Figura 1. 16). U_{LC} denota che si ha il passaggio ad una cricca lunga.

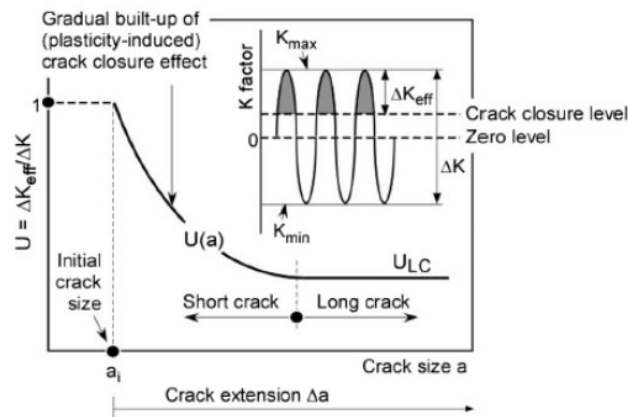


Figura 1. 16: Andamento di U in funzione dell'estensione di cricca a [5]

1.2.7 Effetto delle condizioni ambientali sulla soglia di propagazione di cricche a fatica

Come già detto, la soglia di propagazione delle cricche per fatica (ΔK_{th}) è un parametro di fondamentale importanza nella progettazione della tolleranza al danno dei componenti ingegneristici, poiché definisce l'intensità di sollecitazione al di sopra della quale una cricca inizia a propagarsi.

Nel lavoro di Duarte, Madaia, Zerbst, è stata studiata l'influenza di alcuni fattori sui dati da/dN - ΔK quali: la procedura sperimentale, l'umidità dell'aria, il rapporto di sollecitazione e la frequenza di prova. I risultati sono stati discussi con le loro potenziali cause e conseguenze in termini di vita residua.

Come precedentemente illustrato, ΔK_{th} è costituito da due componenti: una intrinseca ($\Delta K_{th,eff}$) e una estrinseca ($\Delta K_{th,op}$).

$\Delta K_{th,op}$ è legato ai cosiddetti effetti di chiusura della cricca sulla scia della cricca.

I principali fattori che influenzano la chiusura delle cricche sono, oltre a quelli già precedentemente analizzati, la dimensione della cricca (nel caso di cricche corte), il rapporto di sollecitazione (R) e le condizioni ambientali, ad esempio l'umidità dell'aria. Poiché la quantificazione sperimentale dei meccanismi di chiusura delle cricche è ancora un processo problematico, i modelli analitici esistenti sono disponibili solo per effetto di chiusura indotto da plasticizzazione, ad esempio quello proposto da Newman (1984).

Secondo Petit et al. (2003), le condizioni ambientali possono influenzare il comportamento di propagazione delle cricche in due modi diversi e opposti. Se si verificano infragilimento da idrogeno e dissoluzione anodica del metallo, che sono dannosi per le proprietà di fatica, si generano tassi di propagazione delle cricche (da/dN) più elevati e si misurano valori di soglia più bassi. In caso contrario, se sono presenti meccanismi di ossidazione associati alla chiusura delle cricche indotta dall'ossido, si osserva un effetto benefico sulla crescita delle cricche a fatica e sulla soglia. Questo accade perché l'intensità della sollecitazione all'apertura della cricca (K_{op}) aumenta a causa della formazione di prodotti di ossido all'interno della cricca, la forza motrice effettiva della cricca che porta alla propagazione della stessa (ΔK_{eff}) si riduce, per cui si ottengono da/dN più bassi e soglie più elevate. In questo contesto, la temperatura, l'umidità dell'aria e il rapporto di ciclo giocano un ruolo fondamentale. Alcuni esempi si trovano in Suresh et. al. (1981), Suresh et. al. (1983) e Pokorný et. al (2017).

L'influenza dell'ossidazione sul comportamento di crescita delle cricche si osserva principalmente (ma non solo) nel cosiddetto regime di soglia e vicino alla soglia. Le ragioni sono due:

- In questa fase la cricca si propaga a velocità minore, in modo da avere più tempo a disposizione per dare luogo alle reazioni di ossidazione;
- L'entità di apertura all'apice della cricca (CTOD) si riduce con la riduzione di ΔK .

Il lavoro di Duarte, Madaia, Zerbst ha studiato come l'umidità assoluta dell'aria, il rapporto di sollecitazione, il tipo di procedura sperimentale e la frequenza di prova influenzino le curve da/dN - ΔK e i valori di ΔK_{th} .

1.2.7.1 Determinazione sperimentale di ΔK_{th}

Al giorno d'oggi, per la determinazione di ΔK_{th} vengono applicate diverse tecniche sperimentali, come ad esempio quelle pubblicate da Carboni e Regazzi (2011). I metodi che sono stati adottati nello studio sono stati:

1.2.7.1.1 Procedura di decrescita K secondo ASTM E647 (2015) e ISO 12108 (2018)

Con questo metodo, si genera una fessura preliminare a ΔK costante fino a una certa dimensione, oltre la quale l'intaglio iniziale non influisce più su ΔK . Successivamente, ΔK viene ridotto gradualmente con un rapporto di sollecitazione (R) e un *gradiente* K (C) costanti, fino al raggiungimento della soglia. C deve essere scelto in modo tale che né gli effetti di chiusura della cricca indotti dalla plasticità né quelli indotti dall'ossido influenzino i risultati (Zerbst et. al. (2016)). Sebbene entrambe le norme forniscano modalità simili per l'esecuzione della prova, un'importante differenza tra loro è il limite da/dN per il quale viene specificato ΔK_{th} : mentre ASTM suggerisce $da/dN = 10^{-7}$ mm/ciclo, ISO utilizza $da/dN = 10^{-8}$ mm/ciclo. Per C si suggerisce da normativa ISO 12108 $C \geq 0.1$.

1.2.7.1.2 Procedura K_{max}

Anche la procedura K_{max} , brevemente menzionata in ASTM E647 (2015), consiste in una riduzione graduale di ΔK dopo il precracking (innesco cricca naturale). Tuttavia, invece di mantenere R costante riducendo ΔK , K_{max} viene mantenuto costante aumentando K_{min} (e quindi R). A circa $R \geq 0,8$, il ΔK_{th} determinato è il $\Delta K_{th,eff}$ intrinseco.

1.2.7.1.3 Procedure basate sulla compressione-precracking

Seguendo la tecnica di riduzione del carico del paragrafo 2.1, gli effetti della storia del carico derivanti dalla chiusura della fessura durante il precracking possono influenzare i dati $da/dN-\Delta K$ e il ΔK_{th} finale, causando risultati non conservativi. Per consentire l'avvio della prova da una condizione di assenza di chiusura, Pippan (1987) e Tabernig e Pippan (2002) hanno proposto una procedura in cui la precracca viene generata completamente in compressione, cioè sia K_{min} che K_{max} sono in compressione. In questo modo, i dati $da/dN-\Delta K$ sono generati senza quasi alcuna influenza della storia di carico e la prova di propagazione della cricca può essere avviata da valori più piccoli di ΔK , poiché è garantito che non ci sarà chiusura della cricca all'inizio della prova.

A seconda di come viene determinata la soglia, vengono proposte due diverse procedure: CPCA e CPLR. CP sta per precracking da compressione, CA per ampiezza costante e LR per riduzione del carico. Eseguendo il CPCA, ΔF viene mantenuto costante, in modo che ΔK aumenti con l'aumentare della lunghezza della cricca, cioè la soglia viene avvicinata partendo da un valore più basso di ΔK . Al contrario, nel CPLR si adotta una strategia simile a quella del *decreasing K* convenzionale, la soglia viene raggiunta a partire da un ΔK più alto: viene quindi ridotta a una R costante fino a ΔK_{th} . Tuttavia, il test può essere avviato da un ΔK iniziale più basso rispetto al *decreasing K* convenzionale.

Il materiale a cui si è ricorso è stato l'acciaio strutturale S690QL, fornito nella forma di lastre laminate a caldo con spessore di 12 mm

1.2.7.2 Determinazione di $\Delta K_{th,eff}$

A seconda di su quale dei due standard, ASTM o ISO, si basa il $\Delta K_{th,eff}$, si riscontra una differenza fino al 20%. I risultati del $\Delta K_{th,eff}$ non sono stati influenzati dalle variazioni dell'umidità assoluta misurata durante le prove e ciò rafforza l'ipotesi che E (modulo elastico) e $\|\mathbf{b}\|$ (vettore di Burger) siano gli unici parametri che influenzano il $\Delta K_{th,eff}$.

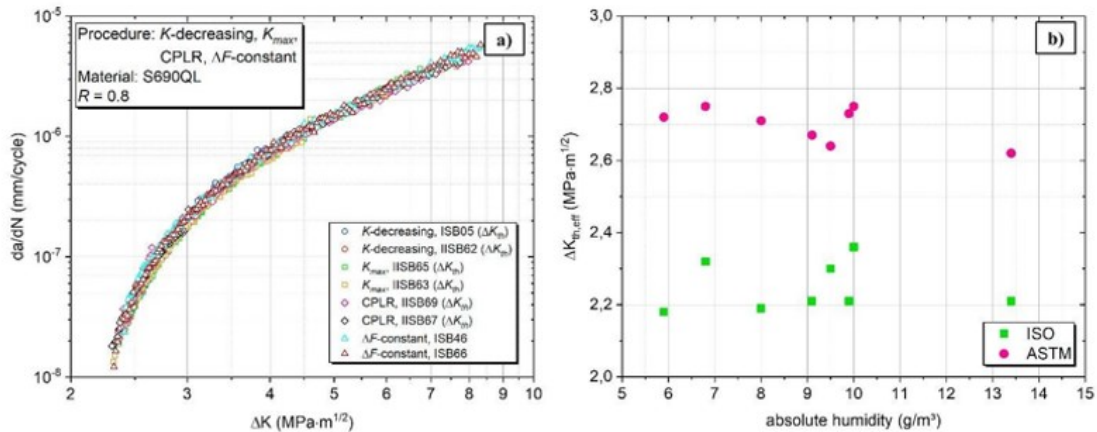


Figura 1. 17: Determinazione di $\Delta K_{th,eff}$ a) curve $da/dN-\Delta K$ ottenute da diverse procedure sperimentali e per $R=0.8$, b) $\Delta K_{th,eff}$ plottato rispetto alle misure di umidità assoluta [5]

1.2.7.3 Influenza della frequenza di prova e del rapporto di sollecitazione sui dati $(da/dN)-\Delta K$

L'influenza della frequenza di prova può essere intesa come un effetto indiretto dell'ossidazione sul comportamento di propagazione della cricca. Se la soglia viene avvicinata da un ΔK più alto (procedura *K decreasing*), una frequenza più bassa significa che è disponibile più tempo per il processo di ossidazione, che è un fenomeno dipendente dal tempo, e quindi ci si aspetta soglie più alte. Questo è esemplificato nella Fig. 1.17, in cui la curva ottenuta a 50 Hz vira prima verso il basso rispetto a quella ottenuta a 100 Hz. Un altro aspetto importante è il comportamento non lineare osservato intorno a $1-10^{-7}$ mm/ciclo per la curva a sinistra, che è stato osservato per tutti i campioni testati a 100 Hz. In questo caso, sono plausibili due possibili spiegazioni, che tuttavia richiedono ulteriori indagini:

- La meccanica della corrosione da fretting, secondo Halliday e Hirst (1956): Per frequenze più elevate si prevede un certo riscaldamento sulla punta della cricca e quindi si favorisce la diffusione del mezzo e il processo chimico di ossidazione. Di conseguenza, all'interno della cricca si forma una maggiore quantità di particelle di ossido che, a causa del contatto meccanico tra le facce della cricca, aumentano l'abrasione e la rimozione del materiale dalla superficie. Quando la cricca raggiunge un certo valore di velocità di propagazione (circa $1 \cdot 10^{-7}$ mm/ciclo) e CTOD, queste particelle di ossido duro tendono a rotolare all'interno della cricca invece di scorrere, agendo così come cuscinetti a rulli. Di conseguenza, il coefficiente di attrito si riduce e la cricca dispone di maggiore energia per crescere. Il risultato è un tasso di crescita più elevato.
- L'inibizione dello scorrimento inverso dovuto all'ossidazione, come menzionato in Suresh (2003) in quanto la formazione di prodotti di ossido sulla faccia della cricca, che, come già detto, si innesca a frequenze più elevate, impedisce il taglio durante l'inversione del carico, il che, a sua volta, comporta una maggiore disponibilità di energia per la propagazione della cricca. Quindi, sebbene ΔF (e ΔK) si riducano gradualmente, si registra una velocità di propagazione della cricca approssimativamente costante.

Oltre alla frequenza, è stato studiato anche l'effetto del rapporto di sollecitazione. Come già accennato, in letteratura l'effetto di R sui dati di propagazione delle cricche è spesso correlato al verificarsi di effetti di chiusura delle cricche (Suresh et. al. (1981), Suresh et. al. (1983), Pokorný et. al (2017) e Petit et. al. (2003)), che sono più pronunciati per valori più piccoli di R . E' stato infatti registrato un ΔK_{th} più elevato per $R = -1$ rispetto a $R = 0,1$ e $R = 0,8$. Non è stato possibile stabilire una correlazione tra l'umidità assoluta e i dati sulla crescita delle cricche.

Sono state tratte le seguenti conclusioni:

- I valori di soglia intrinseci, determinati con un rapporto di stress elevato ($R = 0,8$), hanno mostrato una stretta banda di dispersione dei dati. L'umidità assoluta dell'aria ha dimostrato di non avere alcuna influenza sui risultati. Un punto critico è, tuttavia, quale dei due standard di prova, ASTM E647 o ISO 12108, venga utilizzato per la determinazione del ΔK_{th} in quanto tra i valori di soglia ricavati nei due casi emerge una differenza del 20%.
- I dati acquisiti per R diversi da 0,8 dipendono fortemente dalla frequenza e da R . Inoltre, i fenomeni di corrosione hanno portato a un comportamento non lineare a velocità di cricca inferiori a $2 \cdot 10^{-7}$ mm/ciclo, osservate per tutti i provini testati a $R = -1$ e 100 Hz. Le possibili spiegazioni sono i meccanismi di corrosione per fretting e l'inibizione dello scorrimento inverso dovuto alla presenza di uno strato di ossido sulla superficie.
- Per quanto riguarda la valutazione della tolleranza ai danni dei componenti, in cui una variazione minima di ΔK_{th} può portare a considerevoli errori di previsione, l'uso di $\Delta K_{th,eff}$ come parametro del materiale sembra essere un'alternativa promettente. È influenzato da un minor numero di parametri e può garantire un calcolo robusto, preciso e, in caso di dubbio, conservativo.

Per cricche lunghe il valore di soglia è pari a $\Delta K_{th,LC} = \text{cost}$ perché $\Delta K_{th,op}$ è costante.

1.2.8 Determinazione sperimentale della curva R

Nell'ambito delle prove condotte si è ricorso alla definizione della curva R ricorrendo al CPC nella fase preliminare, di generazione della pre cricca.

- 1) Creazione del pre-intaglio a_N . Questo viene ottenuto mediante EDM con l'obiettivo di essere preciso, regolare e simmetrico lungo tutto lo spessore del provino, evitando il problema di un possibile intaglio ad arco;
- 2) Realizzazione dell'intaglio da RB a_{RB} che dovrà essere acuto in modo da agevolare l'innesco della pre-cricca e ridurre i carichi nel CPC (compression pre-cracking) contenendo le tensioni residue a fine processo, che potrebbero influenzare la curva R.
- 3) Esecuzione del CPC: operazione necessaria per innescare una vera e propria cricca di lunghezza a_{CPC} tale da uscire dalla zona di influenza dell'intaglio precedentemente creato. Il CPC è realizzato con cicli in pura compressione e con un rapporto di ciclo $R=20$.

- 4) Determinazione della curva R: si ottiene mediante l'esecuzione di un test a fatica di propagazione di cricche a carico crescente nel tempo con un rapporto di ciclo $R=0.05$. I carichi di partenza devono definire un Δk_I prossimo al $\Delta k_{th,eff}$.

Partendo da questo valore di Δk_I non si dovrebbe osservare nessuna propagazione di cricca essendo in soglia. Il fatto di assoggettare, però il provino a carichi sotto soglia ha lo scopo di esaurire completamente l'eventuale zona plastica residua all'apice dell'intaglio stesso. Successivamente si procede ad aumentare il carico del 10%. L'incremento del carico dovrebbe garantire la riapertura della cricca e la sua propagazione. Si eseguono, di conseguenza, una serie di step di incrementi di carico, ciascuno seguito da una propagazione e da un arresto fino a raggiungere e superare il valore di soglia delle cricche lunghe $\Delta k_{th,LC}$. Una volta raggiunto tale valore si può osservare la propagazione della cricca fino alla rottura statica immediata. Una cricca si considera ingegneristicamente ferma quando la sua velocità di propagazione è inferiore a quella di soglia : $\frac{da}{dN} \leq 10^{-7} \text{ mm/ciclo}$ (secondo la normativa ISO) oppure $\frac{da}{dN} \leq 10^{-8} \text{ mm/ciclo}$. Sulla base di tali valori si decreta l'avvenuto arresto nella fase di propagazione della cricca stessa e dunque il raggiungimento della soglia.

1.2.8.1 La formula di Johnson e il polinomio sperimentale

Per misurare la propagazione della cricca, sia durante il CPC che nell'ambito della curva R stessa, si fa riferimento alla tecnica DCPD: si impone il passaggio di corrente costante lungo tutto il provino e si misura la differenza di potenziale nella zona dell'intaglio. Al propagare della cricca, la resistenza aumenta, la corrente rimane costante e di conseguenza aumenta il potenziale. Per convertire il potenziale misurato nella dimensione della cricca corrispondente a tale valore di potenziale, per i provini pilota si è utilizzata la formula di Johnson:

$$a = \arccos \left\{ \cosh \frac{\pi y}{2W} * \cosh^{-1} \left[\frac{\Delta V}{V_0} * \operatorname{arccosh} \left(\frac{\cosh \left(\frac{\pi y}{2W} \right)}{\cos \left(\frac{\pi a_0}{2W} \right)} \right) \right] \right\} * \frac{2 * W}{\pi} [mm]$$

(1.24)

* $a_0 = a_{N+RB}$ se in CPC

* $a_0 = a_{N+RB} + \Delta a_{CPC} = a_{N+RB+CPC} = a_{CPC} = a_i$ se in curva R

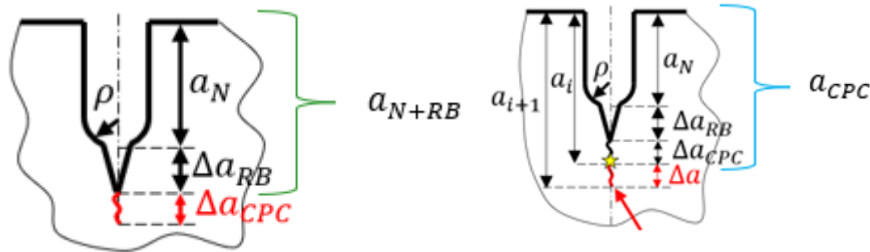


Figura 1.18: Schematizzazione apice intaglio post RB e post CPC

Dove:

-W [mm]= larghezza del provino SENB;

-y [mm]= distanza dell'asse del pin dal piano di propagazione della cricca;

- ΔV [μV] = tensione misurata tra i pin in un generico istante di tempo con cricca in fase di propagazione;

- V_0 [μV] = potenziale misurato prima di iniziare la prova;

- a_0 [mm] = lunghezza iniziale della cricca alla quale si è misurato un potenziale V_0 (=lunghezza intaglio CPC+ pre-cricca per test curva R).

E' stato verificato che la formula di Johnson è affetta dall'influenza di variazioni di temperatura, ne consegue che facendo riferimento al segnale X fornito dalla Matelect, esso risulta essere influenzato dalla temperatura. Si può quindi procedere a misurare l'andamento della temperatura sul provino mediante termocoppia e poi

pulire il segnale X da tale effetto. In alternativa si può applicare un sistema DCPD a due canali (segnale X e segnale Y) in modo da eludere l'effetto della temperatura e ottenere un segnale del tipo X/Y pulito dall' effetto della temperatura:

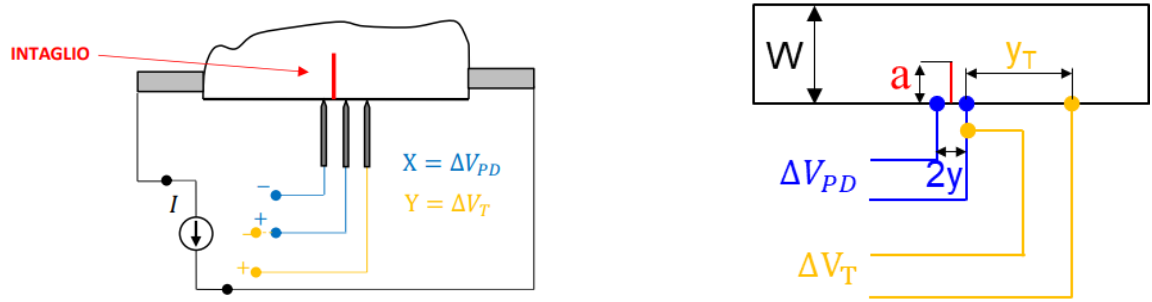


Figura 1. 19: Schematizzazione collegamenti corrente e potenziale

$$\frac{X}{Y} = \frac{\Delta V_{PD}}{\Delta V_T}$$

(1 . 25)

Sfruttando la prima legge di Ohm l'equazione può essere riscritta come

$$\frac{X}{Y} = \frac{\Delta V_{PD}}{\Delta V_T} = \frac{IR_{PD}}{IR_T}$$

(1 . 26)

Applicando anche la seconda legge di Ohm

$$\frac{IR_{PD}}{IR_T} = \frac{I\rho\Delta v_{PD}}{I\rho\Delta v_T}$$

(1 . 27)

Semplificando si ottiene

$$\frac{X}{Y} = \frac{\Delta V_{PD}}{\Delta V_T} = \frac{\Delta v_{PD}}{\Delta v_T}$$

(1 . 28)

Nell'ambito di una tesi precedente (Sandooletti), si è proceduto ad un'analisi FEM elettrica che ha consentito di ricavare un'equazione sperimentale che correla x/y all'ampiezza di cricca a . La curva di calibrazione ottenuta è stata la seguente:

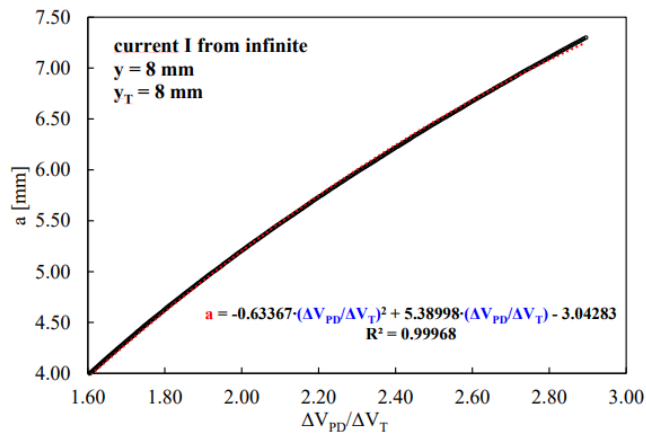


Figura 1. 20: Polinomio di calibrazione ottenuto da analisi FEM elettriche

1.2.8.2 Fase 1: Razor Blading (RB)

Questa operazione permette di ottenere un intaglio che ha lo scopo di:

- Agevolare l'innesco della pre-cricca necessaria per la determinazione della curva R ciclica. La maggior facilità nel creare la pre-cricca permette di ridurre i carichi nel CPC con una conseguente riduzione della zona plastica residua a fine processo potendo dunque lavorare con tensioni residue ridotte, le quali tendono ad influenzare la prova per la determinazione della curva R (proprio per questo devono essere minimizzate);
- Inibire l'effetto dell'intaglio precedente creato da EDM;
- mantenere il ΔK durante il pre-cracking in compressione il più piccolo possibile, poiché le curve R cicliche possono essere influenzate dalle condizioni di pre-cracking. Ciò richiede un raggio dell'intaglio molto acuto, ottenibile grazie al "Razor Blading".

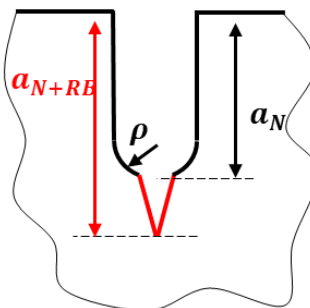


Figura 1. 21: Schematizzazione apice intaglio post RB

1.2.8.3 Fase 2: "Compression Pre-Cracking" CPC

Dopo il RB segue il "Compression pre-cracking" (CPC), il quale permette di realizzare una vera e propria cricca nel provino SENB.

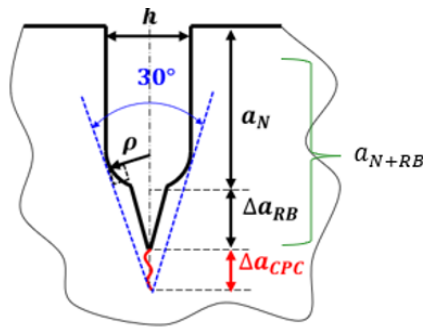


Figura 1. 22: Schematizzazione apice intaglio post CPC, con prescrizione di normativa per stima estensione precricca secondo normativa ASTM E647

Il precracking consiste nel determinare l'innescò di una vera e propria cricca nel provino intagliato. La cricca viene generata attraverso l'applicazione di una serie di cicli di carico di completa compressione. Questa modalità è da preferirsi rispetto a una pre-cricca ottenuta con cicli di trazione, poiché in questo modo si garantisce nella fase iniziale della prova una cricca aperta, priva di effetti di chiusura e con tensioni residue ridotte. La propagazione della cricca avviene solo quando quest'ultima tende ad essere aperta. Anche se il provino è soggetto a carichi di compressione, per la presenza dell'intaglio si forma in corrispondenza del suo apice una zona plastica ciclica con tensioni residue di trazione (Figura 1.22). Il metodo che verrà descritto è stato sviluppato presso "Erich Schmid Institute of Materials Physics in Leoben".

Nella fase iniziale di carico si forma una zona plastica monotona. A causa del gap della larghezza dell'intaglio del provino ci sarà una sorta di "scissors effect" davanti la sua punta. A causa di ciò, parte di tale zona nella fase di scarico viene convertita in una zona plastica ciclica soggetta ad una tensione di trazione che determina l'innescò della cricca (Figura 1.22a). Nella propagazione della cricca, la zona plastica ciclica scorre all'interno della zona monotona, rimanendo in corrispondenza dell'apice della cricca e diminuendo di dimensione. Invece, la zona monotona mantiene dimensioni invariate (Figura 1.22 b). Con l'aumentare della lunghezza di cricca aumenta anche il carico di chiusura, che provoca una diminuzione sia della dimensione della zona plastica ciclica, sia della velocità di propagazione della cricca stessa fino a quando la punta della cricca non si avvicina al confine della plastica monotona dove si arresterà. (Figura 1.22 c)

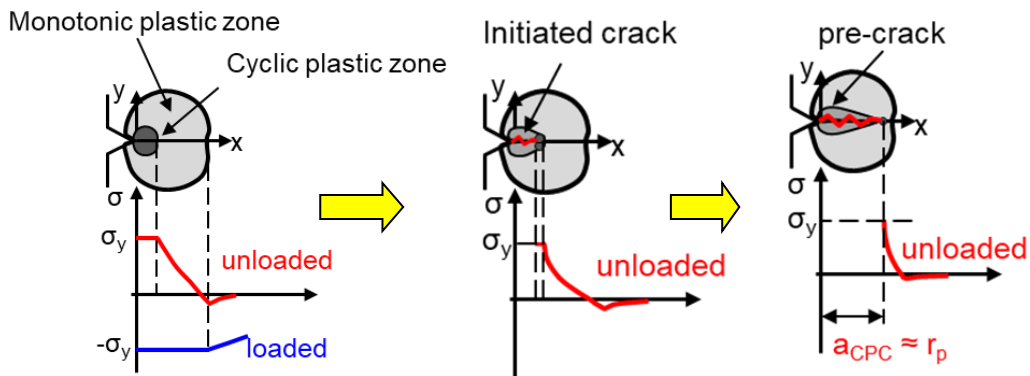


Figura 1. 23 a_b_c: Step di sviluppo della pre cricca da CPC[6]

Quindi, la dimensione massima della pre-cricca prodotta dalla compressione ciclica è determinata dalla regione di deformazione plastica all'apice dell'intaglio nel primo ciclo di carico. La regione in cui esistono tensioni residue di trazione è piccola rispetto alla sua dimensione iniziale. Il vantaggio del pre-cracking in compressione ciclica è che assoggettando a carichi di compressione, quando non caricata, la zona all'apice dell'intaglio si trova assoggetta ad uno stato di trazione (in termini di tensioni residue) e dunque crea una cricca aperta.

La pre-cricca generata con il CPC è il punto di partenza per la determinazione della curva R.

Per generare la pre cricca durante il CPC è necessario assoggettare il componente a determinati carichi, Questi possono esser stimati fissando l'entità dell'estensione di cricca che si vuole ottenere e equiparandola all'estensione della zona plastica monotona, si può procedere a ritroso e stimare i carichi. In tali calcoli si procede ipotizzando che l'intaglio sia una cricca.

$$r_p = \frac{\pi}{8} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2$$

(1 . 29)

Nella scelta dell'estensione di r_p da cui procedere poi al calcolo dei carichi da applicare, la normativa ASTM E647 prescrive di scegliere un'estensione tale per cui l'angolo compreso tra le due tangenti ai bordi dell'intaglio, aventi vertice nell'apice della cricca stessa, non sia superiore ai 30°. Piappan et al [6] ritengono però tale prescrizione, che vale per le cricche lunghe, eccessivamente restrittiva e dunque prescrivono che si possa assumere $r_p = \Delta a_{CPC} = 0,1-0,15\text{mm}$.

$$\rightarrow \Delta K_I = \sigma_y \sqrt{\frac{8r_p}{\pi}} = \alpha \cdot \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot (a_N + \Delta a_{RB})}$$

(1 . 30)

$$\rightarrow \Delta \sigma = \frac{\Delta K_I}{\alpha \cdot \sqrt{\pi \cdot (a_N + \Delta a_{RB})}}$$

(1 . 31)

$$\rightarrow \Delta F = 2 \cdot \frac{\Delta \sigma \cdot \frac{1}{6} B \cdot W^2}{b}$$

(1 . 32)

dove

$$\alpha_{Tada} = \sqrt{\frac{2W}{\pi a} \cdot \tan \frac{\pi a_{N+RB}}{2W}} \cdot \frac{0.923 + 0.199 \left(1 - \sin \frac{\pi a_{N+RB}}{2W} \right)^4}{\cos \frac{\pi a_{N+RB}}{2W}}$$

(1 . 33)

Questo in ipotesi di far riferimento alle equazioni di Anderson e di definire il raggio plastico con riferimento ad uno stato di Plane stress. Se si facesse riferimento ad uno stato di plane strain il valore del raggio plastico sarebbe da definirsi come

$$r_p = \frac{\pi}{24} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2$$

(1 . 34)

A questo punto, facendo riferimento alla normativa ISO 12108:2018 si procede a stimare il valore di forza media e ampiezza di forza da applicare (oltre che i valori di forza massima e minima che definiscono di fatto i limiti da imporre nella macchina):

$$\Delta F = \Delta K_I \cdot B \cdot \frac{\sqrt{W}}{g\left(\frac{a_i}{W}\right)}$$

(1 . 35)

Con

$$g\left(\frac{a_i}{W}\right) = \frac{(S_{max} - S_{min})}{2 \cdot W} * 3 * \sqrt{2 * \tan \theta_i} * \left(\frac{0.923 + 0.199 * (1 - \sin \theta_i)^4}{\cos \theta_i} \right) \quad (1.36)$$

e

$$\theta_i = \frac{\pi a_i}{2 W} \quad (1.37)$$

$$F_{max} = \frac{\Delta F}{(1 - R)} \quad (1.38)$$

$$F_{min} = F_{max} * R \quad (1.39)$$

$$F_{mean} = \frac{F_{min} + F_{max}}{2} \quad (1.40)$$

$$F_a = \frac{\Delta F}{2} \quad (1.41)$$

1.2.9.4 Fase 3: determinazione curva R

Il vantaggio del pre-cracking in compressione ciclica è quello di partire con una cricca mediamente aperta, priva di effetti di chiusura e con tensioni residue ridotte quando si avvia la prova per la determinazione della curva R.

Una rappresentazione schematica del test di crescita della cricca con ampiezza di carico crescente e con un rapporto di ciclo costante è riportata in fig.3.37.

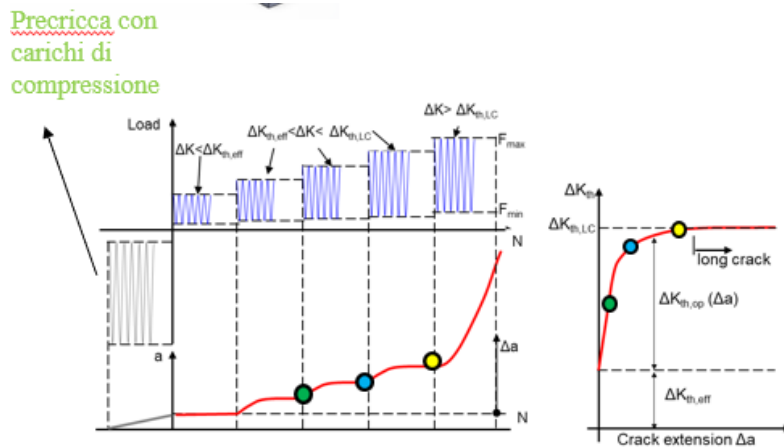


Figura 1. 24: Schematizzazione degli step di incremento di carico e corrispondente curva R[1]

Analizzando la fig. 1.23 si possono riconoscere gli step di carico e la lunghezza di cricca in funzione del numero di cicli (grafico principale) e l'ipotetica curva R (grafico basso a destra).

Osservando il grafico principale si evidenziano tre diverse zone:

- se $\Delta K_I < \Delta K_{th,eff}$ allora la cricca non propaga
- se $\Delta K_{th,eff} < \Delta K_I < \Delta K_{th,LC}$ la cricca inizia a propagare e a crescere fino a fermarsi ad una certa estensione per ogni ciclo di carico.
- se $\Delta K_I > \Delta K_{th,LC}$ la cricca non si arresta più.

Grazie ai vari punti di arresto di cricca è possibile ottenere la curva R. Si può pertanto osservare il ΔK_{th} in relazione alla corrispondente estensione della cricca a cui si è avuto l'arresto. In particolare, il ΔK_{th} aumenta con l'aumentare dell'estensione della cricca a partire dal valore di soglia $\Delta K_{th,eff}$ fino a raggiungere il valore costante $\Delta K_{th,LC}$ (long crack). Valore di soglia che coincide proprio con il limite inferiore della curva di Paris.

Per evitare l'influenza della non-propagazione dei precedenti step di carico, bisogna avere un aumento dell'ampiezza di carico del 10% o superiore. Durante la non-propagazione, l'eventuale ossido che si può formare potrebbe indurre alla chiusura e causare la non-propagazione negli step di carico successivi (effetto Vaidya). In più i risultati sperimentali potrebbero essere influenzati dai campi di sforzo di tensione residui. Per ridurre questa influenza si possono effettuare dei trattamenti termici dopo il pre-cracking oppure usare degli intagli estremamente acuti accoppiati ad appropriate condizioni di pre-cracking, riducendo il campo di sforzo residuo all'apice della cricca. La seconda opzione risulta migliore della prima perché i trattamenti termici alterano le proprietà del materiale quindi sono poco applicabili.

Da un punto di vista operativo e pratico, prima di montare il provino in macchina bisogna stimare i possibili step di carico da applicare durante il test.

Di seguito verranno riportate tutte le equazioni e il ragionamento eseguito per stimare i carichi da applicare al provino SENB. Inoltre, si ricorda che tutti i calcoli sono stati effettuati ipotizzando che l'intaglio e pre-cricca finora ottenuti siano un'unica cricca.

Il $\Delta K_{th,eff}$ può esser stimato mediante delle correlazioni disponibili in letteratura come

$$\Delta K_{th,eff} = 1.3 * 10^{-5} * E [MPam^{0.5}] \quad (1.42)$$

Dove E è il modulo elastico del materiale in oggetto.

$$\Delta F = \Delta K_I * B * \frac{\sqrt{W}}{g\left(\frac{a_i}{W}\right)} \quad (1.43)$$

Con

$$g\left(\frac{a_i}{W}\right) = \frac{(S_{max}-S_{min})}{2*W} * 3 * \sqrt{2 * \tan\theta_i} * \left(\frac{0,923+0,199(1-\sin\theta_i)^4}{\cos\theta_i}\right) \quad (1.44)$$

e

$$\theta_i = \frac{\pi}{2} * \frac{a_i}{W} \quad (1.45)$$

$$F_{max} = \frac{\Delta F}{(1 - R)} \quad (1.46)$$

$$F_{min} = F_{max} * R$$

(1 . 47)

$$F_{mean} = \frac{F_{min} + F_{max}}{2}$$

(1 . 48)

$$F_a = \frac{\Delta F}{2}$$

(1 . 49)

Si inizia il "test curva R" da valori inferiori di $\Delta K_{th,eff}$, in modo tale da non osservare nessuna propagazione di cricca nel primo step di carico e semplicemente andare ad esaurire la zona plastica e le tensioni residue dal precedente CPC.

CAPITOLO 2

Crescita cricche in uno stato di sollecitazione multiassiale

Una parte significativa della vita a fatica dei componenti meccanici viene spesa nella crescita di cricche corte. Lo stato di sollecitazione in molte strutture e componenti è, inoltre tipicamente multi-assiale. Ne consegue che studiare la crescita di cricche corte in termini di percorso e tasso di crescita sotto stress combinati può essere di grande importanza in molte applicazioni. Lo studio di Shamsaei N, Fatemi A. “Crescita di cricche corte da fatica sotto sollecitazioni multi-assiali.”[Int J Fatica (2013)] indaga il processo di crescita di cricche corte di diversi acciai in stati di sollecitazione multi-assiali. Lo studio si sviluppa sull'analisi sperimentale di campioni tondi tubolari solidi e a parete sottile sotto vari carichi ciclici multi-assiali in fase e fuori fase, tensione-torsione e tensione-tensione e con o senza sollecitazioni medie che viene utilizzata per caratterizzare il comportamento di crescita di cricche corte. Gli acciai utilizzati includono acciai al carbonio medio 1045 e 1050, acciaio inossidabile 304L e Inconel 718. Vengono discussi gli effetti della non proporzionalità del carico, delle sollecitazioni medie e della chiusura indotta dall'attrito sul comportamento di crescita delle cricche da fatica di piccole dimensioni. L'analisi del piano critico e un fattore di intensità della deformazione efficace vengono utilizzati per prevedere il percorso di crescita delle cricche e per correlare i tassi di crescita delle cricche in varie condizioni di sollecitazione combinate.

Gli stati di sollecitazione e di deformazione di molti componenti e strutture industriali sono, come detto, spesso multi-assiali e derivano da carichi multidirezionali, tensioni residue o effetti geometrici. Fatemi e Shamsaei hanno recentemente esaminato alcune delle questioni più importanti da considerare nell'analisi della fatica multi-assiale e nella stima della vita (di cui la crescita di cricche sotto stress combinati può costituire una parte significativa).

Il processo di fatica include l'inizio o la nucleazione e la crescita di micro-fessure. Lo sviluppo della cricca procede con la sua nucleazione e crescita fino a una lunghezza di circa diverse centinaia di micrometri (cioè crescita microscopica), come illustrato in Fig.2.1 . Quando si fa riferimento a cricche nella prima fase di sviluppo, la struttura della microstruttura e la morfologia della superficie della cricca possono svolgere un ruolo determinante nel processo di propagazione della cricca stessa.

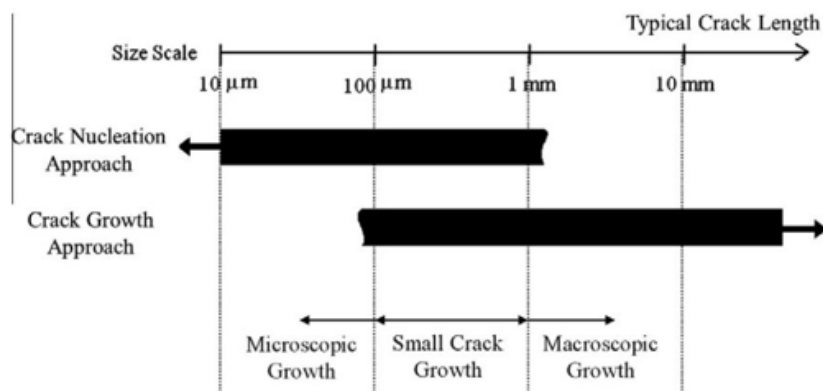


Figura 2. 1: Diversi step di generazione e propagazione della cricca durante una sollecitazione a fatica[7]

Nella fase di sviluppo di cricca small, essa è tipicamente influenzata dalla plasticità locale e non genera la propria zona plastica.

Al contrario, le cricche più lunghe a livello macroscopico sono generalmente meno interessate dalla plasticità locale e generano una propria zona plastica all'apice della cricca. La modellazione di tali cricche (lunghe) richiede, come precedentemente definito, un processo di analisi mediante MFLE.

Le osservazioni sperimentali suggeriscono che il materiale, l'entità del carico, la condizione iniziale dell'apice della cricca, il rapporto di ciclo e la sollecitazione media influiscono sulla modalità di crescita della cricca. Nelle geometrie del tipo a piastra sotto sollecitazioni multi-assiali, spesso si formano cricche sotto carico in modalità mista; tuttavia, di solito si trasformano in una modalità di macro-crack subito dopo la crescita di

micro-fessure. I campioni tubolari a parete sottile sotto carico di torsione possono essere utilizzati per generare la crescita di macro-fessure in modalità di sollecitazione a modo II.

Il comportamento di crescita delle cricche da fatica in modalità mista può essere influenzato da diversi fattori come sovraccarichi, chiusura della cricca, sollecitazione a T e non proporzionalità del carico. La deflessione della fessura e l'interazione con la microstruttura determinano una chiusura indotta dalla rugosità che ha un effetto significativo sul comportamento della soglia, specialmente in presenza di carico in modalità mista (e soprattutto per quanto concerne le cricche corte rispetto che le cricche lunghe).

Zhang e Fatemi hanno recentemente studiato la chiusura della cricca e gli effetti del rapporto di carico, nonché l'effetto della combinazione del carico (K_{II}/K_I) sul comportamento di crescita di piccole cricche e in provini di tipo piatto sotto flessione a quattro punti. Hanno osservato la crescita di cricche su cicli di carico con un rapporto K_{II}/K_I piccolo (cioè principalmente assoggettati a modo I), simile a quanto era stato osservato per la crescita di cricche lunghe dello stesso materiale sotto carico in modalità mista, e come previsto dal criterio della massima sollecitazione tangenziale. La chiusura della fessura è stata osservata con tutti i rapporti di combinazione del carico nel regime di cricca corta per un rapporto di carico ($R = P_{min}/P_{max}$) di 0,05. Si è osservato che maggiore è il rapporto di combinazione del carico iniziale, maggiori sono i tassi di crescita della fessura. Si è riscontrata chiusura di cricca indotta dalla rugosità per i test in modalità mista anche con un rapporto di carico elevato di 0,5 nel regime della cricca corta.

Molti studi suggeriscono che la configurazione della geometria di un intaglio influisce sul comportamento di crescita della cricca che può essere spiegato da diversi campi della zona plastica. Nel caso di caricamento in modalità mista, la modellazione della plasticità ciclica della punta della cricca è complicata. Pommier et al. hanno recentemente proposto un approccio per modellare il comportamento ciclico elastico-plastico dell'apice della cricca sotto applicazione di carico in modalità mista.

2.1 approccio per modellare il comportamento ciclico elastico-plastico dell'apice della cricca sotto applicazione di carico in modalità mista

L'obiettivo è quello di modellare il comportamento elastico-plastico ciclico in modalità mista della regione della punta della cricca su scala globale. Dovrebbe essere utile per prevedere l'effetto dei sovraccarichi in modalità mista sulla fatica. Ha lo scopo di stabilire un modello ragionevolmente preciso (rispetto ai calcoli agli elementi finiti (FE) elastico-plastico) ma condensato in un insieme di equazioni derivate parziali in modo da evitare enormi calcoli FE elastico-plastico in futuro.

È stato dimostrato che gli effetti della storia sulla fatica possono modificare sia la direzione di crescita che il tasso di crescita di una cricca da fatica.

Un criterio di danno può essere utilizzato per prevedere la direzione di crescita e la cinematica.

Ad esempio, utilizzando calcoli FE elastico-plastico, Doquet e Bertolino hanno proposto di determinare il piano di crescita della cricca, rispetto a due criteri di fatica sul piano critico, predittivi o dominati dalla tensione di trazione o frattura dominata dal taglio. Il piano di crescita delle cricche è scelto come piano critico per il quale vi è il tasso di danno il più alto. Questo approccio consente di predire le transizioni della direzione di crescita, osservate negli esperimenti che di consueto i criteri non riescono a prevedere.

Sander e Richard, in particolare, hanno dimostrato che il FEM consente di prevedere l'effetto del sovraccarico per varie combinazioni di modi. Tuttavia, le simulazioni FEM di una cricca da fatica in crescita in un materiale elasto-plastico rimangono difficili da realizzare in un contesto industriale e i costi di calcolo sono ancora proibitivi.

Lo scopo del lavoro di Pommier e Lopez è stato quello di estendere un metodo originariamente proposto per la crescita di cricche a modo I alla condizione di carichi sotto ampiezza variabile. L'idea generale è di eseguire calcoli FE utilizzando una legge costitutiva adatta in base al tipo di materiale.

Usando un approccio multiscale i risultati FE locali vengono portati a livello di scala globale in modo che la maggior parte delle informazioni venga considerata un insieme di variabili scalari.

L'idea generale è quindi quella di costruire un modello incrementale per predire il comportamento ciclico misto elasto-plastico nella regione della punta della cricca.

Tra le ipotesi che vengono fatte nell'implementazione del metodo vi sono:

- operare in condizione di plane strain
- considerare condizioni miste di solo modo I e II
- far riferimento ad un sistema di coordinate locali collocato all'apice di cricca.

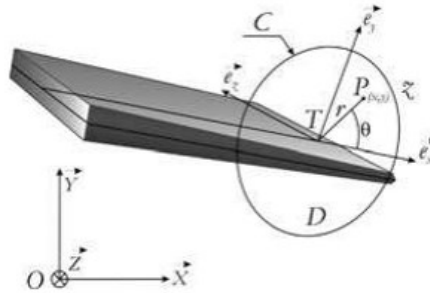


Figura 2. 2 Schematizzazione dei sistemi di riferimento adottati [8]

Varie condizioni di modo misto sono state simulate usando il FEM.

I risultati numerici ottenuti risultano essere consistenti con i risultati sperimentali di Dahlin e Olsson che hanno mostrato che l'attenzione non può essere posta solo sui range. Il comportamento di una cricca differisce significativamente a seconda che il carico statico di modo I sia sovrapposto o meno con un carico ciclico di modo II.

Questi risultati mostrano anche che la non linearità del modello materiale, impiegato in questi calcoli, induce una non linearità nella risposta di K_I^∞ rispetto a ρ_I (fattore di intensificazione della plasticità a modo I)

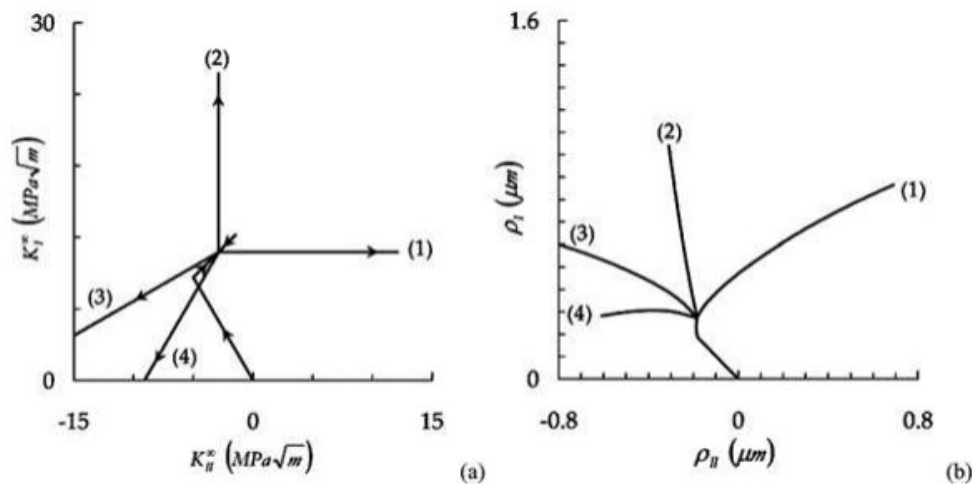


Figura 2. 3: a) Andamento di K_I^∞ (fattore d'intensificazione delle tensioni nominale a modo I) in funzione di K_{II}^∞ (fattore d'intensificazione delle tensioni nominale a modo II); b) Andamento di ρ_I (fattore di intensificazione della plasticità a modo I) in funzione di ρ_{II} (fattore di intensificazione della plasticità a modo II)[8]

2.2 Studio di Zhang e Fatemi

Poiché la fessura cambia direzione durante la sua crescita sotto caricamento in modalità mista, si deve considerare sia il tasso che la direzione di crescita delle cricche stesse. Esistono diversi criteri per la previsione della direzione di crescita delle cricche con carichi in modalità mista che sono stati proposti negli ultimi 5 anni. Tra questi, il criterio della massima sollecitazione tangenziale (MTS) e della densità di energia di deformazione

minima sono più comunemente utilizzati per la loro semplicità (oltre al supporto di osservazioni sperimentali). Il criterio MTS considera la direzione di crescita della cricca corrispondente con la direzione della massima sollecitazione tangenziale. Il criterio della minima densità di energia di deformazione prevede che la crescita della cricca sia nella direzione lungo la quale la densità di energia di deformazione raggiunge il suo minimo.

Le applicazioni di questi criteri sono, tuttavia generalmente limitate al regime della meccanica della frattura elastica lineare.

Per correlare i tassi di crescita delle cricche da fatica sotto carico in modalità mista, sono stati utilizzati fattori di deformazione effettiva e intensità di sollecitazione effettiva

Lo studio di Shamsaei N, Fatemi A. esamina il comportamento di crescita di cricche corte di acciai al carbonio medio 1045 e 1050, acciaio inossidabile 304L e Inconel 718 in stati di sollecitazione multiassiali. Per caratterizzare il comportamento di crescita di cricche corte vengono utilizzate osservazioni sperimentali da campioni tondi tubolari solidi e a parete sottile sottoposti a varie sollecitazioni combinate tra cui in fase e fuori fase, tensione-torsione e tensione-tensione, con o senza sollecitazioni medie. Vengono discussi gli effetti della chiusura indotta dall'attrito, della duttilità del materiale, del gradiente di sollecitazione, dell'ampiezza della deformazione, della non proporzionalità del carico e della sollecitazione media sul comportamento di crescita di piccole cricche da fatica. Il fattore di intensità basato sulla deformazione efficace Reddy– Fatemi (RF) viene quindi utilizzato per correlare i dati sul tasso di crescita delle cricche per vari materiali e condizioni di carico presentate.

I test sono stati eseguiti secondo la norma ASTM E2207 [23].

Nella maggior parte dei casi, in particolare per gli acciai inossidabili 1050 N e 304L e nelle prove con ampiezza di deformazione elevata, sono state osservate numerose cricche.

Tuttavia, una cricca è diventata dominante ed è diventata quella responsabile della rottura. Si è osservato che le cricche più lunghe erano orientate su un intervallo ristretto di piani, mentre le cricche più corte sembravano trovarsi su un intervallo più ampio di piani attorno al piano critico. Le caratteristiche microstrutturali come la forma del grano, le dimensioni e l'orientamento influiscono sulla comportamento delle microfessure, mentre le cricche più lunghe crescono sotto controllo della forza motrice di taglio e indipendente da tali caratteristiche. Come si può vedere dalla Fig. 2.4, le cricche di taglio hanno tipicamente un andamento a zigzag. Pertanto, la rugosità della superficie della cricca può provocare attrito nella chiusura indotta. La Fig. 2.5a confronta la lunghezza della cricca rispetto al numero di cicli per Inconel 718 sotto sforzo di taglio ciclico con trazione (percorso K) e con compressione (percorso L) significa sollecitazione/deformazione normale. Compressione normale sollecitazione/deformazione sul piano di taglio massimo per il carico il percorso L chiude la cricca, decelera il processo di crescita della cricca ed estende la vita a fatica.

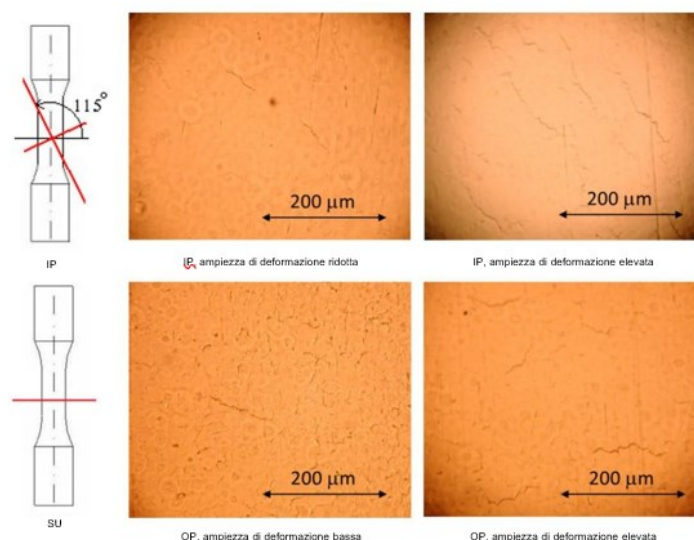


Figura 2. 4: Cricca osservata a seguito dell'applicazione di carico in fase e 90° fuori fase. Sono mostrati anche i piani critici per IP (115°) e OP(0°)[7]

Sollecitazione/deformazione normale di trazione per il percorso “K” del carico apre la fessura, accelera il processo di crescita della fessura e riduce la vita a fatica.

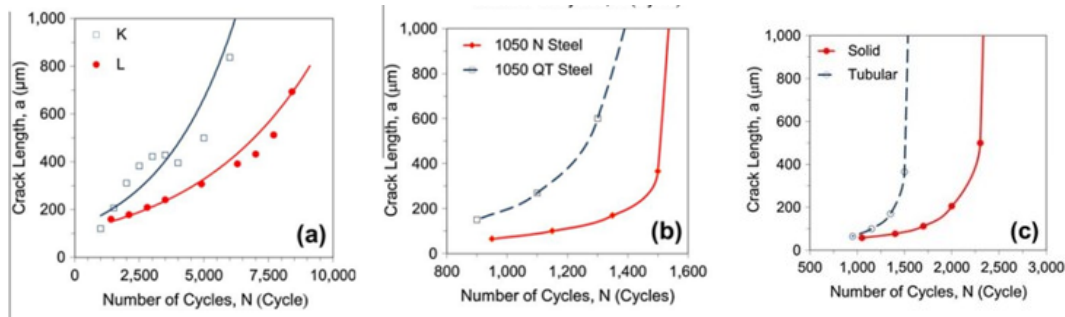


Figura 2. 5: a) Estensione di cricca in funzione del numero di cicli sotto sollecitazioni di trazione (percorso K) e di compressione (percorso L); b) Effetto della duttilità del materiale; c) Effetto del gradiente delle tensioni [7]

Sono state osservate più cricche per i test di ampiezza maggiore.

Sono state osservate cricche anche su una gamma più ampia di orientamenti piani per test condotti ad un livello di ampiezza di deformazione più elevati sia del carico in fase (IP) che del carico fuori fase (OP).

Ciò può essere spiegato dal fatto che il valore del danno sulle aree vicino al piano critico è un'alta percentuale del valore del danno del piano critico. Poiché le cricche nei materiali in modalità di rottura per taglio sono una conseguenza di sistemi di scorrimento attivi, la sollecitazione di taglio e il numero di cicli applicati dovrebbero raggiungere un livello critico per attivare i sistemi di scorrimento su un piano specifico. Un carico di ampiezza maggiore provoca il superamento della sollecitazione di taglio su un intervallo più ampio di piani attorno al piano di taglio o danneggiamento massimo e, pertanto, i sistemi di scorrimento vengono attivati su più piani. Di conseguenza, le cricche vengono nucleate su una gamma più ampia di piani per quanto riguarda i test svolti adottando un livello di ampiezza maggiore.

È stato osservato che il meccanismo di evoluzione delle micro-fessure per le prove del livello di deformazione di ampiezza alta e intermedia dell'acciaio 1050 N è una combinazione di crescita di cricche e coalescenza di più cricche, mentre il meccanismo di evoluzione per i test di bassa ampiezza è risultato essere la crescita di cricche di una singola cricca dominante. È stato anche osservato che la nucleazione della cricca si verifica in una fase molto precedente della vita a fatica per le prove di ampiezza di deformazione elevata, rispetto alle prove di fatica di ampiezza inferiore. Come previsto, anche il tasso di crescita delle cricche è risultato più elevato per i test di livello di ampiezza più elevato.

Il comportamento di cracking e le osservazioni sperimentali osservati suggeriscono che gli approcci basati sui piani critici sono i più adatti per le stime della vita a fatica in condizioni di sollecitazioni combinate. Questi approcci riflettono la natura fisica del processo di danno da fatica considerando uno o più piani specifici con il massimo danno da fatica e sono, quindi, anche in grado di prevedere il percorso della cricca. Poiché le cricche per tutti i materiali e le condizioni di carico in questo studio sono state osservate come cricche da taglio, il parametro del piano critico FS rappresenta correttamente il meccanismo di danneggiamento per questi materiali. Il parametro per tasso di crescita proposto da Reddy e Fatemi (RF), presentato dall'equazione

$$\Delta K_{CPA} = G \Delta \gamma_{max} \left(1 + k \frac{\sigma_{n,max}}{\sigma_y} \right) \sqrt{\pi a}$$

(2.1)

è stato quindi utilizzato per correlare i dati sul tasso di crescita di cricche piccole.

Questo fattore di intensità critico basato sulla deformazione sul piano, DKCPA, considera l'ampiezza di deformazione di taglio massima come il parametro principale che guida la cricca e la sollecitazione normale sul piano di ampiezza di deformazione di taglio massima come parametro secondario che accelera il tasso di crescita della cricca in caso di trazione, ritardando il tasso di crescita della cricca se compressivo.

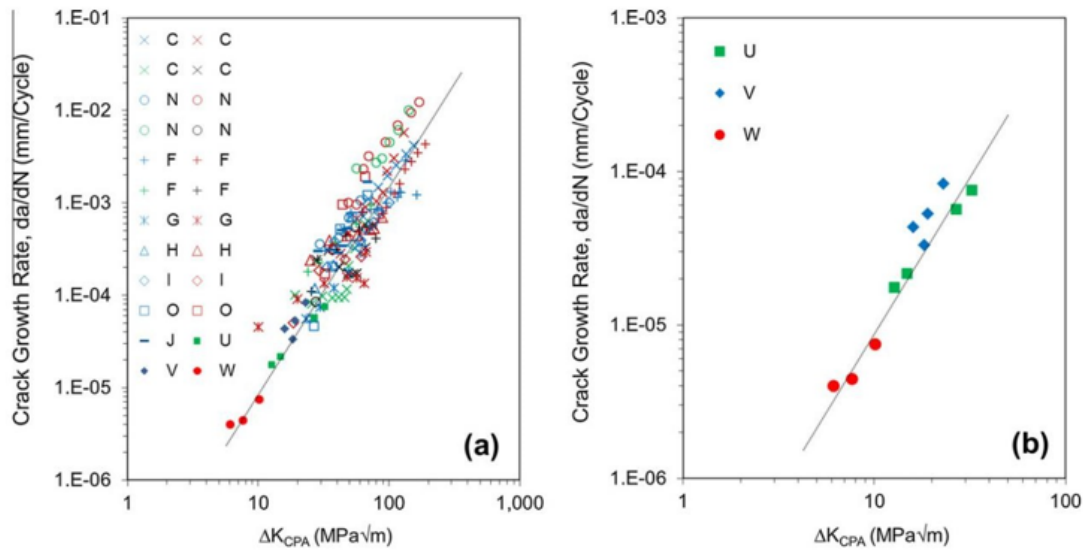


Figura 2. 6: Correlazione tra il tasso di propagazione di cricca con il fattore d'intensificazione delle deformazioni Reddy-Fatemi sotto a) tutti i percorsi di carico e b) percorsi di tensione biassiali.[7]

I percorsi di carico di tensione biassiale sono importanti nelle applicazioni dei recipienti a pressione.

A causa dello stato biassiale del carico e dell'effetto del rapporto di Poisson, sebbene l'intervallo di sollecitazione di taglio sia lo stesso tra la tensione biassiale e il carico uniassiale, l'intervallo di deformazione di taglio è diverso.

Sono state osservate micro-cricche su una gamma più ampia di orientamenti del piano attorno al piano critico per il caricamento OP, rispetto al caricamento IP. Ciò è stato spiegato da una gamma più ampia di piani che hanno subito un'elevata percentuale di valore del danno sul piano critico per il carico OP, come illustrato nella Fig. 2.6. Un modo semplice per prendere in considerazione questo effetto è modificare il fattore di intensità basato sulla deformazione RF come:

$$\Delta K_{CPA} = G \Delta \gamma_{max} \left(1 + k \frac{\sigma_{n,max}}{\sigma_y} \right) \sqrt{\frac{\theta_{95,OP}}{\theta_{95,IP}}} \pi a \quad (2.2)$$

dove $\theta_{95,OP}$ e $\theta_{95,IP}$ sono la gamma di angoli di orientamento del piano che subiscono rispettivamente il 95% del danno da fatica per il carico IP e OP.

Il fattore di intensità del piano critico RF modificato, presentato come Eq. 2.2, è un semplice esempio dei potenziali miglioramenti nelle correlazioni del tasso di crescita delle cricche corte in modalità II sotto carico multiassiale considerando un intervallo critico di piani piuttosto che un approccio a un singolo piano critico. Potrebbero essere necessari dati aggiuntivi e una modellazione più raffinata per catturare meglio questo effetto.

Dallo studio si sono tratte le seguenti conclusioni:

- (1) Le cricche per tutti i materiali e le condizioni di carico studiate sono risultate essere sul o attorno al piano di taglio massimo. La rugosità della superficie della fessura ha provocato la chiusura indotta dall'attrito.
- (2) Una sollecitazione normale di compressione sul piano di taglio massimo induce una decelerazione nella crescita della cricca e prolunga la vita a fatica, mentre una sollecitazione normale a trazione accelera la crescita della cricca e riduce la vita a fatica. Una sollecitazione di taglio media non ha effetto sulla crescita delle cricche e sul processo di danneggiamento da fatica, fintanto che la sollecitazione di taglio massima era inferiore alla resistenza allo snervamento.

- (3) Il tasso di crescita delle cricche è più veloce nell'acciaio dal comportamento più fragile.
- (4) Sono state osservate più cricche nei test di ampiezza maggiore, rispetto ai test di ampiezza inferiore. È stato anche osservato che la nucleazione della cricca si verifica in una fase molto precedente della vita a fatica per i test di ampiezza di deformazione più elevata.
- (7) Sono state osservate più cricche per il carico in fase (IP), rispetto a carichi fuori fase (OP) allo stesso livello di deformazione. Il tasso di crescita delle cricche era maggiore per il carico OP, che può essere spiegato da una sollecitazione normale più elevata sul piano di taglio massimo, rispetto al carico IP.
- (8) Il fattore di intensità effettivo basato sulla deformazione Reddy-Fatemi (RF) ha correlato ragionevolmente bene i dati sul tasso di crescita delle cricche in condizioni di sollecitazioni combinate per tutti i materiali e l'ampia varietà di percorsi di carico dello studio.
- (9) Sono state osservate micro-fessure su una gamma più ampia di orientamenti dei piani per il carico OP, rispetto al carico IP, spiegate da una gamma più ampia di aerei che hanno subito un'elevata percentuale di danni nel carico OP. Le correlazioni del tasso di crescita delle cricche sono state migliorate utilizzando una versione modificata del parametro RF per tenere conto di questa osservazione.

2.2 Analisi della possibile configurazione di carico che induca sollecitazione a modo misto I+II

In virtù del fatto che, come citato all'inizio, la generazione di uno stato di tensione multi-assiale è un fenomeno tipico dei componenti industriali, si procede ad individuare una configurazione di carico da realizzare in macchina, con un provino di tipo SENB al fine di indurre generazione di modo misto I+II.

A tale scopo, si vagliano diverse alternative ricorrendo ad analisi analitiche e FEM al fine di pervenire alla soluzione ottimale che garantisca la generazione di un modo II di entità considerevole.[9,10]

2.2.1 Three point bending asimmetrico, carico eccentrico

Si è valutata la possibilità di indurre uno stato di sollecitazione a modo I+II a seguito della generazione della configurazione di carico seguente:

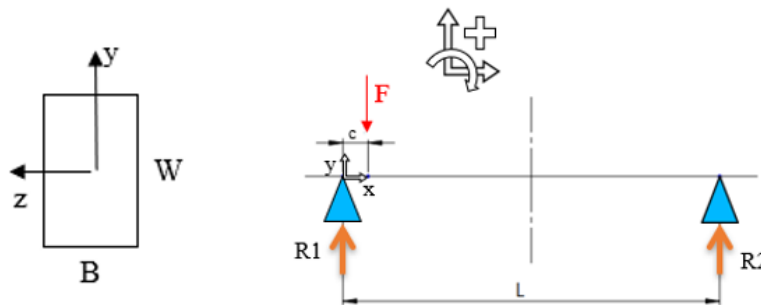


Figura 2. 7: Schema configurazione di carico

Dove

$$R1 = \frac{F * (L - c)}{L} \quad (2. 1)$$

$$R2 = \frac{F * c}{L} \quad (2. 2)$$

e noto che la geometria di riferimento risultava essere così definita:

B [mm]	15
W [mm]	25
L (interasse) [mm]	90
c [mm]	6
F [N]	1

Tabella 2. 1: Parametri di riferimento

Si è proceduto a questo punto alla stima dello stato tensionale, in termini di σ_f e τ_{xy} al variare della distanza “c” del punto d’applicazione della forza rispetto all’appoggio (vincolo a cerniera) inferiore.

Si è valutato dunque in quale condizione si riscontrasse una massimizzazione di entrambi gli stati tensionali. In quel caso, qualora tale condizione fosse stata raggiunta, si sarebbe trattato della configurazione che avrebbe garantito la generazione simultanea di modo misto I+II.

I risultati ottenuti sono, tuttavia, stati i seguenti:

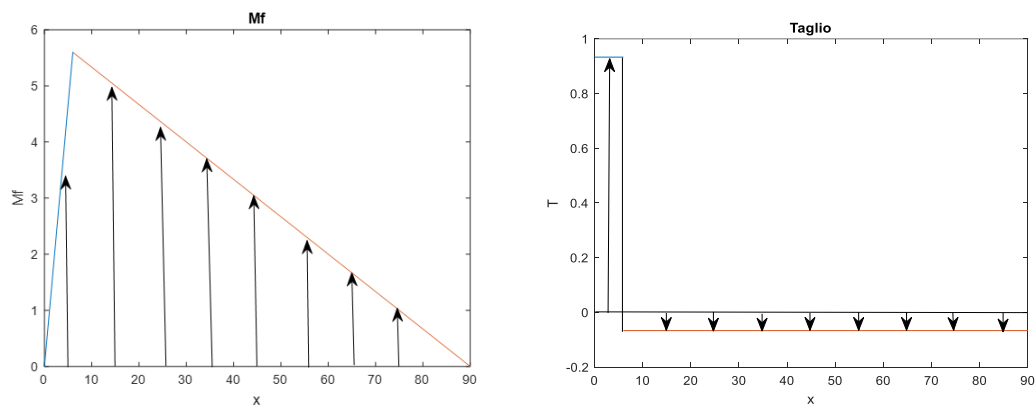


Figura 2. 8: Andamento Momento flettente e Taglio

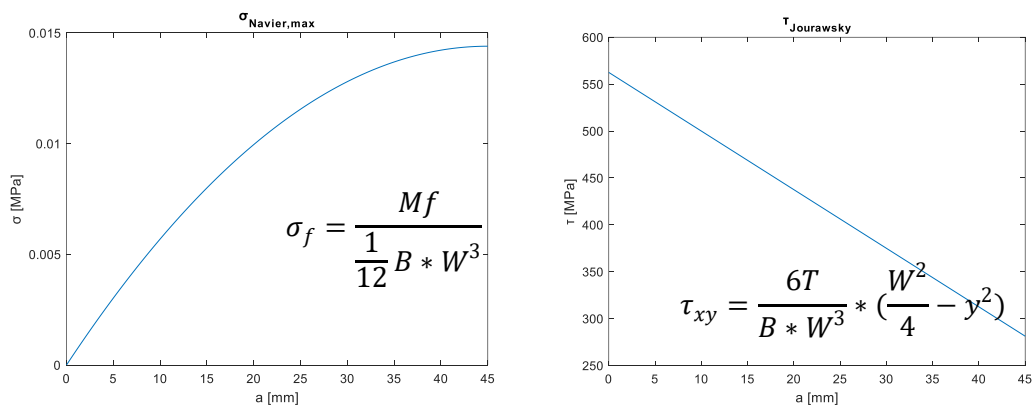


Figura 2. 9: Andamento tensione flessionale e da taglio al variare di c da zero a L/2

Da cui si evince che, andando a plottare il rapporto tra le due il trend risulta essere il seguente

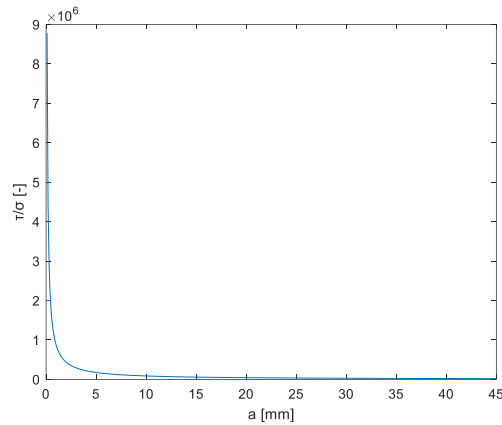


Figura 2. 10: andamento del rapporto tra gli stati tensionali indotti, al variare della quota c da a $L/2$

e dunque non vi è alcuna configurazione (di tipo three point bending) che garantisca una sufficiente e simultanea massimizzazione della sollecitazione da momento flettente e da taglio, tale dunque da indurre un consistente stato tensionale di modo misto I+II. Tale soluzione viene pertanto scartata.

2.2.2 Three point bending asimmetrico, asse di cricca carico eccentrico

Dall'analisi del paper di Baratta et al ("the effect of load and crack misalignment on stress intensity factors for bend-type fracture toughness specimens") si dispone di una serie di stime di carichi F'_I e F_{II} al variare di diversi rapporti geometrici:

$$\frac{L}{W} = 2; 2,5; 5$$

$$\frac{e}{W} = 0; 0,025; 0,04; 0,1; 0,3; 0,5; 1; -0,025; -0,04; -0,1; -0,3; -0,5; -1$$

$$\frac{a}{W} = 0,1; 0,1; 0,8;$$

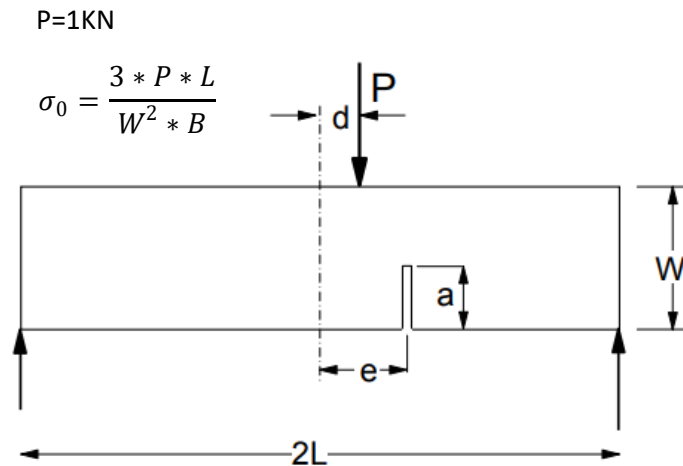


Figura 2. 11: Schema configurazione di carico . In tutte le tabelle del paper $d/W=0$ [11]

Poiché i provini vengono forniti con una certa geometria ($B=15\text{mm}$; $W=25\text{mm}$; $L=54\text{ mm}$; $a=0,004\text{m}$), solo alcune configurazioni sono possibili

- W fisso:

L/W	L	W	
2,16	54	25	valori provino
2	50	25	possibile
2,5	62,5	25	non possibile
5	125	25	non possibile

Tab. 2. 1: Analisi configurazioni geometriche realizzabili

- a parità di a/W , variando W non si riscontrano variazioni:

L/W	L	W	
2,5	50	20	possibile
5	50	10	possibile
2	40	20	possibile

Tab. 2. 2: Analisi configurazioni geometriche realizzabili

- fissato $\frac{e}{W} = 0,025$ e $\frac{L}{W} = 2$; $\frac{a}{W}$ sale K_{II} cresce (più velocemente); K_I cresce

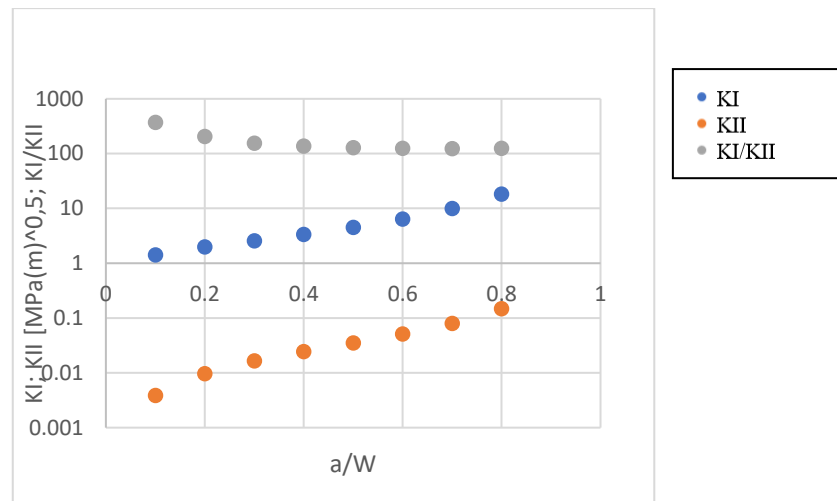


Figura 2. 12: Andamento dei fattori di intensificazione delle tensioni a modo I e II al variare di a/W

- fissato $a/W=0,1$ e $L/W=2$; $|e/W|$ cresce $\Rightarrow K_I$ poco sensibile, K_{II}/K_I cala

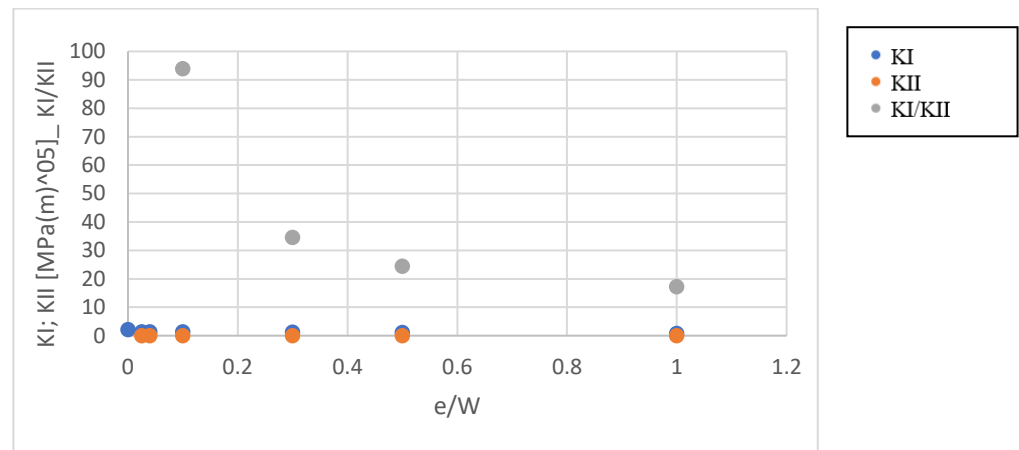


Figura 2. 13: Andamento dei fattori di intensificazione delle tensioni a modo I e II al variare di e/W

- fissato $e/W=0,025$ e $a/W=0,2$; $|L/W|$ cresce $\Rightarrow |K_{II}/K_I|$ scende ;poco consistente modo II

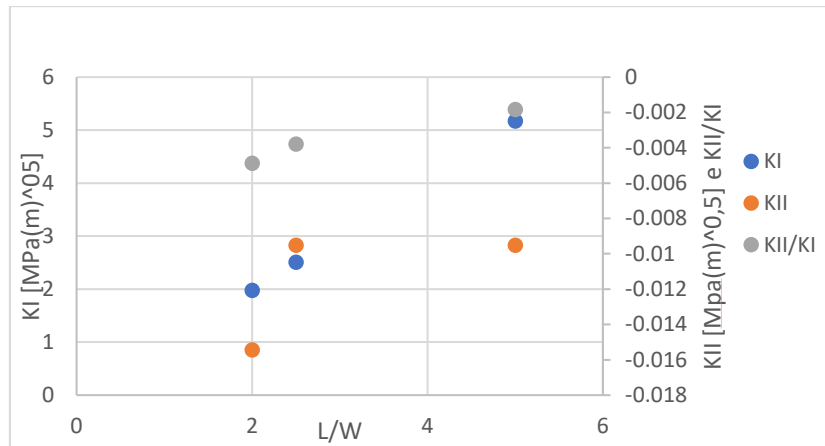


Figura 2. 14: Andamento dei fattori di intensificazione delle tensioni a modo I e II al variare di L/W

In tutte le configurazioni analizzate non si raggiungono valori di $\frac{K_{II}}{K_I}$ prossimi ad 1 e per questo la soluzione viene scartata. Si scarta anche la possibilità di realizzare una configurazione di carico di tipo four point bending simmetrica con asse di cricca eccentrico in quanto nei paper disponibili in letteratura viene usata per dimostrare che, se la prova viene condotta secondo normativa, tale setup genera un contributo di modo II quasi nullo. Cosa che quindi va in esatta opposizione agli obbiettivi dell'indagine in atto.

2.2.3 Four point bending asimmetrico

La configurazione che verrà adottata risulta essere il four point bending asimmetrico in quanto dalle analisi FEM condotte (ed implementate in Ansys Workbench) si è avuto modo di riscontrare come, con determinati parametri geometrici, si riuscisse a pervenire ad un contributo consistente sia da modo I che da modo II.

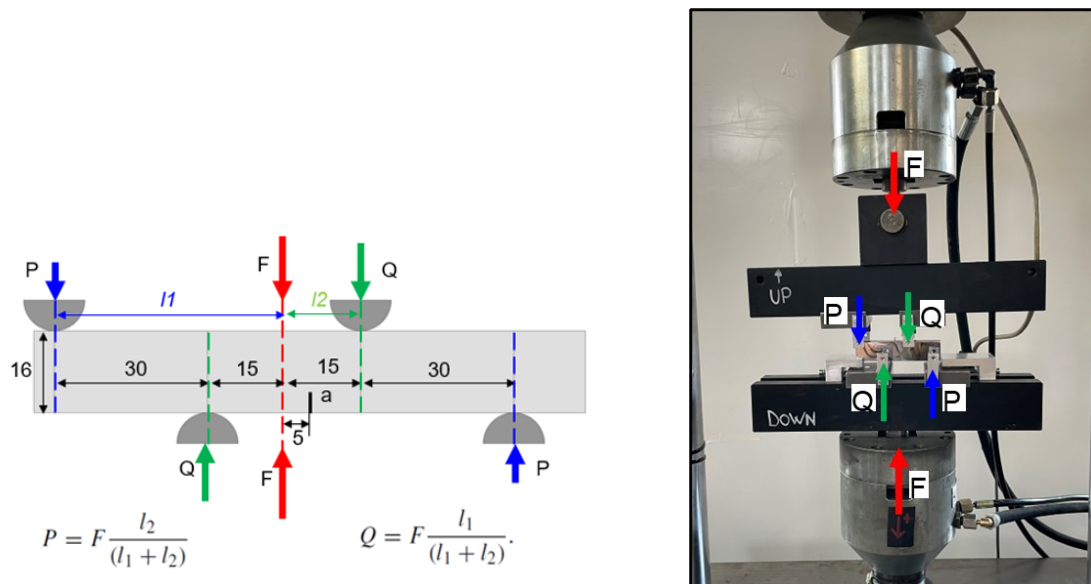


Figura 2. 15: Configurazione di carico adottata e settata in macchina

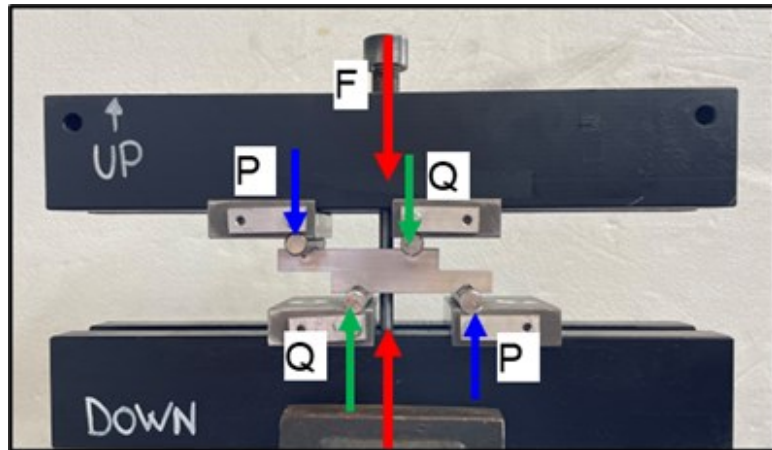


Figura 2. 16: Schematizzazione configurazione di carico (posizionamento dei perni di carico con piastrina di ausilio)

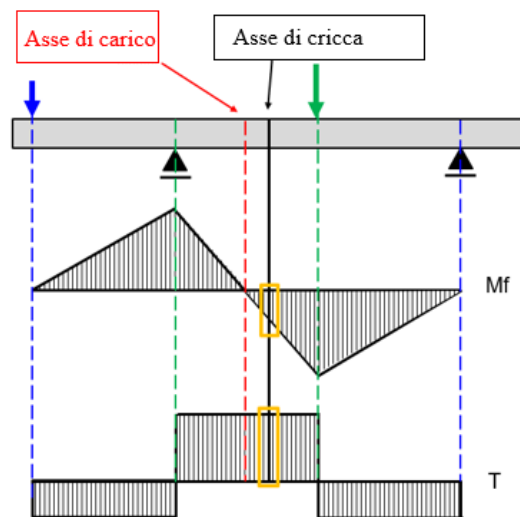


Figura 2. 17: Diagramma Momento Flettente e Taglio

Applicando infatti una F di 1kN, si ottiene $K_I = 0.725 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$; $K_2 = 0.313 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$; $K_2/K_I = 0.43$.

Dalle analisi precedenti si ricavano però delle informazioni che consentono di apportare delle modifiche alla geometria e aumentare così il contributo a modo II.

Si calano pertanto W e B arrivando a $W=16\text{mm}$; $B=10\text{mm}$; in questo modo

- σ_f aumenta
- $\frac{e}{W}$ e $\frac{a}{W}$ aumentano $\Rightarrow \frac{K_{II}}{K_I}$ cresce

Si valuta anche l'entità ottimale dei valori x_1 e x_2 :

- $x_1 \rightarrow 5 \div 30 \text{ mm}$ incide su quanto alto è K_I e quanto K_{II}
- $x_2 \rightarrow 0 \Rightarrow$ puro modo II ma se troppo piccolo rende difficile controllare tale eccentricità

Si scelgono pertanto $x_2=5\text{mm}$ e $x_1 = 30 \text{ mm}$

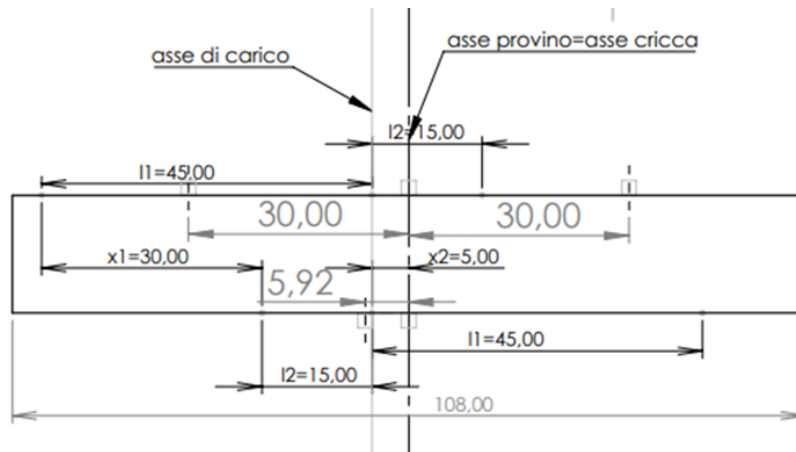


Figura 2. 18: Schematizzazione delle quote geometriche scelte

Si provvede dunque ad implementare delle analisi FEM con riferimento alla geometria così definita al fine di validare il fatto che con essa e con la configurazione di carico scelta, si riesca ad ottenere un consistente contributo sia da modo I che da modo II. Le analisi vengono condotte implementando il metodo PSM sia 2D che 3D. Si prende a riferimento un provino di dimensioni 110x16x10 mm e vi si applica un carico $F = 2.4KN$ che si ripartisce sui due perni di carico secondo le seguenti relazioni:

$$P = F * \frac{l_2}{l_1 + l_2} = 6000N \quad (2. 3)$$

$$Q = F * \frac{l_1}{l_1 + l_2} = 18000N \quad (2. 4)$$

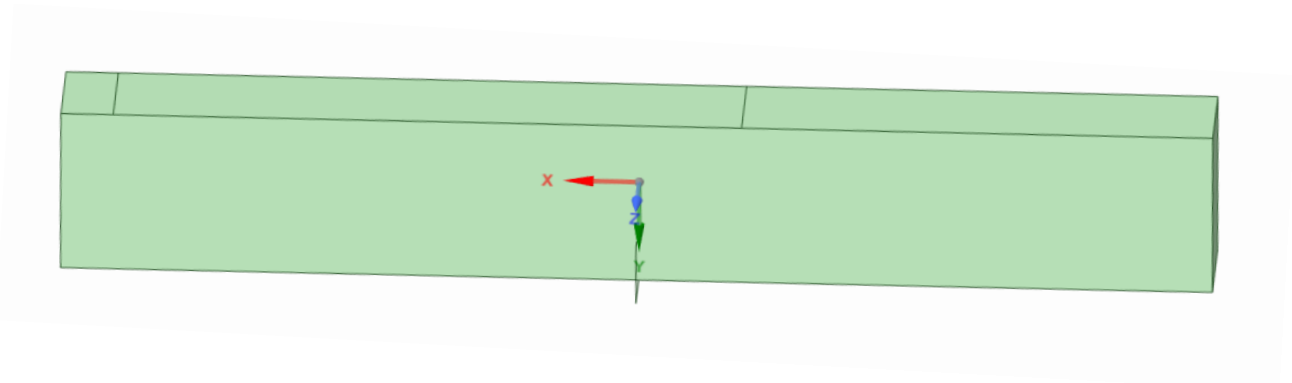


Figura 2. 19: provino con sdr locale

Per realizzare questa configurazione di carico in maniera ottimale, ovviando il più possibile ad errori nella realizzazione degli effettivi bracci di applicazione delle forze si è provveduto ad apportare delle migliorie al setup sperimentale. In tal senso si veda l'appendice C.

CAPITOLO 3

Prove estensimetriche

Al fine di valutare con accuratezza la bontà del sistema sperimentale e poter verificare l'entità dei carichi realmente applicati sul provino durante le diverse prove, si procede all'estensimetratura di un provino che viene a tal proposito appositamente realizzato.

Non si rendono necessari particolari requisiti in termini di dimensioni geometriche, chiaramente esso non dovrà differire eccessivamente di provini Sacmi oggetto di studio ma per agevolarne la realizzazione e la successiva collocazione degli estensimetri si opta per la realizzazione di un provino di dimensioni 120x15x25 mm .

Il provino viene realizzato in Acciaio C40, in un materiale dunque che esibisca una buona rigidezza e resistenza evitando che a seguito delle prove ripetute a cui sarà sottoposto dia luogo a deformazioni plastiche permanenti.

3.1 Geometria provino

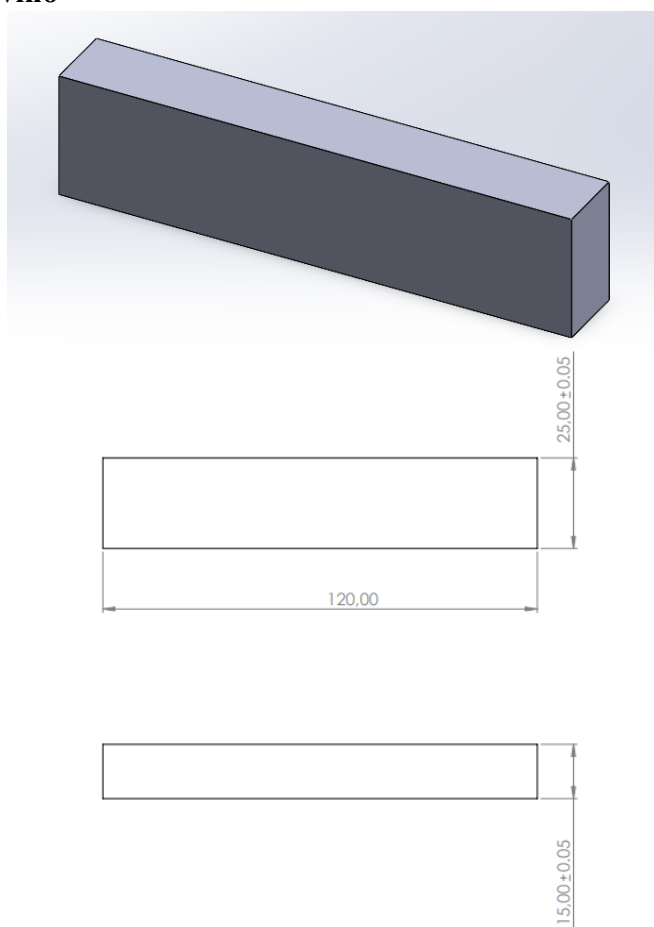


Figura 3. 1: Geometria 3D del provino con quote

Figura 3. 2: Geometria provino

L [mm]	W [mm]	B [mm]	materiale
120	25	15	Acciaio C40

Tabella 3. 1

3.2 Posizionamento estensimetri

Si è valutato dove collocare gli estensimetri al fine che fossero posizionati in modo da poter ricorrere ad unico provino sia per condurre prove a puro modo I sia a modo misto I e II evitando che gli estensimetri finissero sotto il perno di carico.

Nel procedere ad estensimetrare il provino si è proceduto secondo la modalità descritta in appendice B. Si è poi proceduto al collegamento dei vari estensimetri alla centralina di acquisizione IMC-CS-7008-FD (si veda appendice C)

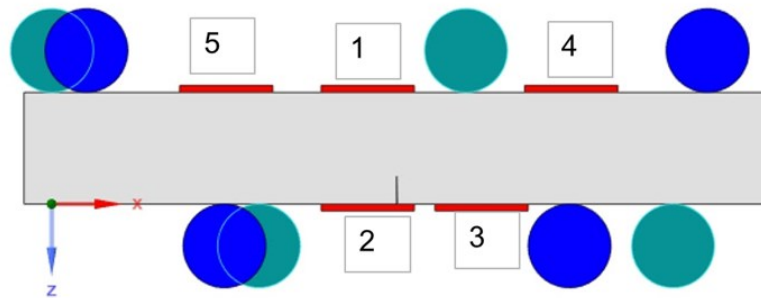


Figura 3. 3: Disposizione schematica estensimetri, che garantisce l'applicabilità di entrambe le configurazioni di carico

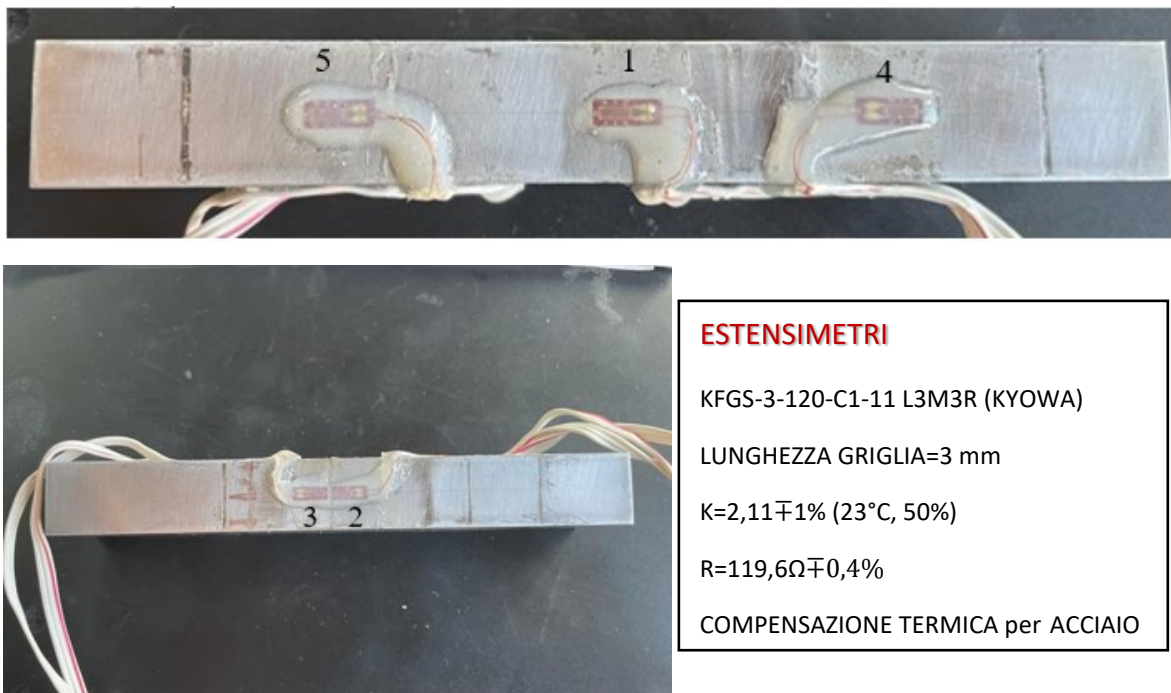


Figura 3. 4: Effettiva disposizione estensimetri

Dopo una serie di analisi condotte sulla modalità ottimale per condurre una prova di sollecitazione a modo misto (I e II), che verranno descritte nel capitolo 6, si opta per il posizionamento di 5 estensimetri:

-estensimetro 1 e 2 allineati con l'asse provino che coincide con l'asse cricca tali da cogliere o meno (qualora subentri una componente di tensione assiale imputabile all'attrito tra perno di carico e provino) l'andamento simmetrico delle tensioni;

-estensimetro 3 a ridosso dell'asse di carico e dunque tale da poter cogliere il “cambio di azione” del momento flettente a seguito dell'applicazione dello stato di sollecitazione a modo misto;

-estensimetro 4 e estensimetro 5 sono collocati in modo tale da essere soggetti, nell'applicazione dello stato di sollecitazione a modo misto, al solo carico imputabile al perno esterno (si tratta di una flessione a quattro punti asimmetrica); essi consentono pertanto di risalire in maniera inversa all'entità del carico applicato dalla macchina in corrispondenza dell'asse di carico e valutare dunque un eventuale scostamento rispetto al valore nominalmente impostato.

3.3 Conduzione prova con analisi sollecitazioni a modo I

Si procede ad applicare i carichi in modo simmetrico secondo la seguente configurazione:

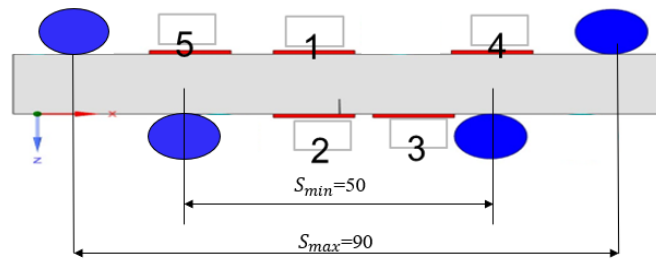


Figura 3. 5: Schematizzazione della configurazione con carichi simmetrici

Tale configurazione consente di verificare la bontà della prova precedentemente condotta (sul provino SACMI 04) e contestualmente di avere dei valori di riferimento per il compression precracking delle prove successive che verranno condotte a modo misto.

Si procede stimando analiticamente l'andamento del momento flettente che verrà sviluppato, nonché lo stato tensionale indotto. Tali valori consentono poi di verificare se la realtà sperimentale soddisfa o meno le previsioni teoriche.

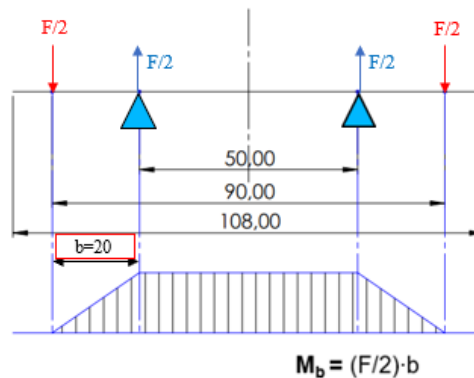


Figura 3. 6: Andamento del Momento Flettente

$$\sigma_{analitico} = \frac{M_b}{W_f} \quad (3.1)$$

$$\sigma_{sperimentale} = \varepsilon * E \quad (3.2)$$

$$\Delta\% = \frac{\sigma_{analitico} - \sigma_{sperimentale}}{\sigma_{analitico}}$$

Si conduce la prova dapprima senza l'impiego della cerniera, necessaria nell'applicazione del carico a modo misto per eliminare il contributo da momento puro. Vengono applicati staticamente dapprima carichi crescenti e poi si procede a decrescenti ottenendo i seguenti risultati:

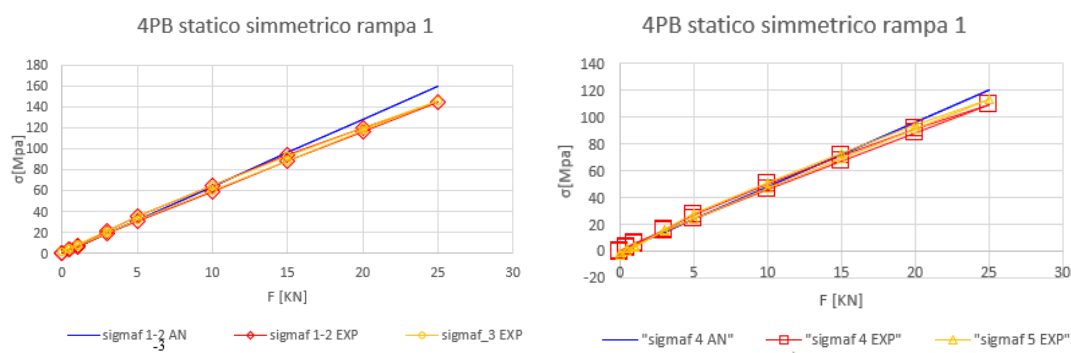


Figura 3. 7: Andamento stato tensionale reale comparato a quello stimato analiticamente al susseguirsi degli step di carico

Dal confronto con i risultati analitici emergono i seguenti scarti percentuali

	EST 1-2	EST 3	EST 4	EST 5
F	Δ%	Δ%	Δ%	Δ%
[kN]				
0	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!
0,5	3,00	35,83	25,32	-26,18
1	2,52	19,09	15,88	-7,30
3	-2,95	1,71	1,63	1,96
5	-4,69	-1,83	-1,29	0,85
10	-7,63	-6,56	-4,55	-2,02
15	-8,53	-7,86	-6,58	-3,75
20	-9,12	-8,67	-8,07	-4,85
25	-9,58	-9,27	-9,02	-5,58
20	-6,33	-6,33	-5,24	-2,00
15	-2,55	-2,88	-0,66	2,23
10	1,89	1,23	5,27	7,68
5	9,82	8,92	14,85	15,53
3	12,76	13,94	14,87	11,58
1	13,14	28,75	0,00	-32,19
0,5	16,26	51,28	-21,03	-100,00
0	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!

Tabella 3. 2: Scarti percentuali tra tensioni rilevate sperimentalmente e stime analitiche

che mettono in evidenza come vi sia un buon accordo tra la realtà sperimentale e le previsioni analitiche.

Tale applicazione di carico viene realizzata sfruttando i sistemi di posizionamento dei perni di carico e di centraggio del provino riportati in appendice C. Poiché dunque lo scarto tra le previsioni teoriche e i risultati sperimentali risulta essere limitato, ciò consente di validare la bontà delle attrezzature precedentemente implementate (e descritte in appendice C).

Si ripete la prova ricorrendo in questo caso anche all'impiego della cerniera, garantendo in maniera ancora più sicura la presenza della sola F applicata (poi splittata in due sui due perni di carico disposti simmetricamente rispetto all'asse macchina). Come atteso, gli scarti percentuali tra realtà sperimentale e previsioni analitiche che così si riscontrano sono minori che nel caso precedente

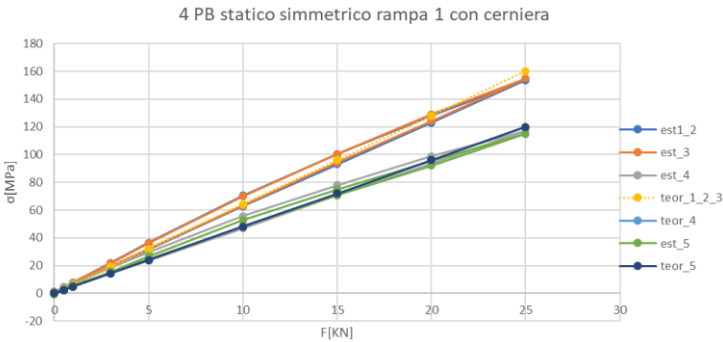


Figura 3. 8: Andamento stato tensionale reale comparato a quello stimato analiticamente al susseguirsi dei diversi step di carico

	EST 1-2	EST 3	EST 4	EST 5
F	Δ%	Δ%	Δ%	Δ%
[kN]				
0	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!
0,5	26,626	19,158	29,117	29,117
1	11,723	7,989	9,223	19,18
3	-0,685	0,554	-0,691	4,287
5	-0,557	-0,183	-1,678	1,307
10	-2,225	-1,30	-2,669	0,313
15	-3,039	-1,921	-2,004	-2,004
20	-3,908	-2,976	-2,667	-4,156
25	-3,982	-3,311	-2,468	-4,256
20	0,189	0,748	2,796	-0,431
15	4,534	4,534	8,259	4,242
10	9,872	9,129	15,708	9,747
5	14,342	13,223	23,154	11,239
3	13,595	12,977	27,461	9,252
1	22,393	21,894	48,964	-0,679
0,5	34,029	34,029	88,662	-10,612
0	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!

Tabella 3. 3: Scarti percentuali tra tensioni rilevate sperimentalmente e stime analitiche

3.4 Conduzione prova con analisi sollecitazioni a modo misto I+II

Si setta a questo punto la configurazione di carico asimmetrica secondo la seguente disposizione:

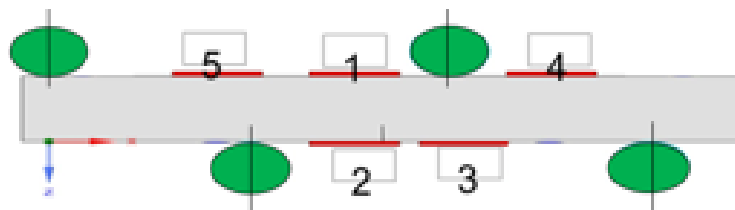


Figura 3. 9: Schema distribuzione dei carichi in configurazione di modo misto

Tale configurazione consente di prevedere lo stato tensionale che verrà indotto dalla modalità di applicazione del carico scelta e di validare la bontà della stessa, verificando che effettivamente porti alla generazione di un modo I e di un modo II il più possibile equamente consistenti.

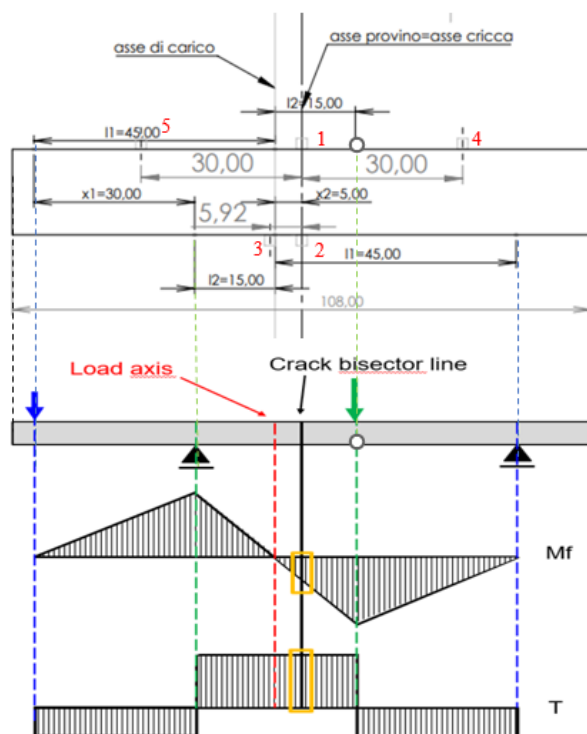


Figura 3. 10: Schema andamento Momento Flettente e Taglio per configurazione di carico asimmetrica

EST 1-2	EST 3	EST 3	EST 4	EST 5
$\Delta\%$	$\Delta\%$	$\Delta\%$ se pulita da carichi assiali	$\Delta\%$	$\Delta\%$
#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!
45,71	1708,94	-301,11	32,48	115,17
5,97	1507,67	-502,07	12,09	38,34
-2,85	1038,45	-99,88	9,60	12,72
-17,20	-803,83	50,92	8,36	14,17
-25,81	-824,03	-19,55	10,17	10,67
-27,14	-703,35	134,64	7,11	7,60
-28,79	-552,51	176,56	8,61	-0,08
-31,11	-502,24	262,03	7,61	-1,62
-30,45	-468,72	285,47	9,60	-0,08
-27,14	-602,79	176,53	7,42	1,83
-23,82	-643,02	151,39	7,61	4,52
-25,81	-555,84	195,00	6,68	-1,62
-31,44	-421,78	277,11	5,74	-7,00
-36,94	-309,12	358,58	5,22	-10,84
-34,75	-371,51	337,44	6,49	-8,43
-31,99	3022,94	-2272,09	-146,78	-3,67
-34,42	-462,01	312,29	11,24	-0,08
-36,96	-376,54	379,34	11,16	-0,08
-40,38	-334,61	436,34	13,34	-0,08
-43,03	-260,89	443,02	10,60	-1,62
-39,94	-260,83	436,38	19,29	6,57
-44,80	-703,35	-66,47	13,91	2,47
-44,36	-824,03	-220,67	10,17	10,67
-51,82	-803,83	-374,16	4,62	8,64
-33,76	-636,31	-167,03	-0,35	12,72
-27,14	-904,47	-602,87	-2,84	38,34
-20,53	1306,72	-1306,47	-12,42	115,17
#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!

Tabella 3. 4: Scarti percentuali tra tensioni rilevate sperimentalmente e stime analitiche

Appare evidente che gli scarti percentuali, calcolati rispetto alle stime analitiche avvalendosi delle seguenti equazioni

$$\sigma_{analitico} = \frac{M_f}{W_f} \quad (3.4)$$

$$\sigma_{sperimentale} = \varepsilon * E \quad (3.5)$$

$$\Delta\% = \frac{\sigma_{analitico} - \sigma_{sperimentale}}{\sigma_{analitico}} \quad (3.6)$$

Sono particolarmente elevati, mettendo in luce uno scostamento consistente tra le previsioni analitiche e la realtà sperimentale. Si ipotizza dunque che le previsioni teoriche non riescano a cogliere l'eventuale contributo di carichi assiali derivanti dall'attrito che si genera tra perni di carico e provino. Si opta pertanto per l'implementazione di analisi FEM 2D e 3D. Quest'ultime danno giustificazione a quanto osservato sperimentalmente abbassando notevolmente gli scarti percentuali tra quanto rilevato mediante gli estensimetri e quanto stimato dal FEM:

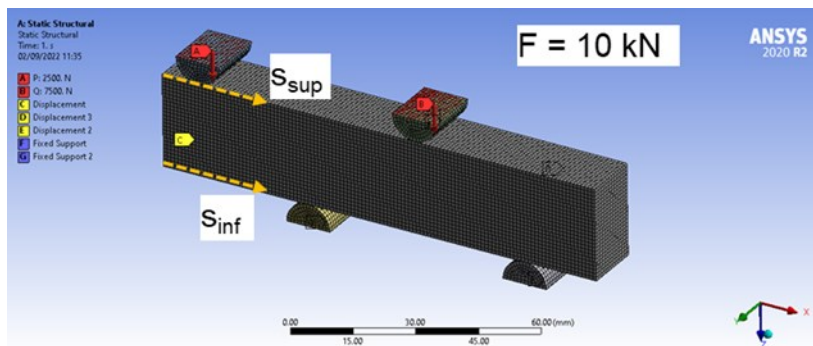


Figura 3. 11: Schema disposizione dei carichi nell'ambito dell' analisi FEM

F	$\Delta\sigma\%_{3D}$				
	EST 1	EST 2	EST 3	EST 4	EST 5
0	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!
0,5	44,95	91,36	298,10	17,28	164,07
1	8,71	38,21	248,30	-0,76	69,77
1,5	-3,36	27,57	132,20	-2,96	38,33
2	-27,52	11,63	74,15	-4,06	40,12
2,5	-42,02	2,06	79,15	-2,46	35,82
3	-51,68	2,77	49,29	-5,17	32,05
4	-36,59	-4,31	11,96	-3,84	22,61
5	-49,27	-4,31	-0,47	-4,73	20,73
6	-45,64	-4,31	-8,76	-2,96	22,61
8	-41,11	-0,32	24,41	-4,89	24,97
10	-34,77	3,19	34,36	-4,73	28,27
15	-32,35	-0,77	12,79	-5,55	20,73
20	-38,40	-8,03	-20,37	-6,38	14,12
25	-47,81	-14,09	-48,25	-6,84	9,41
20	-49,26	-10,16	-32,81	-5,72	12,37
15	-49,26	-5,73	623,23	-141,42	18,21

10	-60,13	-6,44	-10,42	-1,51	22,61
8	-63,76	-9,45	-31,57	-1,58	22,61
6	-75,84	-11,40	-41,94	0,34	22,61
5	-71,01	-17,07	-60,18	-2,08	20,73
4	-63,76	-20,26	-62,69	-0,98	22,61
3	-63,76	-22,03	49,29	0,84	25,76
2,5	-56,51	-23,47	79,15	-2,46	35,82
2	-45,64	-38,62	74,15	-7,37	33,33
1,5	-3,36	-22,03	32,70	-11,78	38,33
1	44,94	-25,58	99,05	-13,99	69,77
0,5	117,33	-36,21	198,58	-22,47	164,07
0	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!	#DIV/0!

Tabella 3. 5: Scarti percentuali tra tensioni rilevate sperimentalmente e stime analitiche

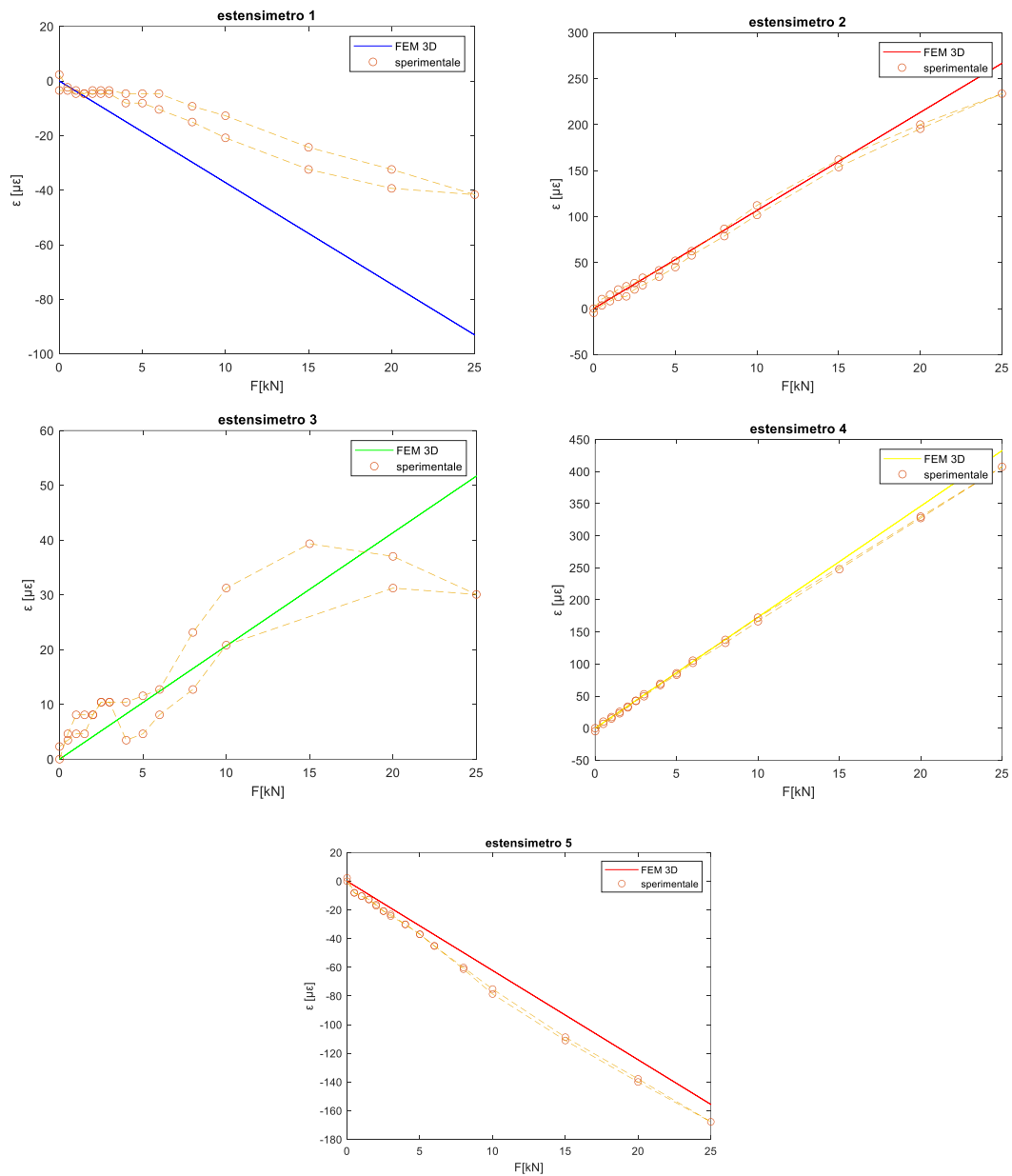


Figura 3. 12: Anadimenti dello stato tensionale reale rispetto a quello stimato mediante analisi FEM 3D

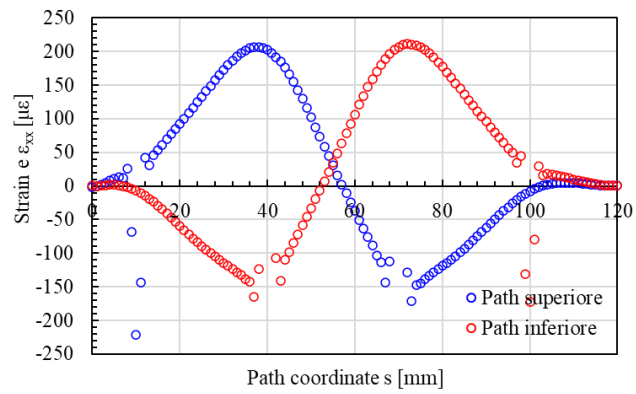


Figura 3. 13: Distribuzione dello stato tensionale secondo le analisi FEM

Dal grafico di Figura 3. 13 si coglie un comportamento non simmetrico tra l'estensimetro 1 e l'estensimetro 2; cosa che si riscontrava anche nella realtà ma che risulta essere in totale disaccordo con le previsioni teorico-analitiche.

CAPITOLO 4

Determinazione curva R provino SACMI 04, prova a MODO I

4.1 Geometria provino

Il provino SACMI 04 presenta intaglio realizzato mediante elettroerosione e successivo razor blading (entrambi realizzati in precedenza).

Si tratta di un provino di dimensioni 15x25x108 mm in acciaio da stampi 1.2311. Le superfici laterali sono state lappate a specchio al fine di poter cogliere in maniera più agevole la propagazione del fronte di cricca durante la conduzione della prova.

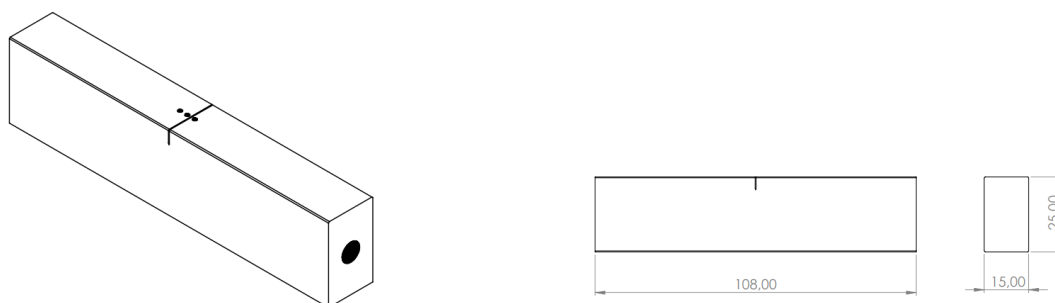


Figura 4. 1: Geometria provino; modello CAD 3D e dimensioni

Per realizzare i collegamenti DPD si realizzano dei fori laterali M6x6 centrati nella faccia 15x25 mentre per il collegamento ai canali di misura del potenziale si è optato per la realizzazione di tre fori filettati nei quali si inseriscono poi delle viti M5 che consentono di realizzare il collegamento di corrente attraverso il contatto dei terminali dei cavi del potenziale con la vite stessa.

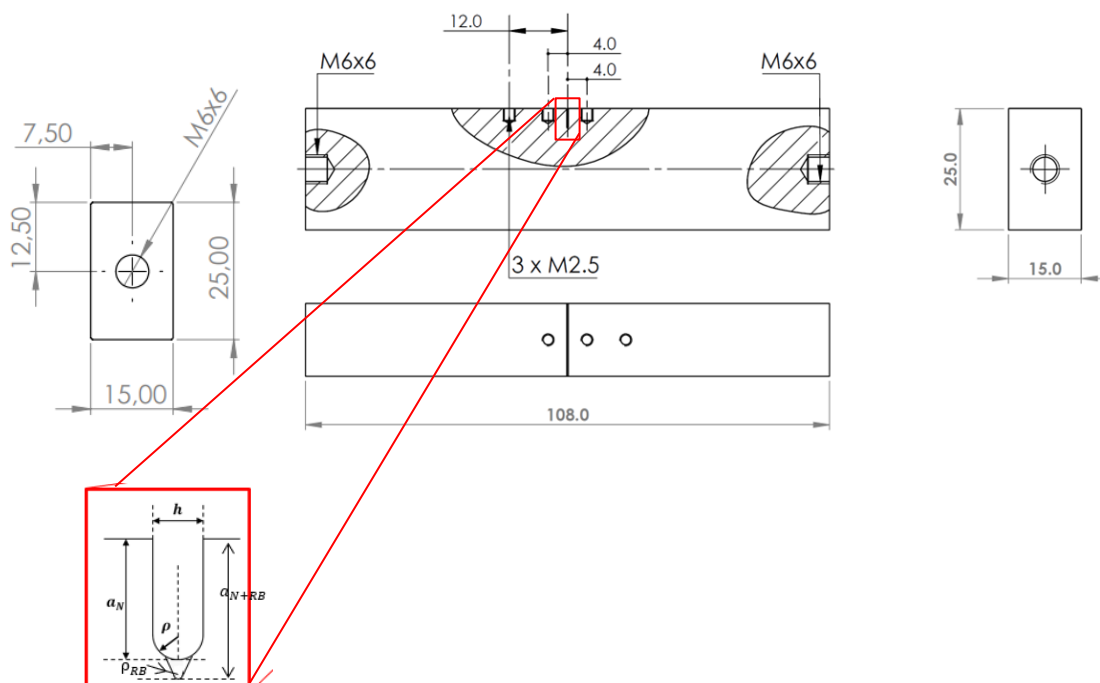


Figura 4. 2: Disposizione dei collegamenti DCPD e geometria dell'intaglio post RB

$a_{N,A}$ [mm]	h_A [mm]	ρ_A [mm]	$a_{N,B}$ [mm]	h_B [mm]	ρ_B [mm]	$a_{N,medio}$ [mm]	h_{medio} [mm]	ρ_{medio} [mm]
4,081	0,302	0,151	4,081	0,302	0,151	4,081	0,302	0,151

Tabella 4. 1: Quote geometriche dell'intaglio pre RB

$a_{N+RB,A}$ [mm]	$\Delta a_{RB,A}$ [mm]	$\rho_{RB,A}$ [mm]	$a_{N+RB,B}$ [mm]	$\Delta a_{RB,B}$ [mm]	$\rho_{RB,B}$ [mm]	$a_{N+RB,medio}$ [mm]	$\Delta a_{RB,medio}$ [mm]	$\rho_{RB,medio}$ [mm]
4,280	0,199	0,036	4,424	0,343	0,019	4,352	0,271	0,0275

Tabella 4. 2: Quote geometriche dell'intaglio post RB

Nel realizzare il Razor Blading si è optato per una compressione delle molle di 8mm (Δz). Noto che la costante elastica delle molle risulta essere $k=0.605\text{N/mm}$ e che si opera con due molle in parallelo; la forza applicata risulta essere di

$$F = 2 * K * \Delta z$$

(4 . 1)

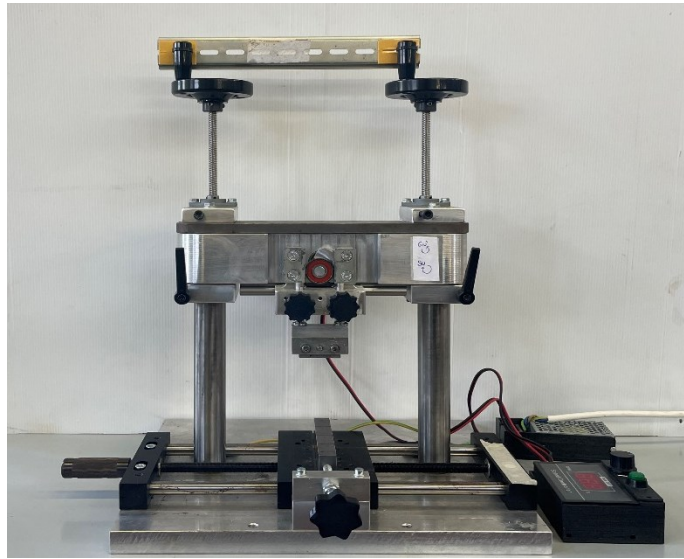


Figura 4. 3: Macchina per razor blading

L_i	16,1 mm
L_{compr}	8 mm
Δz	8,1 mm
K	0,605 N/mm
F_N	9,801N

Pasta diamantata	3 μ m
tempo	30 min
f	3 Hz

Tabella 4. 3: parametri adottati per realizzazione RB

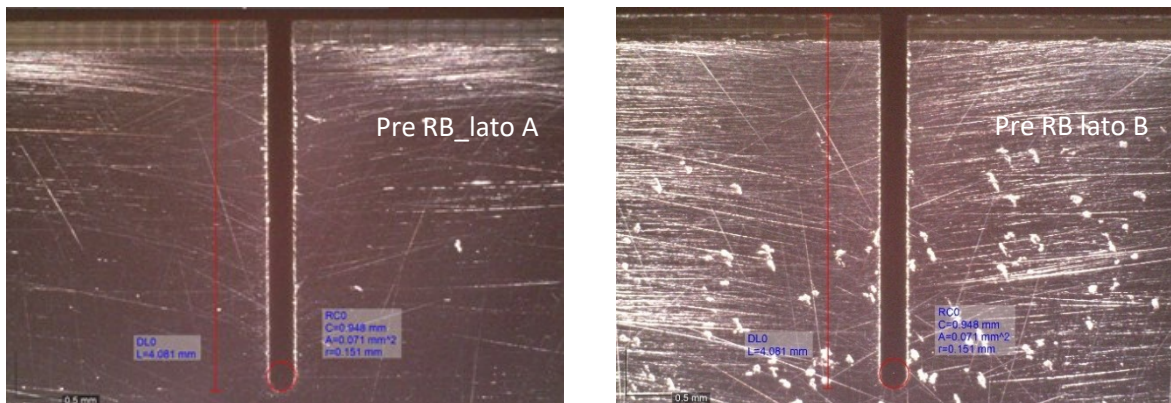


Figura 4. 4 a e b: Immagini intaglio pre RB

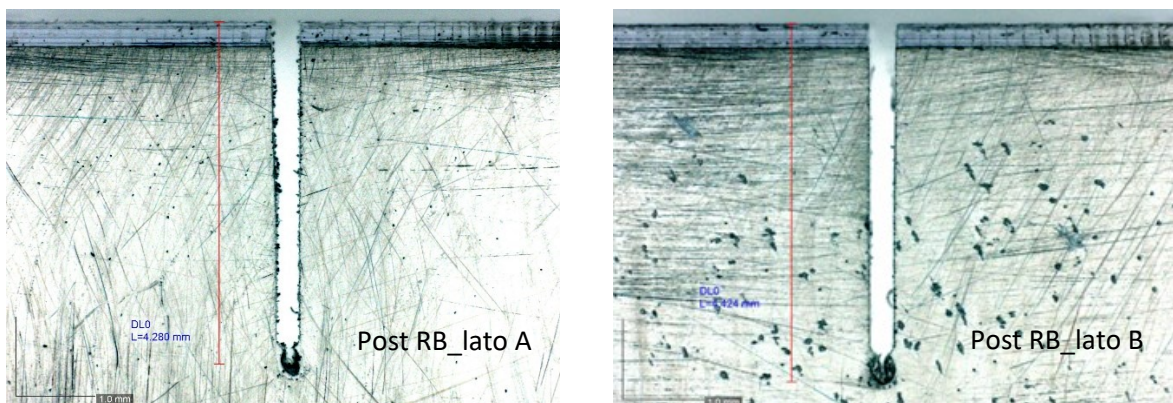


Figura 4. 5 a e b: Immagini intaglio pre RB (negativo)

4.2 Compression pre-cracking

Avviate tutte le apparecchiature sperimentali per la conduzione della prova (secondo la procedura descritta in appendice A) si è proceduto alla fase di compression precracking.

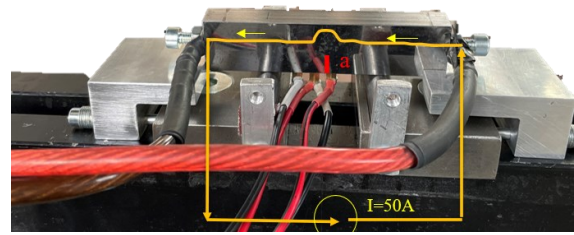
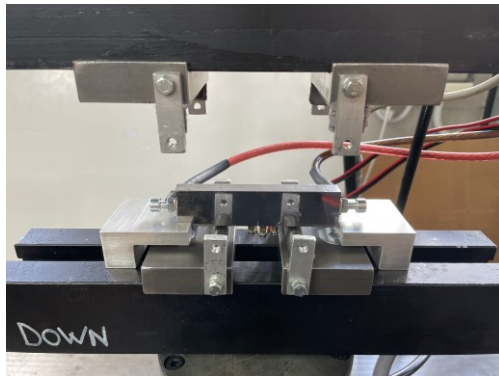


Figura 4. 6 a e b: Schema collegamento corrente e potenziale

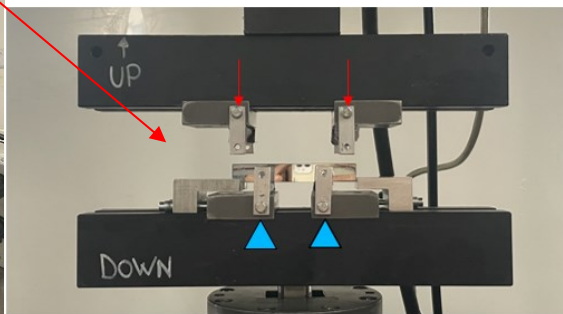
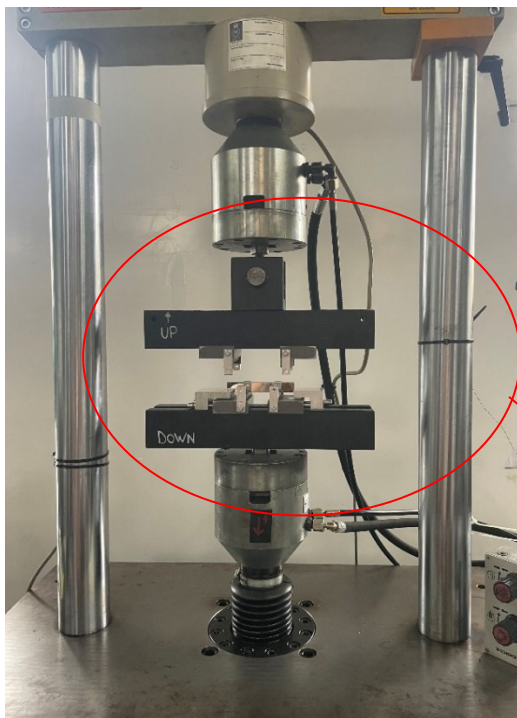


Figura 4. 7: Schema modalità di applicazione dei carichi

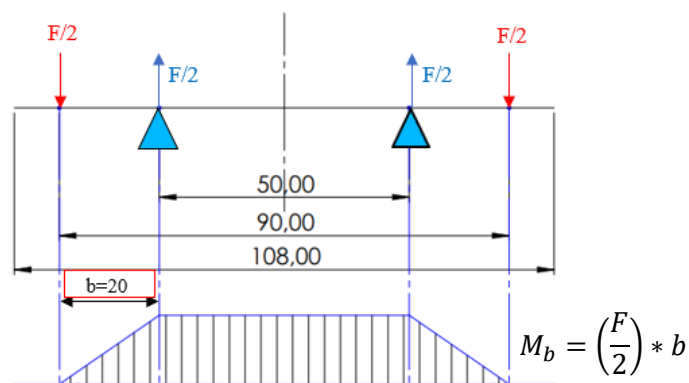


Figura 4. 8: Andamento del Momento Flettente

Si è partiti avviando la prova a $\Delta K=17 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ si è poi optato per alzare il valore del range del fattore di intensificazione delle tensioni a $\Delta K=20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ per indurre propagazione in quanto dalla precedente imposizione di carichi, non si riusciva a cogliere il trend di crescita iniziale.

Osservando l'andamento del segnale x/y (depurato dall'effetto della temperatura) si osservano in esso diverse fluttuazioni forse imputabili ad un diverso effetto della temperatura sui cavi dei segnali in questione. Tale andamento può però essere imputabile a problematiche nella realizzazione dei contatti elettrici:

- allentamento nel serraggio dei pin su cui poi vengono ulteriormente fissati i terminali dei cavi del potenziale;
- perdite di contatto tra filetto e controfiletto (pin-foro nel provino) imputabili alla vibrazione indotta sul provino.

Nel condurre la prova le equazioni usate sono state le seguenti:

$$\Delta F = \Delta K_f \sqrt{1000} * B * \frac{\sqrt{W}}{g(\frac{a_i}{W})/1000} \quad (4.2)$$

Con

$$g\left(\frac{a_i}{W}\right) = \frac{(S_{max} - S_{min})}{2 * W} * 3 * \sqrt{2 * \tan \theta_i} * (0.923 + 0.199 * \frac{(1 - \sin \theta_i)^4}{\cos \theta_i}) \quad (4.3)$$

$$E \quad \theta_i = \frac{\pi}{2 * \frac{a_i}{W}} \quad (4.4)$$

$$F_{max} = \frac{\Delta F}{(1 - R)} \quad (4.5)$$

$$F_{min} = F_{max} * R \quad (4.6)$$

$$F_{mean} = \frac{F_{min} + F_{max}}{2} \quad (4.7)$$

$$F_a = \frac{\Delta F}{2} \quad (4.8)$$

(Secondo la ISO 12108:2018)

CPC – 1_setting parameter		
R	20.0	-
f	20.0	Hz
F_{min}	-23,138	kN
F_{max}	-1.157	kN
F_m	-12,147	kN
F_a	10,991	kN

ΔK_I	17	$\text{MPa m}^{0.5}$
N	4744900	cycles
CPC effective?	NO	-

Tabella 4. 4: Primo step di carico nel CPC

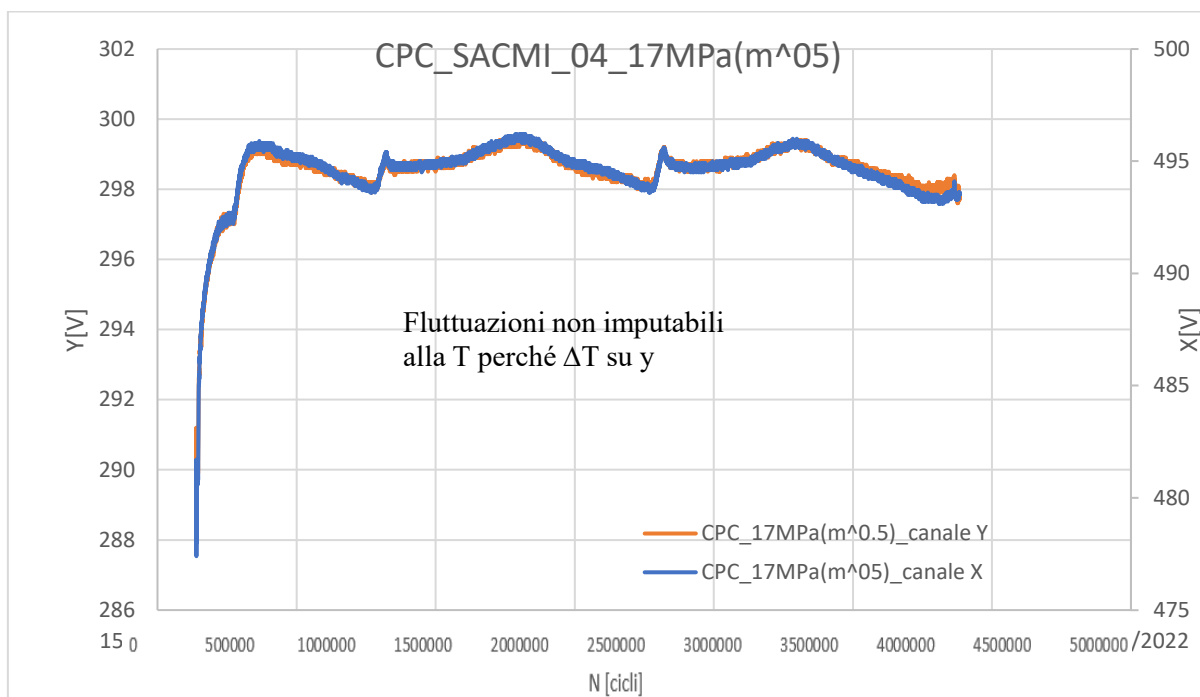


Figura 4. 9: Andamento dei segnali X e Y acquisiti dalla Metelect nella prima fase di CPC

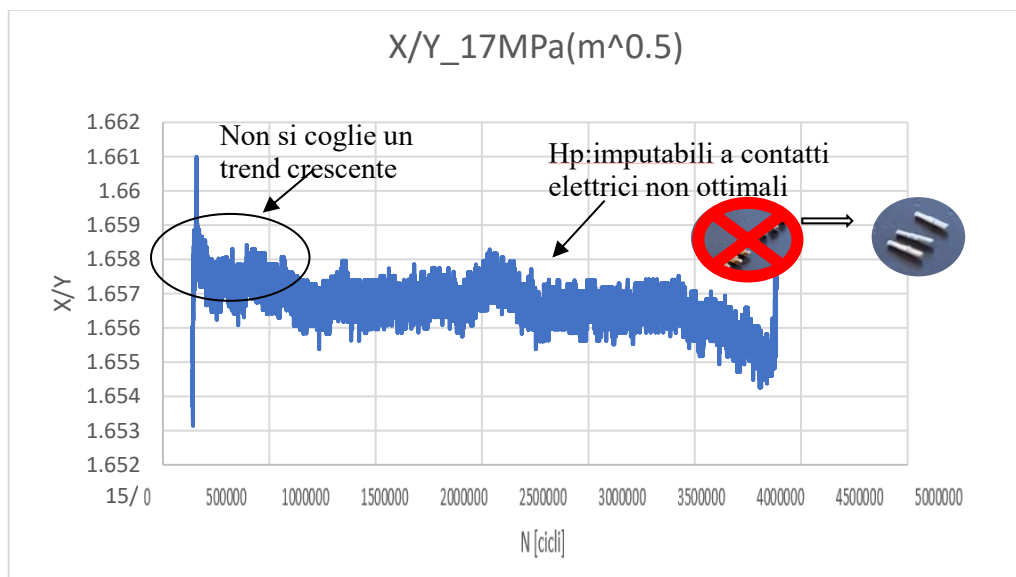


Figura 4. 10: Andamento del segnale X/Y acquisito dalla Matelect nel primo step di carico

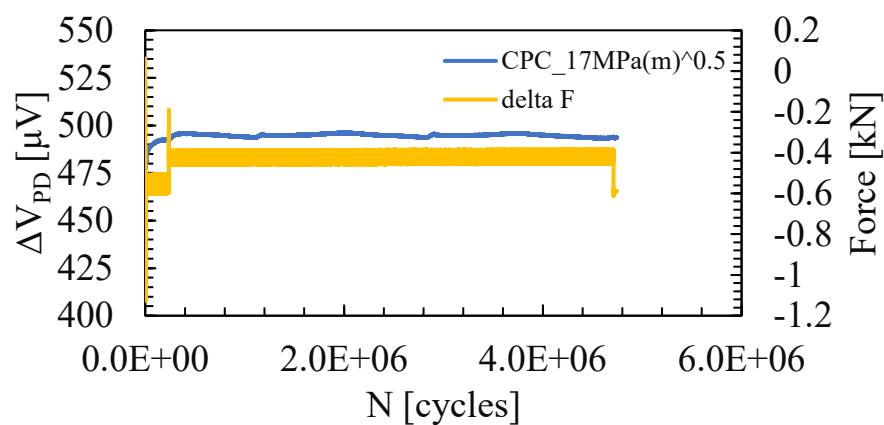


Figura 4. 11: Andamento del segnale X di potenziale in funzione del numero di cicli per il primo step del CPC

Dove $N = dt \cdot f$; $f = 20\text{Hz}$; $\Delta V_{PD} = \text{canale X}$; $F = -\text{Load_Shenck} \cdot 10 / (1 - R)$

CPC – 2 setting parameter		
R	20.0	-
f	20.0	Hz
F_{min}	-27,221	kN
F_{max}	-1,361	kN
F_m	-14,291	kN
F_a	12,93	kN
ΔK_I	20	MPa m ^{0.5}
N	5150740	cycles
CPC effective?	NO	-

Tabella 4. 5: Secondo step di CPC

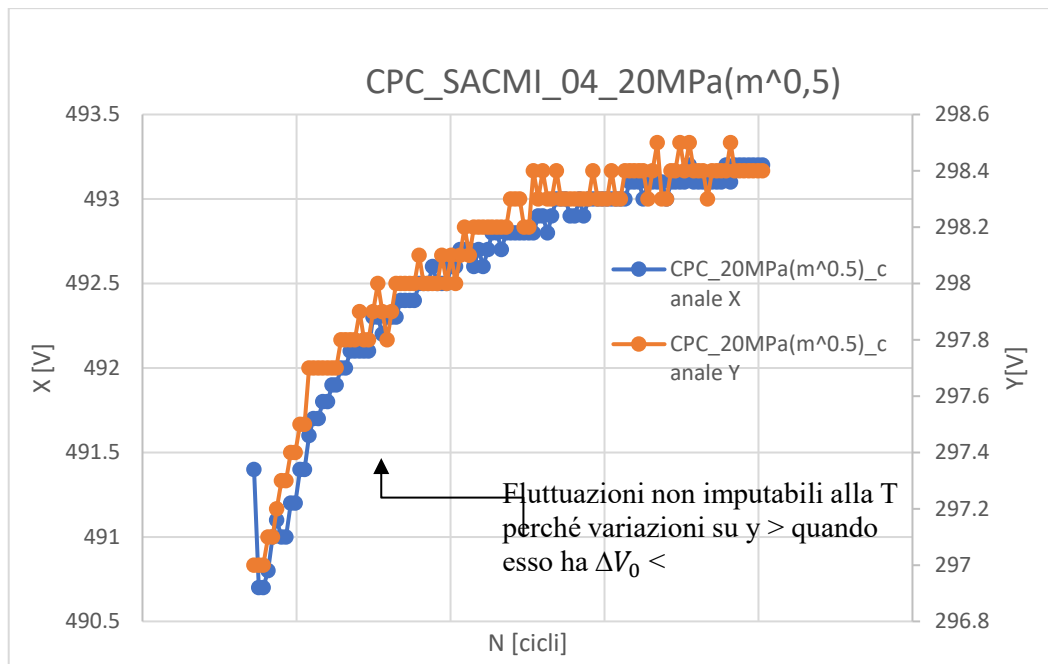


Figura 4. 12: Andamento dei segnali X e Y acquisiti dalla Metelect nella seconda fase di CPC

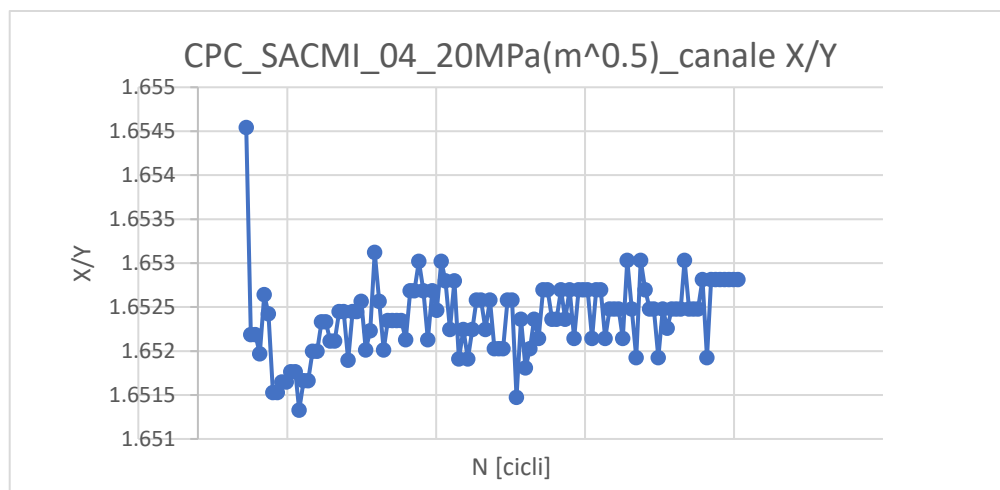


Figura 4. 13: Andamento del segnale X/Y acquisito dalla Matelect nel primo step di carico

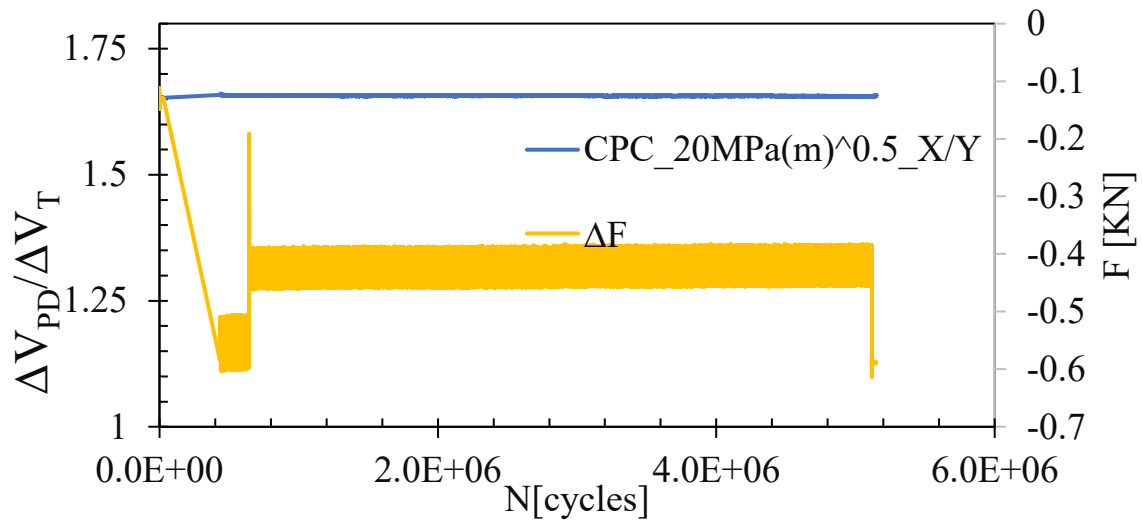


Figura 4. 14: Andamento del segnale X di potenziale in funzione del numero di cicli per il primo step del CPC

L'ipotesi che le fluttuazioni di x/y possano essere imputabili alla temperatura vengono però scartate in quanto come si evince dalle distribuzioni dei segnali delle immagini precedenti, l'incremento riscontrato su X, dove ΔV_0 è maggiore, per effetto della temperatura dovrebbe essere maggiore di quello riscontrato sul canale Y dove ΔV_0 è minore (poiché la sensibilità alla temperatura è maggiore per valori di soglia maggiori in partenza). Nel nostro caso invece la variazione riscontrata su Y è maggiore di quella rilevata su X.

Si è proceduto dunque ad aumentare ulteriormente il ΔK e dunque i carichi conseguentemente applicati (in termini di forza media applicata e di ampiezza). Dopo un ulteriore incremento si osserva che il trend della curva inizia ad assumere un andamento decrescente. Si avanzano di conseguenza alcune ipotesi che dovranno poi essere validate o eventualmente smentite:

-trend indotto dalla temperatura. L'ipotesi viene però scartata perché la variazione riscontrata sulla termocoppia in termini di temperatura non risulta essere così consistente.

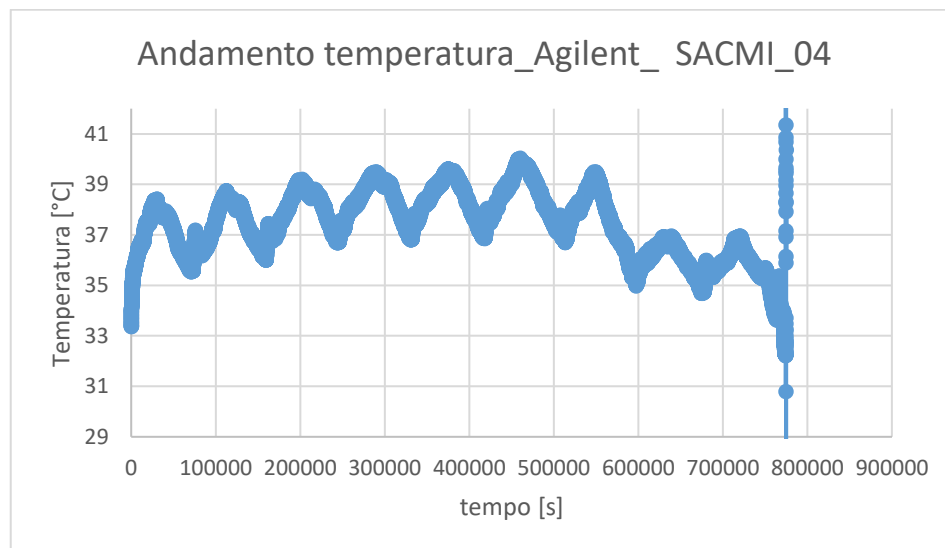


Figura 4. 15: Andamento delle temperature acquisite dalla termocoppia durante la determinazione della curva R

-si valuta la possibilità di fare un fitting dei dati sperimentali acquisiti dalla termocoppia, operare mediante interpolazione assegnando i valori di temperatura ai diversi istanti di tempo di acquisizione della Matelect

pulendo poi i valori acquisiti dal canale X di quest'ultima dall'effetto della temperatura. Si veda a tal proposito il paragrafo 4.4.

Si procede osservando la cricca mediante Dino Lite per verificare se si riesce a cogliere visivamente l'avvenuta propagazione. La cricca non si riesce però a cogliere e questo potrebbe però essere imputabile ad una propagazione a cuore della stessa (per cogliere la quale sarebbe necessaria un'analisi tomografica) o perché di dimensioni micrometriche e quindi non visibile.

Sulle cause della decrescita di x/y si pensa ad un possibile fissaggio non ottimale dei pin al provino (rischio che il collegamento filettato porti a delle perdite di contatto) e si opta dunque per condurre le prove successive fissando i pin nel provino mediante interferenza e eventualmente ricorrendo a stagnatura dei terminali. Si verificherà poi in seguito se i risultati ottenuti con il nuovo setup sperimentale saranno meno o più affetti da fluttuazioni.

Si aumenta ulteriormente ΔK (come si può cogliere dalla tabella 4.6).

CPC - 3		
R	20.0	-
f	20.0	Hz
F_{min}	-40,832	kN
F_{max}	-2,042	kN
F_m	-21,437	kN
F_a	19,395	kN
ΔK_I	30	MPa m ^{0.5}
CPC effective?	NO	-

Tabella 4. 6: Terzo step di incremento del carico durante il CPC

CPC - 3		
R	20.0	-
f	20.0	Hz
F_{min}	-54,442	kN
F_{max}	-2,722	kN
F_m	-28,582	kN
F_a	25,86	kN
ΔK_I	40	MPa m ^{0.5}
N	5115520	cycles
CPC effective?	Sì	-

Tabella 4. 7: quarto step di incremento di carico durante il CPC

Al termine della prova si osserva un trend per il canale Y più variabile rispetto a quello osservato per X. Come nell'applicazione di carico precedente, si coglie un trend crescente del segnale x/y il che fa ben sperare che la propagazione della cricca abbia avuto luogo:

poiché il trend è apparso ben due volte in modo analogo, si assume che la cricca sia innescata, propagata e arrestata.

Si ipotizza anche che le fluttuazioni riscontrate sul segnale relativo alla ddp in x/y (specie in y) siano imputabili anche ad una possibile sensibilità dei cavi alla temperatura a cui si trova la pressa: è possibile che il cavo del segnale Y fosse più vicino alla base della pressa che si trova ad una temperatura di 60° risentendo

maggiormente di ciò rispetto all'altro canale in quanto, per scambio termico convettivo, l'incremento di temperatura va con il quadrato della distanza.

Tuttavia, mantenendo attivo il collegamento con l'alimentazione di corrente e tensione si prova a riscaldare i cavi con il phone che raggiunge temperature di qualche centinaio di °C osservando però che questa variazione di temperatura non ha alcuna influenza sulle misure di ddp.

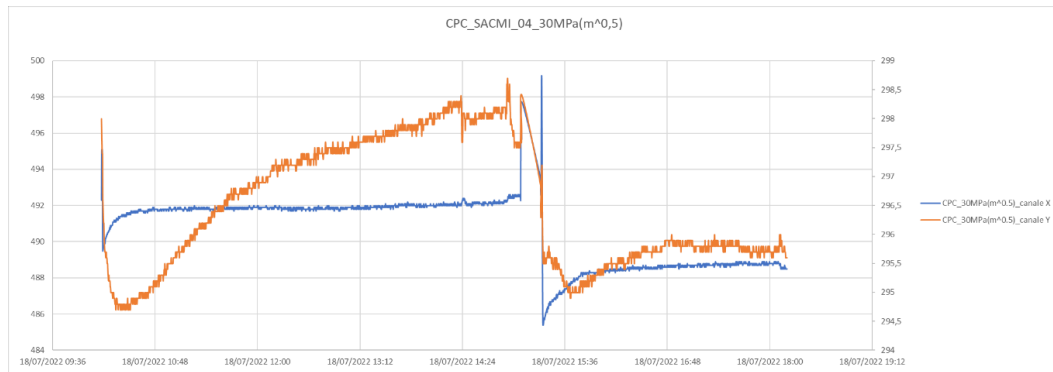


Figura 4. 16 Andamento del segnale X e del segnale Y nel terzo e quarto step di carico del CPC

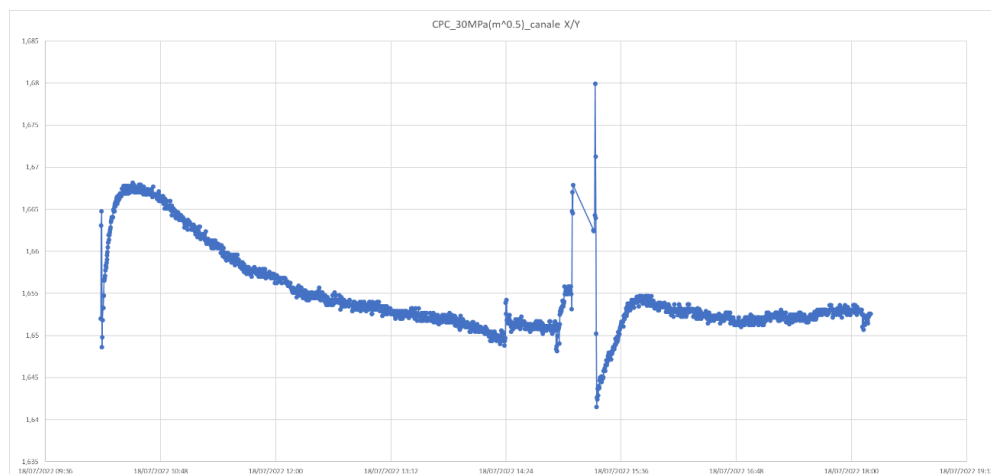


Figura 4. 17 : Andamento del segnale X/Y in funzione del tempo al terzo e quarto step di carico durante il CPC

Si termina la prova di CPC e si estrae il provino dalla macchina e si cerca di cogliere la cricca visivamente mediante Dino lite:

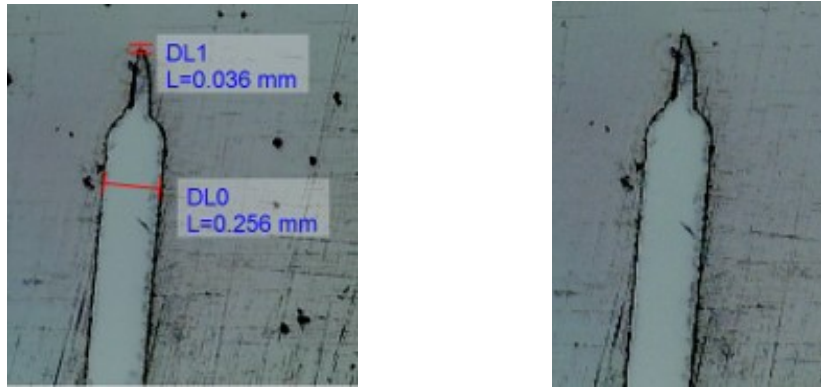


Figura 4. 18: Immagine al Dino Lite dell'apice intaglio post CPC

Si stima di aver raggiunto una dimensione di cricca globale (perché tiene conto anche del preintaglio realizzato mediante EM e RB) di $a_n = 4.392\text{mm}$

Al termine della prova si verifica mediante l'uso della pistola termica se la temperatura influisca o meno sulla differenza di potenziale dei due canali, tuttavia si appura che tale ipotesi risulta essere errata.

4.3 Curva R

Assunto che la cricca si sia innescata da CPC e stimatane l'estensione dalle rilevazioni condotte al microscopio (DinoLite), si procede a variare il setup sperimentale "capovolgendo" il provino in macchina così da sollecitare in apertura (modo I) la cricca innescata.

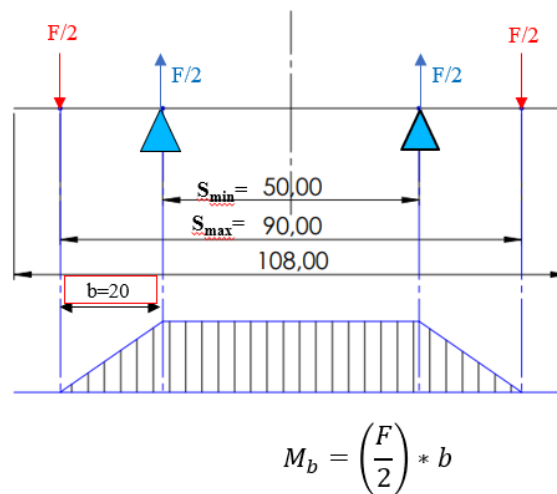


Figura 4. 19 Condizione di carico durante la realizzazione della curva R in sollecitazione a puro Modo I

Si procede applicando un $\Delta K = 2.5 \text{ MPa}\sqrt{m}$ con rapporto di ciclo $R=0.5$. Si ricavano così i carichi da applicare in termini di forza media (F_{mean}) e ampiezza di forza (F_a) oltre che forza minima e forza massima (che consentono la definizione dei limiti a cui settare l'azione di controllo della pressa per ovviare ad applicazioni di carichi incontrollate):

$$\Delta F = \Delta K_I \sqrt{1000} * B * \frac{\sqrt{W}}{g(\frac{a_i}{W})/1000}$$

(4.9)

Con

$$g\left(\frac{a_i}{W}\right) = \frac{(S_{max} - S_{min})}{2 * W} * 3 * \sqrt{2 * \tan \theta_i} * (0.923 + 0.199 * \frac{(1 - \sin \theta_i)}{\cos \theta_i})^4 \quad (4.10)$$

E

$$\theta_i = \frac{\pi}{2 * \frac{a_i}{W}} \quad (4.11)$$

$$F_{max} = \frac{\Delta F}{(1 - R)} \quad (4.12)$$

$$F_{min} = F_{max} * R \quad (4.13)$$

$$F_{mean} = \frac{F_{min} + F_{max}}{2} \quad (4.14)$$

$$F_a = \frac{\Delta F}{2} \quad (4.15)$$

S_{max}	[mm]	90
S_{min}	[mm]	50

Tabella 4. 8: bracci dei punti di applicazione dei carichi

Si cicla ad una frequenza f=40Hz per ridurre i tempi di esecuzione della prova avendo però cura di non andare a frequenze superiori per evitare di incorrere nel fenomeno dei battimenti nel segnale di forza applicato.

Si osserva che con il ΔK scelto si ricade sotto il valore di ΔK_{th} teorico del provino per cui anche se l'andamento di a vs t riscontrato dalla Matelect esibisce un trend lievemente crescente si assume che al più possa aver avuto luogo una propagazione di cricca pari a $2\mu m$ e dunque si assume $a_f = 4.395 mm$

Si procede ad aumentare il ΔK a $3MPa\sqrt{m}$ con sempre $R=0.05$ e si procede per successivi incrementi del ΔK di $1MPa\sqrt{m}$ per evitare di applicare incrementi troppo elevati che porterebbero ad uscire dal regime delle cricche corte o incrementi troppo bassi che non garantirebbero la propagazione della cricca (in quanto il ΔK da applicare deve essere tale da garantire il superamento del ΔK_{th}).

Ciclic R-Curve - Phase 1 - ΔF Constant										
Step	[-]	1	2	3	4	5	6	7	8	9
ai	[mm]	4,392	4,395	4,398	4,403	4,414	4,434	4,468	4,481	4,604
R	[-]	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
ΔKI	[MPa m ^{0.5}]	2,50	3,00	3,50	4,00	4,50	5,00	5,50	6,00	6,50
ai/W	[-]	0,176	0,176	0,176	0,176	0,177	0,177	0,179	0,179	0,184
θi	[-]	0,276	0,276	0,276	0,277	0,277	0,279	0,281	0,282	0,289
g(ai/W)	[-]	1,837	1,838	1,838	1,839	1,842	1,846	1,854	1,85	1,883
ΔF	[kN]	3,217	3,859	4,501	5,141	5,776	6,402	7,015	7,641	8,159
Fmax	[kN]	3,386	4,062	4,738	5,411	6,080	6,739	7,384	8,043	8,589
Fmin	[kN]	0,169	0,203	0,237	0,271	0,304	0,337	0,369	0,402	0,429
Fa	[kN]	1,609	1,930	2,250	2,570	2,888	3,201	3,507	3,820	4,080
Fmean	[kN]	1,778	2,133	2,487	2,841	3,192	3,538	3,876	4,222	4,509
af	[mm]	4,395	4,398	4,403	4,414	4,434	4,468	4,481	4,604	4,715
N	[cycles]	5,74E+ 05	9,55E+05	3,31E+06	6,94E+06	7,95E+06	1,46E+07	1,73E+07	2,03E+07	2,39E+07
Δa	[mm]	0,003	0,006	0,011	0,022	0,042	0,076	0,089	0,212	#N/D
ΔN	[cycles]	- 2,38E+ 06	3,81E+05	2,36E+06	3,63E+06	1,00E+06	6,65E+06	2,70E+06	3,00E+06	3,60E+06
Arrested ?	[-]	Y	Y	Y	Y	Y	Y	Y	Y	

Tabella 4. 9: Sintesi step di carico durante la determinazione della curva R

L'obiettivo della prova è quello di aumentare il carico fino ad arrivare alla soglia di propagazione delle cricche lunghe. A quel punto si arresta la prova e si procede a rompere a mano il provino.

I valori ottenuti in questo modo, e da questa prima analisi, nella quale, per avere un'idea qualitativa dell'andamento della possibile curva R che si stava ottenendo, si è fatto riferimento al polinomio di calibrazione implementato nella Matelect e precedentemente ricavato da analisi FEM elettriche, hanno dato il seguente andamento:

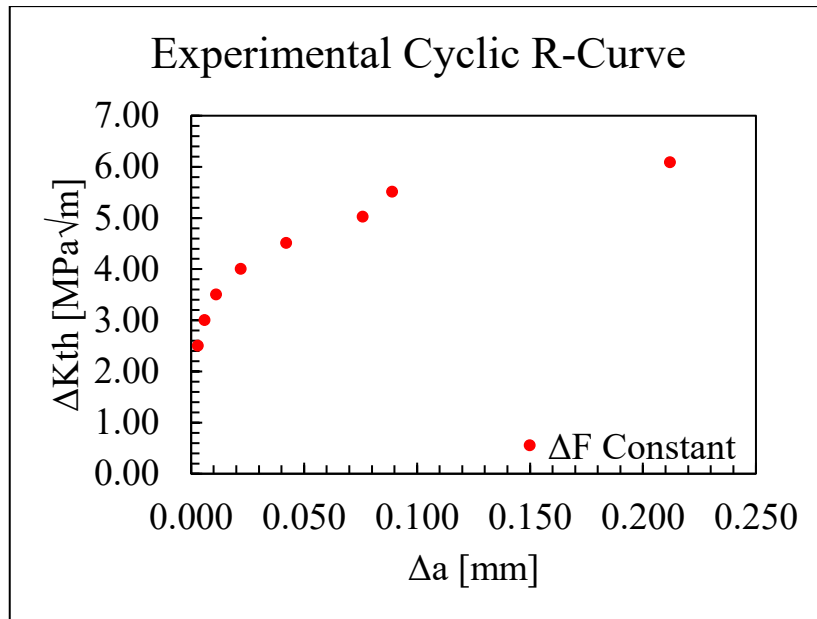


Figura 4. 20: curva R ottenuta con Polinomio di calibrazione

Si procede a questo punto a calibrare il coefficiente di resistenza con la temperatura per “pulire” il valore del segnale X acquisito dalla Matelect direttamente tramite le acquisizioni della termocoppia.

4.4 Calibrazione di alfa

Si provvede a prendere un provino analogo a quello appena testato e nel quale è stato realizzato soltanto l'intaglio mediante elettroerosione. Lo si collega al sistema DCPD e ad una termocoppia, Si provvede all'acquisizione dei segnali di potenziale e di temperatura per 24h. I valori ottenuti vengono plottati in un digramma $\frac{\Delta V_{PD}}{\Delta V_0}$ vs T dove ΔV_{PD} rappresenta il potenziale X acquisito istantaneamente dalla Matelect mentre ΔV_0 rappresenta il valore del potenziale al momento dell'avvio delle acquisizioni.

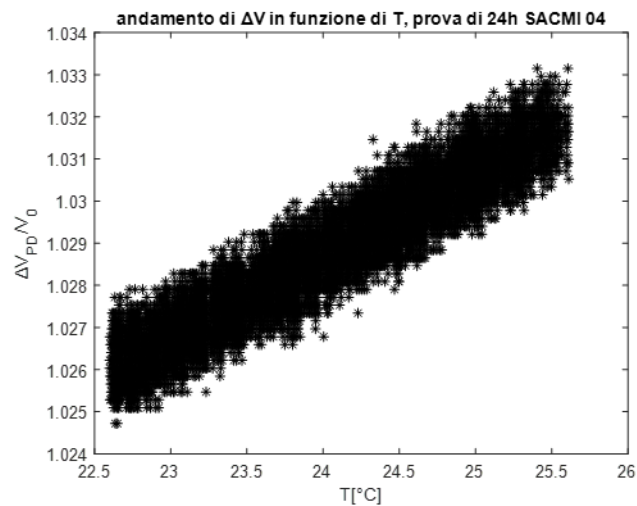


Figura 4. 21: Distribuzione del potenziale in funzione della temperatura durante le 24h di acquisizione

Le equazioni alle quali si fa riferimento sono le seguenti:

$$\Delta V_0 = \rho_0 * I * \Delta v(a)$$

(4 . 16)

$$\Delta V_{PD} = \rho * I * \Delta v(a) \quad (4.17)$$

$$\rho = \rho_0(1 + \alpha * \Delta T) \quad (4.18)$$

Da cui

$$\Delta V_{PD} = \Delta V_0 * (1 + \alpha(T - T_0)) \quad (4.19)$$

$$\frac{\Delta V_{PD}}{\Delta V_0} = \alpha T + (1 - \alpha * T_0) \quad (4.20)$$

Con un fitting lineare, mediante l'ausilio di Matlab si ricava

$$\alpha = 1,968 * 10^{-3} [^{\circ}C^{-1}]$$

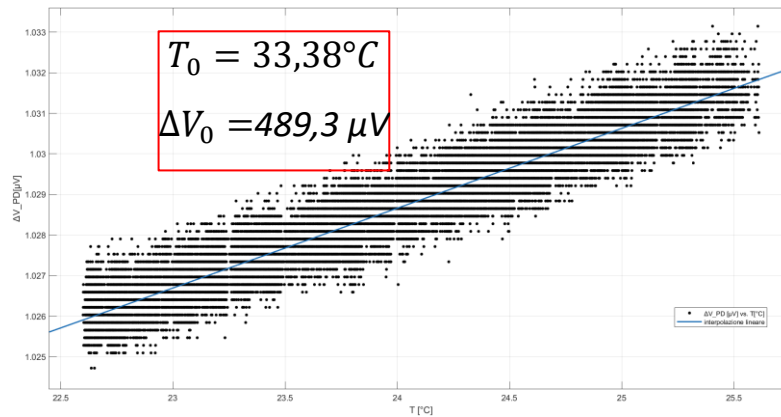


Figura 4. 22: Fitting lineare

Sfruttando dunque il valore di alfa così calibrato si provvede a “pulire” i valori del potenziale, acquisiti durante la prova di curva R, dall’effetto della temperatura, ottenendo per il segnale X un trend pulito da fluttuazioni, simile a quello del segnale X/Y:

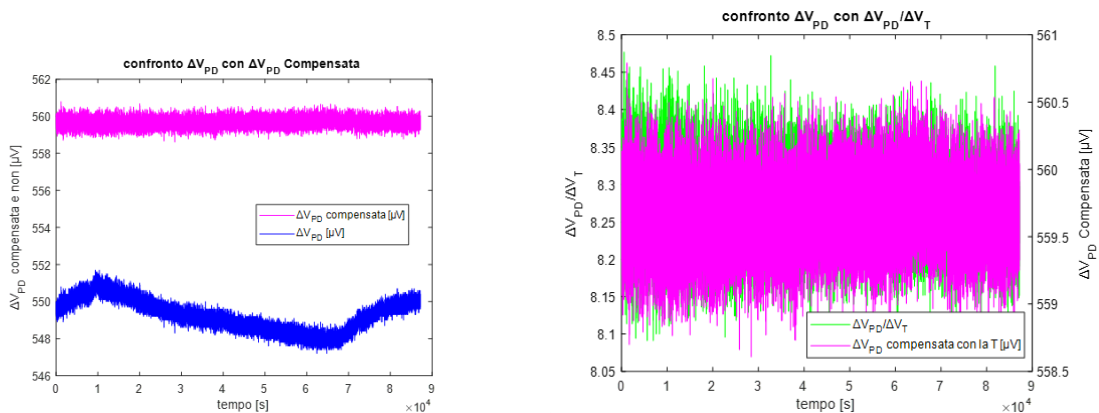


Figura 4. 23: Andamento del segnale X pulito dalla temperatura e non (a) e sua comparazione con il segnale X/Y (b)

4.5. Analisi superficie di frattura e ridefinizione curva R

Si provvede a questo punto all'analisi della superficie di frattura e alla ridefinizione della curva R, sfruttando le misure dei fronti di cricca effettivamente riscontrate:

si procede a misurare a_f e a_0 (ottenuta da CPC). Fissati questi due punti si può dunque creare la curva in cui si fa riferimento all'equazione di Johnson usando

$$U=f(a_0, V_0, y_0) \quad (4.21)$$

Con

V_0 tensione iniziale pulita dalla temperatura mediante il segnale della termocoppia

y_0 distanza tra i pin

$$U=f(a_f, V_f, y_f) \quad (4.22)$$

Con

V_f tensione finale pulita dalla temperatura mediante il segnale della termocoppia

y_f distanza tra i pin

Dove si va a variare y come variabile di best fit, tenendo i due punti (iniziale e finale) vincolati.

Dai valori iniziale e finale e dalla conoscenza della F applicata durante la prova, si provvede a fittare i dati e a interpolarli potendo arrivare a stimare la a reale che si aveva durante la prova e di conseguenza il ΔK corrispondente (che sarà leggermente diverso da quello impostato durante l'esecuzione della prova in quanto era stato determinato fissando un valore di a che non è detto coincidesse con quella effettivamente presente nel pezzo).

Dai valori di a_0 e a_f si può procedere anche a ricalibrare dunque l'equazione implementata nella Matelect che dalla conoscenza del valore della differenza di potenziale stima l'entità della cricca.

4.5.1 Superficie di frattura

Si parte analizzando la superficie di frattura e verificando che essa sia conforme alle specifiche definite dalla normativa ISO 12108 sulla quale si basano gran parte delle equazioni fino ad ora implementate.

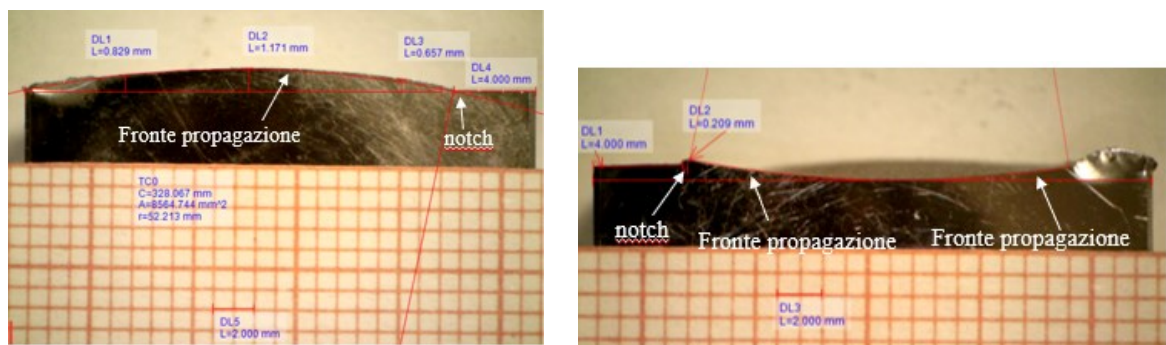


Figura 4. 24: Andamento del fronte di propagazione della cricca visto lateralmente

ISO 12108

- Requisito di SIMMETRIA:

- ✓ Le misure sono valide se per un dato fronte di cricca il fronte e il retro della lunghezza di cricca misurate differiscono di meno di 0,25B
- ✓ I risultati sono validi se la cricca devia dal piano teorico meno di 0,05W
- ✓ I risultati sono validi se il precrack non si discosta dal piano di simmetria contenente il notch

I requisiti specificati sono assolti e dunque è possibile applicare le equazioni implementate anche nelle stime preliminari, per l'imposizione dei carichi e le previsioni di propagazione.

Si individuano dunque le diverse linee dei fronti di cricca (fig. e si provvede alla loro misura sperimentale arrivando ad avere come parametri di input:

V_0	488,5 μ V
V_f	522,6 μ V
$a_0 = a_{N+RB,medio} + \Delta a_{CPC}$	4,352+0,1445 mm New=4,265 mm
a_f	4,352+0,829 mm New=4,957 mm

Tabella 4. 10: Parametri di input

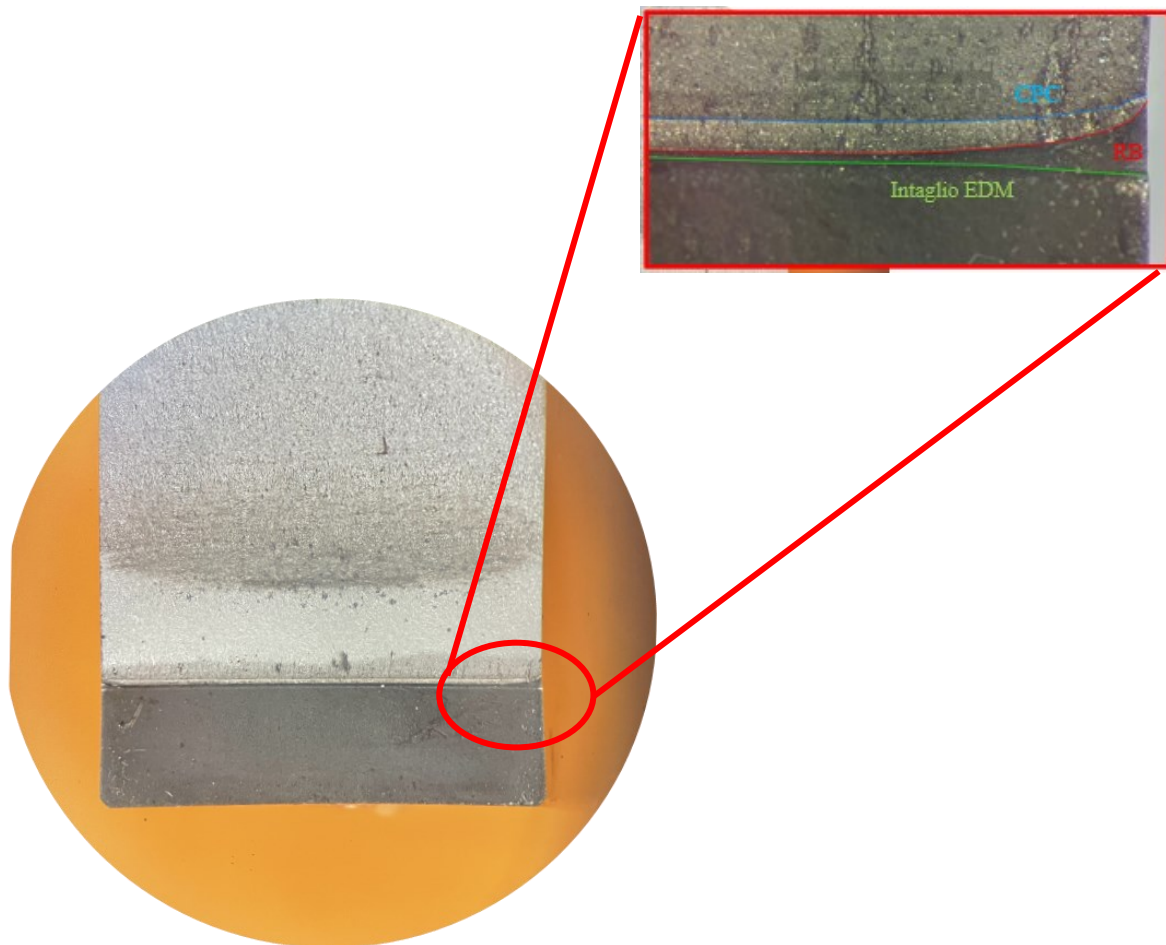


Figura 4. 25: Schematizzazione dei diversi fronti di cricca visti sulla superficie di frattura

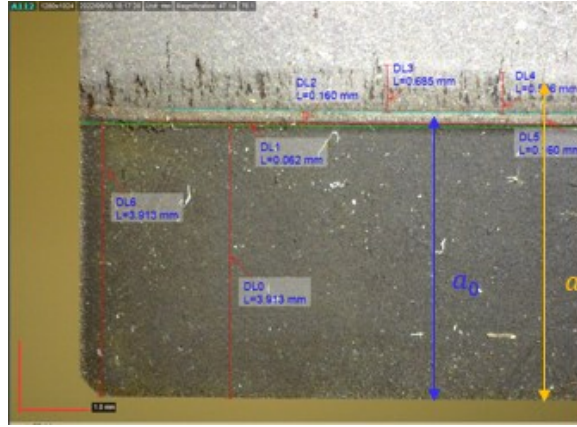


Figura 4. 26: Schematizzazione delle estensioni di cricca prese come riferimento per inizio e fine propagazione in regime di cricche corte

Con α ricavato dalla calibrazione precedente e con il segnale ΔV_{PD} acquisito dalla Matelect e compensato dell'effetto della temperatura acquisita dalla termocoppia (Agilent) si effettua il confronto tra l'estensione finale di cricca rilevata sperimentalmente, quella ricavabile mediante l'equazione di Johnson e quella stimata mediante il polinomio di calibrazione [Sandoletti]:

$$a_{sperimentale} = a_f = 4,957 \text{ mm}$$

$$a_{Johnson} = 4,771 \text{ mm} \quad \Delta\% = 3,75$$

$$a_{pol. calibraz} = 4.705 \text{ mm} \quad \Delta\% = 5,0827$$

Dove si sono usate le seguenti equazioni:

$$a_{Johnson} = arccos \left\{ \cosh \frac{\pi * y}{2 * W} * \cosh^{-1} \left[\frac{\Delta V}{V_0} ** arccosh \left(\frac{\cosh \left(\frac{\pi * y}{2 * W} \right)}{\cos \left(\frac{\pi * a_0}{2 * W} \right)} \right) \right] \right\} * \frac{2 * W}{\pi} [mm] \quad Johnson \quad (4.23)$$

$$a_{pol. calibrazione} = -0,63367 * \left(\frac{\Delta V_{PD}}{\Delta V_T} \right)^2 + 5,38998 * \left(\frac{\Delta V_{PD}}{\Delta V_T} \right) - 3,04283 + 0,235 [mm] \quad (4.24)$$

$$\Delta\% = \frac{a_{sperimentale} - a_{Johnson_pol.calibraz.}}{a_{sperimentale}} \quad (4.25)$$

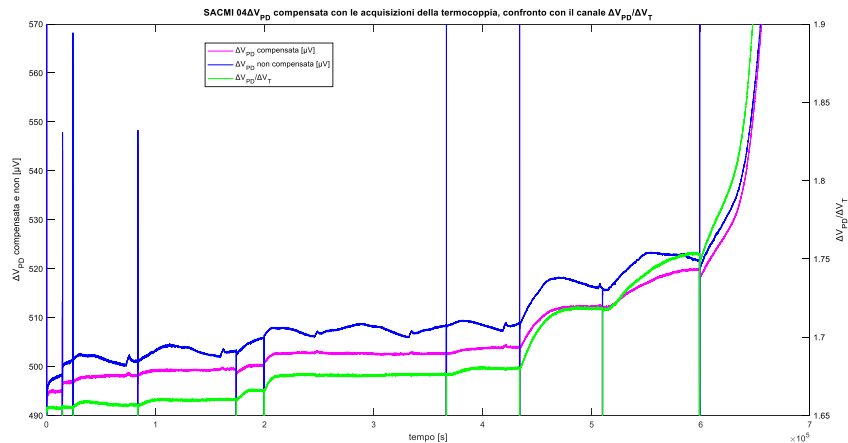


Figura 4. 27: Andamento del segnale X, dello stesso pulito dalla temperatura e del segnale X/Y

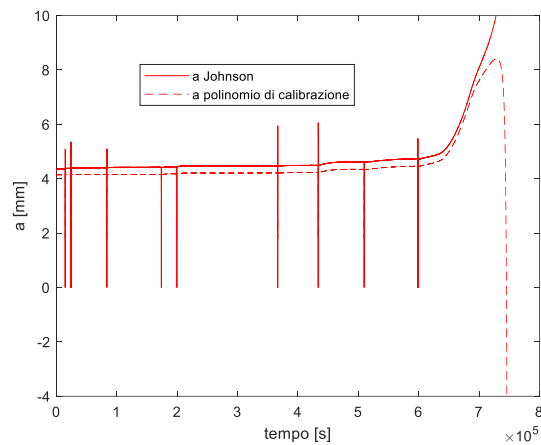


Figura 4. 28: confronto dell'anadamento di a in funzione del tempo calcolata con polinomio di calibrazione e con Johnson

A questo punto dalle misure sperimentali del fronte di cricca, si procede a ritroso al calcolo dell'estensione di cricca registrata in corrispondenza dei diversi istanti, entrando con il potenziale acquisito dalla Matelect nell'equazione di Johnson (facendo riferimento ai parametri di input della tabella 4.10). Il risultato ottenuto è il seguente:

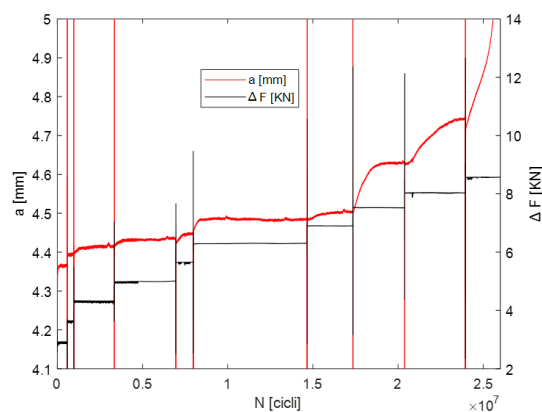


Figura 4. 29: Andamento di a ricavata tramite l'equazione di Johnson in funzione del Numero di cicli, associata all'anadamento qualitativo della Forza dei diversi step di carico

A questo punto si procede a plottare il valore di a stimato da Johnson in funzione del rapporto tra i segnali X e Y al fine di poter implementare una nuova correlazione tra i due direttamente nella Matelect, così da avere una immediata visione almeno qualitativa del processo di sviluppo della cricca.

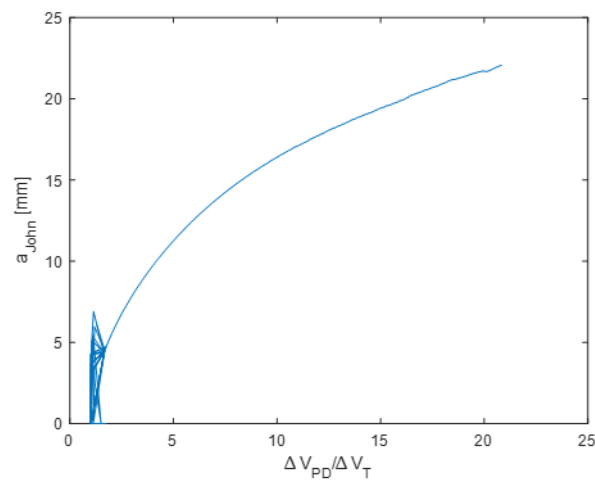


Figura 4. 30: Andamento di a ricalcolata con Johnson in funzione del segnale X/Y acquisito dalla Matelect

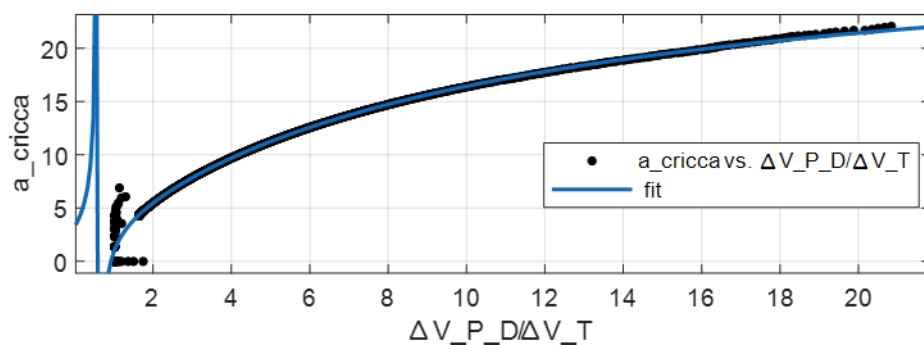


Figura 4. 31: Fitting in Matlab

Dal Fitting implementato mediante Matlab si perviene all'equazione del polinomio di riferimento:

$$f(x) = (p1 \cdot x^2 + p2 \cdot x + p3) / (x^2 + q1 \cdot x + q2)$$

dove i coefficienti, con il 95% di confidenza sono:

$$p1 = 31.02 \quad (30.91, 31.13)$$

$$p2 = -9.479 \quad (-10.6, -8.357)$$

$$p3 = -17.8 \quad (-18.84, -16.76)$$

$$q1 = 8.732 \quad (8.615, 8.85)$$

$$q2 = -5.525 \quad (-5.6, -5.45)$$

Si procede dunque a implementare l'equazione di Johnson usando y come variabile di Best Fit:

fissati i valori di input della tabella 4.10, posto il valore del potenziale come quello all'istante in cui si assume si sia misurata l'estensione di cricca finale a_f , si impone l'uguaglianza a tale estensione di cricca (ricavata sperimentalmente), nell'equazione di Johnson e si ricava y che consenta di soddisfare a tale uguaglianza. Si implementa il metodo della Regula falsi e si ottiene come y di best fit:

$$y = 5.402 \text{ mm}$$

$$a_{f,sperimentale} - a_{f,da\ reg.falsi} = 3.5527e-15 \text{ mm}$$

Con questo nuovo valore di y si implementa di nuovo l'equazione di Johnson andando a plottare l'estensione di cricca in funzione del numero di cicli ai diversi step di carico:

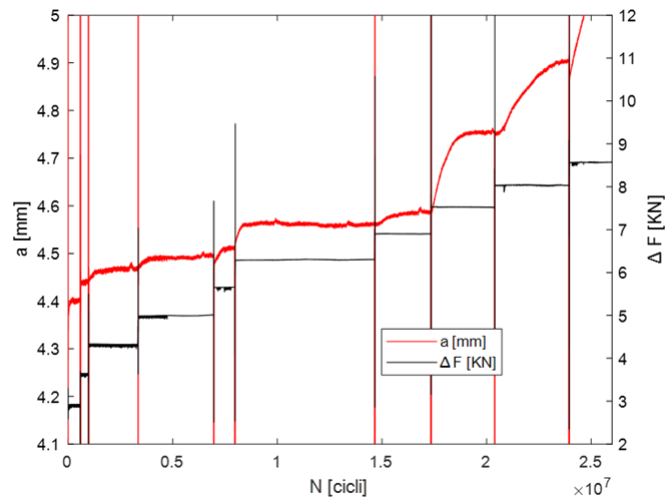


Figura 4. 32: andamento di a ricalcolata con y di best fit in funzione di N

In maniera analoga a quanto fatto in precedenza, semplicemente facendo ora riferimento alla y derivante dal best fit implementato, si procede a plottare l'estensione di cricca a in funzione dei segnali X/Y acquisiti dalla Matelect pervenendo ad un nuovo polinomio di calibrazione.

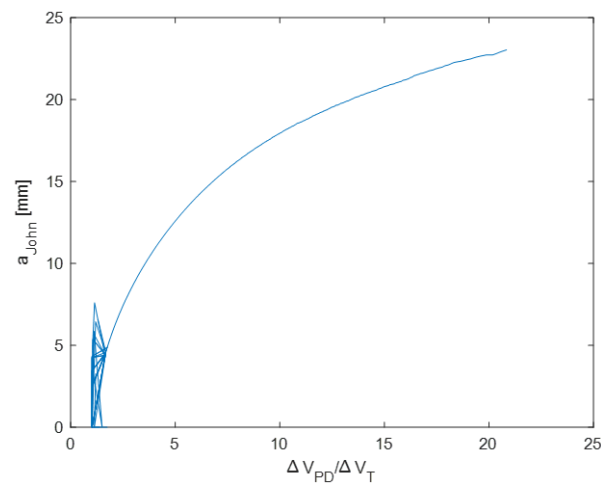


Figura 4. 33: Andamento di a ricalcolata con Johnson in funzione del segnale X/Y acquisito dalla Matelect

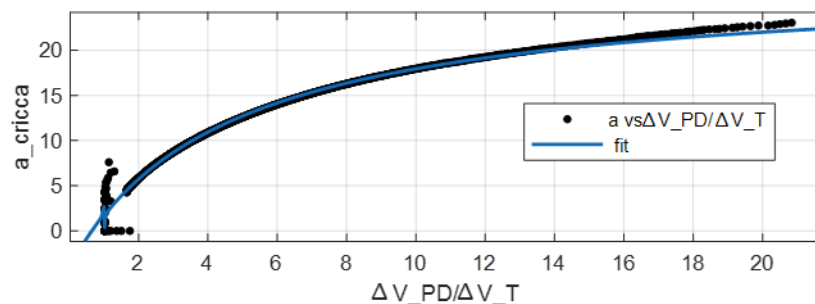


Figura 4. 34: Fitting effettuato in Matlab

Dal Fitting implementato mediante Matlab si perviene all'equazione del polinomio di riferimento:

$$f(x) = (p1 \cdot x^2 + p2 \cdot x + p3) / (x^2 + q1 \cdot x + q2)$$

dove i coefficienti, con un livello di confidenza del 95% sono:

$$p1 = 27.88 \quad (27.84, 27.91)$$

$$p2 = -46.5 \quad (-46.57, -46.43)$$

$$p3 = 18.44 \quad (18.38, 18.5)$$

$$q1 = 3.508 \quad (3.492, 3.524)$$

$$q2 = -4.575 \quad (-4.591, -4.56)$$

4.6 Comparazione curve R

Si procede a questo punto a comparare la curva R così ottenuta con quella ricavata sottoponendo a sollecitazione da modo I un precedente provino. Si sono plottate anche le curve R ottenute andando a ricalcolare i vari range del fattore di intensificazione delle tensioni di soglia partendo dalla conoscenza dell'estensione di cricca calcolata con Johnson con e senza best fit. I risultati ottenuti sono stati i seguenti:

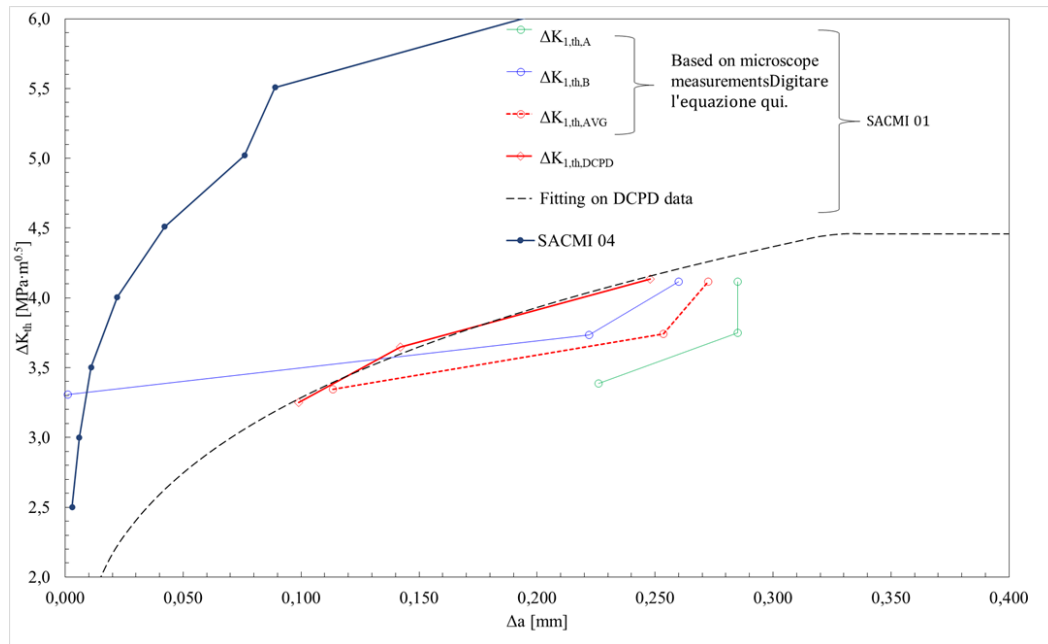


Figura 4. 35: Comparazione curva R ottenuta per il provino SACMI 04 e curva R ottenuta per il provino SACMI 01

Comparando la curva R ottenuta per il provino in oggetto (SACMI 04) con quella ricavata in prove precedenti [tesi sandoletti] si osserva che questa curva risulta “stare sopra”.

Tuttavia i punti sperimentali per il provino sono molto pochi e non colgono il primo tratto di sviluppo della curva è dunque probabile che siano essi ad essere affetti da errore. In alternativa un'altra ipotesi del possibile scostamento tra le due prove sperimentali potrebbe essere imputabile al mancato completo sviluppo della zona plastica nella face di CPC del provino 04 (fase che ha una forte influenza sulla curva R).

Si osserva che con l'entità di carico imposto la curva non sembra assestarsi, il che dimostra di esser subentrati in regime di Paris e di ciò si ha evidenza dal fatto che la prova si arresta per avvenuta rottura del provino in quanto la cricca inizia a propagare indefinitamente.

4.7 Confronto con curve stimate da analisi metallografica

Dall'analisi metallografica del materiale, si perviene alla conoscenza del valore della durezza VH del materiale stesso che risulta essere pari a 318-330 kgf/mm²

Si assume poi che la struttura del materiale stesso sia comparabile ad una struttura di tipo martensitico per la quale dalle analisi condotte da Rigon e Meneghetti si dispone dell'informazione relativa alla dimensione del grano: $l=1\mu m$

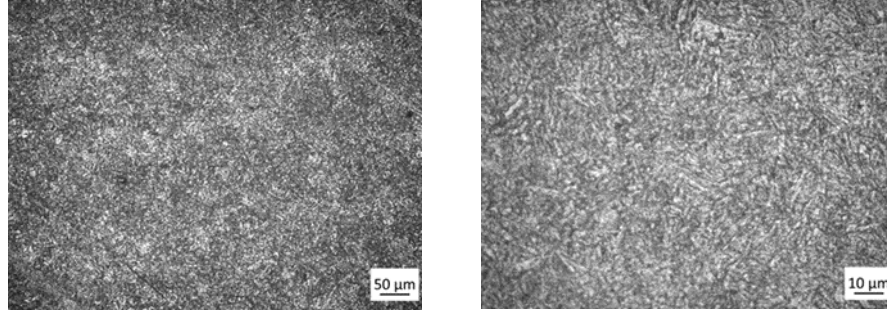


Figura 4. 36: Struttura metallografica della martensite rinvenuta (sorbite)

Dalla relazione del Murakami si conosce il rapporto

$$\frac{\sigma_{a,0,R=-1}}{HV} = 1,6 [adim] \quad (4.26)$$

Quindi

$$\Delta\sigma_{0,R=-1} = 2 * \sigma_{a,0,R=-1} [MPa] \quad (4.27)$$

Grazie alla relazione di Goodman

$$\sigma_{a,0,R} = \Delta\sigma_{0,R=-1} \frac{(1-R)}{(3-R)} [MPa] \quad (4.28)$$

Quindi

$$\Delta\sigma_{0,R} = 2 * \sigma_{a,0,R} [MPa] \quad (4.29)$$

Dai risultati disponibili in letteratura

$$\Delta K_{th,eff} = 1,3 * 10^{-5} * E [MPa\sqrt{m}] \quad (4.30)$$

Grazie alle analisi di Rigon si calcola

$$\Delta K_{th,LC,R} = \alpha l^\beta + \gamma HV^\delta [MPa\sqrt{m}] \quad (4.31)$$

Dove l è la dimensione del grano del materiale, ottenuta dall'analisi metallografica mentre $\alpha, \beta, \gamma, \delta$ sono le costanti ottenute da Rigon-Meneghetti

Noto il fattore di forma

$$Y = 0,728[adim]$$

È possibile ottenere il parametro di El Haddad

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th,LC,R}}{\Delta \sigma_{0,R}} \right)^2 [mm] \quad (4.32)$$

Si calcola il parametro di correzione

$$a^* = a_0 \frac{\left(\frac{\Delta K_{th,eff}}{\Delta K_{th,LC,R}} \right)^2}{1 - \left(\frac{\Delta K_{th,eff}}{\Delta K_{th,LC,R}} \right)^2} [mm] \quad (4.33)$$

E infine

$$\Delta K_{th}(\Delta a) = \Delta K_{th,LC,R} \sqrt{\frac{\Delta a + a^*}{\Delta a + a^* + a_0}} [MPa\sqrt{m}] \quad (4.34)$$

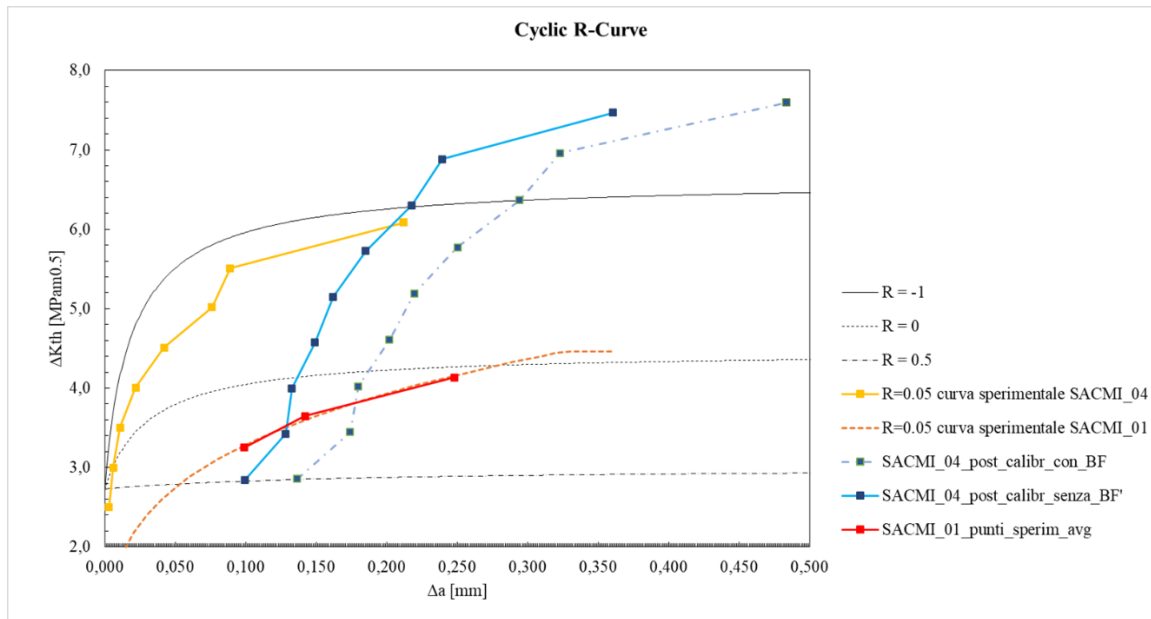


Figura 4. 37: Confronto tra le diverse curve

Si osserva che la curva relativa al SACMI 04 ottenuta in pre processing si colloca a metà tra le curve previste con le informazioni di durezza ma per rapporto di ciclo -1 e 0 dunque in una zona inattesa. Si osserva inoltre un trend di difficile comprensione per quanto riguarda le curve ottenute dal post processing. Si decide dunque di realizzare una nuova prova a modo I per verificare con quale delle curve plottate risulta essere in accordo e poter procedere così alla validazione dell'una o dell'altra.

4.8 Criticità nella prova e modifiche implementate per prove successive

Il setup sperimentale adottato nello svolgimento della prova mette in evidenza alcune criticità:

-difficoltà di centraggio rapido e accurato del provino in macchina. Il sistema esistente risulta essere infatti basato su un sistema di viti che vanno posizionate in modo da sporgere con il gambo filettato di 37.5mm rispetto

al provino (come esemplificato in immagine..). Tale sistema tuttavia, consente il centraggio del provino solo dal punto di vista trasversale ma non assiale. Inoltre, la regolazione mediante le viti risulta non essere ottimale dal momento che queste sono fissate su delle staffe che contestualmente servono a bloccare i perni di carico; in questo modo però può facilmente venire meno il parallelismo della superficie delle staffe di supporto delle viti rispetto a quella del supporto dei perni di carico (su cui poi poggia il provino stesso).

Si valuta dunque la possibilità di progettare un sistema di centraggio del provino che consenta di essere più accurati e che garantisca anche un buon centraggio anche in direzione assiale. Di tale sistema si parlerà in seguito (capitolo 9) dove verranno anche delineate con accuratezza le specifiche tecniche.

-non ottimale collegamento con i cavi per il rilevamento della differenza di potenziale. Nel sistema attuale si ricorre ad un sistema mediante viti che necessita pertanto di fori filettati sul provino. La presenza del filetto tuttavia, come precedentemente valutato, potrebbe portare durante il ciclaggio del provino, ad una perdita di contatto vite-provino e dunque a fluttuazioni nel segnale di ddp. Si opta pertanto per sostituire le viti con dei pin che vengano inseriti per interferenza all'interno dell'apposito foro realizzato nel provino.

CAPITOLO 5

Determinazione curva R provino SACMI 05, prova a MODO I

5.1 Geometria provino

Il provino SACMI 05 presenta intaglio realizzato mediante elettroerosione (allo stato di fornitura).

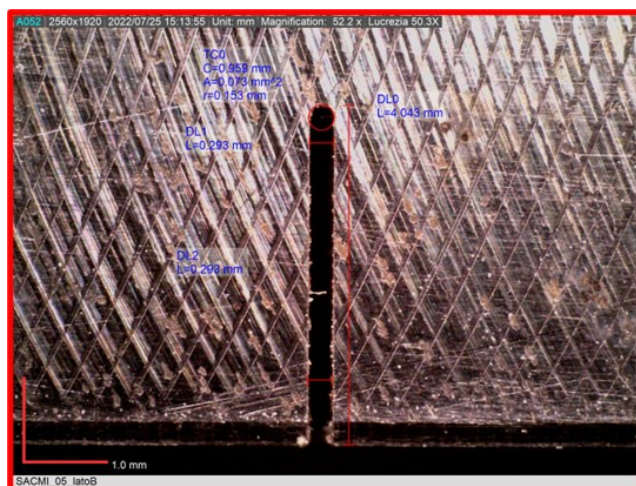


Figura 5. 1: Immagine intaglio post EDM

$a_{N,A}$ [mm]	h_A [mm]	ρ_A [mm]	$a_{N,B}$ [mm]	h_B [mm]	ρ_B [mm]	$a_{N,medio}$ [mm]	h_{medio} [mm]	ρ_{medio} [mm]
4,017	0,291	0,162	4,011	0,291	0,151	4,014	0,291	0,1565

Tabella 5. 1: Quote dell'intaglio post EDM

Si tratta di un provino di dimensioni 15x25x108 mm in acciaio da stampi 1.2311. Una volta realizzato il Razor Blading, le superfici laterali sono state lappate a specchio al fine di poter cogliere in maniera più agevole la propagazione del fronte di cricca durante la conduzione della prova.

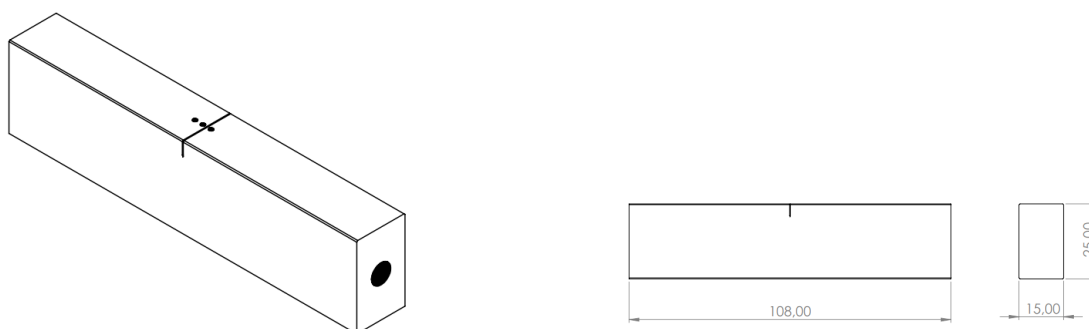


Figura 5. 2: Geometria provino; modello CAD 3D e dimensioni

Per realizzare i collegamenti DCPD si sono realizzati dei fori laterali M6x6 centrati nella faccia 15x25 mentre per il collegamento ai canali di misura del potenziale si è optato per la realizzazione di tre fori di diametro 1.3 mm nei quali si inseriscono dei pin mediante interferenza. Al fine di far sì che il contratto elettrico sia il più ottimale possibile, si ricorre all'impiego di colle conduttive con le quali viene rivestito il pin prima di essere inserito nel foro.

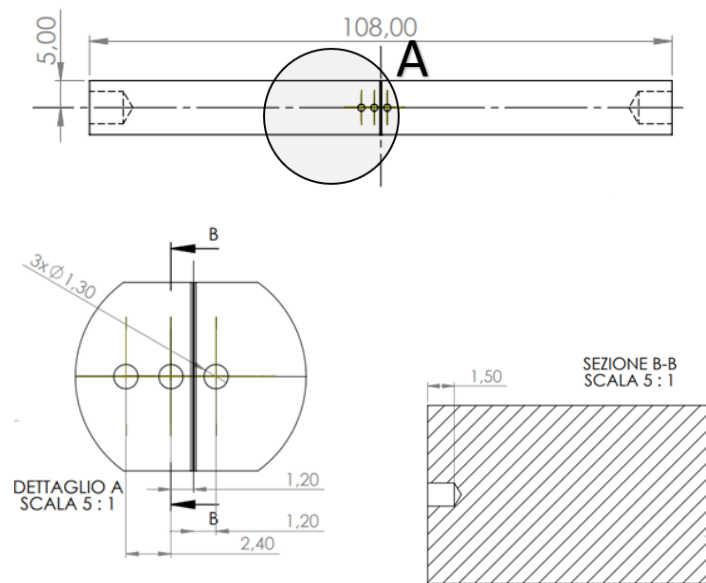


Figura 5. 3: Disposizione e geometria dei collegamenti DCPD

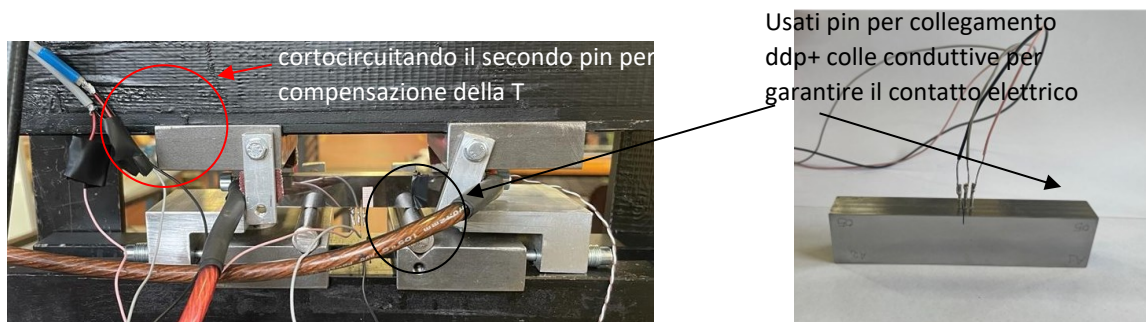


Figura 5. 4: Collegamenti per l'acquisizione del potenziale elettrico

Nel realizzare il Razor Blading si è optato per una compressione delle molle di 8mm (Δz). Noto che la costante elastica delle molle risulta essere $k=0.605\text{N/mm}$ e che si opera con due molle in parallelo; la forza applicata risulta essere di

$$F = 2 * K * \Delta z$$

(4 . 35)

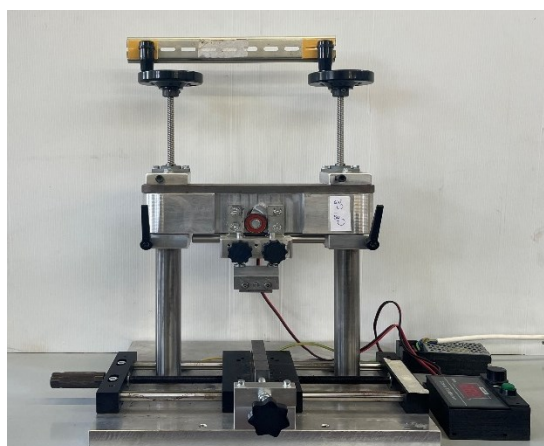


Figura 5. 5: Macchina per razor blading

L_i	16,1 mm
L_{compr}	8 mm
Δz	8,1 mm
K	0,605 N/mm
F_N	9,801N
Pasta diamantata	3 μ m
tempo	30 min
f	3 Hz

Tabella 5. 2: parametri adottati per realizzazione RB

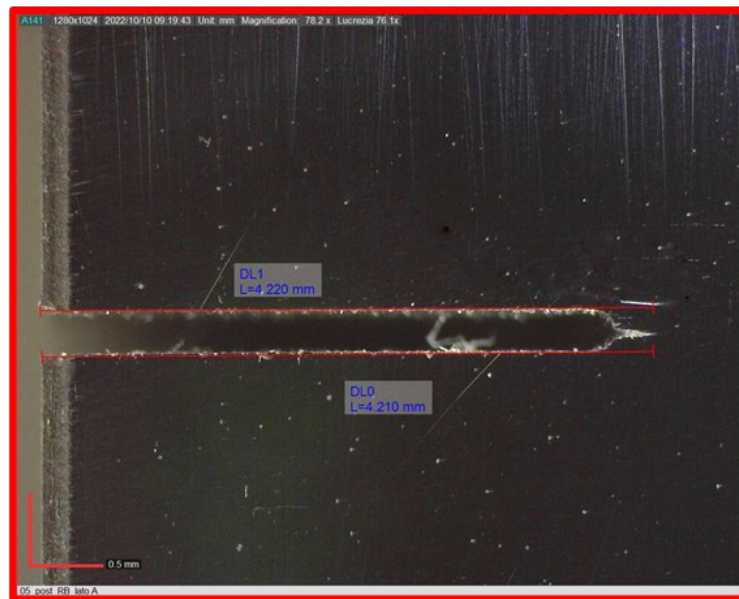


Figura 5. 6: Immagine intaglio post RB

$a_{N+RB,A}$	$\Delta a_{RB,A}$	$a_{N+RB,B}$	$\Delta a_{RB,B}$	$a_{N+RB,medio}$	$\Delta a_{RB,medio}$
[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
4.094	0.077	4.215	0.198	4.155	0.141

Tabella 5. 3: Quote intaglio post RB

5.2 Compression pre-cracking

Avviate tutte le apparecchiature sperimentali per la conduzione della prova (secondo la procedura descritta in appendice A) si è proceduto alla fase di compression pre-cracking.

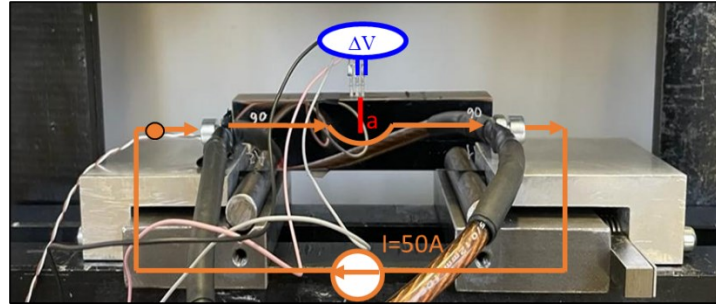


Figura 5. 7 : Schema collegamento corrente e potenziale

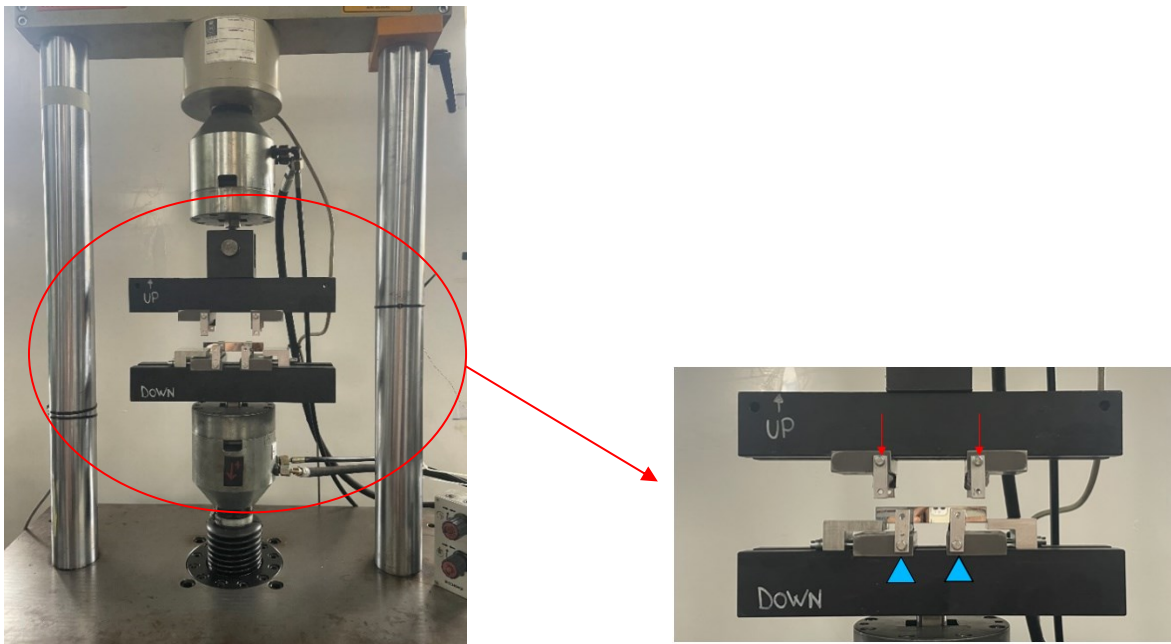


Figura 5. 8: Schema modalità di applicazione dei carichi

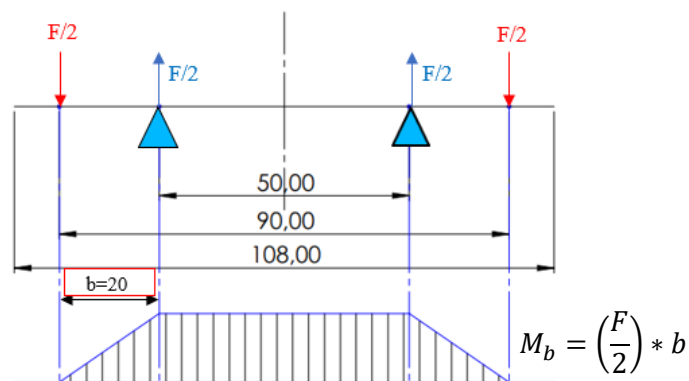


Figura 5. 9: Andamento del Momento Flettente

Si è partiti avviando la prova a $\Delta K_I = 23 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, ad un valore minore rispetto a quello di $\Delta K_{th,eff} = 1.3 * 10^{-5} * E$. A differenza del CPC svolto con il provino precedente, in questo caso, grazie anche al miglioramento del contatto elettrico ottenuto tramite pin inseriti ad interferenza, si riesce a cogliere un trend del segnale di potenziale stesso, crescente e che manifesta poi una zona di assestamento. Si assume dunque,

in base a ciò, che la cricca da compression pre cracking, completamente aperta e libera da eventuale closure, sia innescata e propagata. Si stima l'entità dell'avvenuta propagazione direttamente mediante l'equazione di Johnson.

Dalla conoscenza del potenziale registrato dalla Matelect e pulito dall'effetto della temperatura acquisita dalla termocoppia (Agilent), si stima $a_{f,CPC} = 4.0414 \text{ mm}$.

Nell'ambito della prova, si è provveduto all'acquisizione del segnale di potenziale mediante due diverse modalità:

- “Peaks”, come nel caso precedente, in cui la macchina va ad acquisire il segnale in corrispondenza del minimo raggiunto nel ciclo sinusoidale (e dunque nella fase di apertura della cricca) di carico ma per via della modalità di campionamento, si riscontra che il “punto” della sinusoide a cui avviene l'acquisizione non si mantiene costante all'aumentare dell'entità del carico applicato.
- “Free running” in cui l'acquisizione del segnale avviene secondo un campionamento a intervalli di tempo costanti; tale modalità si è riscontrato fornire nella prova in oggetto un migliore andamento del segnale di potenziale.

L'acquisizione in peaks adottata nel provino SACMI 04 portava a riscontrare un trend del segnale di potenziale pulito dalla temperatura inizialmente crescente con il cambio carico ma poi, contro quanto atteso secondo la fisica del problema, decrescente. Questo fenomeno era stato alla base dell'incapacità di cogliere dall'andamento del segnale, l'avvenuto innesco e propagazione della cricca e dunque dell'aver realizzato ben quattro step di compression-pre-cracking con range del fattore di intensificazioni applicato crescente (fino ad arrivare a $40 \text{ MPa}\sqrt{m}$) rischiando così di aver indotto plasticizzazione nella zona all'apice della cricca.

In questo modo si riesce a realizzare la fase di CPC ricorrendo ad un $\Delta K_I = 23 \text{ MPa}\sqrt{m}$ prossimo a quello che si ricaverebbe assumendo di voler realizzare un'estensione di cricca pari all'entità di raggio plastico prescritta da Pippan:

$$r_p = \frac{\pi}{8} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \rightarrow \Delta K_I = \sigma_y \sqrt{\frac{8r_p}{\pi}} = \alpha \cdot \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot (a_N + \Delta a_{RB})}$$

$$\rightarrow \Delta \sigma = \frac{\Delta K_I}{\alpha \cdot \sqrt{\pi \cdot (a_N + \Delta a_{RB})}} \rightarrow \Delta F = 2 \cdot \frac{\Delta \sigma \cdot \frac{1}{6} B \cdot W^2}{b}$$

$$\alpha_{Tada} = \sqrt{\frac{2W}{\pi a} * \tan \frac{\pi a_{N+RB}}{2W}} * \frac{0.923 + 0.199 \left(1 - \sin \frac{\pi a_{N+RB}}{2W} \right)^4}{\cos \frac{\pi a_{N+RB}}{2W}}$$

$$r_p = \Delta a_{CPC} = 0,1-0,15 \text{ mm [Pippan]} \rightarrow \Delta K_I = 17 - 21 \text{ MPa}\sqrt{m} \rightarrow \Delta F = 23-28 \text{ kN}$$

Si osserva poi che il segnale di potenziale pulito dall'effetto della temperatura e acquisito direttamente dalla Matelect (sfruttando il canale di acquisizione del potenziale cortocircuitato) presenta delle fluttuazioni e un trend non perfettamente in accordo con quello atteso (come visibile in Figura 5. 10)

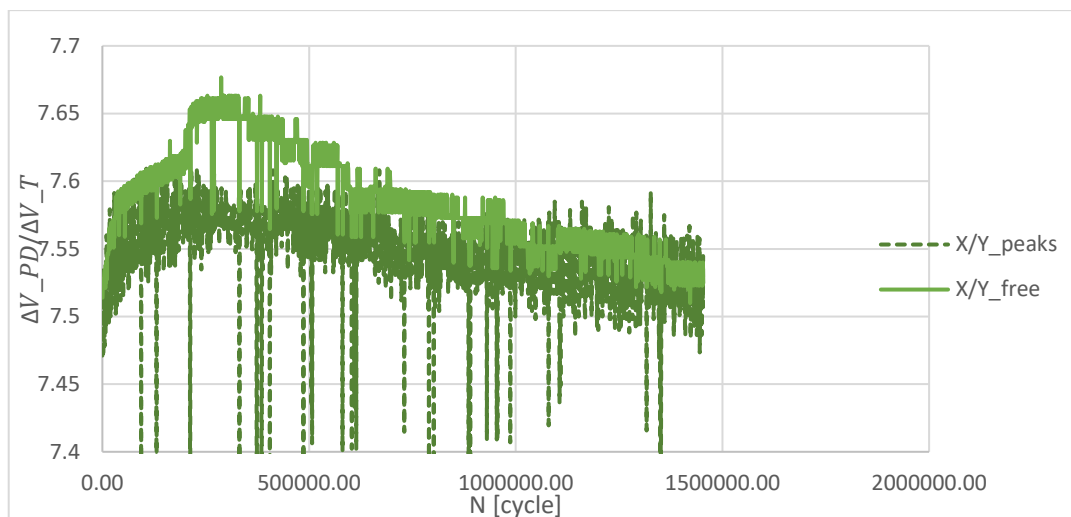


Figura 5. 10: Andamento del potenziale pulito dall'effetto della temperatura, così come acquisito dalla Matelect, in funzione del numero di cicli

In virtù di ciò si opta per un'analisi del segnale che fa riferimento al potenziale acquisito dalla Matelect e che viene compensato dell'effetto della temperatura sfruttando l'acquisizione di quest'ultima mediante termocoppia. Si ricorre a tal fine alla costante di resistenza con la temperatura ricavata nell'ambito delle analisi sul provino precedente ($\alpha=1,968 \cdot 10^{-3}$ [$^{\circ}\text{C}^{-1}$]).

L'andamento del segnale sia in peaks che in free running risulta pertanto essere il seguente.

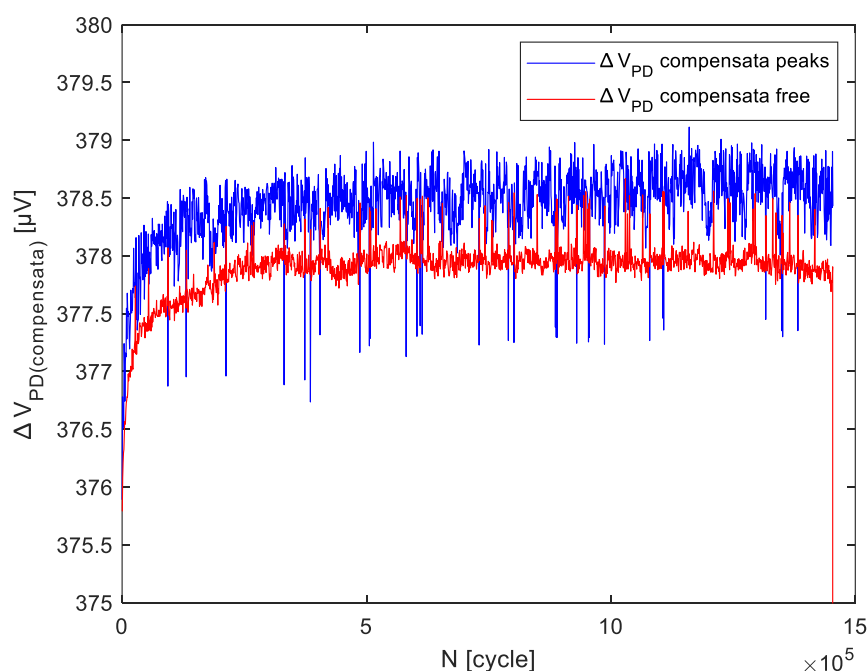


Figura 5. 11: Andamento del potenziale pulito dall'effetto della Temperatura acquisita dalla Agilent in funzione del numero di cicli

Si coglie dunque in maniera chiara un trend crescente che poi arriva a stabilizzazione, a riprova dell'avvenuto innesco e propagazione della cricca. Sulla base di ciò si valuta dunque come conclusa la fase di CPC e si provvede a passare alla prova di curva R.

Il segnale pulito dall'effetto della temperatura viene ottenuto facendo riferimento ai valori di “zero” misurati a inizio prova, quando il provino si trova fuori macchina:

V_0	376.2 μ V
T_0	24.748°C
$a_0 = a_{N+RB,medio}$	4.022 mm
y	1.2 mm

Tabella 5. 4: Valori di input all'inizio della prova di CPC

Per quanto concerne l'estensione di cricca iniziale $a_0 = a_{N+RB,medio}$ il valore riportato fa riferimento all'acquisizione della stessa a termine prova, dall'analisi della superficie di frattura.

Tali valori verranno assunti come riferimento per la conduzione dell'intera prova e dunque adottati anche nella fase di post processing per definire i punti di curva R.

$$\frac{\Delta V_{PD}}{\Delta V_0} = \alpha T + (1 - \alpha * T_0)$$

(5. 1)

$$\Delta V_{PD,compensata} = \frac{\Delta V_{PD}}{(1 + \alpha(T - T_0))}$$

(5. 2)

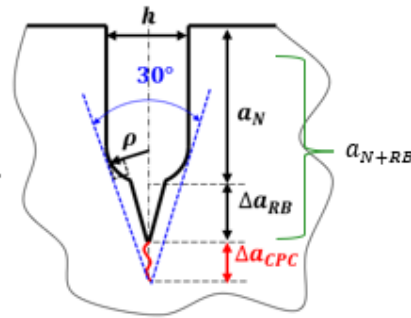


Figura 5. 12: Schema sviluppo cricca da CPC

Implementando l'equazione di Johnson per pervenire ad una stima dell'estensione di cricca sia dalle acquisizioni in modalità Peaks sia dalle acquisizioni in modalità free running, si ottengono i seguenti risultati:

$$a_{cpc, John, peaks} = 4,0527 \text{ mm}$$

$$a_{cpc, John, free} = 4,0414 \text{ mm} = a_{f, cpc}$$

$$a_0 = a_{N+RB} = 4,022 \text{ mm}$$

$$\Delta a_{CPC, John, peaks} = 0,0307 \text{ mm}$$

$$\Delta a_{CPC, John, free} = 0,0194 \text{ mm}$$

$$a_{johnson} = arccos \left\{ \cosh \frac{\pi * y}{2 * W} * \cosh^{-1} \left[\frac{\Delta V}{V_0} ** arccosh \left(\frac{\cosh \left(\frac{\pi * y}{2 * W} \right)}{\cos \left(\frac{\pi * a_0}{2 * W} \right)} \right) \right] \right\} * \frac{2 * W}{\pi} [mm] \quad (5.3)$$

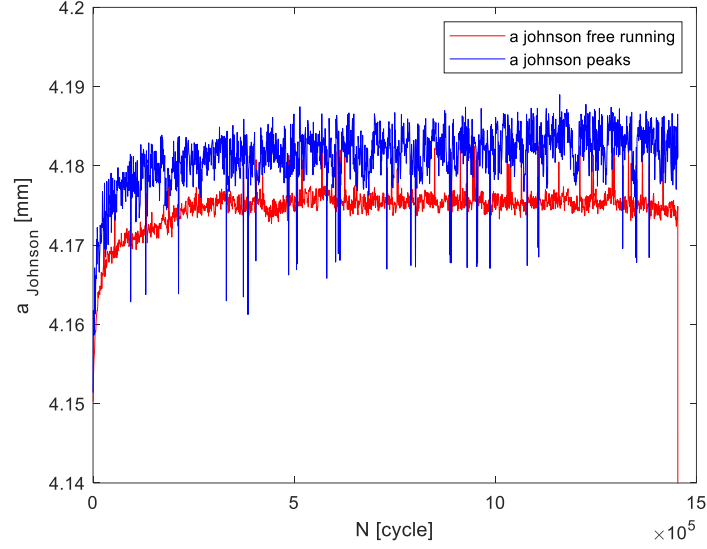


Figura 5. 13: andamento dell'estensione di cricca al variare del numero di cicli, sia in modalità peaks che in modalità free running

In virtù del fatto che l'acquisizione del segnale in free running consente di cogliere in maniera più pulita e conforme alla fisica del problema il trend di crescita e assesto della cricca, si farà interamente riferimento ad essa per l'analisi dei dati ottenuti da curva R.

Nel condurre la prova le equazioni usate sono state le seguenti:

$$\Delta F = \Delta K_I \sqrt{1000} * B * \frac{\sqrt{W}}{g\left(\frac{a_i}{W}\right)/1000} \quad (4.36)$$

Con

$$g\left(\frac{a_i}{W}\right) = \frac{(S_{max} - S_{min})}{2 * W} * 3 * \sqrt{2 * \tan \theta_i} * (0.923 + 0.199 * \frac{(1 - \sin \theta_i)}{\cos \theta_i})^4 \quad (4.37)$$

$$E \quad \theta_i = \frac{\pi}{2 * \frac{a_i}{W}} \quad (4.38)$$

$$F_{max} = \frac{\Delta F}{(1 - R)} \quad (4.39)$$

$$F_{min} = F_{max} * R \quad (4.40)$$

$$F_{mean} = \frac{F_{min} + F_{max}}{2}$$

(4 . 41)

$$F_a = \frac{\Delta F}{2}$$

(4 . 42)

(Secondo la ISO 12108:2018)

Ottenendo come valori di carico effettivamente applicati:

CPC – 1		
R	20.0	-
f	20.0	Hz
F_{min}	-32,169	kN
F_{max}	-1.608	kN
F_m	-16,889	kN
F_a	15,28	kN
ΔK_I	23	MPa m ^{0.5}
N	1455886	cycles
CPC effective?	YES	-

Figura 5. 14: primo e unico step di carico in CPC

Dove $N = dt \cdot f$; $f = 20\text{Hz}$; $\Delta V_{PD} = \text{canale X}$

Si termina dunque la prova di CPC .

In conclusione si stima di aver dunque raggiunto una dimensione di cricca globale (perché tiene conto anche del preintaglio realizzato mediante EM e RB) di $a_n = 4,0527 \text{ mm}$

5.3 Curva R

Rispetto al caso precedente, la prova di CPC, per quanto concerne il provino SACMI_05, è stata condotta con il provino con l'intaglio rivolto verso il basso così da evitare che l'eventuale formazione di ossido, indotta in parte anche dal passaggio di corrente, permanga all'interno dell'intaglio stesso e ne provochi fenomeni di *closure*.

Per condurre la prova di curva R in maniera analoga si rende dunque necessario un riposizionamento dei carichi tale da garantire che l'intaglio venga sollecitato in trazione:

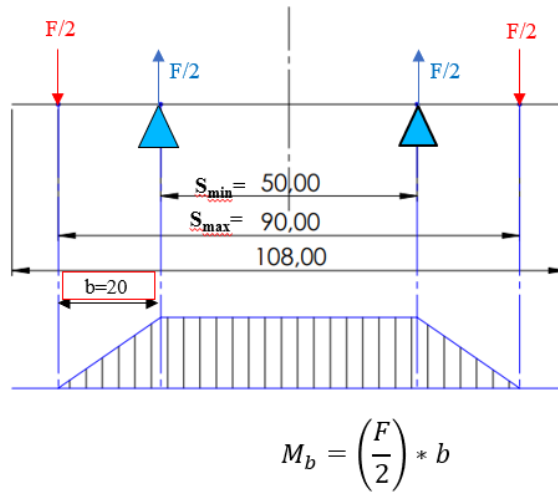


Figura 5. 15: Condizione di carico durante la realizzazione della curva R in sollecitazione a puro Modo I

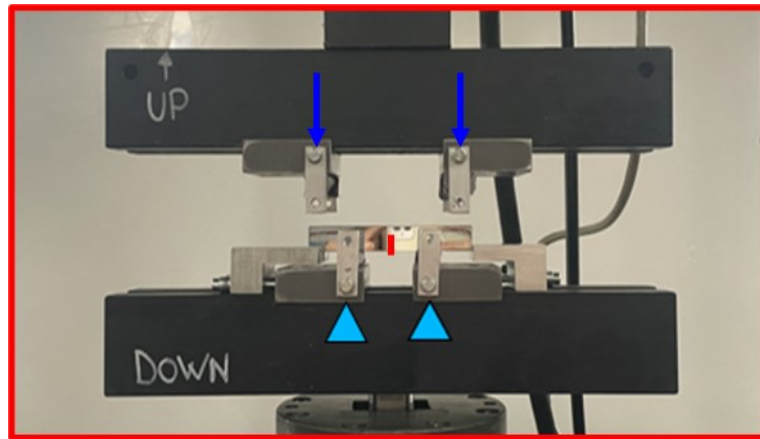


Figura 5. 16: Posizionamento provino in macchina

Si procede applicando un $\Delta K = 2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ con rapporto di ciclo $R=0.5$. Si ricavano così i carichi da applicare in termini di forza media (F_{mean}) e ampiezza di forza (F_a) oltre che forza minima e forza massima (che consentono la definizione dei limiti a cui settare l'azione di controllo della pressa per ovviare ad applicazioni di carichi incontrollate):

$$\Delta F = \Delta K_I \sqrt{1000} * B * \frac{\sqrt{W}}{g\left(\frac{a_i}{W}\right)/1000} \quad (4.43)$$

Con

$$g\left(\frac{a_i}{W}\right) = \frac{(S_{max} - S_{min})}{2 * W} * 3 * \sqrt{2 * \tan \theta_i} * (0.923 + 0.199 * \frac{(1 - \sin \theta_i)^4}{\cos \theta_i}) \quad (4.44)$$

E

$$\theta_i = \frac{\pi}{2 * \frac{a_i}{W}} \quad (4.45)$$

$$F_{max} = \frac{\Delta F}{(1 - R)}$$

(4 . 46)

$$F_{min} = F_{max} * R$$

(4 . 47)

$$F_{mean} = \frac{F_{min} + F_{max}}{2}$$

(4 . 48)

$$F_a = \frac{\Delta F}{2}$$

(4 . 49)

S_{max}	[mm]	90
S_{min}	[mm]	50

Tabella 4. 11: bracci dei punti di applicazione dei carichi

Si cicla ad una frequenza f=40Hz per ridurre i tempi di esecuzione della prova avendo però cura di non andare a frequenze superiori per evitare di incorrere nel fenomeno dei battimenti nel segnale di forza applicato.

Step	[-]	1	2	3	4	4
ai	[mm]	4.175	4.176	4.184	4.199	5.551
R	[-]	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05
ΔKI	[MPa m0.5]	2.50	3.00	3.50	4.00	4.00
ai/W	[-]	0.167	0.167	0.168	0.168	0.222
θi	[-]	0.263	0.263	0.263	0.264	0.349
g(ai/W)	[-]	1.793	1.794	1.795	1.798	2.096
ΔF	[kN]	3.313	3.975	4.633	5.286	4.536
Fmax	[kN]	3.488	4.185	4.877	5.564	4.775
Fmin	[kN]	0.174	0.209	0.244	0.278	0.239
Fa	[kN]	1.657	1.988	2.317	2.643	2.268
Fmean	[kN]	1.831	2.197	2.561	2.921	2.507
T	[°C]	25.45	27.075	25.16075	25.900	26.127
ΔV	[μV]	378.6	380.500	380.300	499.800	500.900
ΔV_{PD}		378.08	378.765	379.991	498.669	499.544
af	[mm]	4.176	4.184	4.198711	5.551	5.561
Δa	[mm]	0.00145	0.00946	0.0238	-	-

ΔN	[cycles]	-1.45E+10	1.27E+06	2.28E+06	-6.01E+06	0.00E+00
a_f/W	[-]	0.167	0.168	0.168	0.222	0.223
θ_f	[-]	0.263	0.263	0.264	0.349	0.350
$g(a_f/W)$	[-]	1.793	1.795	1.79836	2.09560	2.09779
ΔKI	[MPa m ^{0.5}]	2.50	3.00	3.51	4.66	4.00
$(W-a)$	[mm]	20.79	20.79	20.77	19.42	19.41
a_{max}	[mm]	21.39	21.05	20.74	20.45	20.78
Arrested?	[-]	Y	Y	Y	N	N

Tabella 5. 12: Sintesi step di carico durante la determinazione della curva R

L'obiettivo della prova è quello di aumentare il carico fino ad arrivare alla soglia di propagazione delle cricche lunghe.

I valori ottenuti in questo modo, e da questa prima analisi, nella quale, per avere un'idea qualitativa dell'andamento della possibile curva R che si stava ottenendo, si è fatto riferimento al polinomio di calibrazione implementato nella Matelect e precedentemente ricavato da analisi FEM elettriche, hanno dato il seguente andamento:

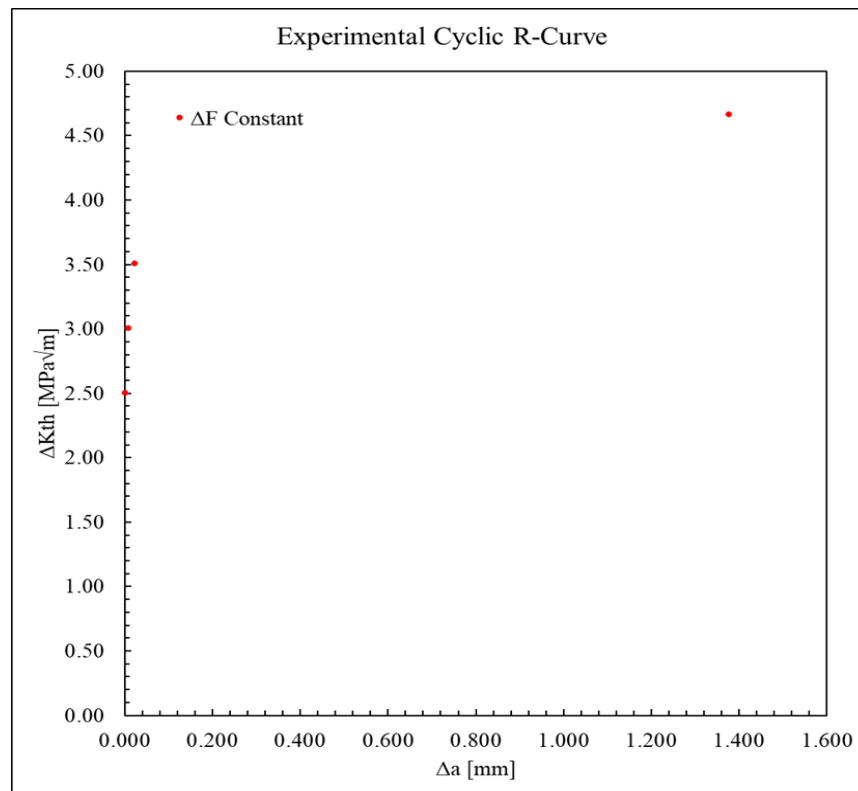


Figura 5. 38: curva R ottenuta con Polinomio di calibrazione

Si è a questo punto sfruttato il coefficiente alfa di resistenza con la temperatura precedentemente calibrato (in virtù del fatto che il provino esibisce la stessa geometria e si trova ad operare nelle stesse condizioni ambientali del precedente). Con tale valore si provvede a correggere il potenziale acquisito dalla Matelect. Si ottiene pertanto l'andamento del potenziale acquisito dalla temperatura e implementando l'equazione di Johnson si

arriva a stimare direttamente l'andamento dell'estensione di cricca in funzione del numero di cicli N . Come già accennato, i risultati ottenuti derivano dall'attività di post processing nell'ambito della quale si è provveduto ad acquisire dalla superficie di frattura l'effettiva estensione di cricca assunta come riferimento all'inizio della prova nel suo complesso ($=a_0 = a_{N+RB,medio}$). Sulla base di quella e dei valori di input precedentemente definiti ed individuati (Tabella 5. 4) si provvede a calcolare l'estensione di cricca raggiunta in corrispondenza dei diversi step di carico.

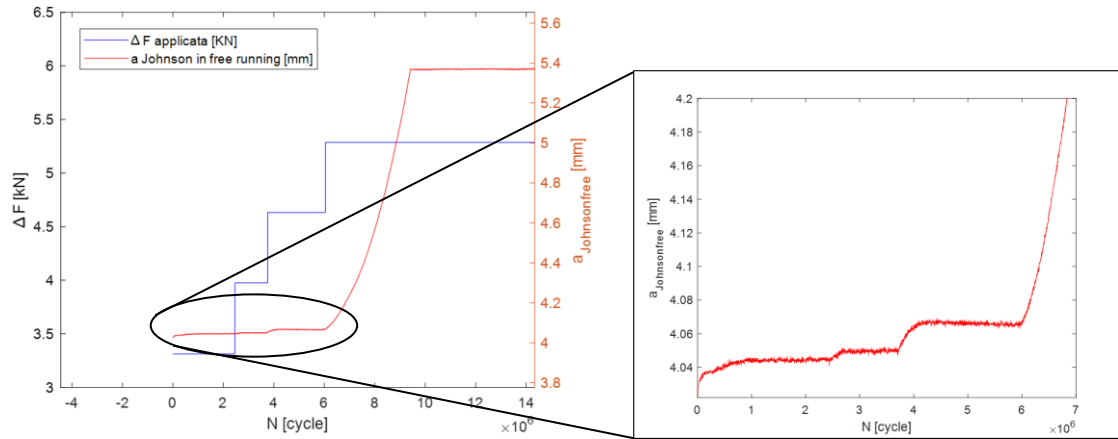


Figura 5. 17: Andamento dell'estensione di cricca calcolata con Johnson in funzione del numero di cicli N .

Si individuano tre soglie di propagazione della cricca, con il quarto incremento di carico si riscontra che la cricca non accenna ad arrestare. Quest'ultima condizione potrebbe esser dettata dal fatto che per l'estensione di cricca raggiunta, il carico applicato porta a non raggiungere la condizione di soglia. Potrebbe alternativamete derivare dal fatto che in virtù dei carichi applicati la cricca è propagata subentrando in regime di Paris. Si decide dunque di proseguire con la procedura di K-decreasing, sfruttando la metodologia suggerita dalla normativa ISO 12108:2018.

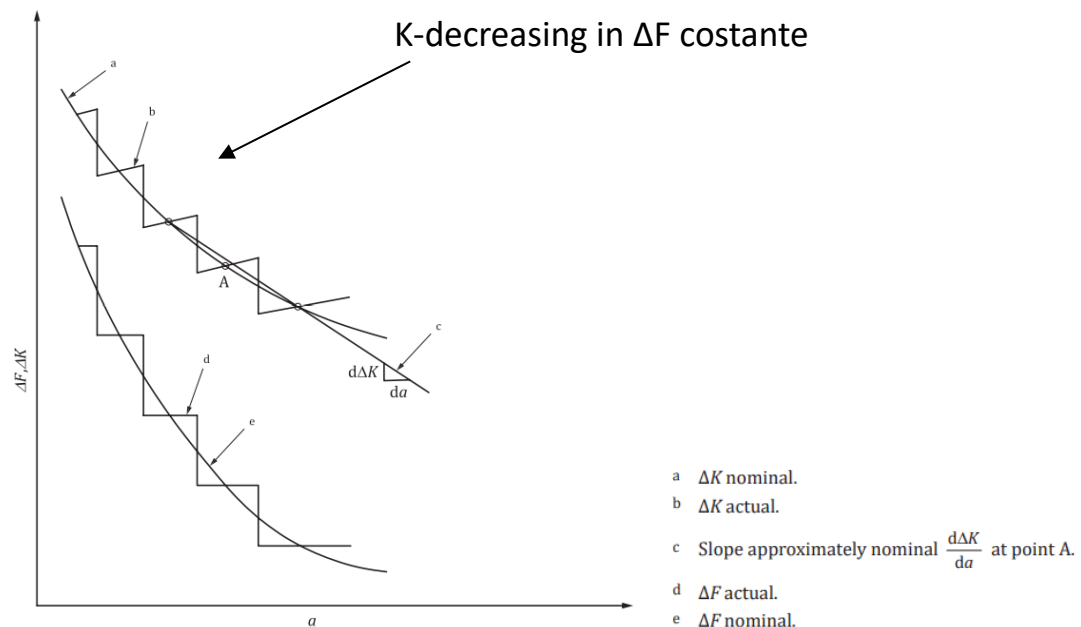


Figura 5. 18: K-decreasing secondo normativa ISO 12108:2018[12]

Il valore di range di fattore di intensificazione delle tensioni nell'ambito di ogni step all'interno della procedura di decreasing viene calcolato come :

$$\Delta K_{i(j)} = \Delta K_{i(j-1)} * e^{C\Delta a_{(j-1)}}$$

(5. 4)

Questo range viene correlato ad un incremento di estensione di cricca tra due step successivi calcolato come :

$$\Delta a_{(j-1)} = a_j - a_{j-1}$$

(5. 5)

Si opera con rapporto di ciclo costante, pari a quello adottato durante la conduzione della prova di curva R a range del fattore di intensificazione delle tensioni crescente: $R = cost = 0.05$.

Si assume la costante C facendo riferimento ai valori disponibili in letteratura e suggeriti da normativa:

$$C = cost = -0.1mm^{-1}$$

(5. 6)

Si procede ad implementare la procedura avendo cura di rispettare la prescrizione definita dalla normativa stessa :

$$\Delta a(per\ ogni\ step) \geq 0.25\ mm$$

(5. 7)

Nella prova in oggetto si realizzano tre diversi decreasing, ciascuno preceduto da una fase di incremento di carico che consente di eliminare eventuali fenomeni di closure generatisi durante la fase di arresto della cricca oltre che eventuali plasticizzazioni all'apice.

DECREASING	1	2	3
$\Delta F_0 [kN]$	5.156	5.766	5.904
$\Delta F_{fin} [kN]$	4.894	4.681	4.209
$n^\circ\ step$	2	5	7
$\Delta a_{fin} [mm]$	1.8502	3.68937	6.50345
$\Delta K_{I,th} [MPa\sqrt{m}]$	5.2094	6.0947	7.34455

Tabella 5. 5: Decreasing realizzati e corrispettivi parametri adottati

Nota l'entità della forza effettivamente applicata durante la prova, in quanto imposta come input alla Shenck ad ogni cambio carico, è possibile plottare l'andamento del range di forza realizzato in funzione dell'estensione di cricca raggiunta. Quest'ultima viene stimata ricorrendo all'equazione di Johnson e deriva dunque dalle analisi effettuate durante il post processing (come già precedentemente accennato). Il trend mette in evidenza i range di forza in corrispondenza dei quali si è riscontrato l'arresto nella propagazione di cricca e con riferimento ai quali si può assumere di aver raggiunto la condizione di soglia (Figura 5. 19: andamento del range di forza applicato in funzione).

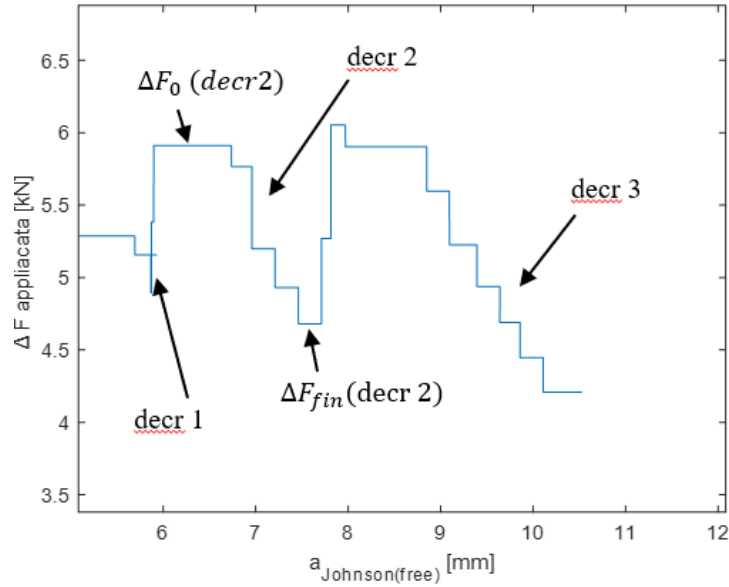


Figura 5. 19: andamento del range di forza applicato in funzione

Con l'obiettivo di cogliere il valore del range del fattore di intensificazione delle tensioni che costituisce la soglia di propagazione, noti i valori di ΔF effettivamente applicati e nota l'estensione di cricca stimata mediante Jhonson, si provvede a ricalcolare a ritroso i valori di ΔK_I effettivamente applicati nel corso della prova.

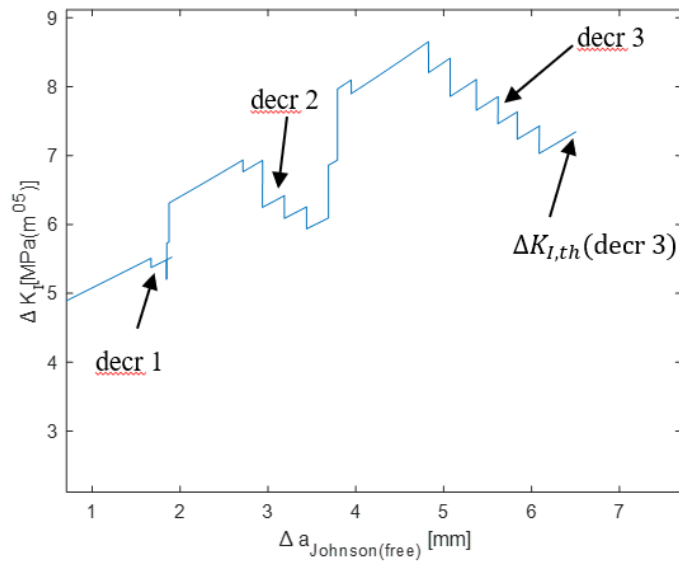


Figura 5. 20: andamento di ΔK_I al variare di $\Delta a_{Johnson(free)}$

Come visibile in Figura 5. 20, si possono cogliere le diverse fasi di incremento di carico e dunque propagazione della cricca, i successivi step di riduzione fino al raggiungimento della condizione di soglia. Si possono cogliere distintamente i tre diversi decreasing svolti e i tre diversi ΔK_{th} raggiunti.

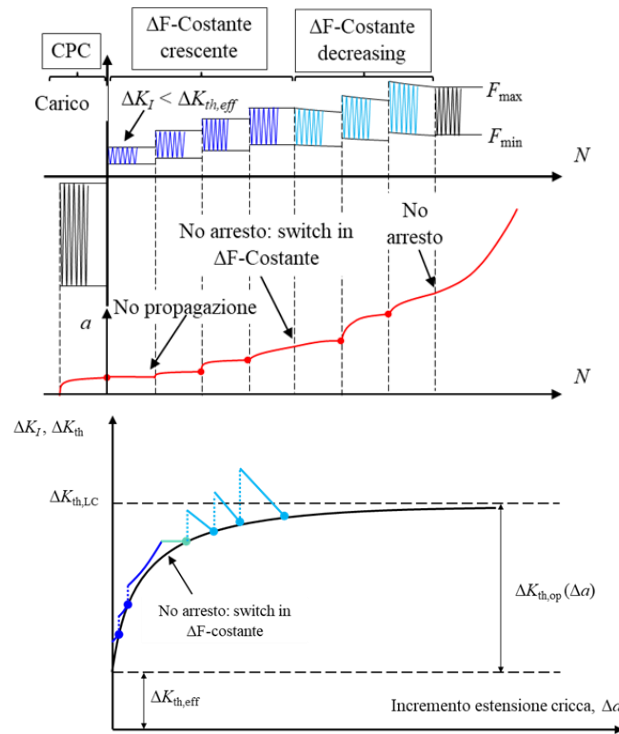


Figura 5. 21: Schema con step di incremento e riduzione del range del fattore delle tensioni applicato per definire per punti la curva R ciclica

Poiché infatti con i precedenti step di incremento di carico, per la determinazione della curva R, si era giunti alla condizione in cui $\Delta K > \Delta K_{th}$ e dunque la cricca propagava senza arrestare; con la procedura di K-decreasing ci si pone l'obiettivo calare il range del fattore di intensificazione delle tensioni al fine di raggiungere la condizione di soglia e, qualora precedentemente l'entità di carico applicato fosse stata tale da indurre il raggiungimento di un'estensione di cricca tale da entrare in regime di Paris, battere la soglia di cricche lunghe. Già dal grafico in Figura 5. 20 si coglie, tuttavia un valore di soglia crescente al susseguirsi dei decreasing. Questo andrebbe contro l'unicità del valore di $\Delta K_{th,LC}$. Può essere tuttavia spiegato sulla base di diverse valutazioni:

- Formazione di ossido durante la fase di arresto, questo rende necessario, prima dell'avvio del successivo decreasing, l'applicazione di un carico sufficientemente considerevole, tale da vincere l'eventuale incrudimento del materiale associato all'ossido. L'incremento di carico così realizzato potrebbe però configurarsi come una sorta di "overload" che indurrebbe plasticizzazione all'apice della cricca stessa e dunque altererebbe lo stato tensionale che si viene a generare, portando a dover "consumare" l'intera zona plasticizzata prima di poter propagare.
- La formazione di ossido all'apice della cricca stessa potrebbe alterare lo stato tensionale, configurandosi come un materiale con proprietà diverse rispetto a quelle di riferimento.
- L'estensione di cricca precedentemente raggiunta, in virtù dell'entità di carico applicato, era tale da non raggiungere la condizione di soglia ma non risultava ancora esser subentrata in regime di Paris e dunque con la procedura di K-decreasing si vanno a battere i valori di soglia di propagazione inferiori a quello di cricche lunghe.

Di fatto tutte le analisi fatte finora hanno fatto riferimento alle estensioni di cricca ricavate sperimentalmente dall'analisi della superficie di frattura. Nel capitolo successivo si mostrano dunque le acquisizioni fatte e la verifica di conformità, della superficie di frattura così ottenuta, rispetto alle prescrizioni della normativa ISO 12108:2018 .

4.5.1 Superficie di frattura

Si procede dunque analizzando la superficie di frattura e verificando che essa sia conforme alle specifiche definite dalla normativa ISO 12108 sulla quale si basano gran parte delle equazioni fino ad ora implementate.

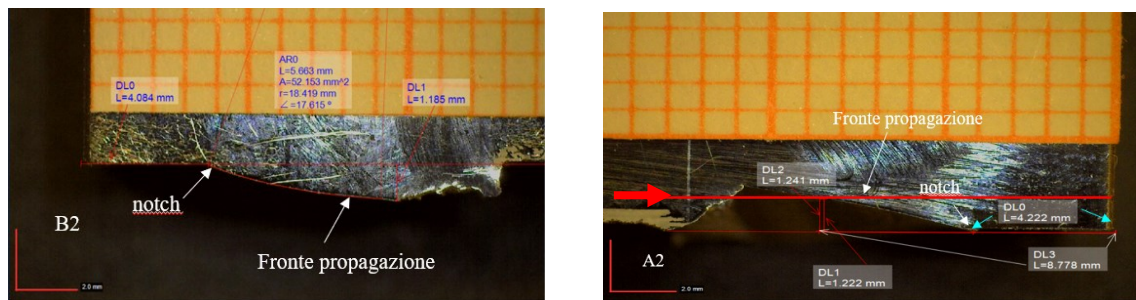


Figura 5. 22: Andamento del fronte di propagazione della cricca visto lateralmente

ISO 12108

- Requisito di SIMMETRIA:
- ✓ Le misure sono valide se per un dato fronte di cricca il fronte e il retro della lunghezza di cricca misurate differiscono di meno di 0,25B
- ✓ I risultati sono validi se la cricca devia dal piano teorico meno di 0,05W
- ✓ I risultati sono validi se il precrack non si discosta dal piano di simmetria contenente il notch

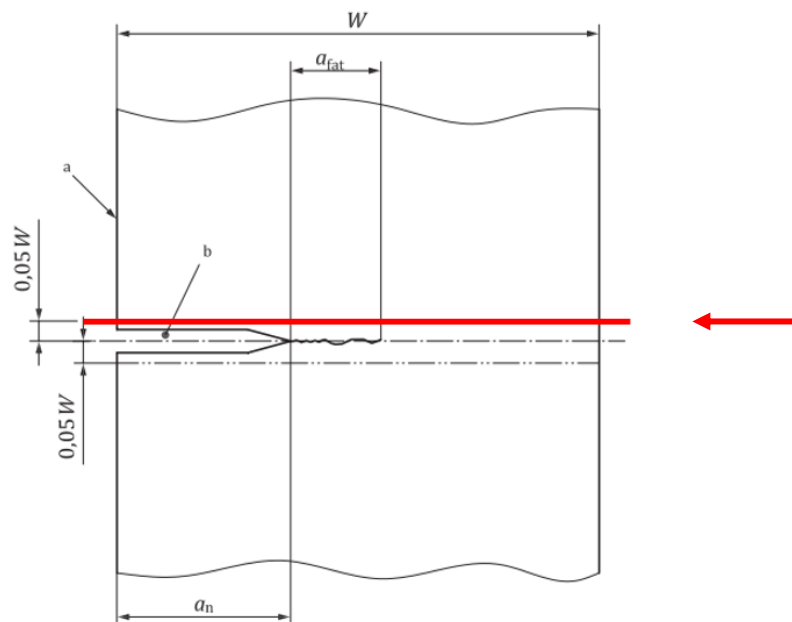


Figura 5. 23: Requisito normativa ISO 12108:2018, deviazione della superficie di frattura dal piano teorico di cricca di non più del 5% dell'altezza del provino[12]

Si osserva che i requisiti specificati sono assolti tutti eccetto la deviazione della cricca dal piano teorico di meno del 5% di W (Figura 5. 22; Figura 5. 23). Si procede dunque a verificare fino a che estensione di cricca tale deviazione risulta ricadere nei range definiti da normativa. Si riscontra che soltanto l'ultimo decreasing porterebbe fuori da tale valore di riferimento e dunque soltanto per esso le stime dei carichi e dell'estensione di cricca, determinati implementando le equazioni definite da normativa non risulterebbero essere valide e applicabili. Si mantiene comunque anche il punto sperimentale ricavato con l'ultimo decreasing per ottenere un andamento qualitativo della curva R nel suo complesso.

Si individuano le diverse linee dei fronti di cricca (fig.) e si provvede alla loro misura sperimentale arrivando ad avere come parametri di input:

V_0	488,5μV
-------	---------

V_f	522,6 μ V
$a_0 = a_{N+RB,medio} + \Delta a_{CPC}$	4,352+0,1445 mm New=4,265 mm
a_f	4,352+0,829 mm New=4,957 mm

Tabella 5. 6: Parametri di input

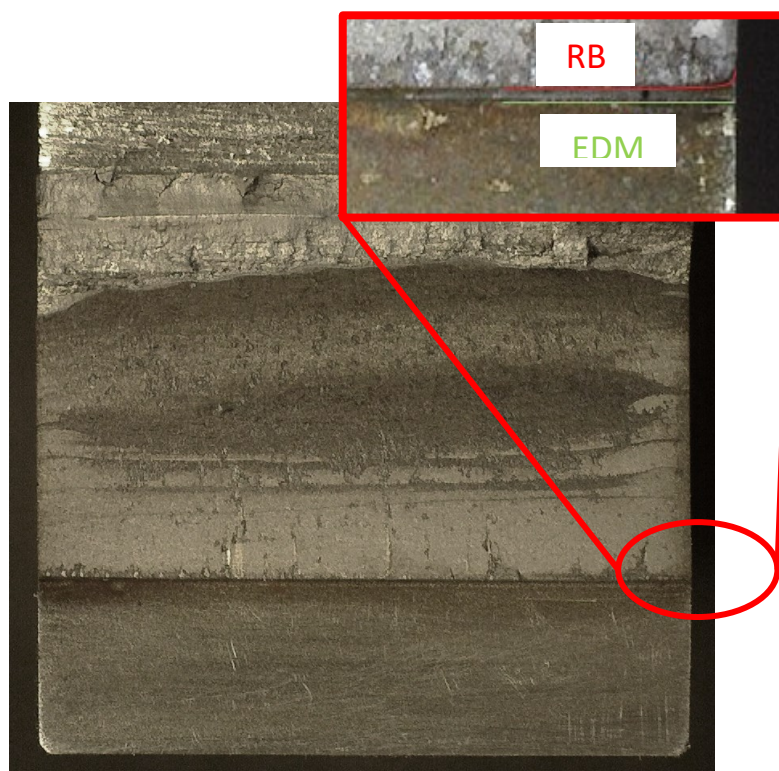


Figura 5. 24: superficie di frattura e schematizzazione dei diversi fronti di cricca

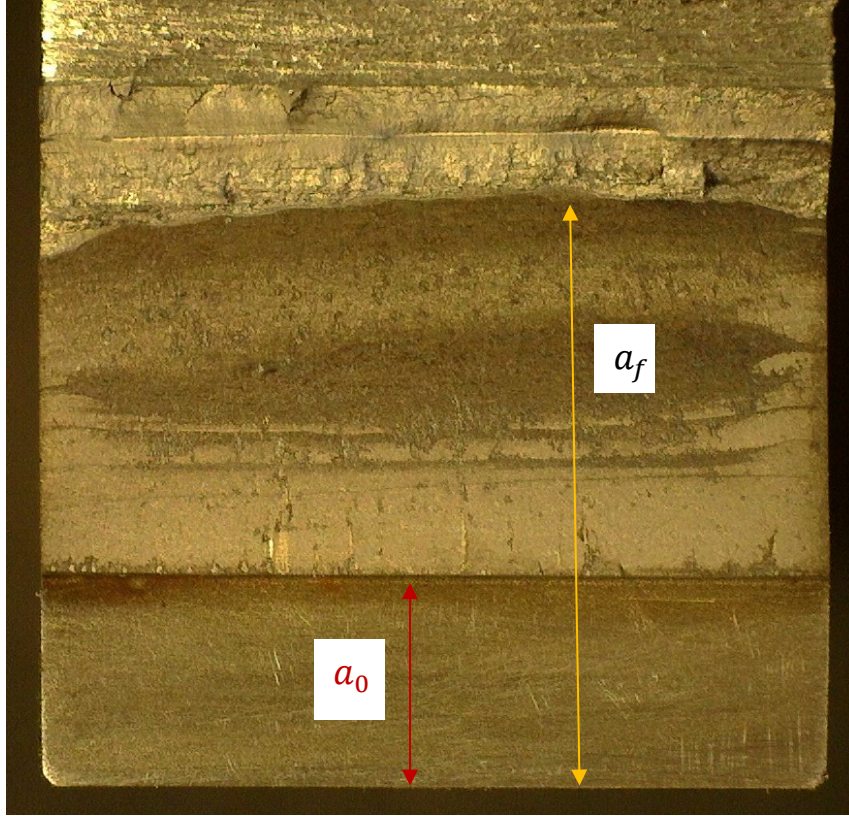


Figura 5. 25: Schematizzazione delle estensioni di cricca prese come riferimento per inizio e fine propagazione in regime di cricche corte

Con a ricavato dalla calibrazione precedente e con il segnale ΔV_{PD} acquisito dalla Matelect e compensato dell'effetto della temperatura acquisita dalla termocoppia (Agilent) si effettua il confronto tra l'estensione finale di cricca rilevata sperimentalmente e quella ricavabile mediante l'equazione di Johnson

$$a_{sperimentale} = a_f = 11.127 \text{ mm}$$

$$a_{Johnson} = 10.5184 \text{ mm} \quad \Delta\% = 5.47\%$$

Dove si sono usate le seguenti equazioni:

$$a_{Johnson} = arccos \left\{ \cosh \frac{\pi * y}{2 * W} * \cosh^{-1} \left[\frac{\Delta V}{V_0} ** arccosh \left(\frac{\cosh \left(\frac{\pi * y}{2 * W} \right)}{\cos \left(\frac{\pi * a_0}{2 * W} \right)} \right) \right] \right\} * \frac{2 * W}{\pi} [\text{mm}] \quad Johnson \quad (5.8)$$

$$a_{pol. calibrazione} = -0,63367 * \left(\frac{\Delta V_{PD}}{\Delta V_T} \right)^2 + 5,38998 * \left(\frac{\Delta V_{PD}}{\Delta V_T} \right) - 3,04283 + 0,235 [\text{mm}] \quad (5.9)$$

$$\Delta\% = \frac{a_{sperimentale} - a_{Johnson_pol.calibraz.}}{a_{sperimentale}} \quad (5.10)$$

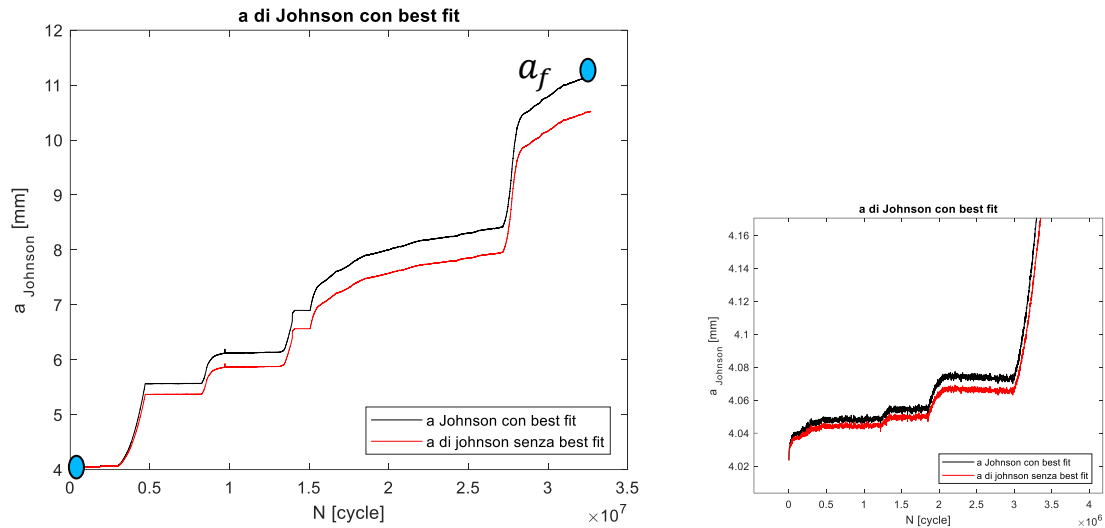


Figura 5. 26: andamento dell'estensione di cricca qualitativo e con best fit tale da fissare l'estensione di cricca finale

A questo punto dalle misure sperimentali del fronte di cricca, si procede a ritroso al calcolo dell'estensione di cricca registrata in corrispondenza dei diversi istanti, entrando con il potenziale acquisito dalla Matelect nell'equazione di Johnson (facendo riferimento ai parametri di input della tabella 5.9 e 5.10). Il risultato ottenuto è il seguente:

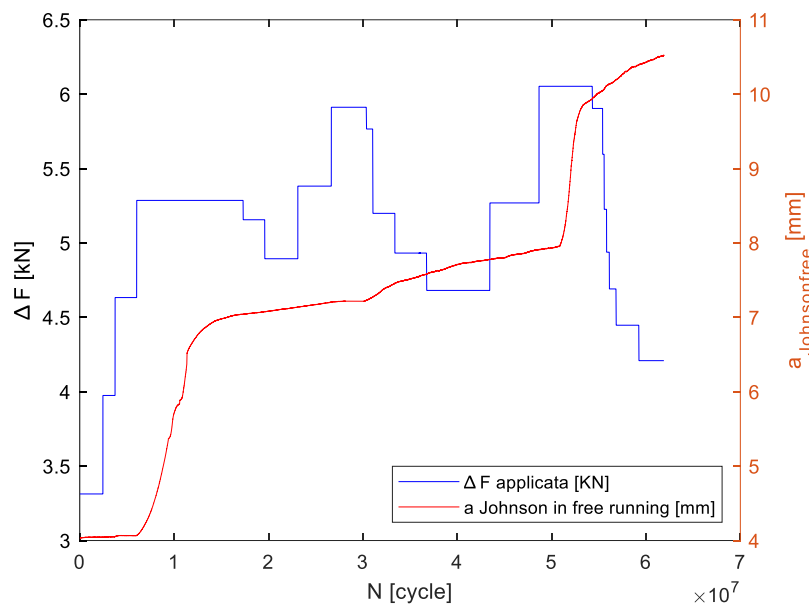


Figura 5. 27: andamento di a in funzione del numero di cicli

Il grafico precedente è stato ottenuto andando ad implementare l'equazione di Johnson usando y come variabile di Best-Fit.

Fissati i valori di input della Tabella 5. 1, posto il valore del potenziale come quello all'istante in cui si assume si sia misurata l'estensione di cricca finale a_f , prima di rompere manualmente il rovino mediante seghetto, si impone l'uguaglianza a tale estensione di cricca (ricavata sperimentalmente), nell'equazione di Johnson e si ricava y che consenta di soddisfare a tale uguaglianza. Si implementa il metodo della Regula falsi e si ottiene come y di best fit:

$y = 2.14 \text{ mm}$

$$a_{f, \text{sperimentale}} - a_{f, \text{da reg. falsi}} = 8.8818\text{e-}15 \text{ mm}$$

Con questo nuovo valore di y si implementa quindi l'equazione di Johnson andando a plottare l'estensione di cricca in funzione del numero di cicli ai diversi step di carico (Fig. 5.27)

5.6 Comparazione curve R

Si procede a questo punto a comparare la curva R così ottenuta con quella ricavata sottoponendo a sollecitazione da modo I un precedente provino. Si sono plottate anche le curve R ottenute andando a ricalcolare i vari range del fattore di intensificazione delle tensioni di soglia partendo dalla conoscenza dell'estensione di cricca calcolata con Johnson con e senza best fit. I risultati ottenuti sono stati i seguenti:

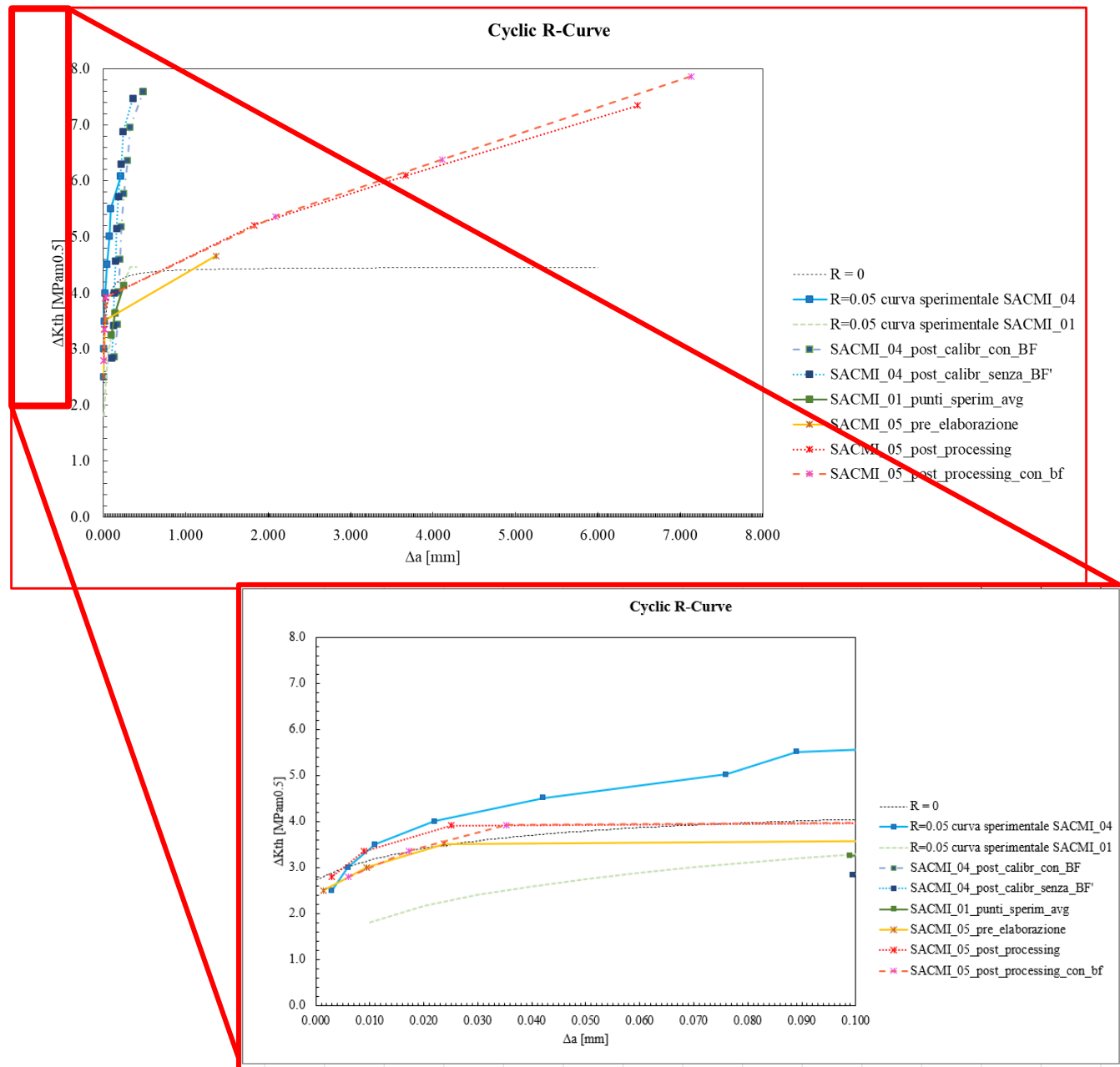


Figura 4. 39: Comparazione curva R ottenuta per il provino SACMI 04 e curva R ottenuta per il provino SACMI 01

Comparando la curva R ottenuta per il provino in oggetto (SACMI 05) risulta essere bene in accordo, almeno per quanto concerne il tratto iniziale, con i punti sperimentali ricavati dalla precedente prova (SACMI 04). Non solo, il trend che esibisce risulta essere in accordo con quello che ci si potrebbe attendere da una curva R stimata analiticamente a partire dal valore della durezza del materiale. Questo lo si potrebbe evincere dal fatto che, dalle analisi metallografiche condotte su un materiale a struttura martensitica (e dunque simile) si dispone della curva $R=0$ e dunque si può prevedere che la curva $R=0.05$ sia abbastanza prossima a quelle ottenute sperimentalmente.

Se si osserva però l'andamento dei risultati sperimentali per un'estensione di cricca tendente a quella di cricche lunghe, si riscontra un trend continuamente crescente, che non esibisce un asintoto verticale. Tale fenomeno potrebbe essere imputabile al fatto che la condizione di carico che si è effettivamente realizzata sul pezzo è risultata essere non di puro modo I come si analizzerà in seguito.

5.7 Reale condizione di carico

Al termine della prova si è provveduto a verificare l'esatto posizionamento del provino in macchina. Si è riscontrato che, per effetto del sistema di centraggio non ottimale (si è infatti provveduto a migliorarlo come descritto in appendice D), si erano manifestati piccoli disallineamenti nel posizionamento dei perni di carico. Questi disallineamenti sono risultati responsabili di una generazione di superficie di frattura "a sella" in quanto, come si è avuto modo di appurare stimando l'entità del disallineamento dall'acquisizione della posizione dei perni di carico sul provino tramite l'analisi delle impronte da essi lasciate sul pezzo e andando ad implementare delle analisi XFEM di propagazione di cricca, sono risultati responsabili della generazione di una condizione di modo misto I+II+III (le analisi FEM condotte sono quelle con sulla base delle quali si è implementata la simulazione di propagazione di cricca riportata in appendice F).

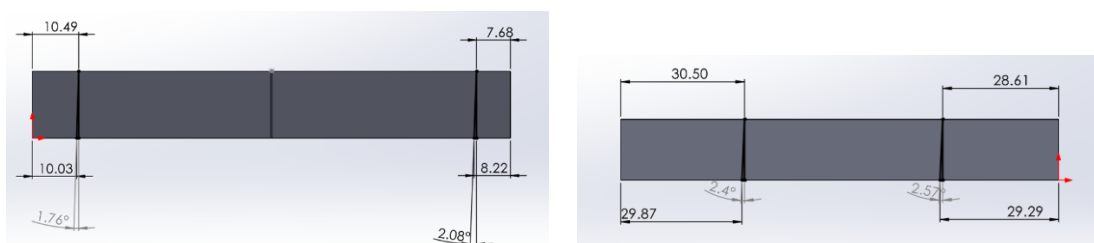


Figura 5. 28: entità dei disallineamenti riscontrati



Figura 5. 29: Modalità di propagazione di cricca ("a sella")

Conclusioni

Il lavoro svolto ha portato alla realizzazione della curva R ciclica per due provini in 40CrMnMo7. Le curve ottenute riportano delle differenze tra loro per quanto concerne i valori di soglia individuati al variare dell'estensione di cricca. Si tratta però di prove nell'ambito delle quali si sono seguite procedure sperimentali leggermente variate proprio con la finalità di rendere più ripetibile la procedura stessa. Nel corso delle prove si è infatti riscontrato che piccoli disallineamenti nel posizionamento del provino in macchina o nel posizionamento dei perni di carico, si traducono in consistenti scostamenti dei risultati sperimentali rispetto alle previsioni analitiche e FEM. Un grosso lavoro è stato quindi quello di migliorare il set up sperimentale garantendo il centraggio longitudinale e trasversale del provino rispetto all'asse di carico della macchina oltre che provvedere alla realizzazione di un sistema di posizionamento dei perni di carico che garantisse, attraverso l'impiego di piastrine opportunamente dimensionate, la realizzazione dei bracci delle forze stimati analiticamente.

Altro miglioramento è stato quello relativo all'acquisizione del segnale del potenziale elettrico. Si è infatti provveduto a sostituire i pin di collegamento filettati con dei pin ad interferenza evitando fluttuazioni nel segnale del potenziale imputabili a contatti elettrici non ottimali. Si è fatto riferimento non più al segnale acquisito dalla Matelect come X/Y ma direttamente al segnale di potenziale X poi compensato dell'effetto della temperatura sfruttando le acquisizioni di quest'ultima tramite termocoppia. Si è provveduto all'acquisizione del segnale mediante la modalità "free running" anziché mediante la modalità "peacks" eliminando così le cadute di potenziale che si riscontravano ad ogni cambio carico.

In termini di sviluppi futuri, in virtù del fatto che i componenti reali sono assoggettati a stati di sollecitazione per lo più multiassiali, si prevede di poter proseguire con la ricerca in tale direzione, pervenendo alla realizzazione sperimentale della Curva R ciclica per componenti assoggettati a condizioni di modo misto. In tal senso si sono già svolte nell'ambito di questa attività di tesi le prime analisi relative alla configurazione di carico ottimale per giungere alla generazione di un modo misto I+II (apertura e scorrimento nel piano). L'obiettivo successivo diventa dunque quello di realizzare sperimentalmente tale condizione di carico per arrivare ad ottenere con riferimento ad essa la curva R ciclica del materiale oggetto di analisi.

APPENDICE A

Procedura di avvio sistemi di acquisizione

Nell'avviare le diverse prove di test è necessario partire settando i diversi sistemi di acquisizione e le diverse apparecchiature sperimentali secondo i seguenti step:

N.	Task	Fatto?
1	controllare che rubinetto del sistema di raffreddamento della pressa sia aperto	x
2	collegare tutte le macchine alle prese di alimentazione (matlect, shenken, termocoppia, pc)	x
3	TERMOCOPPIA	
3a	collegamento cavi: rosso+; bianco-	x
3b	stagnare le estremità	x
3c	fissare i terminali della termocoppia sul provino con lo scotch	x
4	effettuare i collegamenti elettrici sul provino (la shenken deve essere spenta o comunque non deve circolare corrente)	x
	vedi immagine a lato	
5	centraggio provino in macchina	x
	pre-cracking: provino montato con l'intaglio rivolto verso il basso	
	centraggio provino con 37,5 mm per parte (primo sistema adottato); con il sistema nuovo è sufficiente inserire il provino nel sistema realizzato	
	centraggio assiale sfruttando i segni fatti sul provino fuori macchina (sistema iniziale) poi demandato all'attrezzatura realizzata	
6	collegamento cavi di alimentazione corrente e ddp alla shenken controllando che anche se la macchina è accesa non circoli corrente (*)	x
7	MATELECT NB NELLA FASE DI AVVIO SARA' IMPORTANTE AVVIARE PRIMA LA MATELECT E POI LA SCHENCK	
7a	collegare con il canale DCM2 (e al terzo ingresso USB)	x
7b	impostare una corrente di 50A per aumentare la sensibilità	x
7c	aprire la selezione di documento nella sezione in basso a sinistra e selezionare il file di set-up dalla cartella "Contiero_R_curve"	x
7d	impostare la frequenza (i parametri correlati selezionandoli da pag 16 del manuale della macchina)	x
7e	lanciare la macchina in modalità freerunning per vedere se funziona	x
7f	agire manualmente sulla macchina per resettare	x
7g	impostare acquisizione tipo "Peacks" e scegliere la tipologia di frequenza adeguata (per preparare la macchina all'applicazione di carichi ciclici [CPC])	x
8	TERMOCOPPIA	x
	cliccare su PLAY->SETTINGS-> fissare un campionamento ogni 10s-> dare start	
9	SCHENCK	
NB	E' importante partire a condurre la prova in CONTROLLO DI SPOSTAMENTO	
	Il segno + è verso il basso sia per la forza applicata che per lo spostamento	
9a	impostare i limiti di forza e spostamento	x
	* per spostamento val massimo sia in + che in -	
	* per forza: +-1KN	
9b	fissare tutti i pezzi in macchina (compresi i sistemi per evitare rotazioni dell'apparato) e azzerare il canale della F	x
9c	modificando progressivamente lo spostamento dalla voce "Set-up" si sale verso l'estremità fissa della pressa.	x
	contestualmente si procede a centrare correttamente il provino	
	* crescere gradualmente fino a che non si toccano i tondini per l'applicazione del carico a flessione	
	si ha prova di ciò dal fatto che si riscontra una forza di 100-150N	
9d	passare in controllo di forza	x
	* impostare F=-0,5KN	
	* INSERISCI->OSCILLOSCOPIO (per visualizzare come varia la F)	
	* si conduce una prova a fatica:GENERATORE DI FUNZIONI->GENERATORE-> funzione sinusoidale	
	* impostare un'ampiezza di F ricavata dall'exel (Fa)	
	* impostare Fmean nella sezione "set-up" dove si opera in controllo di F	
10	AVVIO PROVA	
10a	si salva il file nella matelect nella sezione in basso a dx e si avvia l'acquisizione cliccando i due "pulsanti" in basso a dx	x
10b	si dà nuovamente play sulla termocoppia	x
10c	si imposta sulla shenck una f per la forza inizialmente di 5 Hz e prima ancora che sia stata effettivamente raggiunta la si modifica portandosi alla f cercata	x
10d	spuntare nella shenck la voce "abilita controllo ampiezza"	x
11	CONDUZIONE PROVA	x
	la prova si arresta quando nella Matelect si osserva che l'andamento del segnale x/y si assesta ad un valore costante	

Tabella A. 1

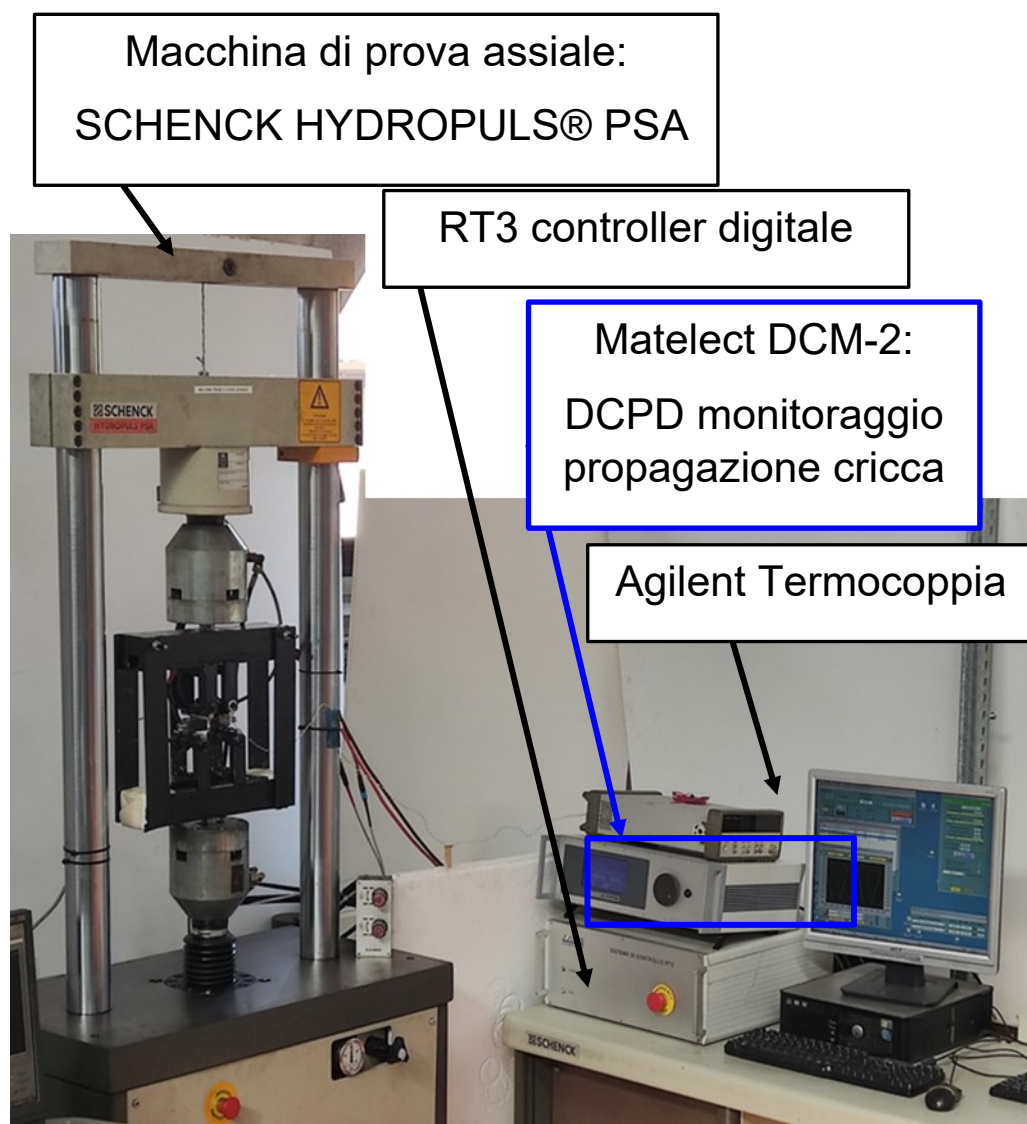


Figura A. 1: set-up sperimentale



Figura A. 2: Modalità di collegamento dei cavi di corrente e potenziale



Figura A. 3: Componenti per la realizzazione del collegamento per la misura mediante metodo DCPD

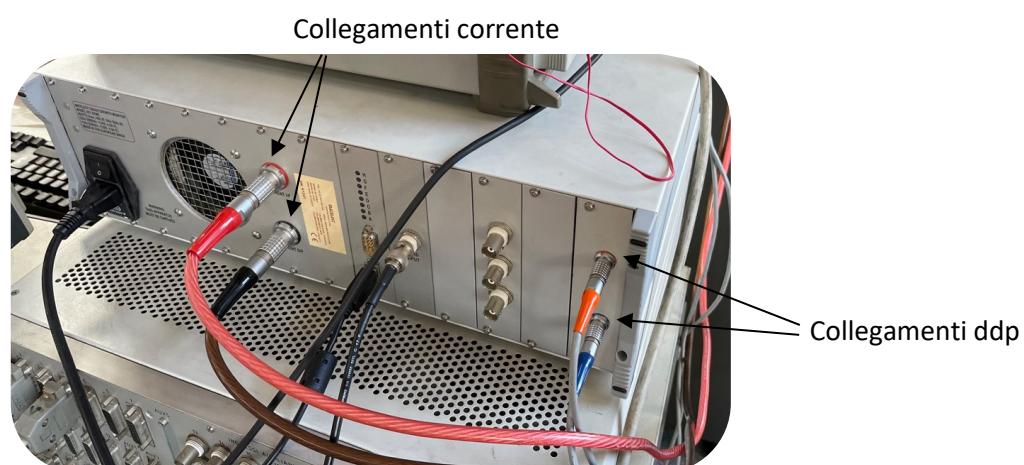


Figura A. 4: Collegamento corrente e potenziale con Matelect

APPENDICE B

Procedura di estensimetrazione del provino

- 1) Annotare dal datasheet il valore del Gage Factor degli estensimetri adottati (nel caso in oggetto risulta essere 2.11);
- 2) Lucidatura della zona in cui collocare l'estensimetro: si procede ricorrendo a carte abrasive dalla P100 fino alla P800 (con grana via via più fine), arrivando a lucidare quasi a specchio;
- 3) Tracciatura del punto di collocazione dell'estensimetro: si procede con truschino a tracciare gli assi longitudinale e trasversale con cui allineare l'estensimetro;
- 4) Pulizia zone a contatto con l'estensimetro per sgrassare la superficie e garantire il corretto fissaggio; a tale scopo si ricorre ad alcool e carta avendo cura di realizzare passate successive nella stessa direzione;
- 5) Incollaggio :
 - Preparare una lastra di plexiglass pulita come nella fase precedente
 - Appoggiare l'estensimetro con la faccia opaca rivolta verso il plexiglass
 - Porre del nastro adesivo a bassa adesività sull'estensimetro e procedere poi a sollevarlo toccando solo alle estremità dello stesso
 - Appoggiare il tutto sulla superficie del provino avendo cura di allineare le tacche di centratura dell'estensimetro con i segni precedentemente tracciati sul provino
 - Mantenendo un'estremità del sistema scotch-estensimetro sollevata (quella lato cavi), si fa cadere al di sotto della faccia dell'estensimetro una goccia di cianoacrilato
 - Si riappoggia l'estensimetro accompagnando il tutto con l'applicazione di una leggera pressione del dito
- 6) Rimozione dello scotch e deposizione di uno strato protettivo di silicone SC50

APPENDICE C

Collegamento estensimetri alla centralina di acquisizione CS-7008-FD

C.1 Avvio del Software di gestione della centralina IMC CS-7008-FD

Si parte avviando il software: *Start* → *imc STUDIO 5.2 R22*

Si procede a creare un nuovo file di set-up nella voce “*New Experiment*” o aprirne uno esistente selezionando “*Open Experiment*”

Quindi si fa click su **DEVICES**.

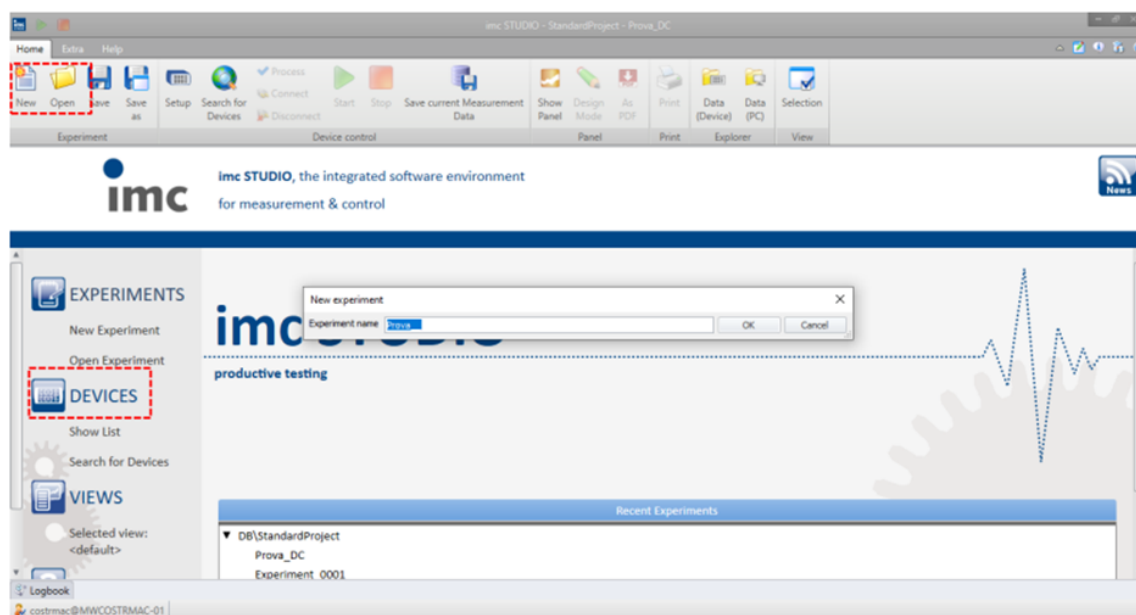


Figura C. 1: Avvio del software[13]

Si procede a selezionare la centralina di acquisizione “*imc_CS_7008_FD_146348*”

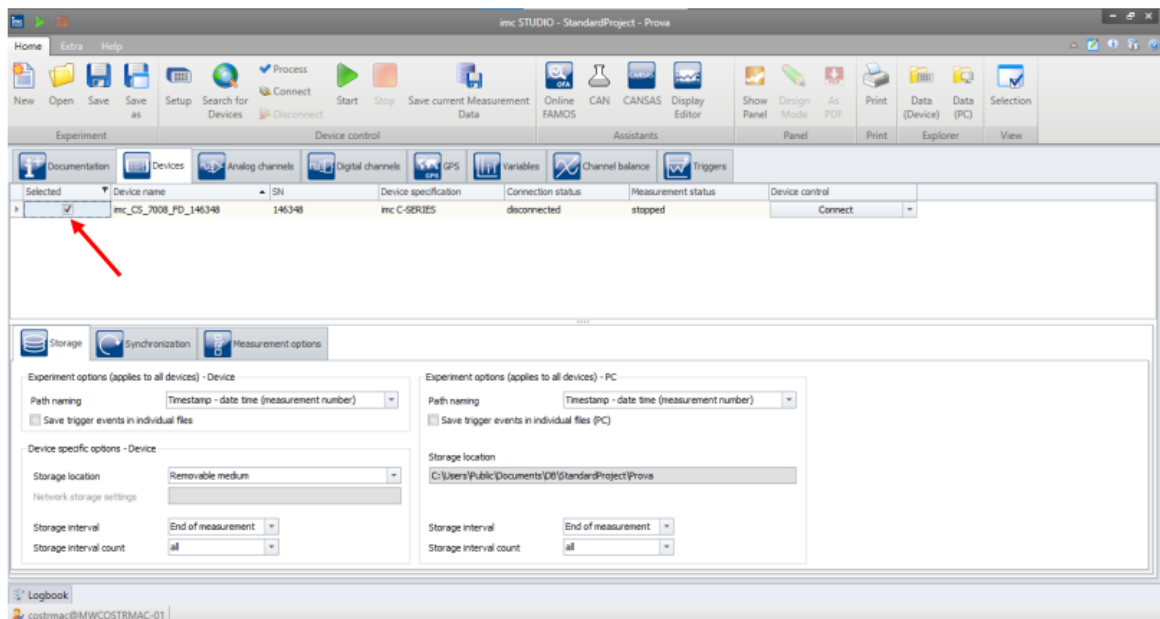


Figura C. 2: Selezione del dispositivo di acquisizione [13]

C.2 Impostazione canali analogici

Si passa alla scheda *Analog Channels* e si procede ad attivare i diversi canali con i quali si prevede di fare l'acquisizione. Per una più facile identificazione degli stessi, si provvede a rinominarli identificandoli con una numerazione crescente.

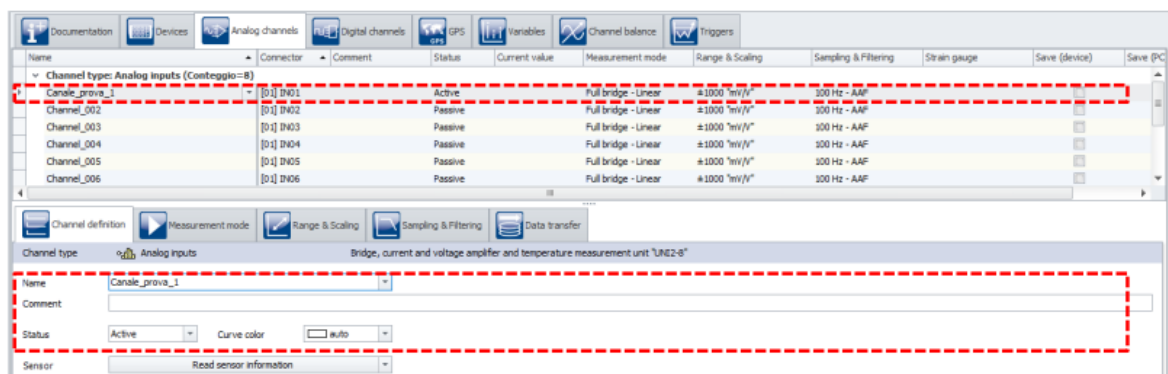


Figura C. 3: Selezione canali di acquisizione[13]

C.3 Ponte estensimetrico

Dalla scheda *Measurement mode*, in corrispondenza di *mode*, si procede ad impostare *Strain Gauge*.

Alla voce *Supply* si imposta la tensione di alimentazione tra i morsetti +VB e -VB dei connettori della centralina. Il valore scelto, nel nostro caso 2.5 V verrà impostato automaticamente per tutti i canali analogici.

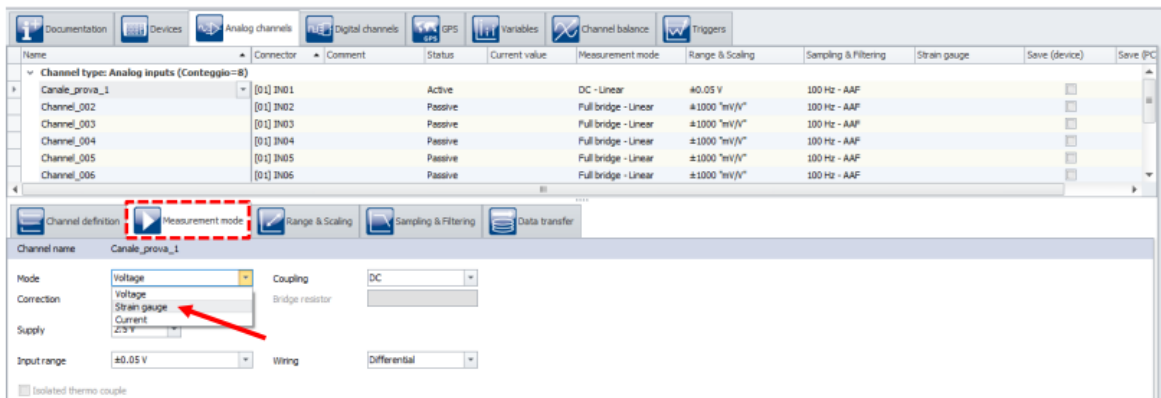


Figura C. 4: Impostazione tensione di alimentazione[13]

A questo punto si procede a configurare il tipo di ponte estensimetrico, la resistenza nominale degli estensimetri utilizzati (nel nostro caso 120Ω), il Bridge factor N (nel nostro caso 1) e il Gauge Factor K (nel nostro caso 2.11).

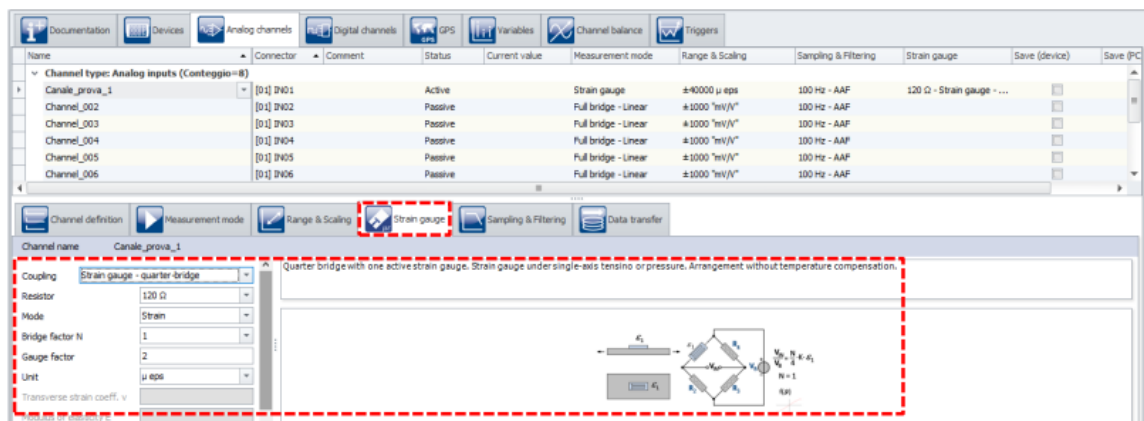


Figura C. 5: Configurazione del tipo di estensimetro[13]

Si passa a questo punto alla scheda *Range & Scaling* procedendo con l'impostazione dell'*Input Range* in modo che il massimo e il minimo del segnale che ci si aspetta di acquisire stiano all'interno del valore di *Input Range* scelto in quanto la scelta di quest'ultimo eccessivamente ampia, compromette la risoluzione del segnale acquisito.

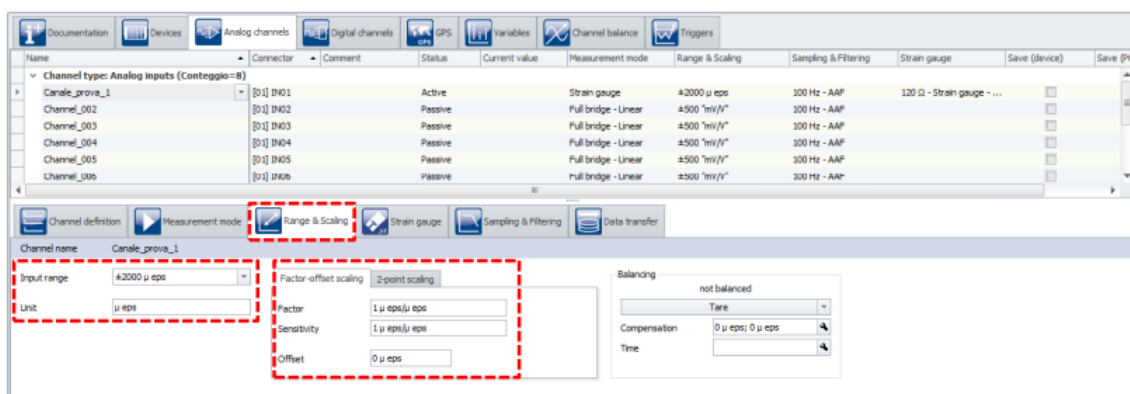


Figura C. 6: Impostazione dell'input range [13]

Si procede poi ad impostare i parametri della scheda *Sampling & Filtering* dove si va a settare il valore di frequenza di acquisizione alla voce *Sampling rate* (nel nostro caso si opera con 10Hz). Si è mantenuta l'impostazione di default *Butterworth-AAF*, ovvero filtro antialiasing nella sezione *Filtering*.

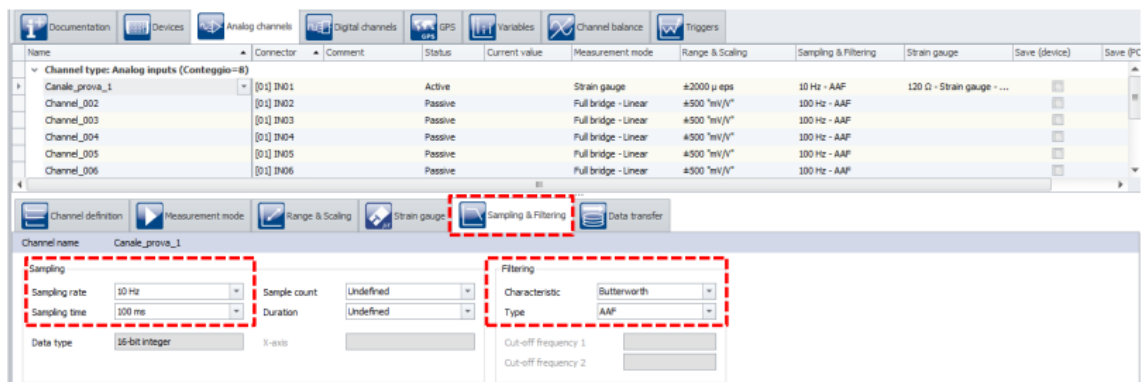


Figura C. 7: Impostazione scheda Sampling & Filtering[13]

Si passa dunque alle impostazioni per il salvataggio dei dati operando nella sezione *Data transfer*:

si attiva la spunta *Save Data* al riquadro Device (per ottenere il salvataggio dei dati nella scheda di memoria interna alla centralina); si attiva la spunta *Transfer to PC* (per consentire la visualizzazione dei dati a schermo) mentre si disattiva la spunta *Save data* nel riquadro PC.

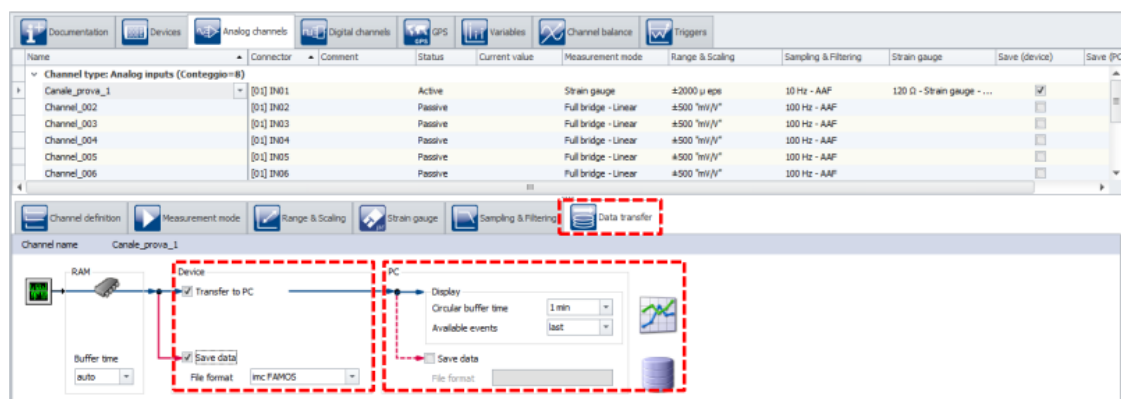


Figura C. 8: Impostazione salvataggio dati[13]

C.4 Collegamento preparazione centralina per avviamento acquisizione

Si procede a salvare l'Experiment precedentemente impostato e si torna alla scheda Device; a centralina spenta si procede a :

- Collegare i connettori agli appositi ingressi;

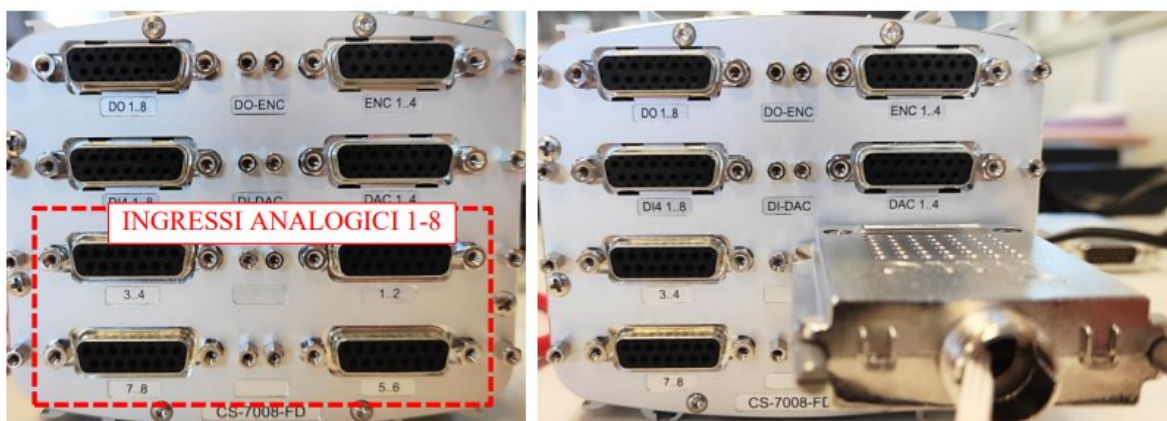


Figura C. 9: Collegamento connettori

- Collegare l'alimentazione secondo la corretta polarità (i due segnali rossi devono coincidere);

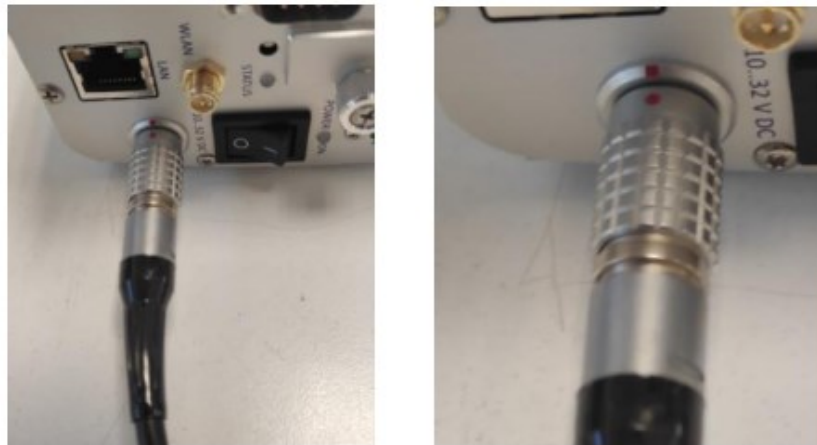


Figura C. 10: Collegamento alimentazione

- Collegare alternativamente il cavo LAN al PC di acquisizione e all'apposito ingresso in centralina, o l'alternativa WLAN;
- Accendere la centralina tramite il pulsante I/O

Se si utilizza il cavo LAN (come nel nostro caso) WINDOWS identifica automaticamente la connessione pur segnalando di non esser connesso a internet.

A questo punto si torna a imc STUDIO e si collega il software alla centralina cliccando su *Connect*

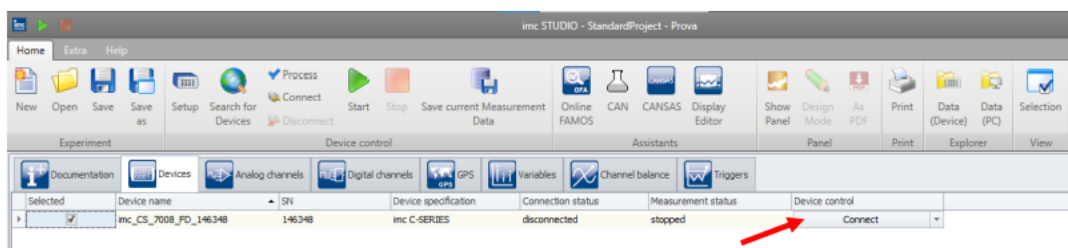


Figura C. 11: Connessione centralina[13]

Si carica dunque la procedura (Experiment) in centralina tramite il comando *Prepare*

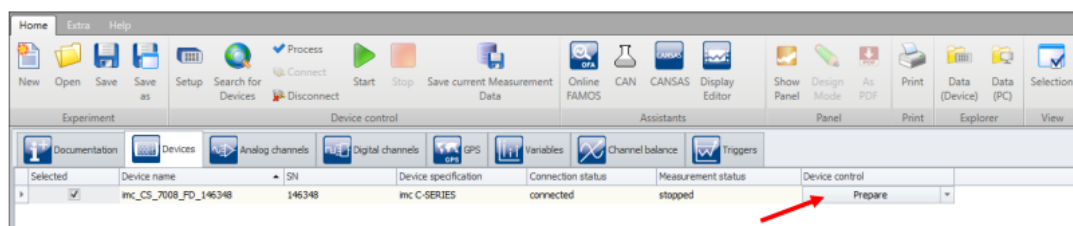


Figura C. 12: Caricamento della procedura in centralina[13]

Si procede infine al bilanciamento dei canali e all'azzeramento degli output passando alla scheda *Balance* selezionando il pulsante *Bridge*.

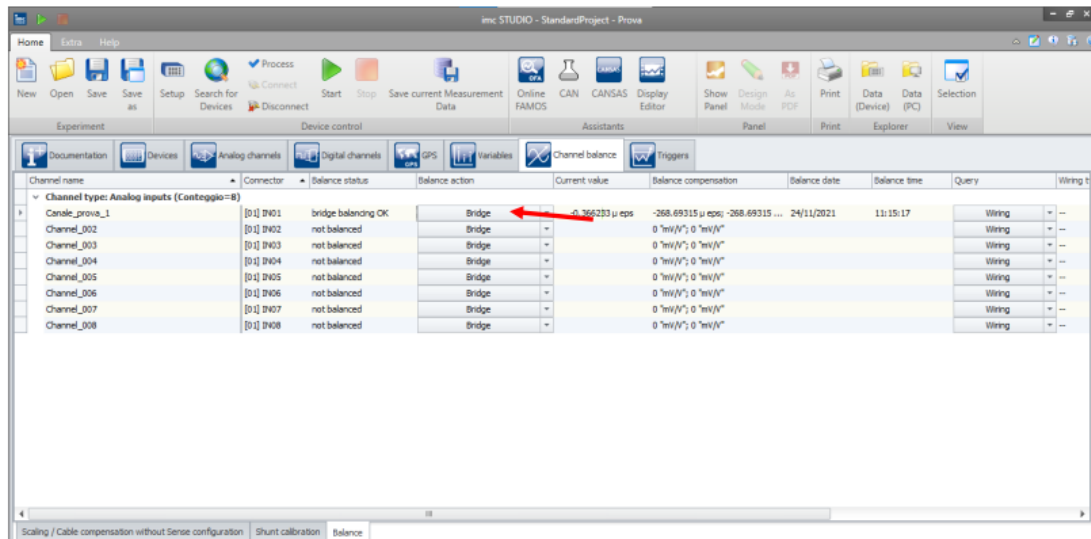


Figura C. 13: Azzeramento canali [13]

C.5 Visualizzazione segnali display e avviamento acquisizione

Si clicca su Show Panel e dopo aver selezionato i canali di interesse, si fa click sul pulsante Show together per visualizzare i segnali in unica finestra.

Per visualizzare il valore numerico dell'ultimo dato acquisito per ogni canale si apre una seconda finestra con il pulsante Show together e dalla barra menù si seleziona nell'ordine: Configurazione → Display → Ultimo numero acquisito.

Si chiude il tutto facendo click su OK

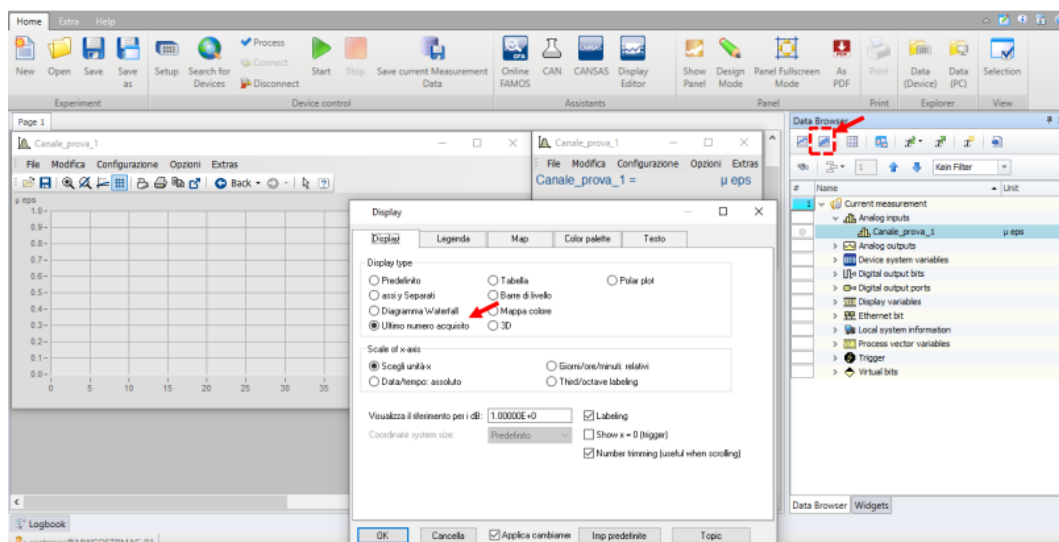


Figura C. 14: Visualizzazione dei segnali[13]

Si avvia infine l'acquisizione utilizzando il pulsante *Start*. Al termine della prova, si interrompe l'acquisizione selezionando il pulsante *Stop*.

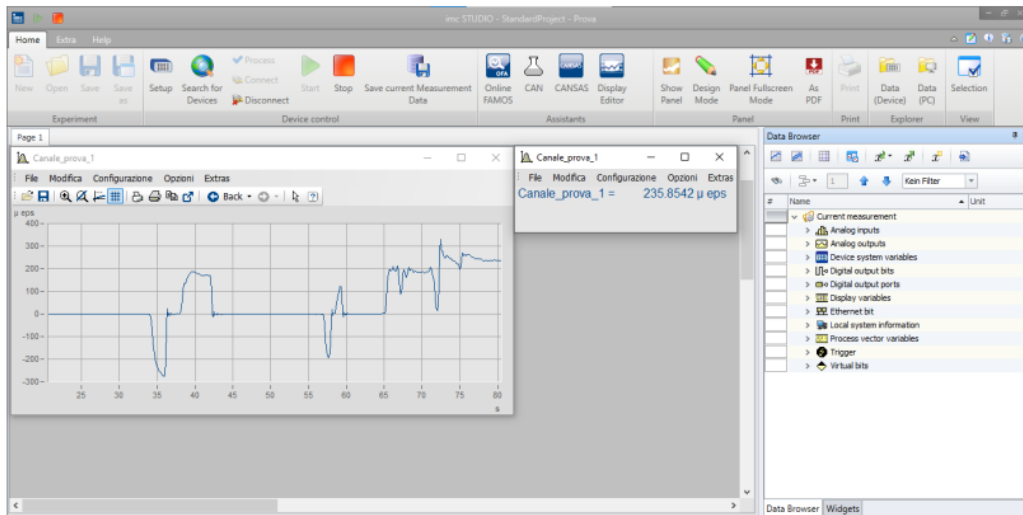


Figura C. 15: Acquisizione[13]

Avendo eseguito l'impostazione dei canali come precedentemente descritto, non è necessario fare click su *Save current Measurement Data*

C.6 Scaricamento dati acquisizione da memoria interna alla centralina

Si clicca il pulsante Data (Device), comparirà una schermata analoga ad Esplora Risorse in cui navigare successivamente in Devices → imc_CS_7008_FD_146348 → Removable disk → Nome experiment. Nell'esempio si accede alla cartella Prova che contiene una cartella per ogni acquisizione. La cartella è nominata con data ed ora acquisizione. Si sposta/copia la cartella all'interno del pc di acquisizione o in una chiavetta USB. I file *.raw presenti al suo interno possono essere visualizzati, analizzati ed esportati in altri formati tramite il software imc FAMOS.

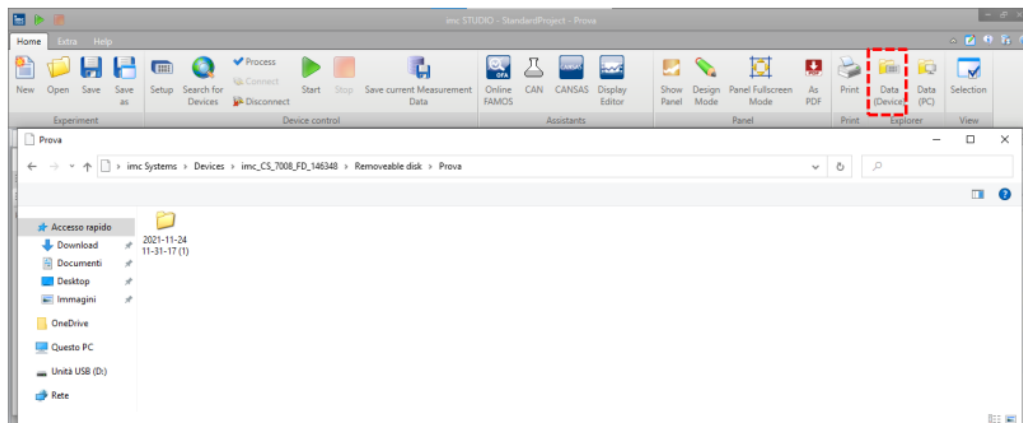
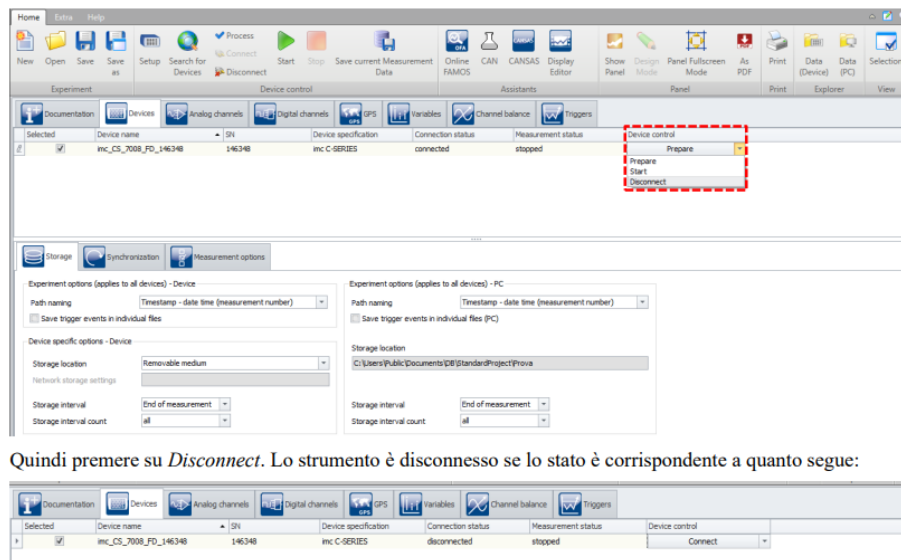


Figura C. 16: Scaricamento dati[13]

C.7 Disconnessione e spegnimento centralina

Si torna alla scheda *Setup* → *Devices* e tramite il menù a tendina si imposta il pulsante su *Disconnect*



Quindi premere su **Disconnect**. Lo strumento è disconnesso se lo stato è corrispondente a quanto segue:

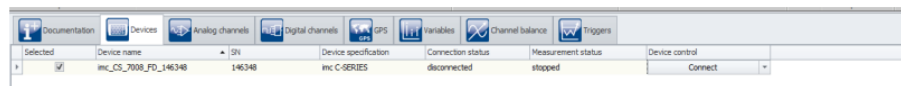


Figura C. 17: Disconnessione centralina[13]

A strumento Disconnesso si riporta l'interruttore in posizione O, quindi si attende qualche secondo fino allo spegnimento di tutti i led presenti sullo strumento prima di scollegare l'alimentazione

APPENDICE D

Modifiche apportate al Set-up sperimentale

D.1 Realizzazione di una cerniera per applicazione dei carichi asimmetrici

Al fine di garantire la rotazione della trave beam superiore alla quale sono vincolati poi i perni di carico e contestualmente consentire l'afferraggio mediante i cunei della Schenck, si è partiti dall'elemento originariamente disponibile (Figura D. 1) e si è provveduto a riprogettarlo definendo due entità distinte ().



Figura D. 1: Cerniera originaria

Il pezzo così complessivamente ottenuto garantisce la rotazione necessaria per non essere influenzati dalla rigidità del vincolo e non avere momento da ripartire nel punto di carico.

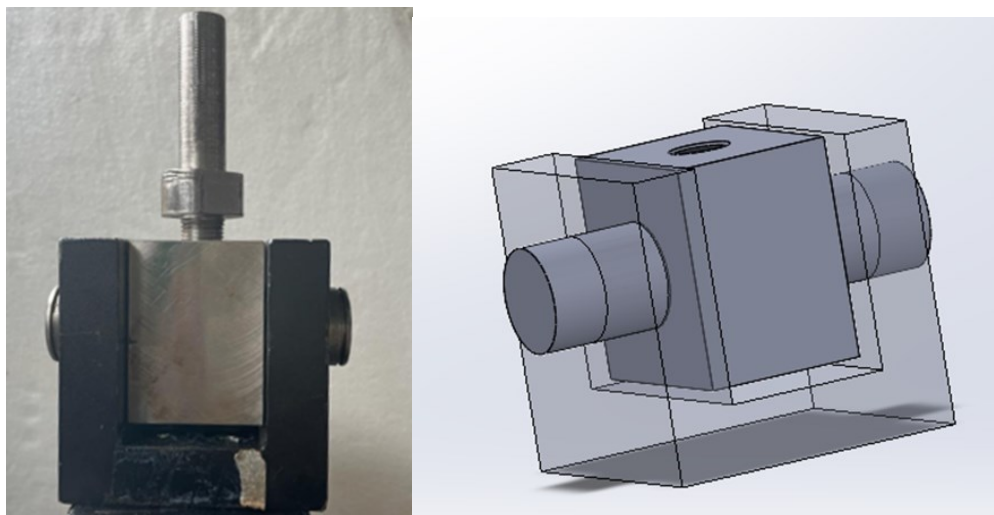


Figura D. 2: Nuova cerniera

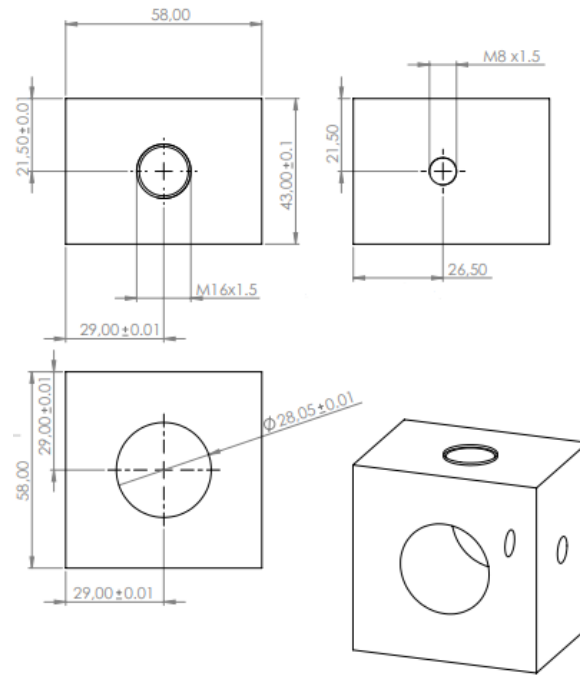


Figura D. 3: Specifiche geometriche della nuova cerniera

D.2.Sistemi di posizionamento dei carichi

Si è proceduto alla progettazione e successiva realizzazione di piastrine in alluminio che consentono di posizionare i rulli di carico correttamente, così da garantire la configurazione di carico precedentemente stimata analiticamente o da analisi FEM potendo effettuare, inoltre, il tutto, fuori macchina.

D.2.1 Sistema di posizionamento per carichi simmetrici

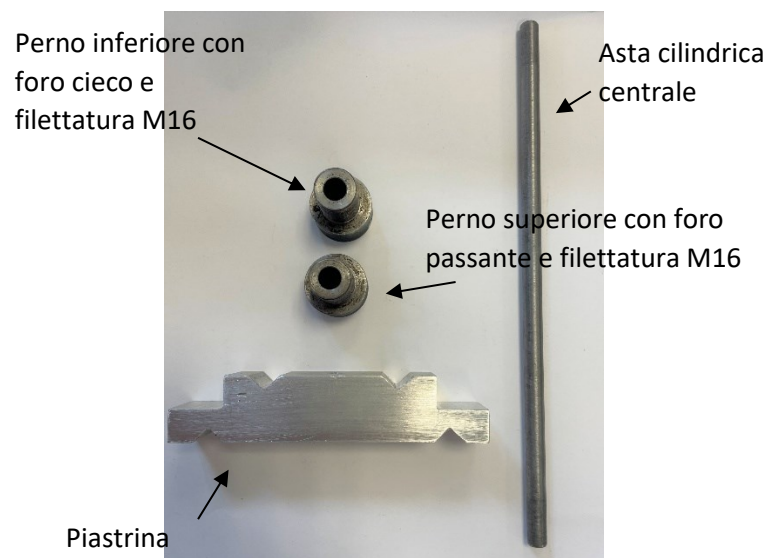


Figura D. 4: Componenti per la realizzazione del posizionamento carichi simmetrico

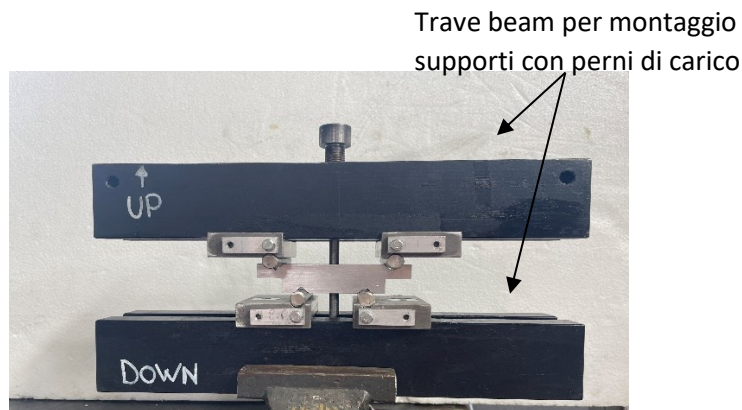


Figura D. 5: Posizionamento perni di carico in configurazione simmetrica

Tale sistema viene realizzato per garantire il corretto posizionamento dei perni di carico nella configurazione del CPC e nella realizzazione di uno stato di sollecitazione a puro modo I.

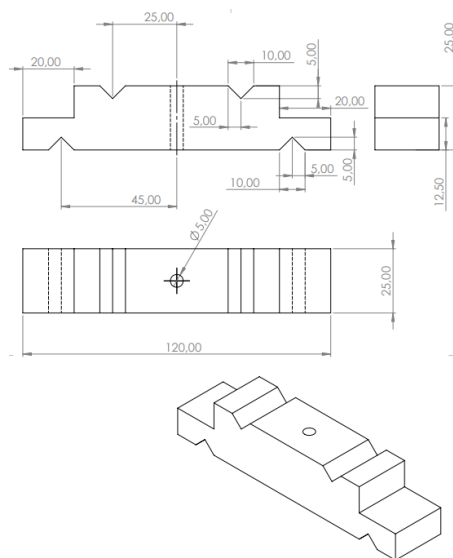


Figura D. 6: Specifiche geometriche della piastrina per posizionamento carichi simmetrici

D.2.2 Sistema di posizionamento per carichi asimmetrici

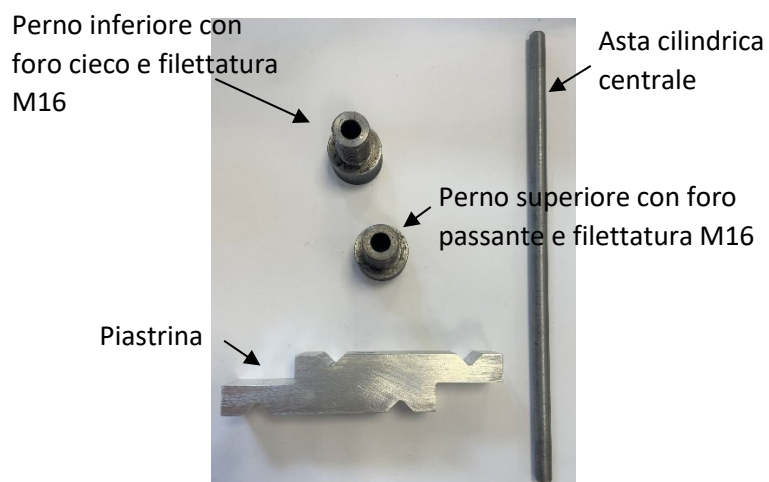


Figura D. 7: Componenti per la realizzazione del posizionamento carichi asimmetrico

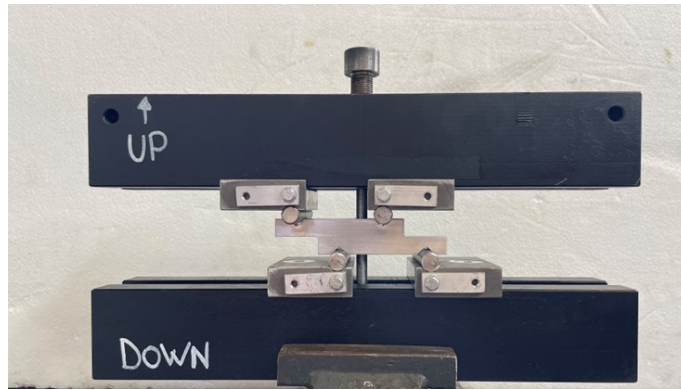


Figura D. 8

Questo sistema è stato realizzato per garantire il corretto posizionamento dei perni di carico nella configurazione di generazione del modo misto I+II.

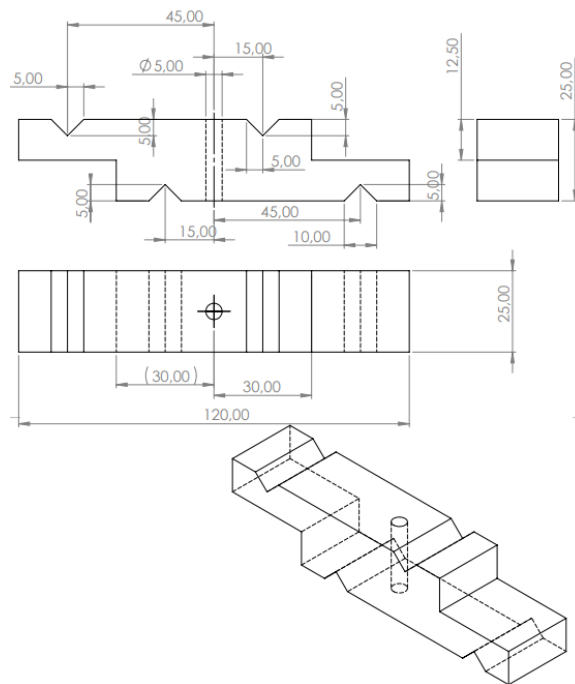


Figura D. 9: Specifiche geometriche della piastrina per posizionamento carichi simmetrici

Per maggiore completezza si veda il video di riferimento che mostra come realizzare operativamente tale posizionamento sfruttando l'attrezzatura precedentemente illustrata.

D.3. Sistemi di centraggio provino in macchina

Per garantire il centraggio del provino in direzione assiale e trasversale si provvede alla progettazione e successiva realizzazione di supporti a "L" in alluminio di opportune dimensioni a seconda della configurazione di carico da realizzare.

Nella realizzazione di questo sistema si è proceduto abbozzando una soluzione iniziale, migliorativa rispetto a quella in essere, si sono però apportati miglioramenti successivi a seguito delle criticità riscontrate durante la "messa in esercizio" dello stesso.

Si è partiti vagliando due diverse alternative:

- Una soluzione con perno passante telescopico che potesse esser fruibile per le diverse configurazioni di carico. Tale soluzione però avrebbe richiesto delle lavorazioni molto più complesse di quelle che sono state necessarie per la soluzione effettivamente adottata. Inoltre l'adattamento alle diverse

configurazioni di carico avrebbe richiesto una modalità di regolazione troppo precisa rispetto agli standard realizzabili.

- Una soluzione fissa con dimensioni diverse per i supporti a “L” a seconda della modalità di applicazione del carico. Tale soluzione è stata originariamente realizzata con una sola vite per il fissaggio (una per ogni supporto a L), disposta eccentricamente rispetto al supporto stesso per garantire la possibilità, successivamente di evolvere il tutto nella soluzione con perno passante qualora si fossero riscontrate delle criticità in questa durante l'utilizzo. Si è tuttavia riscontrato che la soluzione così implementata garantiva un buon centraggio del provino se non che il ricorrere ad una sola vite laterale portava ad una perdita di parallelismo del bordo di centraggio del supporto a “L” rispetto al perno di carico. Si è dunque evoluto il sistema predisponendo il fissaggio di ogni supporto con due viti e realizzando delle cave a “C” (sempre su entrambi i supporti) per l'alloggiamento del provino e un suo più preciso posizionamento in direzione trasversale.

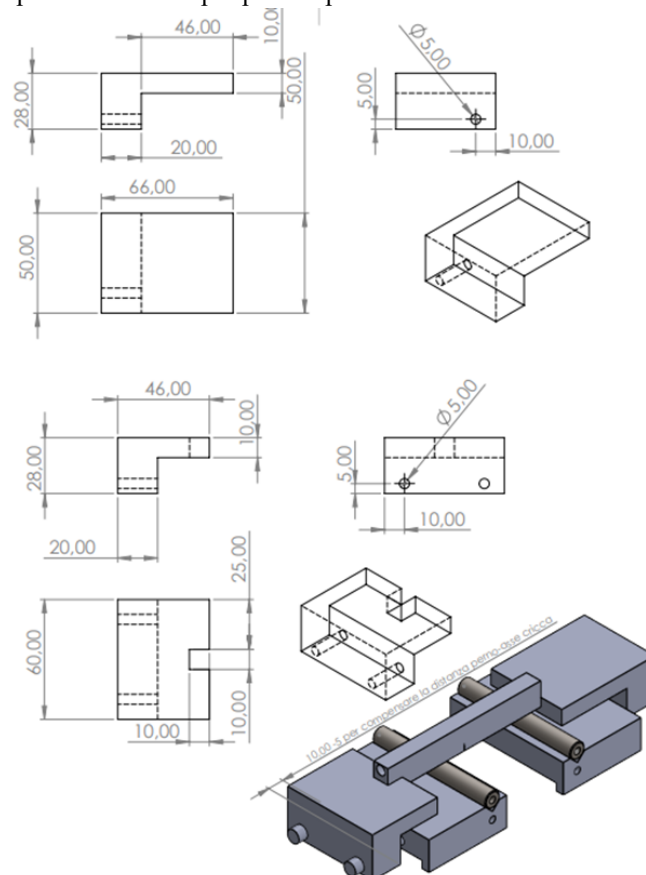


Figura D. 10: Specifiche geometriche per centraggio provino per carichi asimmetrici

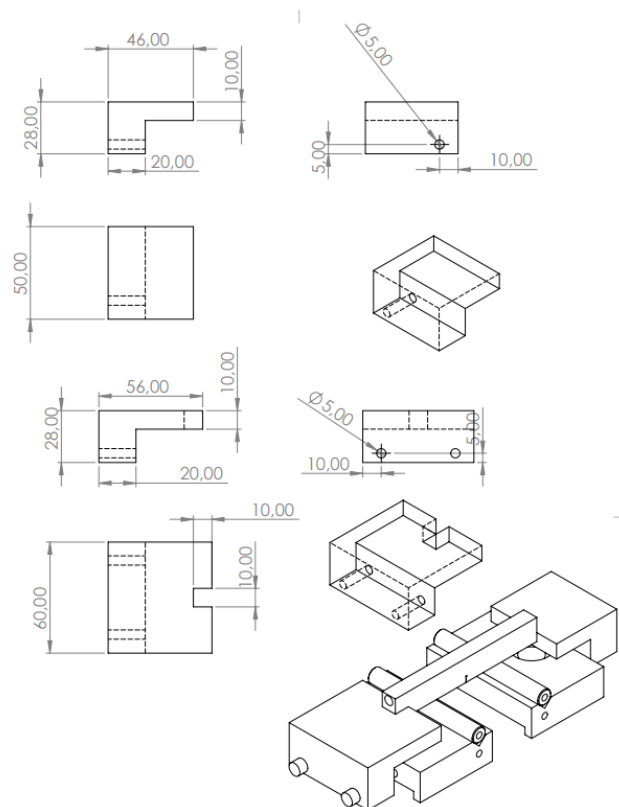


Figura D. 11: Specifiche geometriche per centraggio provino per carichi asimmetrici

Per un maggiore dettaglio e una comprensione più chiara si veda il video di riferimento.

APPENDICE E

ADDESTRAMENTO NELL'USO DI ANSYS STUDENT

E.1 Esercitazione 1: Two-dimensional notched plate under tension

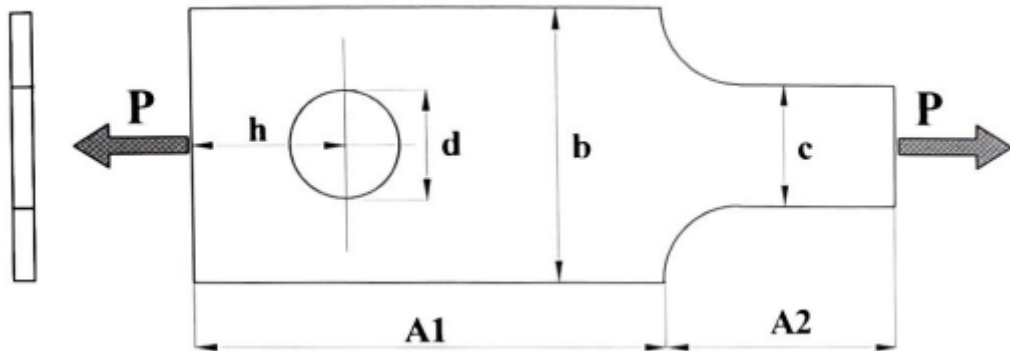


Figura E. 1: piastra di riferimento

INPUT DATA

$P=50\text{KN}$

Steel C40 $\sigma_R = 640\text{MPa}$ $\sigma_S = 420\text{MPa}$

$b=60\text{mm}$; $c=40\text{mm}$; $A1=120\text{mm}$; $A2=50\text{mm}$

r di raccordo= 5mm ; $d_{\text{foro}}=18\text{mm}$; $h=45\text{mm}$; spessore= 14mm

E.1.1 Preprocessing

Poiché la struttura in analisi è caratterizzata da uno spessore che è trascurabile rispetto alle dimensioni di sviluppo in piano, può essere studiato usando un modello piano. Un problema di plane stress può essere risolto usando un elemento di tipo PLANE182. La selezione viene effettuata usando la seguente sequenza di comandi:

Main menu->Preprocessor->Element type->Add/Edit/Delete

Si procede a questo punto alla definizione delle proprietà del materiale:

Main Menu->Preprocessor->Material Props->Material Models->Structural->Linear->Elastic->Isotropic

Si definisce la geometria creando un rettangolo di dimensioni $170 (=A1+A2) \times 30 (=b/2)\text{mm}$.



Figura E. 2: rettangolo di dimensioni 170×30

L'idea è quella di sottrarre poi dall'area rettangolare il foro e gli "smussi" laterali.

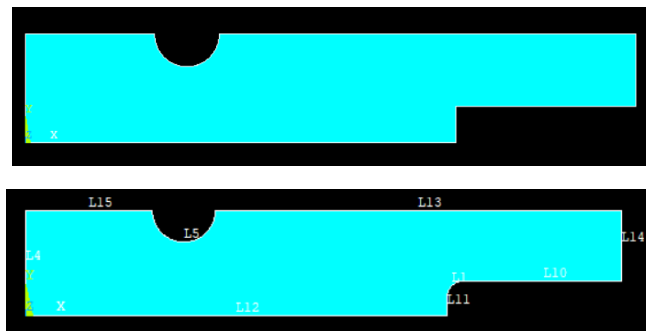


Figura E. 3: Realizzazione della geometria richiesta

Una volta definita la geometria si procede a generare la mesh. Si parte realizzando una free mesh che risulta più semplice e veloce da creare sebbene meno efficiente rispetto ad una mesh strutturata.

Si definisce la dimensione degli elementi mesh pari a 4mm avendo cura di renderla comparabile alla minima dimensione presente nella struttura. Si procede poi ad un infittimento della mesh stessa in corrispondenza del foro e della "spalla" dove si pone una dimensione di mesh pari a 1.5mm. Si opta per una mesh con elementi triangolari che per quanto forniscano una soluzione meno accurata rispetto all'uso di elementi quadrangolari, consentono di ottenere una mesh molto regolare e di generare geometrie complesse.

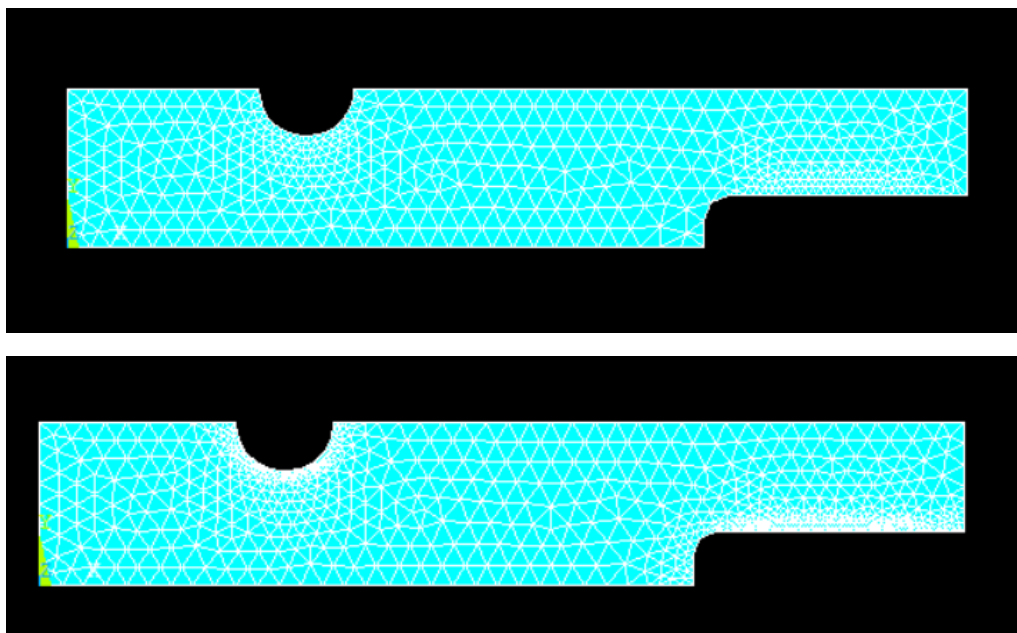


Figura E. 4 a e b: meshatura del componente con infittimento mesh nei punti d'interesse

Fig. 4a e b. mesh raffinata in corrispondenza delle zone di interesse.

La soluzione della struttura mediante elementi triangolari non risulta tuttavia essere sufficientemente accurata e lo stesso Ansys suggerisce di passare all'impiego di elementi quadrati.

Si procede così alla definizione di una mapped mesh. A tal proposito si procede a dividere la struttura in sotto-aree definite da quattro lati.

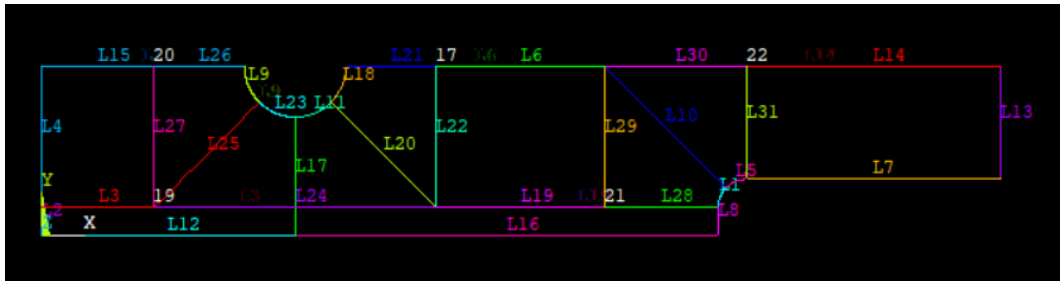


Figura E. 5: Suddivisione della struttura in sotto aree

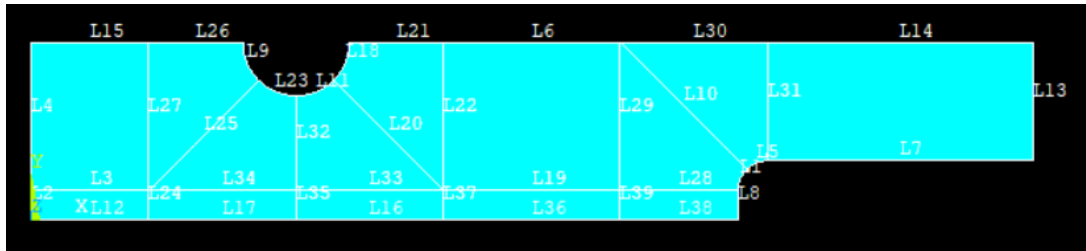


Figura E. 6: Suddivisione della struttura in sotto-aree

Si procede dunque a meshare ciascuna delle aree ottenendo come risultato:

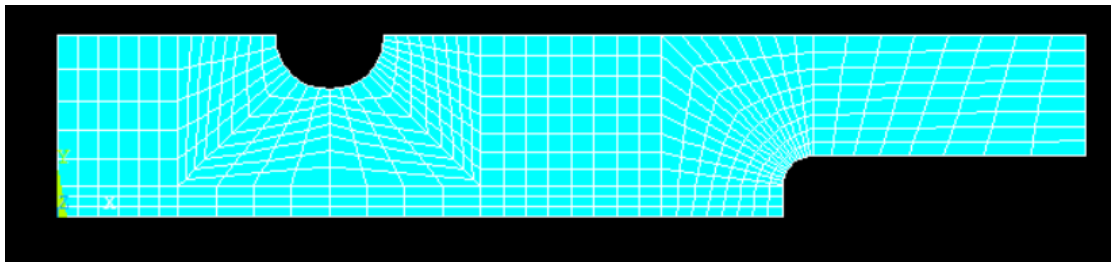


Figura E. 7: Realizzazione mapped mesh

A questo punto si definiscono le condizioni al contorno in termini di un vincolo applicato al lato sinistro della piastra e di uno applicato sulla porzione superiore in termini di simmetria della geometria creata. La struttura risulta libera di deformare in direzione Y.

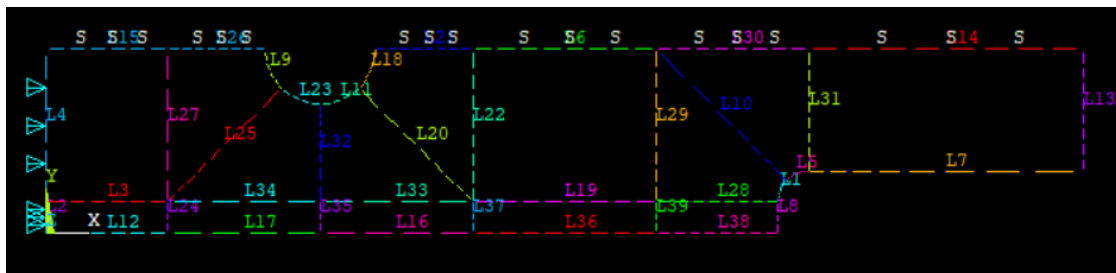


Figura E. 8: Applicazione di vincoli

Si procede infine all'applicazione dei carichi: si tratta di una forza di 50kN distribuita su una sezione di 40x14mm². Di conseguenza si procede ad applicare una pressione di 90N/mm²

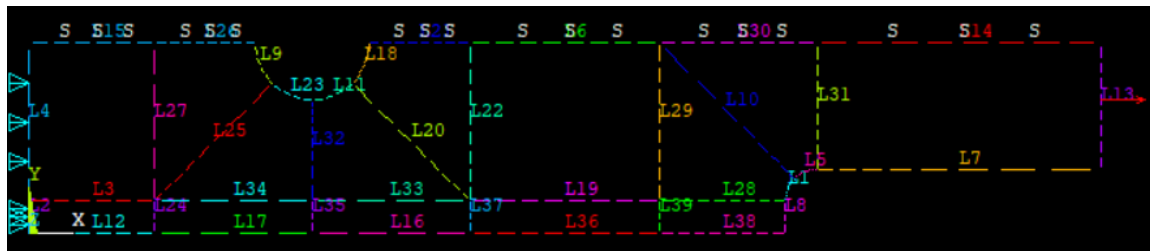


Figura E. 9: Applicazione di carichi

E.1.2 Postprocessing

Salvato il file e avviata la soluzione da parte del programma si procede alla visualizzazione dei risultati ottenuti:

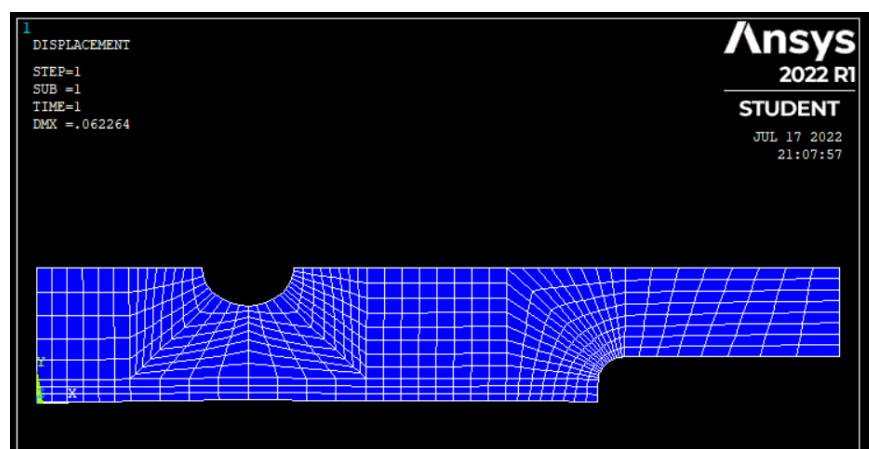


Figura E. 10: Deformata

La forma deformata e il massimo spostamento nodale sono utili per verificare la presenza di errori nell'analisi, come ad esempio le condizioni al contorno.

La distribuzione delle tensioni risulta essere:

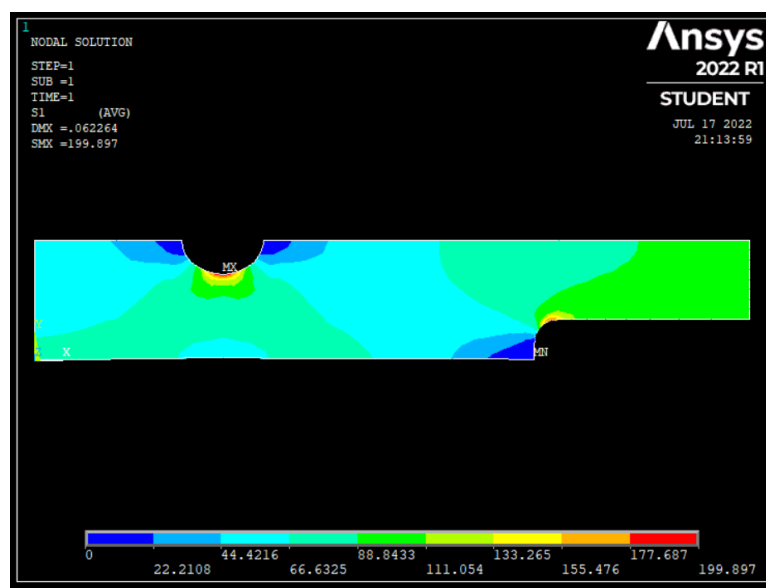


Figura E. 11: Distribuzione delle tensioni

E.2 Esercitazione 2: Stress analysis of a pipe flange

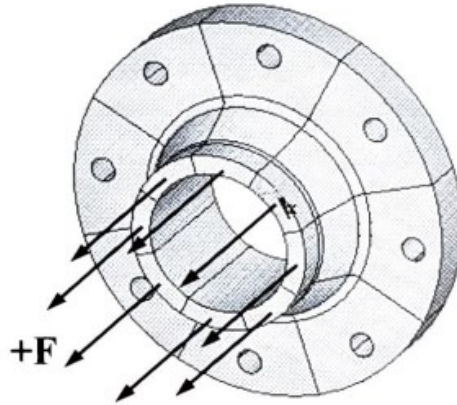


Figura E. 12: pipe flange di riferimento

INPUT DATA

Cast iron GS 500-7; $\sigma_R = 500\text{MPa}$; $\sigma_S = 320\text{MPa}$;

$\sigma_{a\infty,-1} = 200\text{MPa}$; $E=170000\text{Mpa}$; $\nu=0.3$; $F=25\text{KN}$

Si vuole analizzare la distribuzione dello stato tensionale in un componente tridimensionale

E.2.1 Preprocessing

Trattandosi dell'analisi di un componente tridimensionale, si ricorre alla sua discretizzazione mediante elementi "SOLID 185" che esibiscono ciascuno 8 nodi con 3 gradi di libertà ciascuno.

Si definiscono le proprietà del materiale usando il comando:

Main Menu->Preprocessor->Material Props->Material Models->Linear->Elastic->Isotropic.

Si procede a questo punto alla definizione della geometria. Si procede ad una semplificazione dell'analisi sfruttando la simmetria della flangia. Il modello geometrico può essere generato dalla rotazione di una sezione planare. Si parte pertanto definendo l'asse di rivoluzione e realizzando la geometria simmetrica:

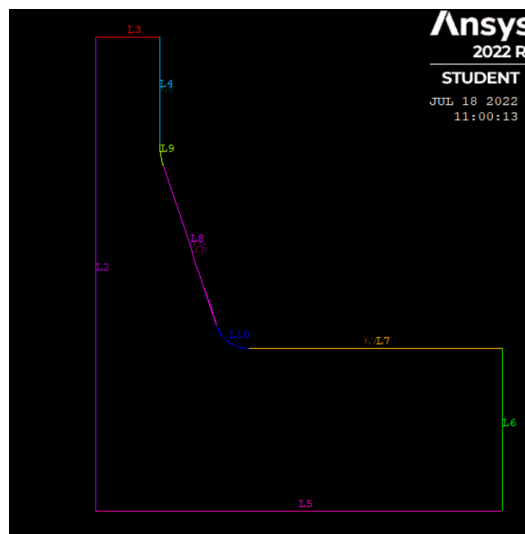


Figura E. 13: definizione della geometria

Si procede a creare l'area corrispondente

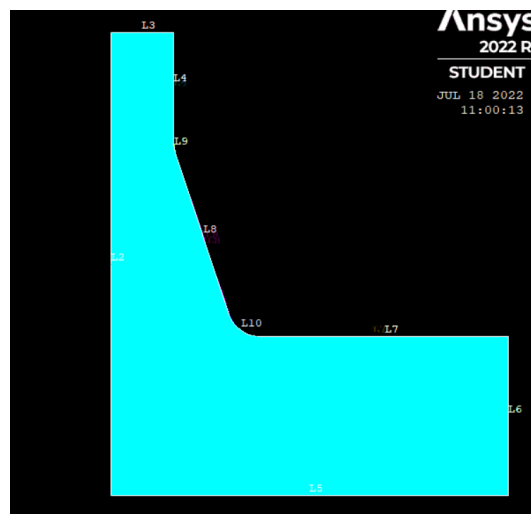


Figura E. 14: generazione dell'area di riferimento

Da questa geometria per rivoluzione si arriva a creare la struttura solida:

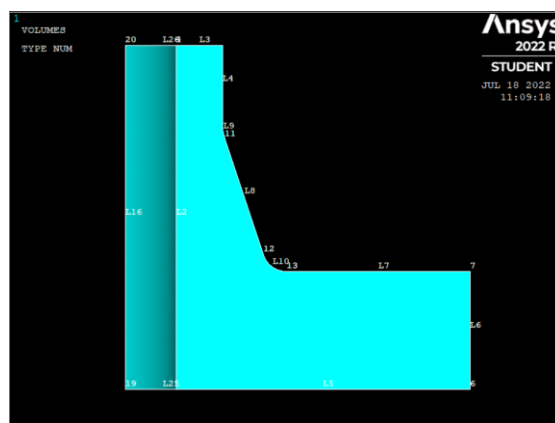


Figura E. 15: realizzazione del solido

Dalla quale poi si procede a sottrarre un elemento cilindrico al fine di realizzare il foro passante

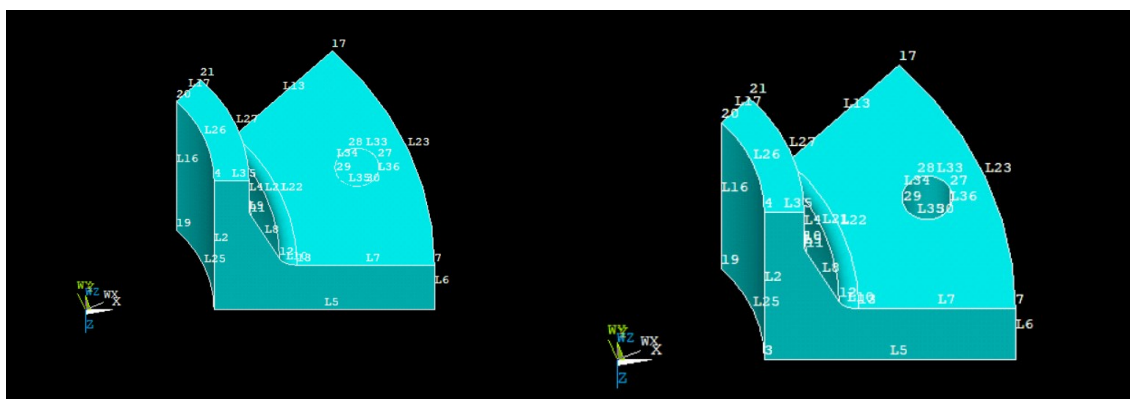


Figura E. 16: Realizzazione della geometria 3D di riferimento

A questo punto si può procedere a meshare il componente.

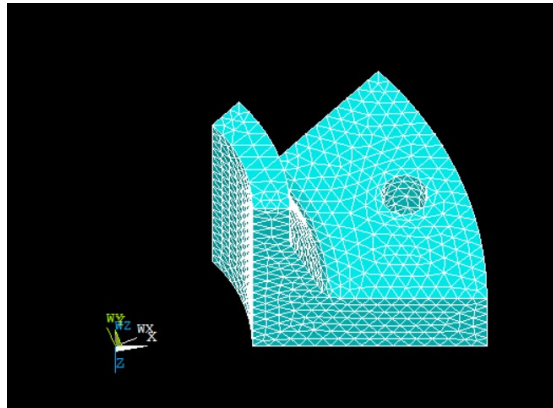


Figura E. 17: Meshatura del componente

Si fa ricorso ad elementi Plate 185 che però secondo il software garantiscono una soluzione meno accurata di elementi brick a 10 nodi.

Si procede a raffinare la mesh in corrispondenza delle zone di raccordo dove si manifesta il fenomeno di concentrazione delle tensioni (si utilizza il livello minimo di raffinamento della mesh).

A questo punto si procede all'assegnazione dei carichi che richiede alcune assunzioni consistenti con lo scopo dell'analisi: in corrispondenza dei fori per le viti si assume che le superfici interne dei fori siano ristrette nella direzione di applicazione delle forze. Tali assunzioni sarebbero discutibili se lo scopo fosse l'analisi del campo di tensione indotto dal restringimento del foro.

Per vincolare l'area definendo l'uso del foro si usa il comando:

Main Menu->Loads->Define Loads->Apply->Structural->Displacement->On Areas

Si impone poi la simmetria come condizione al contorno: i nodi delle aree laterali devono essere vincolati in direzione circonferenziale. Per fare ciò si passa a un sistema di riferimento in coordinate cilindriche

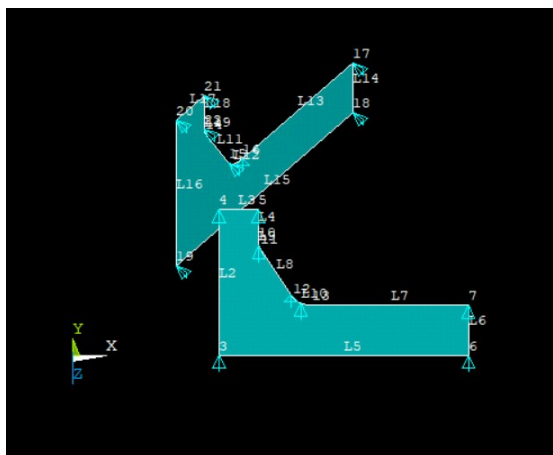


Figura E. 18: Imposizione dei vincoli

Si procede ad applicare un carico di pressione uniformemente distribuito sulla superficie, imponendo una pressione (negativa) equivalente alla forza F applicata.

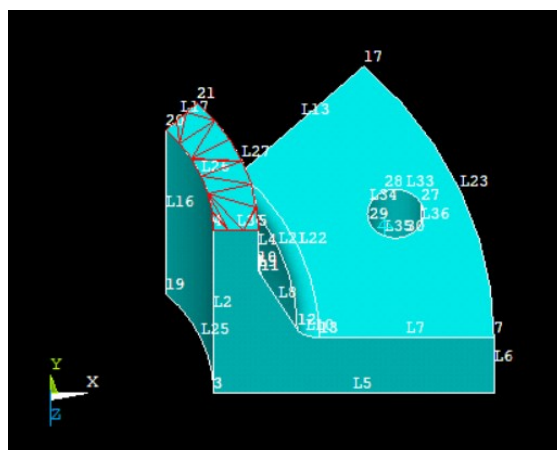


Figura E. 19: Imposizione dei carichi

Ora che il modello è completato è possibile avviare la risoluzione.

E.2.2 Postprocessing

Si procede dunque alla visualizzazione dei risultati ottenuti:

si effettua una analisi comparativa dello stato deformato rispetto alla condizione indeformata

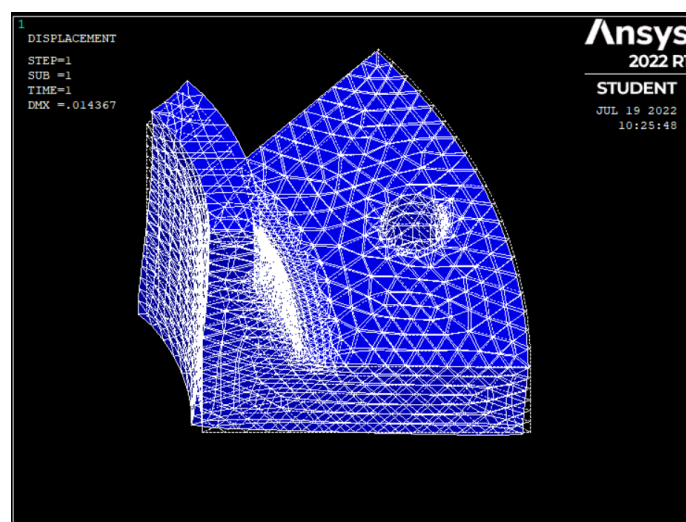


Figura E. 20: Deformata

Si procede poi alla visualizzazione del campo tensionale indotto sul pezzo

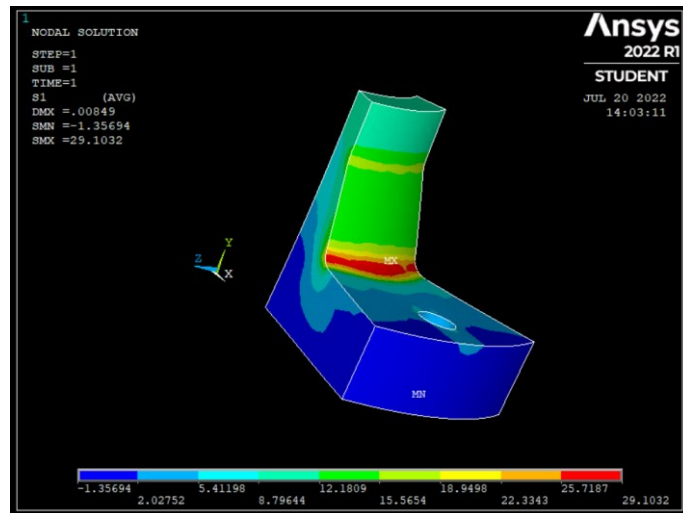


Figura E. 21: Distribuzione delle tensioni

Si può osservare che il valore massimo della tensione σ_1 diagrammata, si manifesta in corrispondenza della zona di raccordo con raggio 5mm .

Assumendo che il limite di fatica del materiale sia riferito al livello di finitura superficiale del componente sotto analisi, si può calcolare il limite di fatica sotto un carico pulsante come:

$$\sigma_{a\infty,0} = \frac{\sigma_R * \sigma_{a\infty,-1}}{\sigma_R + \sigma_{a\infty,-1}} = 142.9 MPa$$

(E. 1)

Assumendo poi una condizione di piena sensibilità all'intaglio, il fattore di sicurezza per garantire vita infinita del componente è :

$$v_f = \frac{142.9}{\frac{31.25}{2}} = 9.1$$

(E. 2)

E.3 Esercitazione 3: Stress intensity factor for a double edge cracked plate subjected to tension

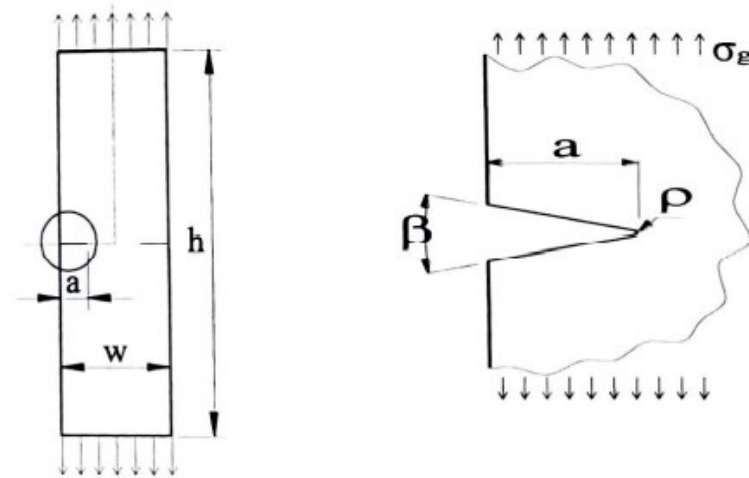


Figura E. 22: Piastra di riferimento

INPUT DATA

$W=12\text{mm}$; $h=40\text{mm}$; $a=3\text{mm}$; $\rho=0\text{mm}$; $\beta=0^\circ$; $E=206000\text{MPa}$; $\nu=0.3$;

E.3.1 Preprocessing

Si procede a definire l'elemento con cui discretizzare la struttura; si ricorre ad elementi PLANE182 che sono costituiti da quattro nodi aventi ciascuno due gradi di libertà. Si impostano le caratteristiche di modulo elastico e coefficiente di poisson che qualificano il materiale. Si procede a definire la geometria : poiché la struttura esibisce una doppia simmetria, è possibile analizzarne solo un quarto; per simulare la cricca la linea inferiore è divisa in due porzioni, ciascuna lunga 3 mm.

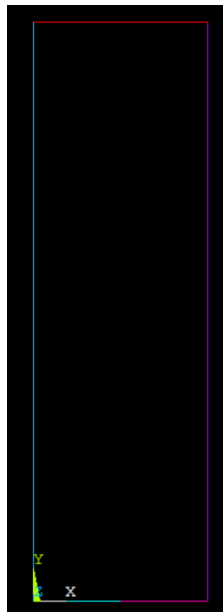


Figura E. 23: Geometria 2D

Per migliorare la mesh in corrispondenza della zona all'apice dell'intaglio si procede discretizzando la porzione di struttura individuando alcune sotto-aree che poi andranno meshate raffinando la mesh.

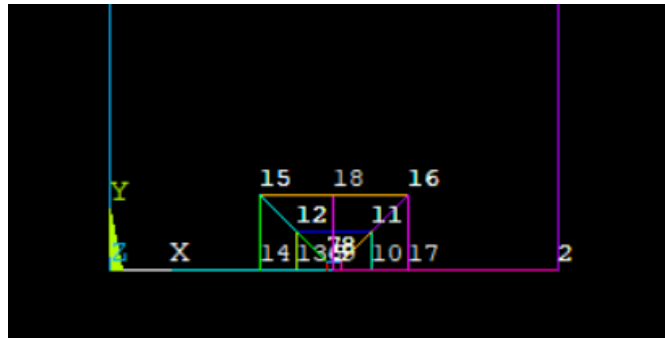


Figura E. 24: Infittimento nella zona all'apice di cricca

Si procede alla creazione di una free mesh costituita da elementi quadrangolari. La più piccola dimensione di elemento mesh in prossimità della cricca è di un centesimo di mm.

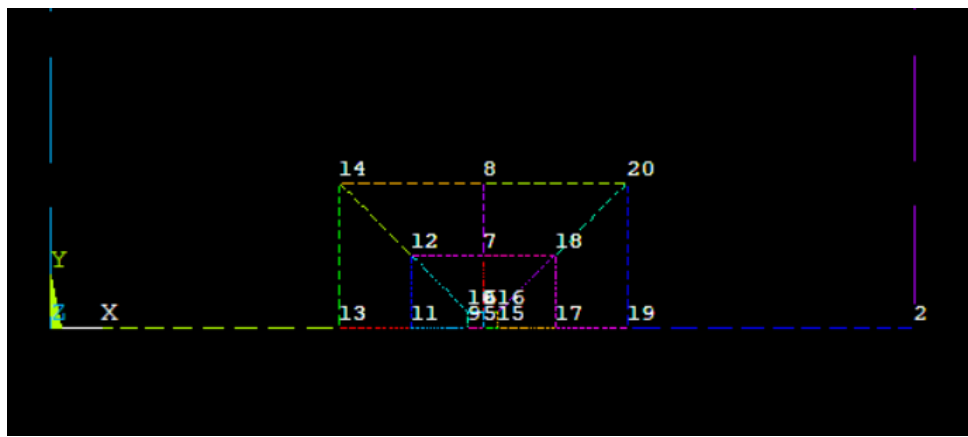


Figura E. 25: Realizzazione di un mapped mesh

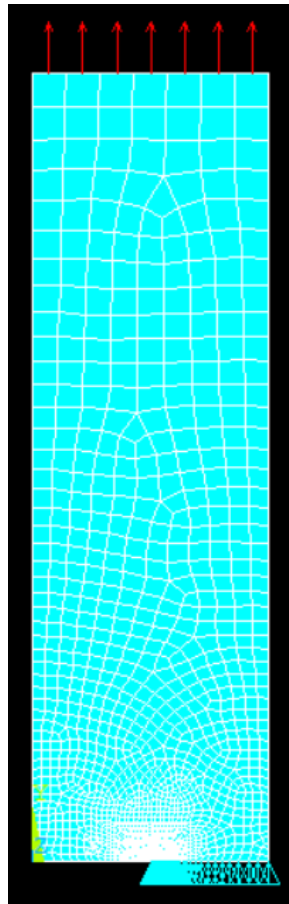


Figura E. 26: Imposizione dei vincoli e dei carichi

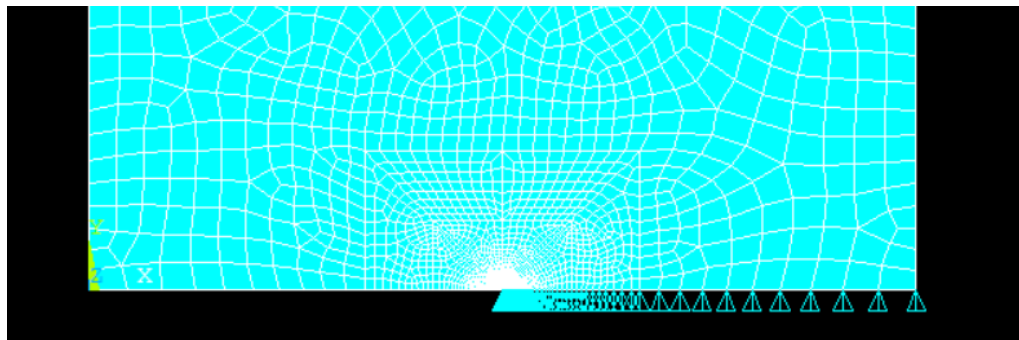


Figura E. 27: vincoli

A questo punto si procede ad applicare i carichi di pressione e all'imposizione del vincolo di simmetria sulle due facce (inferiore e laterale).

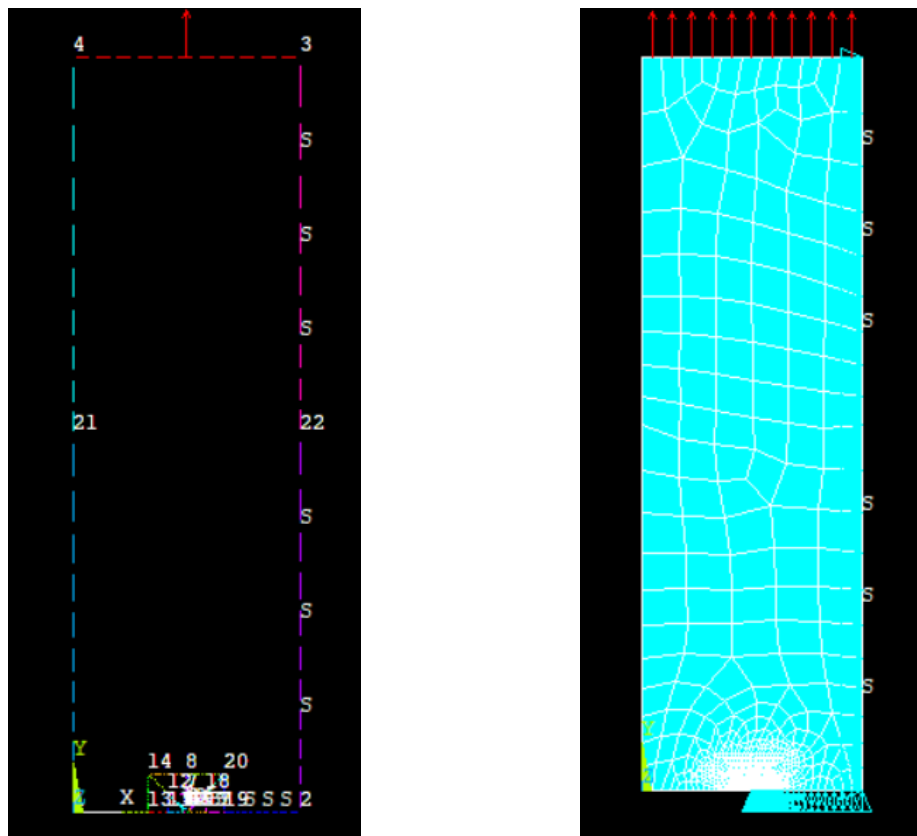


Figura E. 28 a e b: Vincoli e carichi

Si procede dunque a risolvere la struttura .

E.3.2 Postprocessing

A questo punto si può visualizzare la forma deformata della struttura sotto l'applicazione dei carichi esterni e l'andamento del campo di tensione lungo la direzione di applicazione del carico esterno:

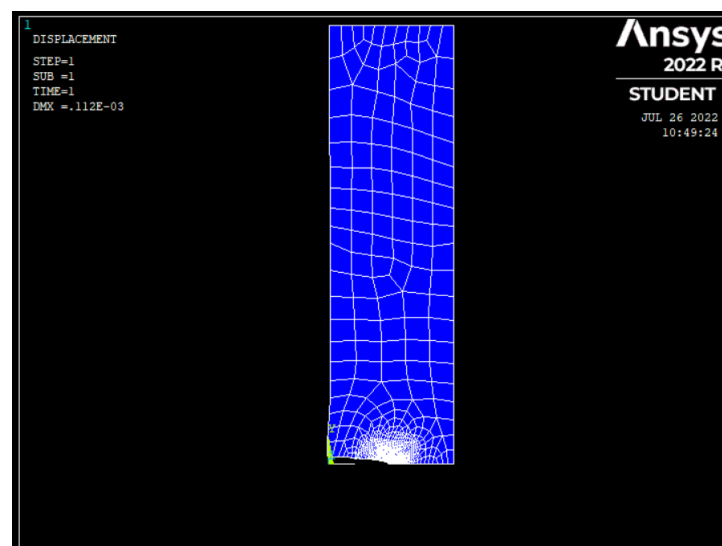


Figura E. 29: Deformata

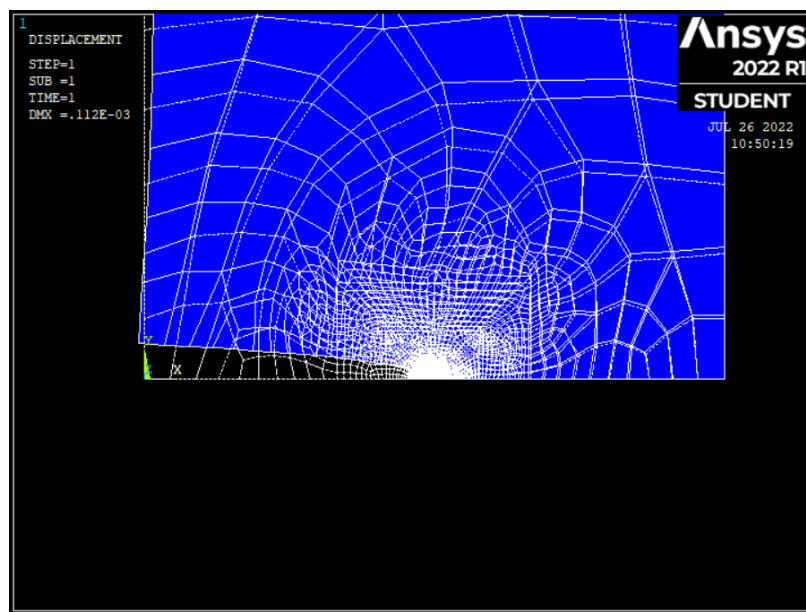


Figura E. 30: Dettaglio deformata

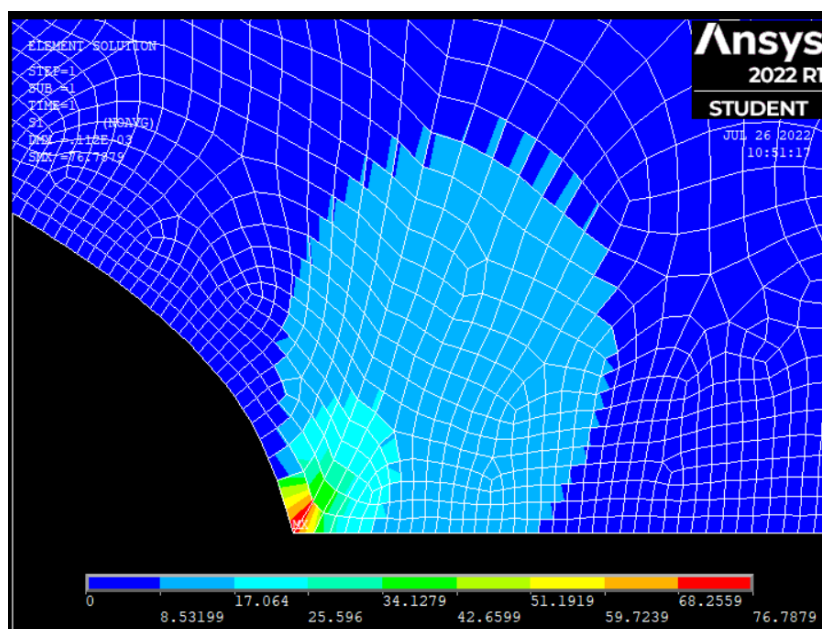


Figura E. 31: Stato tensionale

Dall' approccio secondo il peak stress method si evince dunque che la tensione principale massima che si coglie all'apice di cricca è pari a $76.7879 \text{ Mpa(m}^{-2}\text{)}$

Per plottare il campo di tensione locale e dunque calcolare il fattore di intensificazione delle tensioni K_I , si prendono in considerazione le tensioni nodali valutate lungo l'asse locale x e si correlano allo stato tensionale σ_{yy}

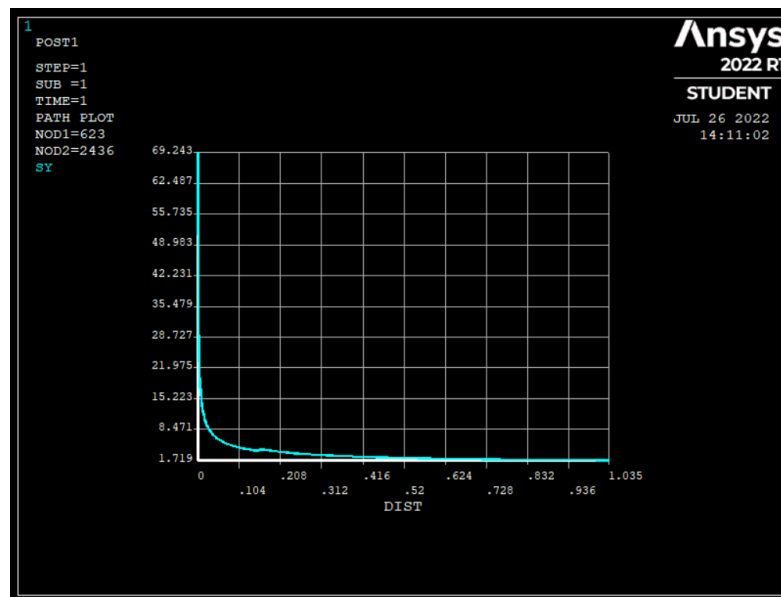


Figura E. 32: Campo di tensione locale

E.4 Esercitazione 4: Calcolo del SIF per una piastra con due cricche laterali mediante il fracture tool di Ansys Workbench

Si parte modellando la geometria tridimensionale in ambiente Spaceclame:

si definisce un rettangolo di dimensioni 25x100 mm dal quale si genera una superficie chiusa poi estesa a solido tridimensionale attribuendone uno spessore di 10mm.

Si realizza un modello 3D che simula un plane strain, in questo modo non si dà rilievo allo spessore.

Si sposta il sistema di riferimento globale al centro del componente così generato e si definisce, creando un rettangolo, una cricca trasversale profonda 5 mm.

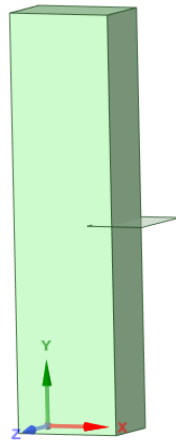


Figura E. 33: Geometria di riferimento

Si torna in ambiente Ansys Workbench e si procede ad impostare l'analisi Static Structural:

- si importa la geometria precedentemente creata;
- si assume di operare con un acciaio strutturale e se ne definiscono modulo elastico $E=206000\text{Mpa}$ e coefficiente di poisson $\nu=0.3$;
- si inserisce un sistema di coordinate locale in corrispondenza del piano della cricca avendo cura di porre l'asse y ortogonale al piano e l'asse x verso il materiale;
- si mesha la parte introducendo un metodo di meshatura mediante tetraedri e ricorrendo ad elementi di ordine quadratico;

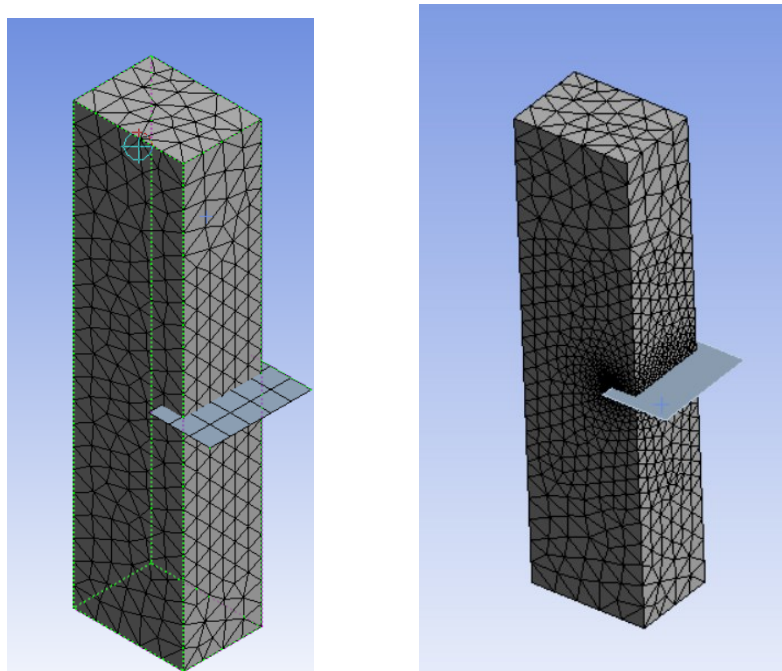


Figura E. 34: Meshatura 3D della parte

- si inserisce il fracture tool e, poicè si opera in ambiente 3D si inserisce una “arbitrary mesh”;
- si definiscono carichi (pressioni di -1Mpa sulla superficie superiore) e vincoli (frictionless support);
- si avvia la soluzione dell’analisi e si va ad osservare la deformata totale con l’obbiettivo di verificare che risulti conforme a quella attesa

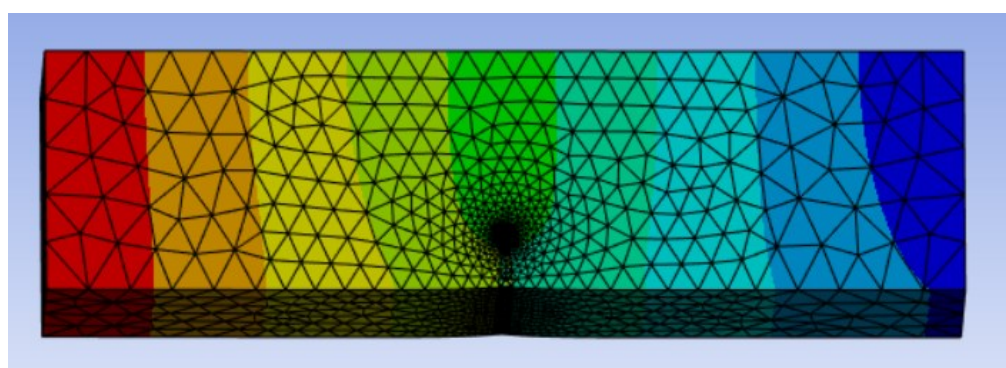


Figura E. 35: Deformata

E dal fracture tool si ricava il KI: tutti i contour sono uguali come valore e dunque si assume che siano a convergenza nel calcolo del SIF. Si ricava un valore di $KI=4.399MPam^{05}$ che risulta differire dell’1% rispetto al valore del peak.

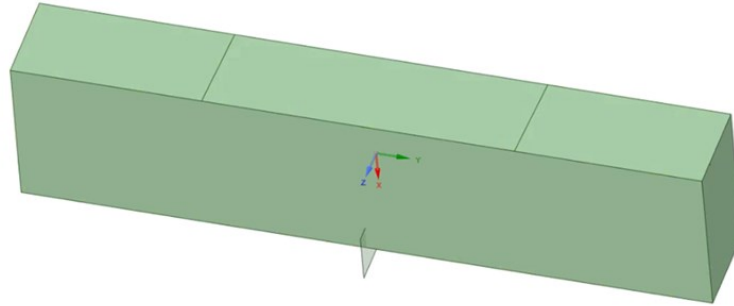


Figura F. 2: Geometria 3D del provino con posizionamento delle linee di carico in corrispondenza dei punti di contatto dei perni

Nel caso specifico in oggetto, sono state posizionate le linee di carico secondo quanto ricavato dalle misure sperimentali. Al fine di garantire la possibilità di variare l'angolo di inclinazione delle linee stesse, nell'ambito della progettazione in SpaceClaim, si è provveduto all'attivazione della sezione "blocchi" che consente di "registrare" le diverse fasi di creazione di uno sketch, salvando come variabili le diverse quote impostate e potendo dunque renderle parametriche cliccando su "P" (si veda Figura F. 1).

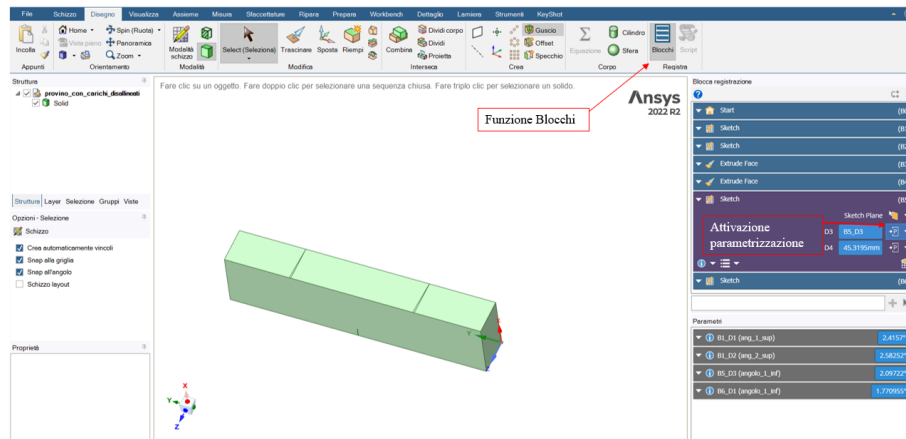


Figura F. 3: impostazione parametrizzazione in SpaceClaim

Già in ambiente di modellazione si provvede a definire un piano (visibile in Figura F. 2) che va a definire l'intaglio originariamente presente nel provino e realizzato mediante EDM+RB. In questo modo, mediante il piano così realizzato, viene garantita poi la possibilità di realizzare la cricca come "arbitrary crack".

Si provvede dunque a definire un sistema di riferimento locale nel quale l'asse x sia nel verso di estensione della cricca, l'asse y sia diretto secondo la normale alla superficie e l'asse z sia in direzione tangenziale rispetto al fronte di cricca.

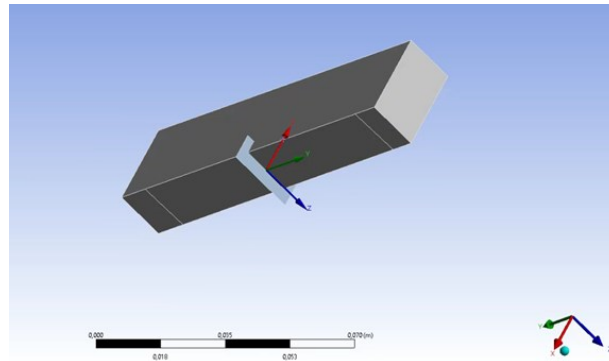


Figura F. 4: Sistema di riferimento locale

F.3 Definizione della mesh

Si passa in ambiente Workbench Mechanical nell'ambito del quale si provvede all'implementazione dell'analisi.

Si parte definendo la meshatura del componente:

- si definisce innanzitutto una mesh globale caratterizzata da elementi quadratici di dimensione 2 mm; si introduce un "Patch Conforming method" ossia un metodo di meshatura tetraedrico con elementi di ordine quadratico. Per l'implementazione della simulazione di propagazione di cricca attraverso il comando "smart crack growth" è infatti necessario ricorrere ad elementi di tipo SOLID 187.
- si provvede all'infittimento della mesh localmente, in corrispondenza del fronte di propagazione di cricca definendo la superficie del piano inserito nel provino come "arbitrary crack"; si inserisce quest'ultima attraverso il Fracture tool di Ansys e si ricorre ad un metodo di meshatura di tipo tetraedrico in cui si impone un raggio di controllo (che definisce la mesh attorno all'apice di cricca) di 1 mm; si impongono 6 contour in cui il software va a valutare la convergenza nel calcolo di ΔK ; si attiva la creazione automatica delle "named selection" e delle corrispondenti "nodal selection" in corrispondenza del fronte di cricca, della faccia top e della faccia bottom.

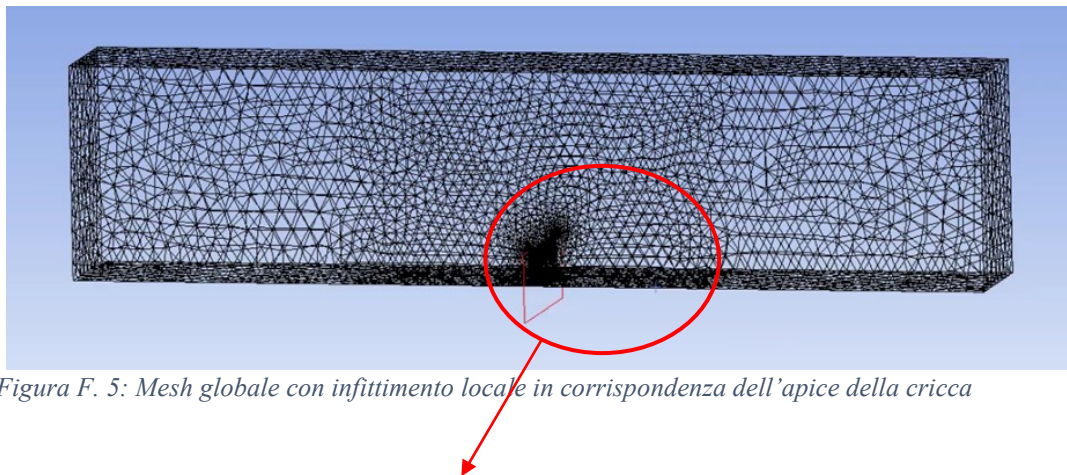


Figura F. 5: Mesh globale con infittimento locale in corrispondenza dell'apice della cricca

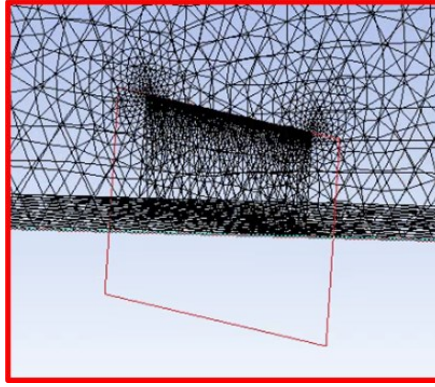


Figura F. 6: infittimento locale della mesh

F.4 Imposizione di carichi e vincoli

Si provvede ad applicare i carichi come carichi distribuiti lungo le linee sulla faccia superiore precedentemente definite in SpaceClaim (in quanto considerate come “tracce” dei perni di carico). In corrispondenza delle linee inferiori si applicano invece le condizioni di vincolo bloccando i gradi di libertà in x e in y . Per rendere la struttura completamente definita si provvede a vincolare il gradi di libertà in z in corrispondenza di uno degli spigoli inferiori. Per maggiore chiarezza si veda la figura di seguito riportata (Figura F. 7)

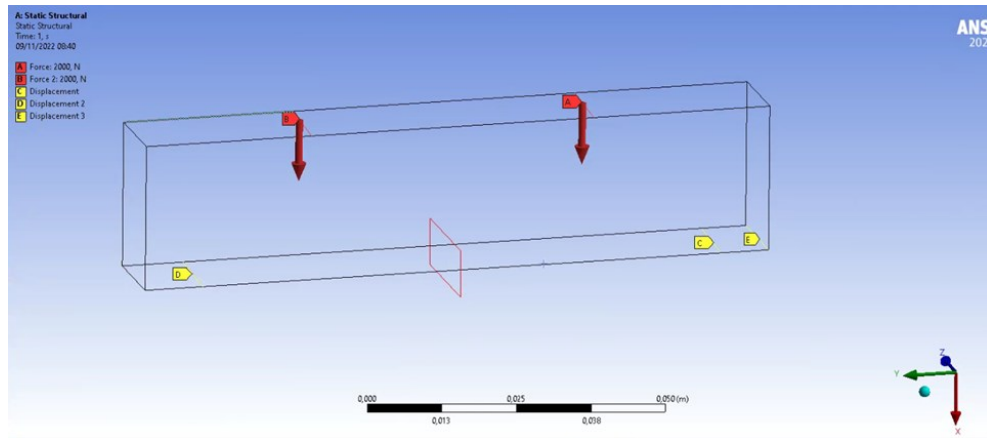


Figura F. 7: Condizione di vincolo e di carico

F.5 Principio di funzionamento della smart crack growth

La propagazione della cricca è basata sulla legge di Paris :

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \quad (F. 1)$$

Dove

$$\Delta K = (1 - R) * K_{max} \quad (F. 2)$$

se fosse puro modo I.

Affinché lo SMART Method [14] possa esser implementato per la simulazione di propagazione di cricca, deve esserci un Modo I 3D dominante.

Se, come nel caso in analisi, si è in presenza di modo misto, viene usato un $\Delta K_{equivalente}$:

$$\Delta K_{equivalente} = \frac{1}{2} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) [\Delta K_I (1 + \cos\theta) - 3\Delta K_{II} \sin\theta] \quad (F. 3)$$

Con

$$\Delta K_I = (1 - R) * K_{I,max}; \quad (F. 4)$$

$$\Delta K_{II} = (1 - R) * K_{II,max} \quad (F. 5)$$

$$\theta = \cos^{-1} \frac{3(K_{II,max})^2 + K_{I,max} \sqrt{(K_{I,max})^2 + 8(K_{II,max})^2}}{(K_{I,max})^2 + 9(K_{II,max})^2} \quad (F. 6)$$

Il software procede a stimare la direzione in cui avrà luogo la propagazione come quella in cui si ha localmente la massimizzazione del range del fattore delle tensioni equivalente.

Il metodo della smart crack growth prevede di poter scegliere tra un'analisi di propagazione che vada a stimare il numero di cicli a rottura (in questo caso l'incremento di cricca Δa è calcolato usando la massima dimensione di elemento lungo il fronte di cricca) e un'analisi che vada a stimare la massima estensione di cricca che verrà raggiunta una volta imposto un dato numero di cicli eseguiti.

Il criterio con cui il software stima i diversi valori di K che va poi a combinare tra loro per pervenire ad una stima di $\Delta K_{equivalente}$ risulta essere quello dei SIFs e dunque così implementato:

si ricorre all' «interaction integral» associato al fattore di intensificazione delle tensioni:

$$I = \frac{2}{E^*} (K_1 K_1^{aux} + K_2 K_2^{aux}) + \frac{1}{\mu} K_3 K_3^{aux} \quad (F. 7)$$

con

$K_i (i = 1,2,3)$ =fattore di intensif tensioni a modo I, II, III;

$K_i^{aux} (i = 1,2,3)$ =fatt. int tensioni a modo I, II, III ausiliario

$E^*=E$ per tensione piana , $=E/(1-\nu^2)$ per deformazione piana

μ = modulo di taglio

E = modulo di Young

ν = coefficiente di Poisson

Nell'esempio in analisi si provvede non solo a simulare la propagazione della cricca ma si valuta anche l'entità dei diversi K (a modo I, II e III) che si vengono a generare. Si osserva che l'analisi risulta essere a convergenza quando lo scarto tra il valore di K calcolato in due contour consecutivi risulta essere trascurabile. Per effettuare tali analisi è necessario inserire come “richieste” nei risultati forniti dal modello la “total deformation” e il “fracture tool” (in quest'ultimo si richiede il calcolo dei diversi K). Nel caso in analisi i risultati ottenuti sono stati i seguenti:

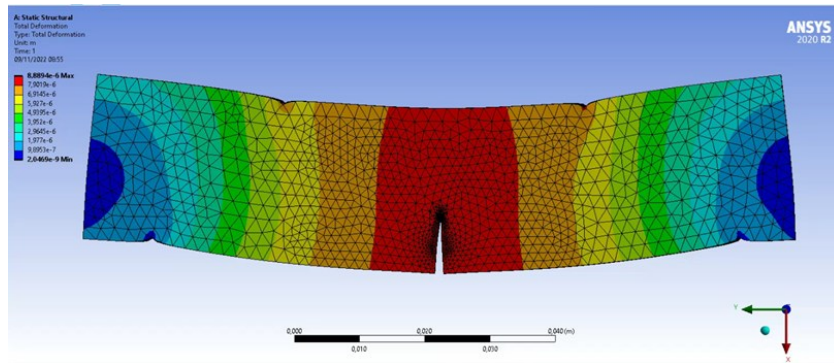


Figura F. 8: Total deformation con andamento di propagazione di cricca

$K_{I,max}$	$9.6828 \cdot 10^5$	$[\text{Pa(m)}^{0.5}]$
$K_{II,max}$	10843	$[\text{Pa(m)}^{0.5}]$
$K_{III,max}$	6778.8	$[\text{Pa(m)}^{0.5}]$

Tabella F. 1: Valori dei K massimi ottenuti nell'ultimo step di simulazione di propagazione di cricca

APPENDICE G

Codici Matlab

G.1 Codice completo per generazione curva R

Il seguente codice consente di importare i dati di temperatura acquisiti mediante termocoppia e già sincronizzati da elaborazione su Excel rispetto all'istante di avvio di acquisizione del potenziale elettrico mediante il dispositivo Matelect.

Consente di importare i dati relativi al potenziale acquisito dal dispositivo Matelect e di compensare su essi l'effetto della temperatura.

Consente di applicare l'equazione di Johnson per convertire il potenziale in estensione di cricca e di ricalcolare a ritroso il valore di range del fattore di intensificazione delle tensioni effettivamente applicato, individuando così l'effettivo valore di soglia.

Consente quindi di plottare la curva R ciclica andando anche a implementare l'equazione di Johnson sfruttando la distanza di posizionamento dei pin di acquisizione del potenziale come variabile di best-fit.

```
clear
clc
close all

%% dati di input_ TUTTI DA AGGIORNARE per il provino in oggetto, qui proposti
quelli del SACMI 06
T_0_sacmi_06=21.9781; % ✓
alfa=0.001987; %precedentemente calibrato ✓
a0=3.990; % ✓ Valore misurato prima della rottura del provino
% DA CAMBIARE valore effettivo riscontrato a cuore della cricca post rottura
provino
V0=383.8; % ✓
y0=1.1725; % ✓
w=24.995; % ✓
f_cpc=20; % ✓
af=11.12664; % DA MISURARE post rottura
Vf=1011.6; %DA MISURARE a termine prova
Tf=22.766; %DA MISURARE a termine prova
S_max=90; %in mm % ✓
S_min=50; % in mm % ✓
B=14.895; %in mm % ✓
f=40;

%% CPC SACMI 06
data_cpc=importdata('CPC_SACMI_06_tot.txt');

%% import dati
t_termocoppia_cpc=data_cpc(:,4);
T_termocoppia_cpc=data_cpc(:,3);
t_Matelect_free_cpc=data_cpc(:,2);
X_free_cpc=data_cpc(:,1);
% l'ordine dipende da come sono ordinati i dati nel file txt precedentemente
% creato

%% interpolazione
T_q_free_cpc=interp1(t_termocoppia_cpc,T_termocoppia_cpc,t_Matelect_free_cpc);
```

```

%% plot della T acquisita agli istanti in cui si conosce il potenziale
figure (2)
plot(t_termocoppia_cpc, T_termocoppia_cpc, 'o', t_Matelect_free_cpc,
T_q_free_cpc, '*');
title('Temperatura')
legend('T termocoppia', 'T Matelect_free');

%% compensazione del segnale acquisito con la temperatura
X_new_free_cpc=X_free_cpc./(1+alfa.*(T_q_free_cpc-T_0_sacmi_06)); % X corretta,
compensata della temperatura

%% plot del segnale compensato
figure(3)
plot(t_Matelect_free_cpc*20,X_new_free_cpc, 'r');
xlabel('N [cycle]', 'FontSize', 18);
ylabel('ΔV_P_D_(c_o_m_p_e_n_s_a_t_a_) [μV]', 'FontSize', 18)

%% calcolo della estensione di cricca finale del CPC
X_f_free_cpc=X_new_free_cpc(7510);
a_john_free_cpc=acos(cosh((pi*y0)/(2*W))*(cosh((X_new_free_cpc/V0)*acosh((cosh(
(pi*y0)/(2*W))/(cos((pi*a0)/(2*W)))))).^(-1))*((2*W)/pi);
af_CPC_joh_free_cpc=acos(cosh((pi*y0)/(2*W))*(cosh((X_f_free_cpc/V0)*acosh((cos
h((pi*y0)/(2*W))/(cos((pi*a0)/(2*W)))))).^(-1))*((2*W)/pi);

N_free_cpc=t_Matelect_free_cpc*f_cpc;

%% plot di a in funzione del numero di cicli e di t nel CPC

figure(5)
x2=N_free_cpc;
t= tiledlayout(1,1);
ax1=axes(t);
plot(ax1,x2(560:length(a_john_free_cpc)),a_john_free_cpc(560:length(a_john_free
_cpc)), 'r');
ax1.XColor='k';
ax1.YColor='k';
xlabel('tempo [s]');
ylabel('a_J_o_h_n_s_o_n [mm]');
xlabel('N [cycle]');
title('a CPC SACMI 06')

%% valori di fine CPC
disp('delta a post RB e a post CPC con Johnson in free running')
disp(-a0+af_CPC_joh_free_cpc);
af_free_cpc=a_john_free_cpc(7510); %il valore 7510 fa riferimento al caso
specifico, è la posizione dell'ultimo valore acquisito
N_free_f_cpc=N_free_cpc(7510);
delta_a_cpc=af_CPC_joh_free_cpc-a0;

%% curva R
data=importdata('elaborazione curvaR_bis_bis.txt');
a_cpc= af_CPC_joh_free_cpc;
%% import dati per generazione curva R
T_termocoppia=data(:,2);
t_termocoppia=data(:,1);
t_Matelect_free=data(:,6);
X_free=data(:,5);
deltaF_real=data(:,7);

```

```

% l'ordine dipende da come sono ordinati i dati nel file txt precedentemente
% creato
%% interpolazione
T_q_free=interp1(t_termocoppia,T_termocoppia,t_Matelect_free);

%% T acquisita agli istanti in cui si conosce il potenziale
figure (8)
plot(t_termocoppia, T_termocoppia, 'o', t_Matelect_free, T_q_free, '*');
title('Temperatura')
legend('T termocoppia', 'T Matelect_free');

%% andamento del potenziale non pulito in funzione del tempo
figure (9)
plot(t_Matelect_free,X_free)
title('andamento del potenziale non pulito in funzione del tempo')

%% ciclo per pulire il segnale di potenziale da eventuali outlier dovuti
all'acquisizione

% V0=376.2;
% X_free_filtr=[];
% for i=1:length(X_free)
%     if X_free(i) > V0
%         X_free_filtr=[X_free_filtr,X_free(i)];
%     end
% end
% X_free=X_free_filtr;
% T_q_free=T_q_free([1,length(X_free)]);

%% compensazione del potenziale X acquisito, con la temperatura
X_corretta_free=X_free./(1+alfa.*(T_q_free-T_0_sacmi_06));
X_new_free=X_corretta_free;

%% andamento del segnale di potenziale compensato con la temperatura, in
funzione del tempo
figure(10)
plot(t_Matelect_free,X_new_free, 'b');
xlabel('t [s]');
ylabel('ΔV_P_D_(c_o_m_p_e_n_s_a_t_a)')

%% calcolo di a di johnson dal potenziale pulito
a_john_free=acos(cosh((pi*y0)/(2*W))*(cosh((X_corretta_free/V0)*acosh((cosh((pi
*y0)/(2*W))/(cos((pi*a0)/(2*W)))))).^(-1))*((2*W)/pi);

%% pulizia del segnale rispetto alle fluttuazioni della Matelect
a_john_free_filtr=[];
for i=1:length(a_john_free)
    if a_john_free(i) > a0
        a_john_free_filtr=[a_john_free_filtr,a_john_free(i)];
    end
end
a_john_free=a_john_free_filtr;
t_Matelect_free=t_Matelect_free([1:length(a_john_free)]);
N_free=t_Matelect_free*f;
%% pulizia ulteriore, da valutare caso per caso

% a_john_free(1859)=[];

```

```

% t_Matelect_free(1859)=[];
% a1=find(a_john_free==6.56617);
% a2=find(a_john_free==6.56512);

%% andamento di a di johnson in funzione del numero di cicli e del tempo;
diagrammi con doppia scala in x
figure(11)
x1=t_Matelect_free;
x2=N_free;
t= tiledlayout(1,1);
ax1=axes(t);
plot(ax1,x1,a_john_free,'r');
ax1.XColor='k';
ax1.YColor='K';
xlabel('tempo [s]');
ylabel('a_J_o_h_n_s_o_n_(F_R_) [mm]');
ylim([a0 4.22]) %% intervalli da definire caso per caso
legend('a johnson free running')
ax2=axes(t);
ax2.XAxisLocation='top';
ax2.Color='none';
xlabel('N [cycle]');
ylim([a0 4.22])%% intervalli da definire caso per caso
ax1.Box='off';
ax2.Box='off';
title('a curvaR SACMI 06')

figure(12)
x1=t_Matelect_free;
a_john_free_1=a_john_free([1:length(t_Matelect_free)]);
x2=N_free;
t= tiledlayout(1,1);
ax1=axes(t);
plot(ax1,x1,a_john_free,'--b');
ax1.XColor='k';
ax1.YColor='k';
xlabel('tempo [s]');
ylabel('a_J_o_h_n_s_o_n [mm]');
legend('a johnson free running')
ax2=axes(t);
plot(ax2,x2);
plot(ax2,x2,a_john_free,'k');
ax2.XAxisLocation='top';
ax2.YAxisLocation='right';
ax2.Color='none';
xlabel('N [cycle]');
legend('a johnson free')
ax1.Box='off';
ax2.Box='off';
title('a Curva R SACMI 06')

%% analisi a ritroso: best fitting

delta_V=Vf;
f= @(x)
acos(cosh((pi*x)/(2*W))*(cosh((delta_V/V0)*acosh(cosh((pi*x)/(2*W))))/cos(((pi*
a0)/(2*W))))))^(-1)*((2*W)/pi)-af;
a=4;
b=7;

```

```

toll=10^(-10);
itmax=200;
figure(13)
fplot(f,[a,b])
x0=a;
x1=b;
[xnew,iter,vettscarti]=regfalsi(f,x0,x1,toll,itmax);
disp('la soluzione approssimata')
disp(xnew)
disp('iterazioni')
disp(iter)

%% andamento del best fitting
figure(14)
semilogy(1:iter,vettscarti)
title('andamento scarti')
y0_new=xnew;
af_joh=acos(cosh((pi*xnew)/(2*W))*(cosh((delta_V/V0)*acosh(cosh(((pi*xnew)/(2*W)
))/cos(((pi*a0)/(2*W))))))^(-1)*((2*W)/pi);
diff_bf=af-af_joh %scarto tra estensione di cricca reale e quella misurata con
Johnson

%% vettore delle forze reale
deltaF_real=deltaF_real([1:length(a_john_free)]);

%% calcolo a ritroso dalle F reali, il valore dei delta K realmente applicati
a_DK=a_john_free;
teta=pi./2.*(a_DK./W);
g=((S_max-S_min)./(2.*W)).*3.*((2.*tan(teta)).^(0.5)).*((0.923+0.199.*(1-
(sin(teta)).^4))./cos(teta));
delta_K=deltaF_real.*(g.*1000).*(1/(1000)^0.5).*(1./((B).*(W)^0.5));

%% figure per individuare la soglia ai vari step di carico
figure(15)
plot(a_john_free,delta_K)
xlabel('a di Johnson in free running')
ylabel('ΔK')
delta_a=a_john_free-a_cpc;
figure (16)
plot(a_john_free, deltaF_real)
xlabel('a_J_o_h_n_s_o_n_f_r_e_e [mm]')
ylabel('ΔF applicata')
figure (17)
plot(delta_a,delta_K)
xlabel('Δa di Johnson in free running')
ylabel('ΔK')
figure (18)
plot(N_free, a_john_free,'r')
ylim([a0 4.2 ])% DA DEFINIRE IN BASE AL CASO
xlabel('N [cycle]');
ylabel('a_J_o_h_n_s_o_n_f_r_e_e [mm]')
figure (19)
plot(N_free,deltaF_real,'b')
xlabel('N [cycle]')
ylabel('ΔF [kN]')
yyaxis right
plot(N_free, a_john_free,'r')
xlabel('N [cycle]')

```

```

ylabel('a_J_o_h_n_s_o_n_f_r_e_e [mm]')
legend('ΔF applicata [kN]', 'a Johnson in free running [mm]')

%% andamento soglia in curva R, prendo i valori dai grafici precedenti=> DA
AGGIORNARE
delta_F_curvaR=[3.313 3.975 4.633 ]; %dati in input alla macchina durante la
prova
a_soglia=[((4.04554+4.04269+4.04351+4.04546)/4)
((4.04981+4.05009+4.04972+4.05124)/4) ((4.06704+4.06593+4.06646+4.06617)/4)];
%delta_F_curvaR=[3.313 3.975 4.633 4.894 4.681 4.209];
%a_soglia=[((4.04554+4.04269+4.04351+4.04546)/4)
((4.04981+4.05009+4.04972+4.05124)/4) ((4.06704+4.06593+4.06646+4.06617)/4)
((6.13319+6.1334+6.13724+6.13472+6.13519)/5)
((8.38331+8.39078+8.39717+8.38503)/4) ((11.1607+11.1563+11.1396+11.1234)/4)];
teta_soglia=pi./2.*(a_soglia./W);
g_soglia=((S_max-
S_min)./(2.*W)).*3.*((2.*tan(teta_soglia)).^(0.5)).*((0.923+0.199.*(1-
(sin(teta_soglia)).^4))./cos(teta_soglia)));
delta_K_soglia=delta_F_curvaR.*(g_soglia.*1000).*(1/(1000)^0.5).*(1./((B).*(W)^
0.5));
delta_a_soglia=a_soglia-a_cpc;
%delta_a_soglia=[0 delta_a_soglia];
%delta_K_soglia=[0 delta_K_soglia];
%delta_a_soglia=[delta_a_soglia 1.85021 3.68937 6.50345];
%delta_K_soglia=[delta_K_soglia 5.20939 6.09468 7.34455];

delta_a_soglia=[delta_a_soglia 1.83073 3.66997 6.48405];
delta_K_soglia=[delta_K_soglia 5.20934 6.09468 7.34455]; %valori ricavati
graficamente dal plot ottenuto
figure(20)
plot(delta_a_soglia,delta_K_soglia,'*');
hold on
plot(delta_a_soglia,delta_K_soglia,'r');
hold off
xlabel('Δa soglia [mm]'),
ylabel('ΔK soglia [MPa(m^0.5)]')
title ('curva R SACMI 05')
figure (21)
plot(delta_a_soglia,delta_K_soglia,'*',delta_a, delta_K,'b')
hold on
plot(delta_a_soglia,delta_K_soglia,'r');
hold off
xlabel('Δa [mm]'),
ylabel('ΔK_t_h [MPa(m^0.5)]')
legend('curva R', 'ΔK applicato')

%% se faccio riferimento alla y0 di best fit= y0_new

a_john_free_bf=acos(cosh((pi*y0_new)/(2*W))*(cosh((X_corretta_free/V0)*acosh((c
osh((pi*y0_new)/(2*W))/(cos((pi*a0)/(2*W)))))).^(-1))*((2*W)/pi);
a_john_free_bf_filtr=[];
N_free1=N_free;
for i=1:length(a_john_free_bf)
    if a_john_free_bf(i) > a0
        a_john_free_bf_filtr=[a_john_free_bf_filtr,a_john_free_bf(i)];
    end
end
a_john_free_bf=a_john_free_bf_filtr;
a_john_free_bf(1859)=[];

```



```

%% immagini che fanno riferimento ai dati derivanti dal best fit
figure (22)
plot(N_free1,a_john_free_bf,'k',N_free,a_john_free,'r')
xlabel('N [cycle]');
ylabel('a di Johnson con BF [mm]')
legend('a Johnson con best fit', 'a di johnson senza best fit')
title('a di Johnson con best fit')
diff_perc=abs(a_john_free(length(a_john_free))-af)/af;
disp('diff a_john reale con a sperimentale')
disp(diff_perc);
af_joh=a_john_free(length(a_john_free))

%% andamento soglia in curva R con BF, prendo i valori dai grafici
precedenti=>> DA AGGIORNARE
a_DK1=a_john_free_bf;
teta=pi./2.*(a_DK1./W);
g=((S_max-S_min)./(2.*W)).*3.*((2.*tan(teta)).^(0.5)).*((0.923+0.199.*(1-
(sin(teta)).^4))./cos(teta));
delta_K_bf=deltaF_real.*(g.*1000).*(1/(1000)^0.5).*(1./((B).*(W)^0.5));
figure(23)
plot(a_john_free_bf,delta_K_bf)
xlabel('a di Johnson in free running con y di bf')
ylabel('ΔK')
delta_a_bf=a_john_free_bf-a_cpc;

figure (24)
plot(a_john_free_bf, deltaF_real)
xlabel('a_J_o_h_n_s_o_n_f_r_e_e_(b_f_) [mm]')
ylabel('ΔF applicata')
figure (25)
plot(delta_a_bf,delta_K_bf)
xlabel('Δa di Johnson in free running bf')
ylabel('ΔK')
delta_a_soglia_bf=[0.00599313 0.0173034 0.0352889 2.08791 4.11159 7.13069];
delta_K_soglia_bf=[2.79281 3.35635 3.9221 5.36515 6.38315 7.86722];
figure(26)
plot(delta_a_soglia_bf,delta_K_soglia_bf,'*');
hold on
plot(delta_a_soglia_bf,delta_K_soglia_bf,'m');
hold off
xlabel('Δa soglia bf [mm]'),
ylabel('ΔK soglia bf [MPa(m^0^5)]')
title ('curva R SACMI 05 con bf')
figure (27)
plot(delta_a_soglia_bf,delta_K_soglia_bf,'*',delta_a_bf, delta_K_bf,'k')
hold on
plot(delta_a_soglia_bf,delta_K_soglia_bf,'m');
hold off
xlabel('Δa_b_f [mm]'),
ylabel('ΔK_t_h_(b_f_) [MPa(m^0^5)]')
legend('curva R con bf','ΔK applicato con bf')
figure (28)
plot(delta_a_soglia_bf,delta_K_soglia_bf,'m',delta_a_soglia,
delta_K_soglia,'r')
hold on
plot(delta_a_soglia_bf,delta_K_soglia_bf,'*',delta_a_soglia,delta_K_soglia,'*')
;
hold off

```

```

xlabel('Δa [mm]'),
ylabel('ΔKt_h [MPa(m0.5)]')
legend('curva R con best fit', 'curva R senza best fit')

%% velocità di propagazione per individuare il sotto soglia

da = zeros(size(a));
dN = zeros(size(a));
da(1) = 0;
dN(1) = 1;
a_ref = a0;
N_ref = 0;
for j=2:length(a_john_free)
    delta_k(j)=delta_K(j)-delta_K(j-1);
    if a_john_free(j)-a_ref>=0.01
        da(j) = a_john_free(j)-a_ref;
        dN(j) = N_free(j)-N_ref;
        a_ref = a_john_free(j);
        N_ref = N_free(j);
    else
        da(j) = da(j-1);
        dN(j) = dN(j-1);
    end
end
da_dN_c = da./dN;

%% immagine con andamento velocità propagazione cricca
figure (29)
plot(N_free,da_dN_c,'k')
hold on
plot([min(N_free) max(N_free)],[10-7 10-7],'r')
set(gca, 'YScale', 'log')
xlabel('N [cycle]')
ylabel('da/dN [mm/cycle]')
ylim([0 0.5*10-5])
legend('da/dN [mm/cycle]','soglia ASTM E647');
title('velocità di propagazione')

```

APPENDICE H

Schede provino

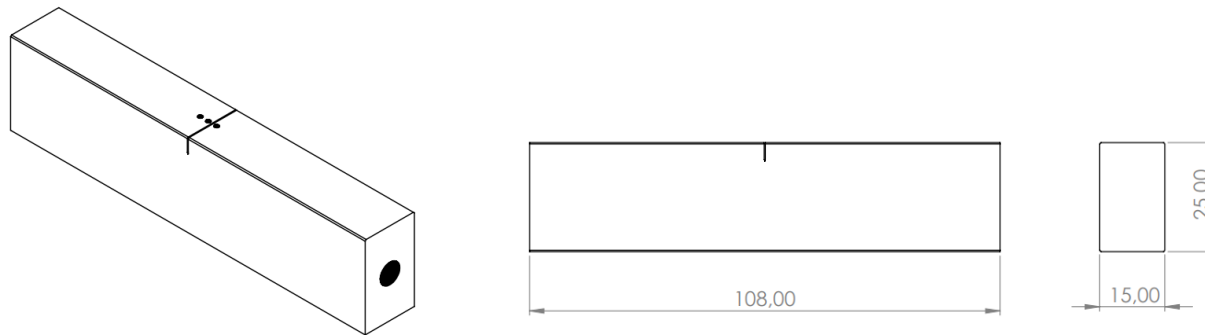
H.1 Provino SACMI 04

N.1

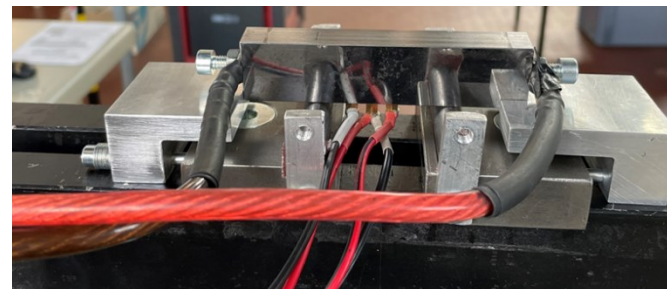
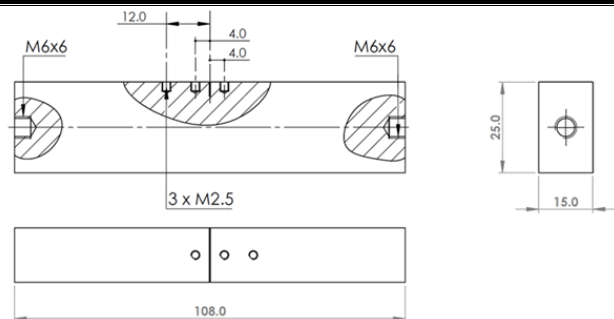
NOME PROVINO

SENB_SACMI_04

GEOMETRIA

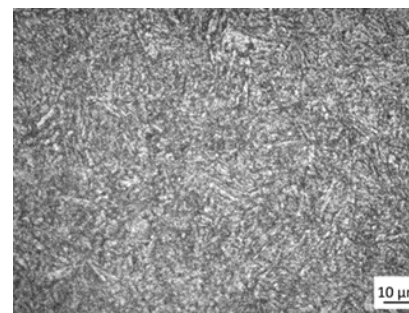
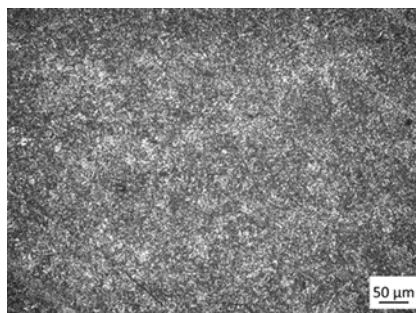


COLLEGAMENTI DCPD



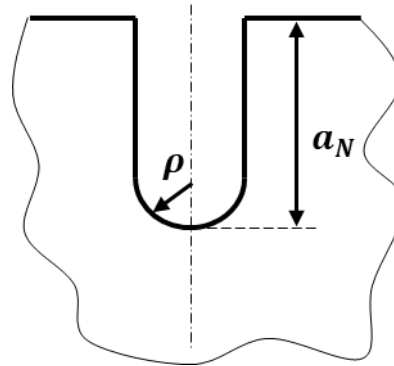
TIPO DI PROVA	Test Curva R	L	108	[mm]
DATA	lug-22	W	25	[mm]
OPERATORE DI LABORATORIO	Lucrezia Contiero	B	15	[mm]

GRANULOMETRIA



MATERIALE	40CrMnMo7-AISIP20	E	206000	[Mpa]
TIPOLOGIA	Acciaio da stampi per leghe leggere	v	0,3	
σ_y	1085 [Mpa]	Hv	318-330	[Kgf/mm ²]

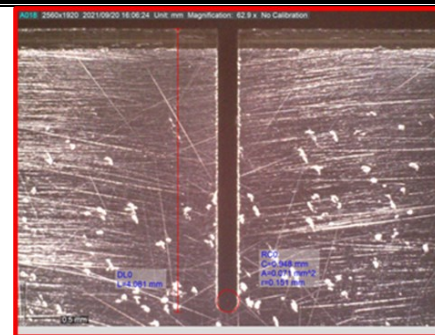
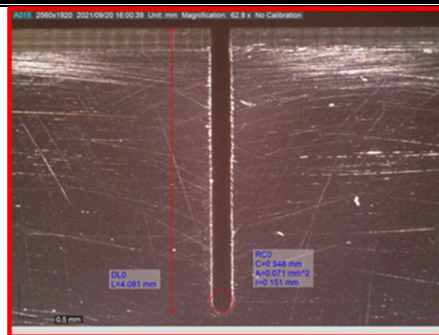
Rappresentazione schematica dell'intaglio e nomenclatura usata nel test



GEOMETRIA INTAGLIO INIZIALE

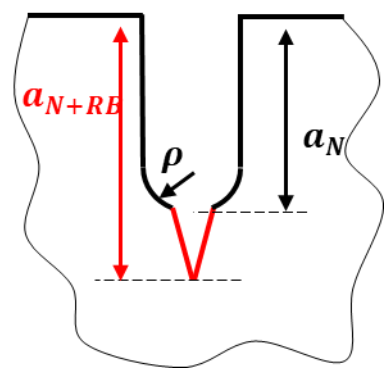
$a_{N,A}$ [mm]	h_A [mm]	ρ_A [mm]	$a_{N,B}$ [mm]	h_B [mm]	ρ_B [mm]	$a_{N,medi}$ [mm]	h_{medio} [mm]	ρ_{medio} [mm]
4.081	0.302	0.151	4.081	0.302	0.151	4.081	0.302	0.151

IMMAGINI INTAGLIO INIZIALE PRE RB



FASE	1	OPERAZIONE	Razor Blading
VARIABILI DI PROCESSO RB-PARTE 1			
Δz^*	Lf**	FN***	velocità [PWM]
8.1 mm	8 mm	9.801 N	100 %
Δz^* = compressione della molla			
Lf**=lunghezza molla compressa (diametro vite)			
FN***=forza esercitata dalle molle			
VARIABILI DI PROCESSO RB-PARTE 2			
Tempo di prova	Pasta diamantata	Stato della lama	
30 min	3 [μ m]	nuova	

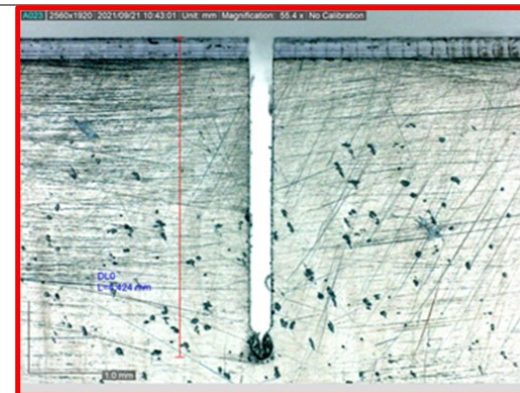
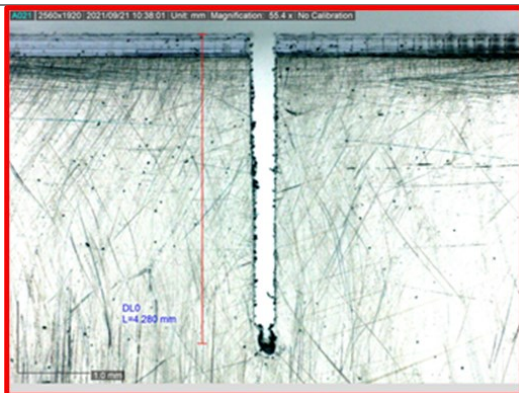
GEOMETRIA INTAGLIO POST RB



$a_{N+RB,A}$ [mm]	$\Delta a_{RB,A}$ [mm]	$\rho_{RB,A}$ [mm]	$a_{N+RB,B}$ [mm]	$\Delta a_{RB,B}$ [mm]	$\Delta a_{RB,B}$ [mm]	$a_{N+RB,\tau}$ [mm]	$\Delta a_{RB,mean}$ [mm]	$\rho_{RB,mean}$ [mm]
4.280	0.199	0.036	4.424	0.343	0.019	4.352	0.271	0.027 5

IMMAGINI INTAGLIO POST RB

LATO A	LATO B
--------	--------



FASE	2	OPERAZIONE	C-Pre Cracking
CARICHI CPC 1			
TIPO DI CARICO	Flessione		
FORMA D'ONDA	Sinusoidale		
R	20	Rapporto di ciclo	
F [Hz]	20	frequenza applicazione del carico	
Fmin [kN]	-23.138		
Fmax [kN]	-1.157		
Fm [kN]	-12.147		
Fa [kN]	10.991		
N [cicli]	4744900		

CARICHI CPC 2

TIPO DI CARICO	Flessione	
FORMA D'ONDA	Sinusoidale	
R	20	Rapporto di ciclo
F [Hz]	20	frequenza applicazione del carico
Fmin [kN]	-27.221	
Fmax [kN]	-1.361	
Fm [kN]	-14.291	
Fa [kN]	12.93	
N [cicli]	5150740	

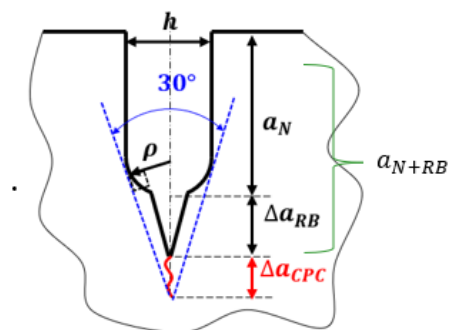
CARICHI CPC 3

TIPO DI CARICO	Flessione	
FORMA D'ONDA	Sinusoidale	
R	20	Rapporto di ciclo
F [Hz]	20	frequenza applicazione del carico
Fmin [kN]	-40.832	
Fmax [kN]	-2.042	
Fm [kN]	-21.437	
Fa [kN]	19.395	
N	-	

CARICHI CPC 4

DATA	15/07/2022		
TIPO DI CARICO	Flessione		
FORMA D'ONDA	Sinusoidale		
R	20	Rapporto di ciclo	
F [Hz]	20	frequenza applicazione del carico	
Fmin [kN]	-54.442		
Fmax [kN]	-2.722		
Fm [kN]	-28.582		
Fa [kN]	25.86		
N	5115520		

GEOMETRIA INTAGLIO POST CPC



RISULTATI CPC

$a_{CPC}[mm]$ 4.392	$\Delta a_{CPC}[mm]$ 0.040
------------------------	-------------------------------

IMMAGINI INTAGLIO POST CPC

Visivamente non si coglie alcuna avvenuta propagazione di cricca

FASE	3	OPERAZIONE	Test curva R
------	---	------------	--------------

PARAMETRI INIZIALI DEL TEST CURVA R

Tipo di carico	flessione	[-]	
R	0,05	[-]	rapporto di ciclo
i	50	A	
ΔK_I , iniziale	2.5	MPam ^{0.5}	

SUPERFICI DI FRATTURA

CONCIO 1

SX



DX



CONCIO 2

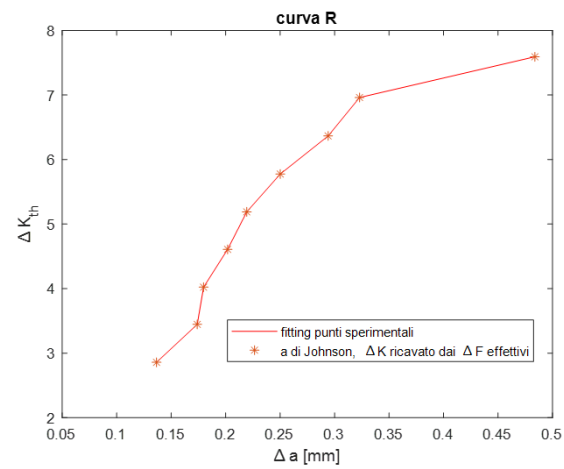
SX

DX

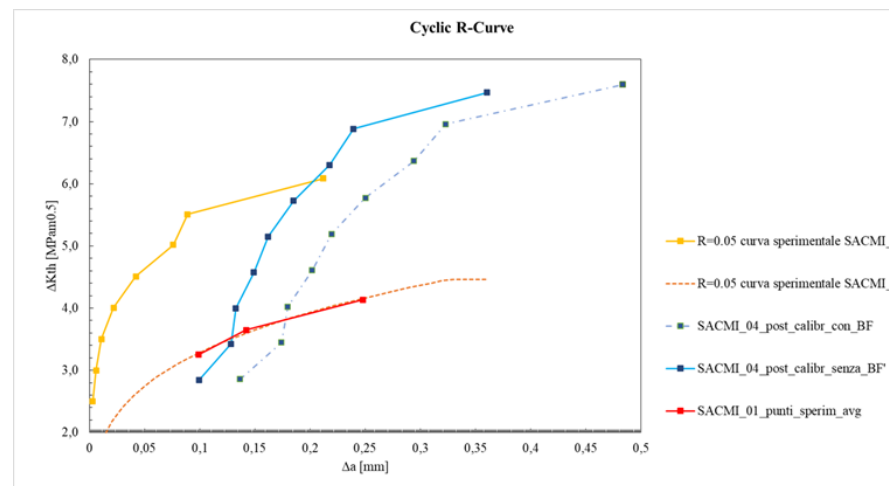


CONCLUSIONI

curva R ottenuta



confrontata con le curve ottenute dai precedenti provini



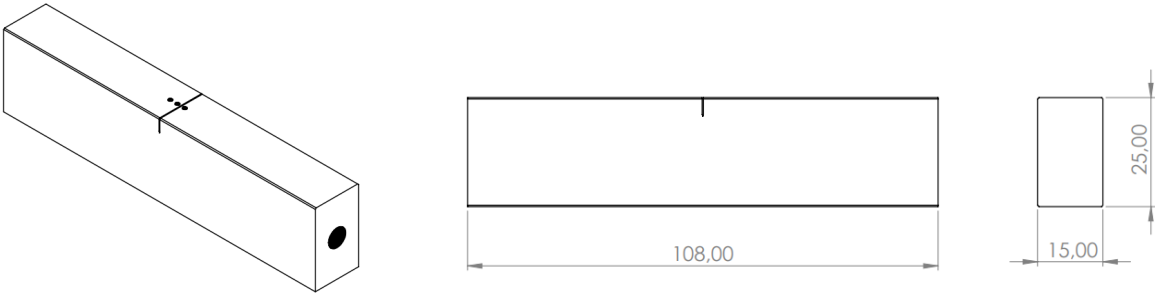
H.2 Provino SACMI 05

N.2

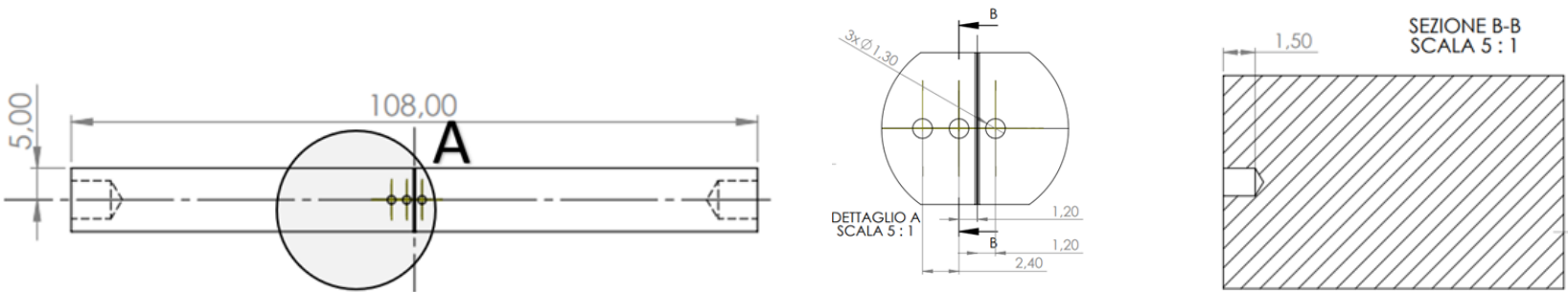
NOME PROVINO

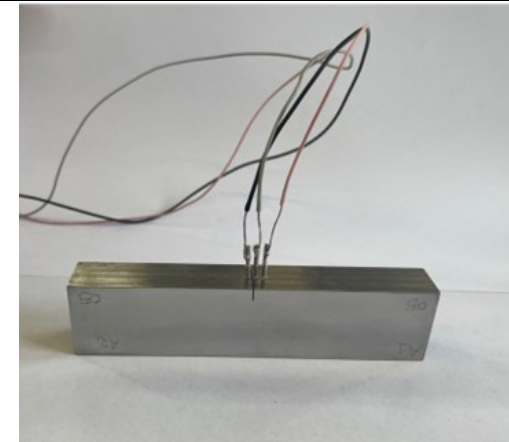
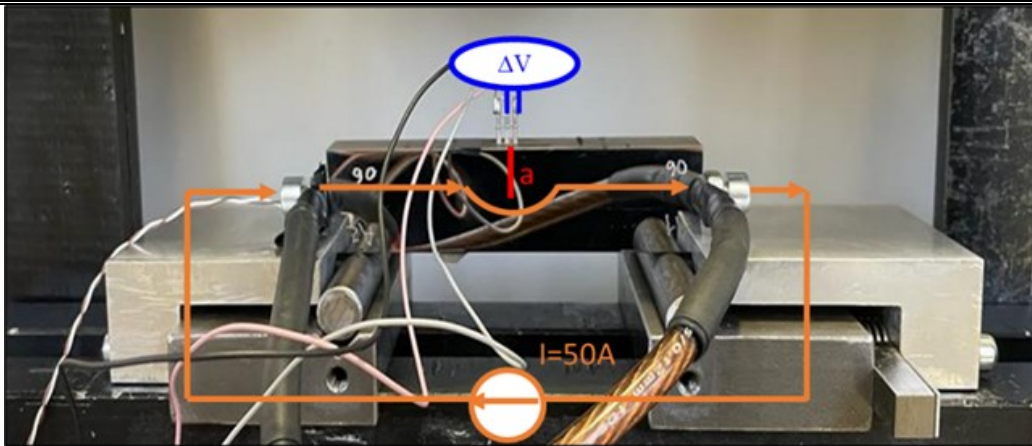
SENB_SACMI_05

GEOMETRIA



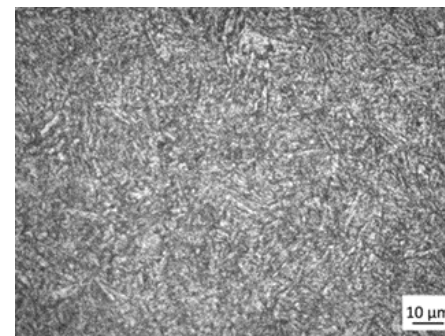
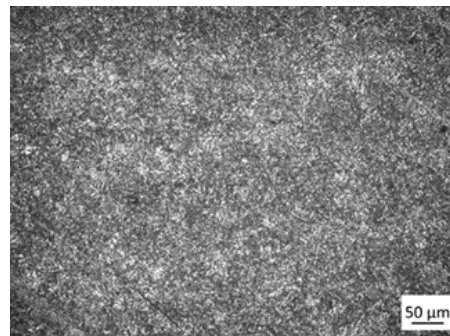
COLLEGAMENTI DCPD





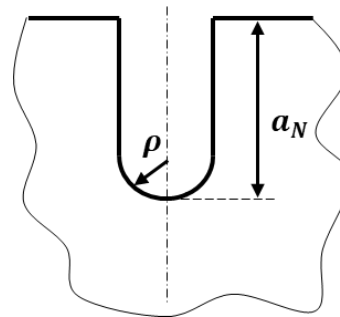
TIPO DI PROVA	Test Curva R	L	108	[mm]
DATA	lug-22	W	25	[mm]
OPERATORE DI LABORATORIO	Lucrezia Contiero	B	15	[mm]

GRANULOMETRIA



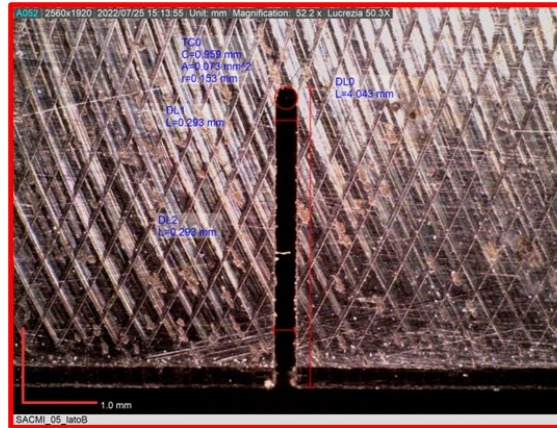
MATERIALE	40CrMnMo7-AISIP20	E	206000	[Mpa]
TIPOLOGIA	Acciaio da stampi per leghe leggere	ν	0,3	
σ_y	1085 [Mpa]	Hv	318-330	[Kgf/mm ²]

Rappresentazione schematica dell'intaglio e nomenclatura usata nel test



GEOMETRIA INTAGLIO INIZIALE								
$a_{N,A}$ [mm]	h_A [mm]	ρ_A [mm]	$a_{N,B}$ [mm]	h_B [mm]	ρ_B [mm]	$a_{N,medio}$ [mm]	h_{medio} [mm]	ρ_{medio} [mm]
4.017	0.291	0.162	4.011	0.291	0.15 1	4.014	0.291	0.1565

IMMAGINI INTAGLIO INIZIALE PRE RB



FASE

1

OPERAZIONE

Razor Blading

VARIABILI DI PROCESSO RB-PARTE 1

Δz^*

Lf^{**}

FN^{***}

velocità
[PWM]

8.1 mm

8 mm

9.801 N

100 %

Δz^* = compressione della molla

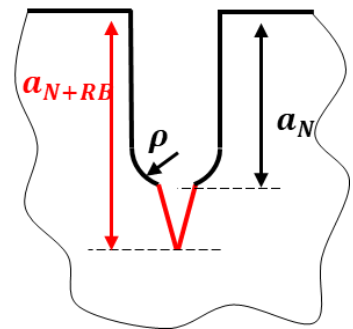
Lf^{**} =lunghezza molla compressa (diametro vite)

FN^{***} =forza esercitata dalle molle

VARIABILI DI PROCESSO RB-PARTE 2

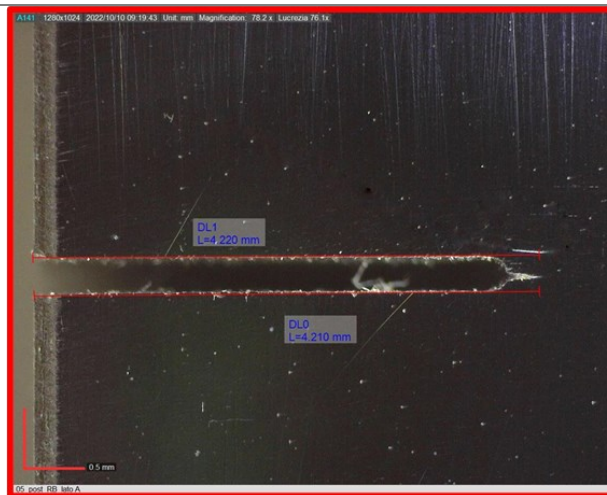
Tempo di prova	Pasta diamantata	Stato della lama
30 min	3 [μm]	nuova

GEOMETRIA INTAGLIO POST RB



$a_{N+RB,A}$ [mm]	$\Delta a_{RB,A}$ [mm]	$a_{N+RB,B}$ [mm]	$\Delta a_{RB,B}$ [mm]	$a_{N+RB,me}$ [mm]	$\Delta a_{RB,mean}$ [mm]
4.094	0.077	4.215	0.198	4.155	0.141

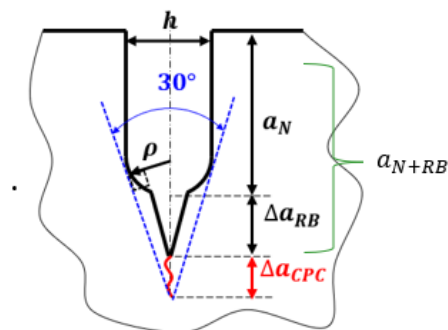
IMMAGINI INTAGLIO POST RB



FASE	2	OPERAZIONE	C-Pre Cracking
CARICHI CPC 1			
TIPO DI CARICO	Flessione		
FORMA D'ONDA	Sinusoidale		
R	20	Rapporto di ciclo	
F [Hz]	20	frequenza applicazione del carico	
Fmin [kN]	-32.169		
Fmax [kN]	-1.608		
Fm [kN]	-16.889		

Fa [kN]	15.28	
N [cicli]	1455886	

GEOMETRIA INTAGLIO POST CPC



RISULTATI CPC

a_{CPC} [mm]	$\Delta a_{RB,mean}$ [mm]
4.0414	0.0194

IMMAGINI INTAGLIO POST CPC

Visivamente non si coglie alcuna avvenuta propagazione di cricca

FASE	3	OPERAZIONE	Test curva R
------	---	------------	--------------

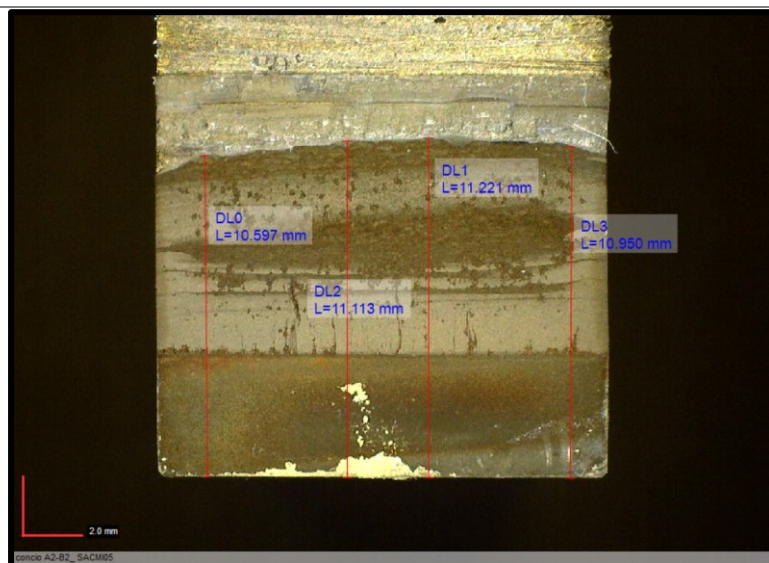
PARAMETRI INIZIALI DEL TEST CURVA R

Tipo di carico	flessione	[-]	
----------------	-----------	-----	--

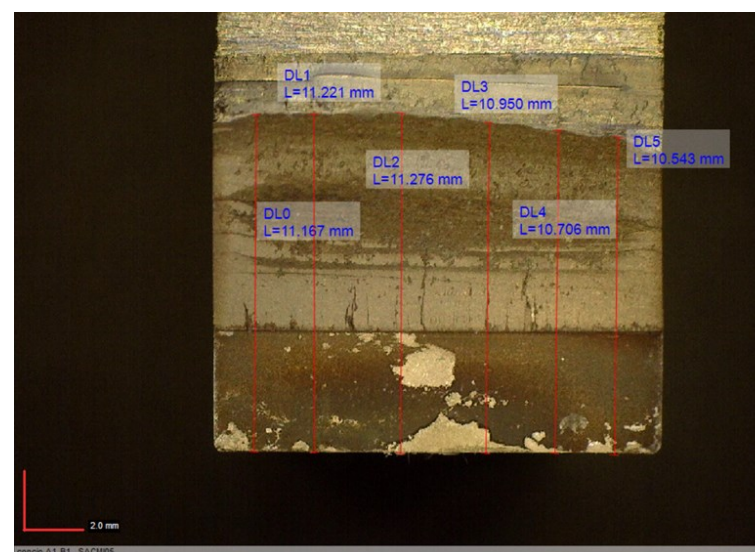
R	0,05	[-]	rapporto di ciclo
i	50	A	
ΔK_I , iniziale	2.5	MPam ^{0.5}	

SUPERFICI DI FRATTURA

CONCIO 1

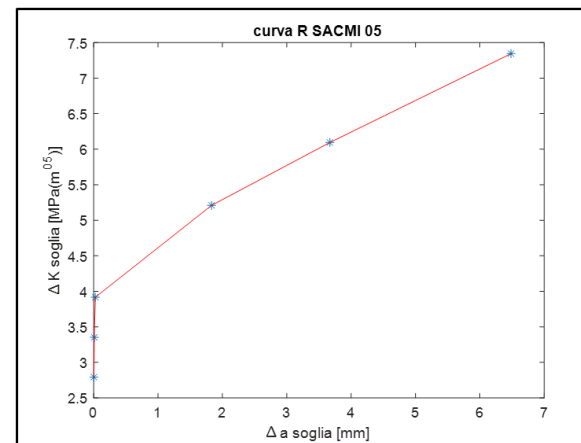
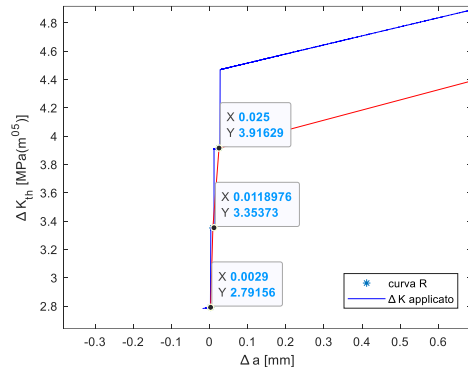
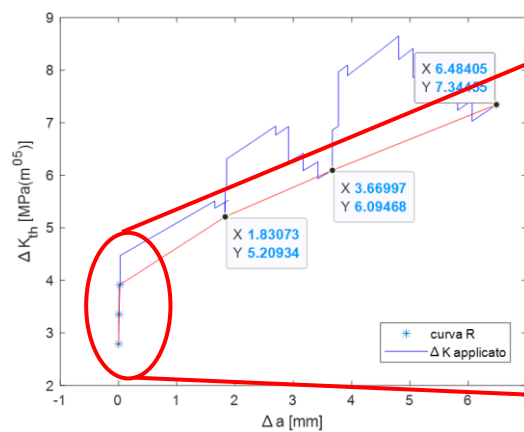


CONCIO 2

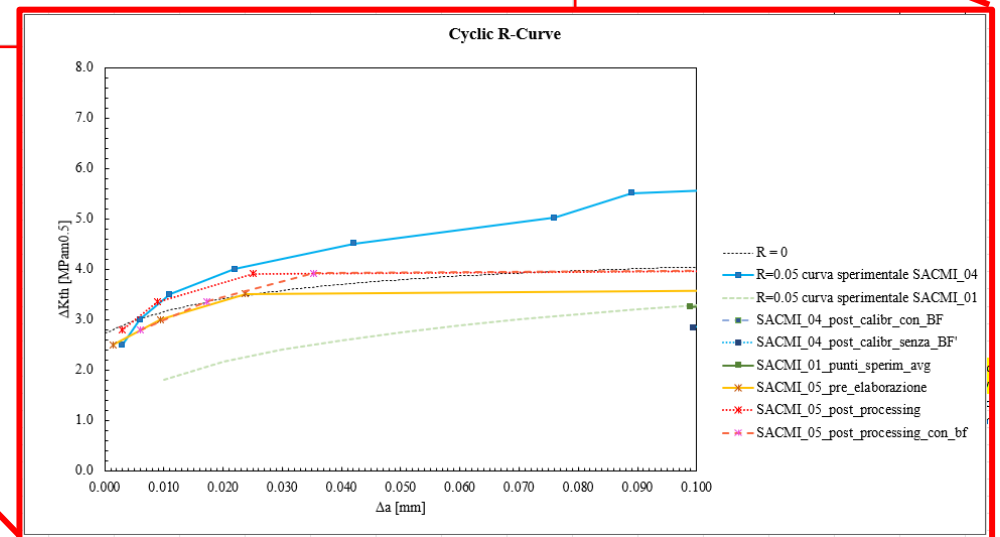
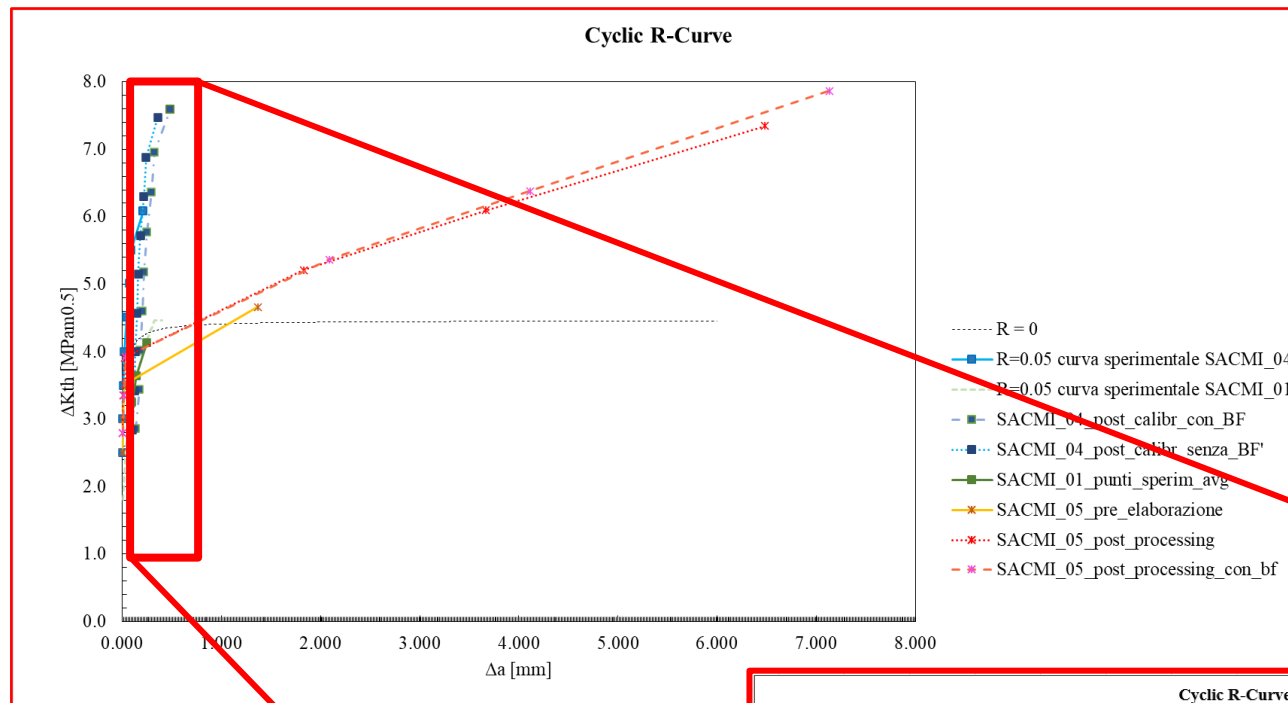


CONCLUSIONI

curva R ottenuta



confrontata con le curve ottenute dai precedenti provini



Bibliografia

- [1] Maierhofer J, Kolitsch S, Pippan R, Ganser HP, Madia M, Zerbst U. The cyclic R-curve – Determination, problems, limitations and application. Eng Fract Mech 2018;198. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2017.09.032>.
- [2] Atzori B. Appunti di costruzione di macchine. n.d.
- [3] Tanaka K, Akiniwa Y. Resistance-curve method for predicting propagation threshold of short fatigue cracks at notches. Eng Fract Mech 1988;30. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(88\)90146-4](https://doi.org/10.1016/0013-7944(88)90146-4).
- [4] Tada H., Paris P, Irwin G. The stress analysis of cracks. Paris Productions Incorporated, 1985 n.d.
- [5] Duarte L, Madia M, Zerbst U. The effect of the environmental conditions on the threshold against fatigue crack propagation. Procedia Structural Integrity, vol. 38, Elsevier B.V.; 2021, p. 292–9. <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2022.03.030>.
- [6] Pippan R. et al. The use of fatigue specimens pre-cracked in compression for measuring threshold values and crack growth. Journal of Testing and Evaluation; 1994 n.d.
- [7] Shamsaei N, Fatemi A. Small fatigue crack growth under multiaxial stresses. Int J Fatigue 2014;58. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2013.02.002>.
- [8] Pommier S, Lopez-Crespo P, Decreuse PY. A multi-scale approach to condense the cyclic elastic-plastic behaviour of the crack tip region into an extended constitutive model. Fatigue Fract Eng Mater Struct 2009;32. <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.2009.01392.x>.
- [9] Ren Z, Qin X, Zhang Q, Sun Y. Multiaxial fatigue life prediction model based on an improved strain energy density criterion. International Journal of Pressure Vessels and Piping 2022;199. <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2022.104724>.
- [10] Fatemi A, Shamsaei N. Multiaxial fatigue: An overview and some approximation models for life estimation. Int J Fatigue 2011;33:948–58. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2011.01.003>.
- [11] Torabi AR, Sadeghian H, Ayatollahi MR. Mixed mode I/II crack propagation in stainless steel 316L sheets by large plastic deformations: Prediction of critical load by combining LEFM with fictitious material concept. Eng Fract Mech 2021;247. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2021.107657>.
- [12] ISO. ISO 12108 (2018) n.d.
- [13] Prof. Giovanni Meneghetti, Ing. Davide Cortivo. Guida Centralina CS-7008-FD. n.d.
- [14] Ansys. Fracture Analysis Guide. n.d.

Ringraziamenti

Ecco ora la parte meno tecnica ma più impegnativa poiché, per quanto dettagliata possa essere la descrizione, non sarà mai sufficiente, per nessuno di coloro che citerò, a rendere appieno il contributo che mi ha dato.

Ringrazio i miei genitori che mi hanno sempre incoraggiata a dare il meglio di me, a raggiungere i miei obiettivi e ad investire nelle mie passioni. Ringrazio mia mamma per tutte le volte che mi ha detto che ce l'avrei potuta fare, mio papà per avermi accompagnata agli esami quando i treni non davano la giusta affidabilità e mio fratello per avermi sopportata per tutte le volte le volte in cui ho ripetuto le lezioni a voce alta oltre che per essere stato una base di confronto anche su questioni tecniche.

Ringrazio i miei amici di sempre Mery e Sof che non mi hanno mai fatto pesare tutte le volte che ho rinunciato ad uscire e che mi hanno sempre appoggiata e motivata e Riccardo che c'è sempre stato e non ha mai smesso di credere in me.

Un grazie speciale va a Bianca per mille motivi (troppi da elencare) e a Lorenzo che si è sorbito per le diverse sessioni le preoccupazioni per ogni esame e che ha sempre saputo sdrammatizzare e darmi la giusta carica.

Ringrazio poi Nicola, Enrico e Riccardo con i quali ho condiviso questi 5 anni; grazie perché mi avete sempre insegnato qualcosa e avete reso migliori le lezioni.

Arriviamo ora a coloro che hanno reso unica ogni mia giornata in laboratorio, grazie ai miei super compagni di tesi Mattia A., Mattia M, Mattia S., Teck e grazie ad Alberto per aver reso gli ultimi 6 mesi il miglior coronamento possibile di questi 5 anni.

Un grazie speciale va a Davide per avermi trasmesso innumerevoli conoscenze, per avermi insegnato trucchi con Matlab e Power Point (oltre che avermi fatto da revisore del ppt finale), per avermi ascoltata e incentivata in ogni nuova teoria e per avermi supportata e motivata anche nei momenti più difficili.

Ringrazio i miei correlatori: il Professor Alberto Campagnolo e il Dott. Luca Vecchiato che mi hanno insegnato pazientemente e sono stati sempre disponibili per qualunque necessità e per chiarire ogni mio dubbio.

Ringrazio infine il mio Relatore, il Professore Giovanni Meneghetti, per il bagaglio di conoscenze che mi ha trasmesso e per avermi guidata in questa attività di tesi.

Ad maiora semper