



UNIVERSITÀ
DEGLI STUDI
DI PADOVA

Università degli Studi di Padova
Dipartimento di Ingegneria Industriale
CORSO DI LAUREA MAGISTRALE IN INGEGNERIA MECCANICA

Analisi sperimentale della soglia di propagazione a fatica con provini SENB

Relatore:

Prof. Giovanni Meneghetti

Correlatore:

Prof. Alberto Campagnolo

Ing. Luca Vecchiato

Laureando:

Stefano Bianchin

Anno Accademico 2019/2020

SOMMARIO

Nel presente elaborato si analizza il concetto di curva R e gli step necessari alla sua determinazione. Per la valutazione della curva R sono stati valutati diversi metodi numerici per il calcolo dello SIF quali la definizione di KI, il PSM e il 'Fracture Tool' di Ansys Workbench. Si è poi passati alla preparazione dell'intaglio in un provino SENB, necessario per la nascita di una vera e propria cricca. La parte fondamentale della preparazione è la realizzazione dell'intaglio da Razor Blading, un intaglio molto acuto che agevola la nascita della cricca. Per creare l'intaglio da RB è stata progettata e realizzata una macchina apposita, molto rigida, che guidi una lama nel pre-intaglio. A questo punto si è passati alla valutazione delle lunghezze ottimali dell'intaglio da RB e della pre-cricca con un'analisi numerica. Realizzato l'intaglio si passa a valutare e realizzare il Compression Pre-Cracking. Successivamente, è stato messo a punto un sistema sperimentale per la determinazione della curva R in cui si impiega l'attrezzatura per la flessione a quattro punti e la tecnica del DCPD per la misurazione della propagazione della cricca.

INDICE

CAPITOLO 1	1
Introduzione	1
1.1 Meccanica della frattura lineare elastica MFLE	1
1.2 Comportamento a fatica	4
1.3 Curva R	6
1.4 Effetti di chiusura	7
1.4.1 Chiusura della cricca indotta dalla plasticizzazione	8
1.4.2 Chiusura della cricca indotta dalla rugosità	10
1.4.3 Chiusura della cricca indotta dall' ossidazione	10
1.5 Determinazione della curva R	11
1.5.1 Pre-cracking	12
1.5.2 Geometria dell'intaglio	14
1.5.3 Avvertenze per l'esecuzione della prova	14
1.5.4 Stima di d_1 e d_2	15
1.5.5 Influenza del rapporto di ciclo e della dimensione del grano cristallino	16
BIBLIOGRAFIA	18
CAPITOLO 2	19
Analisi numerica del SIF	19
2.1 Introduzione dei metodi FEM	19
2.2 Definizione del K_I	19
2.3 Peak stress method - PSM	26
2.4 Fracture Tool - Ansys Workbench	31
2.5 Confronto dei risultati	35
BIBLIOGRAFIA	37
CAPITOLO 3	39
Macchina per il Razor Blading	39
3.1 Introduzione	39
3.2 Principio di funzionamento	40
3.3 Scelta del motoriduttore	44
3.3.1 Cenni su motori in corrente continua	44
3.3.2 Scelta del motoriduttore	46
3.3.3 Alimentazione e regolazione della velocità	56
3.3.4 Schema elettrico	58
3.4 Verifiche camma	59
3.4.1 Verifica statica	60
3.4.2 Verifica a fatica	61
3.5 Scelta dei cuscinetti	64
3.6 Conclusioni	65
BIBLIOGRAFIA	68

CAPITOLO 4	69
Geometria del provino	69
4.1 Introduzione.....	69
4.2 Geometria del provino SENB utilizzato	70
4.3 Valutazione del materiale dei SENB per il DCPD	73
4.4 Valutazione della posizione dei pin per il DCPD	74
BIBLIOGRAFIA.....	80
CAPITOLO 5	81
Valutazione dell'effetto di intaglio	81
5.1 Introduzione.....	81
5.1.1 Introduzione al problema.....	81
5.1.2 Valutazione dei carichi di compressione	85
5.1.3 Scopo dell'analisi numerica	86
5.1.4 Metodo numerico per il calcolo di K_I	88
5.1.5 Modello FEM	91
5.2 Analisi del componente caricato a flessione	94
5.2.1 Carichi applicati	94
5.2.2 Formula analitica	95
5.2.3 K_I numerico del provino SENB criccato.....	96
5.2.4 Valutazione dell'influenza dell'intaglio a flessione.....	96
5.2.5 Valutazione dei carichi	104
5.3 Analisi del componente caricato a puro carico assiale	109
5.3.1 Carichi applicati	109
5.3.2 Formula analitica	109
5.3.3 K_I numerico del SENB criccato	110
5.3.4 Valutazione dell'influenza dell'intaglio a puro carico assiale.....	111
5.3.5 Valutazione dei carichi	112
5.4 Analisi del componente caricato a trazione considerando il serraggio delle ganasce.....	116
5.4.1 Carichi applicati	116
5.4.2 Formula analitica	118
5.4.3 K_I numerico del SENB criccato	118
5.4.4 Valutazione dell'influenza dell'intaglio a trazione	118
5.4.5 Valutazione dei carichi	120
5.5 Conclusioni.....	123
BIBLIOGRAFIA.....	125
CAPITOLO 6	127
Intagli da Razor Blading	127
6.1 Valutazione delle velocità di rotazione della macchina	128
6.2 Valutazione della rigidezza delle molle	130
6.3 Intagli da Razor Blading	131

6.3.1 Intaglio da RB P4	133
6.3.2 Intaglio da RB P8	135
6.3.3 Intaglio da RB P9	136
6.3.4 Intaglio da RB P10	139
6.4 Conclusioni	141
CAPITOLO 7	145
Prove sperimentali	145
7.1 Introduzione-procedura della prova	145
7.2 Realizzazione del pre-intaglio	146
7.2.1 Pre-intaglio SENB1	147
7.2.2 Pre-intaglio SENB2	147
7.2.3 Pre-intaglio SENB3	148
7.3 Intaglio da Razor Blading	149
7.3.1 Intaglio da RB SENB1	151
7.3.2 Intaglio da RB SENB2	152
7.3.3 Intaglio da RB SENB3	153
7.4 Compression Pre-Cracking	158
7.4.1 Stima dei carichi per CPC in flessione a quattro punti	158
7.4.2 CPC a flessione a quattro punti per SENB1	161
7.4.3 Stima dei carichi per CPC con carico assiale	163
7.4.4 CPC con carico assiale su provino SENB1	165
7.4.5 CPC con carico assiale su provino SENB2	166
7.4.6 CPC con carico assiale su provino SENB3	167
7.4.7 Conclusioni per il CPC	168
7.5 Determinazione della curva R	170
7.5.1 Apparato sperimentale	170
7.5.2 Determinazione della curva R per SENB2	173
7.6 Conclusioni	179
BIBLIOGRAFIA	180
CAPITOLO 8	181
Conclusioni	181
APPENDICE A	183
A1 Codice APDL 'Mesh Fitta'	183
A2 Codice MatLab 'Calcolo KI_1_20'	189
A3 Codice APDL 'PSM'	192
A4 Fracture Tool-Ansys Workbench	194
APPENDICE B	201
B1 Datasheet alimentatore	201
B2 Messe in tavola dei pezzi per la realizzazione della macchina per il Razor Blading	203
APPENDICE C	221

C1 Fracture Tool: 'Arbitrary Crack'-Ansys Workbench	221
APPENDICE D	229
D1 Codice APDL per la valutazione dell'influenza dell'intaglio	229
D2 Codice MatLab per l'analisi dei dati ottenuti dall'analisi FEM.....	233
D3 andamento dei K_I al variare della dimensione dell'intaglio da RB con SENB sollecitato a pura trazione.....	235
D4 andamento dei K_I al variare della dimensione dell'intaglio da RB con SENB sollecitato a pura trazione con coupling	240
APPENDICE E	245
E1 Caratteristiche della Schenck	245
E2 Procedura utilizzata per avviare prove con carichi ciclici	246

CAPITOLO 1

Introduzione

1.1 Meccanica della frattura lineare elastica MFLE

La meccanica della frattura lineare elastica nasce per valutare l'effetto di una cricca o di un difetto presente su un componente. Se si prende in considerazione un materiale con comportamento completamente lineare elastico e si considera il sistema di riferimento di figura 1.1

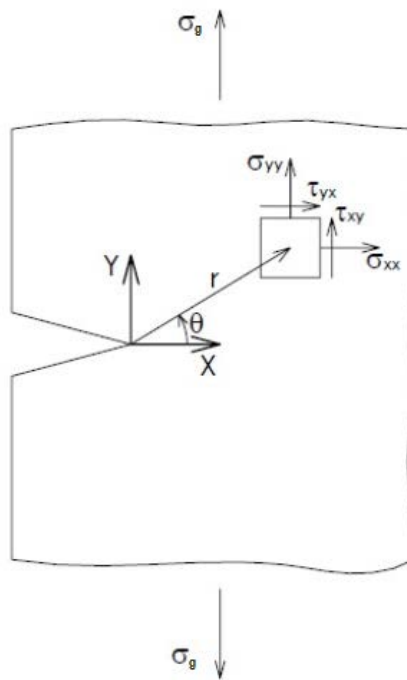


Fig. 1.1: Sistema di riferimento in corrispondenza dell'apice cricca

il campo tensionale nelle vicinanze della cricca può essere valutato utilizzando le equazioni di Irwin riportate in [1]:

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_x(\theta) \quad (1.1a)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_y(\theta) \quad (1.1b)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left(\cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{xy}(\theta) \quad (1.1c)$$

da queste equazioni è evidente che esiste una singolarità che dipende da $1/r^{0.5}$. I simboli dell'espressione 1.1 fanno riferimento alla figura 1.1, mentre K_I è il fattore di intensificazione delle tensioni o SIF (stress intensity factor) ed è così definito:

$$K_I = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0} [\sigma_{yy}(r; \theta = 0) * \sqrt{r}] \quad [MPa m^{0.5}] \quad (1.2)$$

il limite ha una forma indeterminata del tipo $0 \cdot \infty$, ma esiste ed è finito. K_I definisce quanto sia gravoso il campo di tensione. Esiste un'altra espressione per valutare lo SIF ed è largamente impiegata in campo ingegneristico:

$$K_I = \alpha \sigma_g \sqrt{\pi a} \quad [MPa \cdot m^{0.5}] \quad (1.3)$$

dove a è la dimensione della cricca, mentre α il fattore di forma che dipende dalla geometria.

Se si considera il campo tensionale nella direzione $\theta=0$ allora le equazioni 1.1 possono essere così riscritte:

$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi x}} \quad [MPa] \quad (1.4a)$$

$$\tau_{xy} = 0 \quad [MPa] \quad (1.4b)$$

analizzando la 1.4a per definire l'andamento delle tensioni σ_{yy} si osserva che per $x \rightarrow 0$ $\sigma_{yy} \rightarrow \infty$, mentre per $x \rightarrow \infty$ $\sigma_{yy} \rightarrow 0$, l'ultima affermazione non può essere vera, poiché se sul componente agisce una tensione σ_g allora anche ad una grande distanza dall'apice cricca la tensione misurata non potrà essere inferiore alla tensione applicata. Questo apparente errore è legato al fatto che la MFLE è utilizzabile solo in vicinanza della cricca. L'andamento di σ_{yy} per un materiale completamente lineare elastico è quello riportato in nero in figura 1.2:

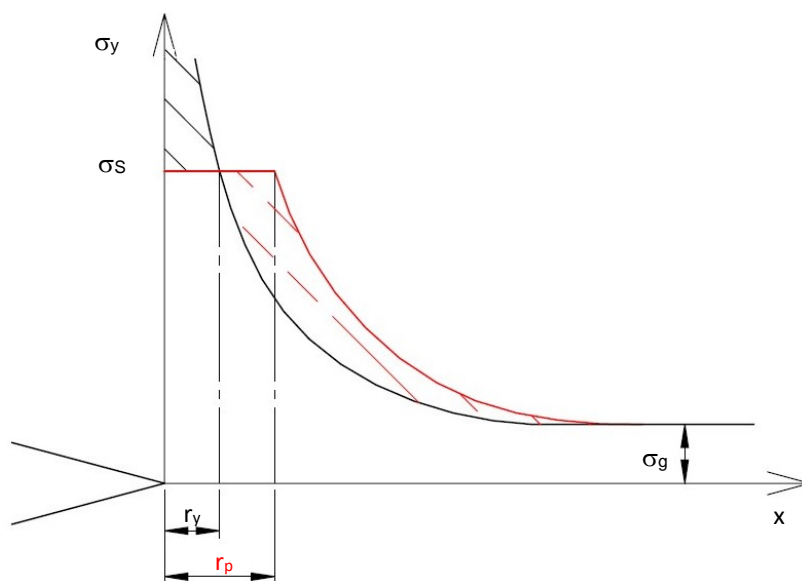


Fig.1.2: andamento delle tensioni in corrispondenza dell'apice cricca. La linea nera definisce lo stato tensionale nel caso di un materiale con comportamento elastico lineare, mentre la linea rossa è lo stato tensionale di un materiale elastico-perfettamente plastico. La parte d'area tratteggiata in nero è pari all'area che deve essere compensata dal campo tensionale rosso affinché sia mantenuto l'equilibrio

I materiali, come l'acciaio, con comportamento elasto-plastico non riescono a sostenere tensioni infinite, per questo parte del materiale in prossimità dell'apice cricca plasticizza. Se si considera un materiale con comportamento elastico-perfettamente plastico, allora l'andamento delle tensioni è quello rosso di figura 1.2 (le aree sottese alle due curve sono uguali. L'area nera tratteggiata è compensata dall'area tratteggiata rossa). Per valutare l'effetto delle cricche nei materiali reali è possibile utilizzare la MFLE solo nel caso in cui il raggio plastico r_p è piccolo in modo da poter confondere il campo tensionale del materiale con quello di un materiale lineare elastico. Continuando a considerare il grafico di figura 1.2, la proiezione lungo l'ascissa dell'intersezione tra il campo tensionale nero

e quello rosso è definita come raggio plastico della monotona senza redistribuzione delle tensioni r_y . Nel caso in cui si abbia uno stato di sollecitazione in plane stress (PL σ) r_y è pari a:

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \quad (1.5)$$

se invece il componente è sottoposto a plane strain (PL ϵ) allora si ha:

$$r_y = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \quad (1.6)$$

invece r_p è definito come il raggio plastico della monotona con redistribuzione delle tensione e per il PL σ è pari a:

$$r_p = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 = 2r_y \quad (1.7)$$

mentre per il PL ϵ :

$$r_p = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 = 2r_y \quad (1.8)$$

Le ipotesi riportate in [1] che devono essere verificate per poter utilizzare la teoria della MFLE sono:

- modo I di apertura della cricca;
- caso piano di sollecitazione
- la distanza del punto analizzato non deve essere eccessiva dall'apice cricca ($r < 1/10$), questo perché lontano dalla cricca il campo reale tende al valore costante pari a σ_g ;
- la tensione $\sigma_g \leq 0.5\sigma_s$ in modo da assicurare che la zona di plasticizzazione in prossimità della cricca sia piccola.

L'andamento del campo tensionale singolare in un diagramma doppio logaritmico è descritto da una retta con pendenza pari a -0.5 (vedi fig.1.3). All'aumentare della tensione lorda σ_g o della dimensione della cricca a , la forma del campo tensionale non cambia, ma aumenta solo la sua intensità che è descritta da un aumento del K_I (vedi fig. 1.3):

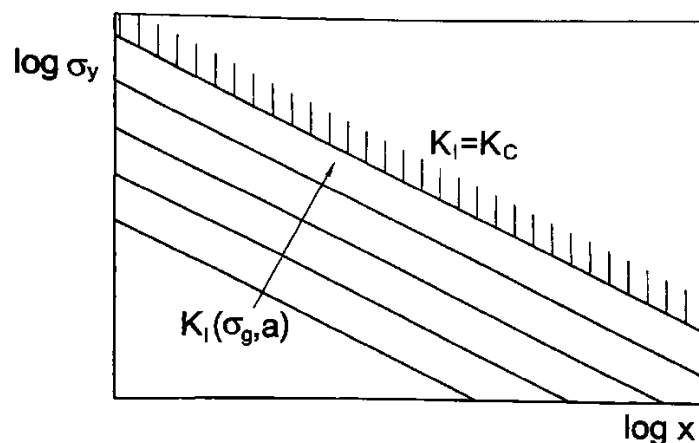


Fig. 1.3: campo tensionale in scala logaritmica. K_C definisce il campo limite, ovvero quel campo che se è superato definisce la propagazione incontrollata della cricca [1].

La tensione lorda σ_g applicabile al componente può aumentare fin tanto che il campo tensionale in corrispondenza della cricca raggiunge il campo limite che è descritto da K_C (tenacità a frattura) ed è una proprietà del materiale.

La teoria della MFLE si basa su un concetto di campo, poiché per verificare che il componente criccato non raggiunga la rottura si deve verificare l'intero campo tensionale in prossimità del difetto:

$$\sigma_{id}(r) \leq \sigma_L(r) \quad (1.9)$$

Questa relazione può essere riscritta per la 1.4a come:

$$K_I \leq K_C \quad (1.10)$$

1.2 Comportamento a fatica

I componenti criccati sono sensibili a carichi ciclici, poiché agevolano la propagazione della cricca. In questo caso la relazione 1.3 può essere così riscritta:

$$\Delta K_I = \alpha \Delta \sigma_g \sqrt{\pi a} \text{ [MPa m}^{0.5}\text{]} \quad (1.11)$$

Il carico ciclico con range $\Delta \sigma_g$ definisce una fluttuazione dello SIF e quest'ultimo è destinato a crescere per la propagazione della cricca anche se $\Delta \sigma_g$ è costante. Il comportamento a fatica dei componenti con cricche di una certa dimensione è descritto dal diagramma di figura 1.4. Il diagramma riporta la velocità di propagazione della cricca in funzione di ΔK_I per un rapporto di ciclo $R=0$. 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:

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \left[\frac{mm}{ciclo} \right] \quad (1.12)$$

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

- ZONA C ($\Delta K_I \geq K_C$) rottura immediata del componente. Nel caso in cui il rapporto di ciclo sia generico, allora in questo caso la rottura statica del componente avviene se $K_{I,max}$ dell'andamento di $K_I(t)$ è maggiore di K_C .

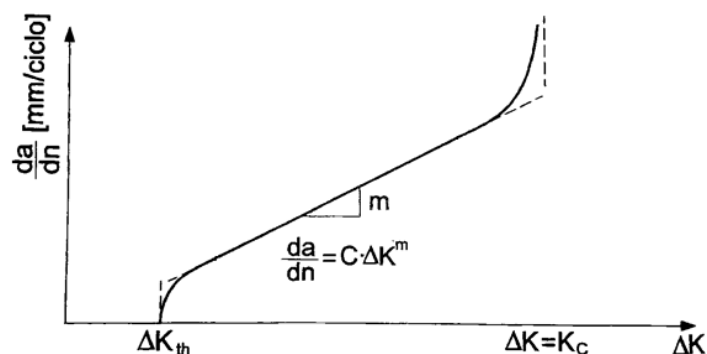


Fig. 1.4: rappresentazione schematica delle diverse modalità di propagazione della cricca per rapporto di ciclo $R=0$. La curva definita dalla linea continua è il fit reale dei dati sperimentali, mentre quella tratteggiata è l'andamento ideale [1].

Inserendo il ΔK_{th} nell'espressione 1.11 e riscrivendola in funzione del range di tensione è possibile ricavare il limite a fatica:

$$\Delta\sigma_{th} = \frac{\Delta K_{th}}{\alpha\sqrt{\pi a}} [MPa] \quad (1.13)$$

Questa relazione è valida per le sole cricche lunghe, ovvero per le cricche che hanno una certa dimensione. Il diagramma di Kitagawa-Takahashi [2] (fig.1.5) descrive l'evolversi del limite a fatica a seconda della dimensione della cricca a . questo diagramma permette di inserire in un unico diagramma il comportamento di componenti lisci e quello di componenti criccati.

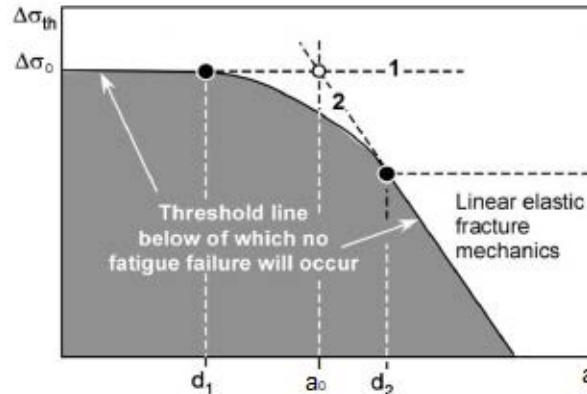


Fig.1.5: Diagramma di Kitagawa-Takahashi [2] in scala doppio logaritmica con in ascissa la dimensione della cricca a e in ordinata il range del limite di fatica $\Delta\sigma_{th}$

L'andamento del diagramma può essere descritto dall'espressione analitica introdotta da El Haddad et al.[3]:

$$\Delta K_{th} = \Delta\sigma_{th}\sqrt{\pi(a + a_0)} [MPa m^{0.5}] \quad (1.14)$$

Questa equazione è valida nel caso in cui si trascurino effetti geometrici del componente (fattore di forma $\alpha(a/W) = 1$). $a+a_0$ è una lunghezza fittizia della cricca, dove a_0 è un parametro che dipende dal materiale e dal rapporto di ciclo R :

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta\sigma_0} \right)^2 [m] \quad (1.15)$$

$\Delta\sigma_0$ 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 $a \ll a_0$ si ha una cricca corta e l'eq. 1.14 può essere riscritta come:

$$\Delta K_{th} = \Delta\sigma_{th}\sqrt{\pi(a_0)} [MPa m^{0.5}] \quad (1.16)$$

combinando la 1.15 con la 1.16 si ottiene:

$$\Delta\sigma_{th} = \Delta\sigma_0 \quad (1.17)$$

che definisce la retta orizzontale 1 in figura 1.5. In accordo con il diagramma di Kitagawa e con Miller [4], il limite a fatica $\Delta\sigma_0$ acquista un significato più ampio. $\Delta\sigma_0$ non è quel valore che, a vita infinita definisce un componente sano, ma bensì, garantisce che eventuali cricche che si innescano durante i carichi ciclici, si arrestino.

- se $a \gg a_0$ (cricca lunga) allora l'eq.1.14 diventa:

$$\Delta K_{th} = \Delta\sigma_{th}\sqrt{\pi(a)} [MPa m^{0.5}] \quad (1.18)$$

Invertendo i termini della 1.18 si ottiene la 1.13 che è l'equazione della retta 2 del diagramma in figura 1.15:

Tuttavia, le equazioni delle rette esprimono solo due delle tre parti del diagramma. Come viene riportato da Zerbst et.al. [5] 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. Infatti, i bordi grano fanno rallentare o addirittura arrestare la cricca stessa.
- la zona $d_1 < a < d_2$ che raccorda la retta 1 alla retta 2 individua le cricche meccanicamente/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.

1.3 Curva R

Il diagramma di Kitagawa-Takahashi mette in evidenza che il valore di soglia ΔK_{th} dipende dalla dimensione della cricca quando quest'ultima appartiene all'intervallo $a < d_2$. Un altro diagramma che è utilizzato per studiare il comportamento delle cricche corte è la curva R (fig. 1.6). Questa curva è apprezzata per la sua semplicità e per i tempi contenuti per la determinazione, rispetto al diagramma di Kitagawa-Takahashi.

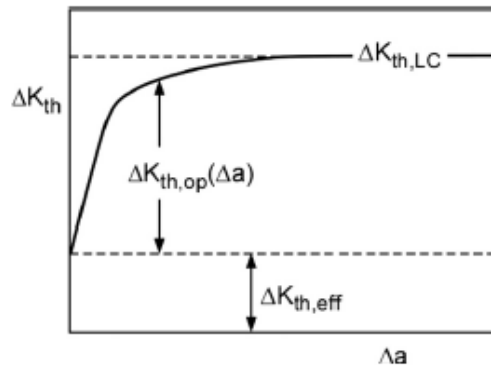


Fig.1.6: Curva R schematica impiegata per descrivere il comportamento delle cricche corte. Sono riportate le componenti $\Delta K_{th,eff}$ e $\Delta K_{th,op}$ del valore di soglia ΔK_{th} [5]

Questa curva 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 del range del SIF che non determinano una propagazione. Riferendosi sempre al diagramma, il ΔK_{th} non inizia da un valore nullo di cricca, ma bensì da una cricca di dimensione pari a d_1 .

Come viene suggerito dalla curva R in figura, il valore di soglia ΔK_{th} può essere espresso dalla somma di due componenti:

$$\Delta K_{th} = \Delta K_{th,eff} + \Delta K_{th,op} \quad [MPa \cdot m^{0.5}] \quad (1.19)$$

$\Delta K_{th,eff}$ è la componente intrinseca, proprietà del materiale ed indipendente dagli effetti di chiusura della cricca (descritti in 1.3). Mentre $\Delta K_{th,op}$ è la componente estrinseca che dipende: dalla lunghezza della cricca, dalla microstruttura del materiale, dal rapporto di ciclo R, dalla sequenza di carico e dall'ambiente.

Le cricche lunghe hanno un valore di soglia $\Delta K_{th,LC}$ (LC=long cracks) costante, poiché è costante $\Delta K_{th,op}$.

Dato che il $\Delta K_{th,eff}$ dipende dalle caratteristiche elastiche del materiale, si può definire una relazione tra questo parametro locale, con un parametro che descrive le caratteristiche elastiche macroscopiche come il modulo elastico E. Alcuni autori [6] e [7], sostengono che il legame è così definibile:

$$\Delta K_{th,eff} \approx 1.6 * 10^{-5} E [MPa m^{0.5}] \quad (1.20)$$

mentre altri tri autori [7], secondo l'esperienza preferiscono:

$$\Delta K_{th,eff} \approx 1.3 * 10^{-5} E [MPa m^{0.5}] \quad (1.21)$$

Se si va a confrontare il diagramma di Kitagawa-Takahashi con la curva R è possibile trovare le medesime informazioni (vedi fig. 1.7):

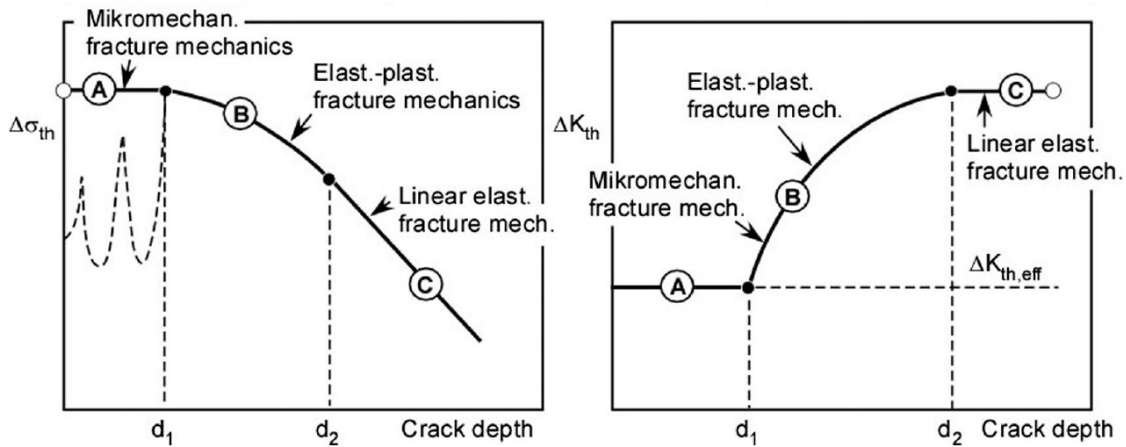


Fig.1.7: A sinistra il diagramma di Kitagawa-Takahashi, mentre a destra la curva R riportata in funzione della lunghezza effettiva di cricca [5]

In entrambi i casi si individuano le tre zone A, B e C separate dalle lunghezze di cricca d_1 e d_2 . La zona A indica le cricche microstrutturali, la B le cricche meccanicamente/fisicamente corte e infine la C le cricche lunghe. Dato lo stretto legame tra i due diagrammi è possibile, una volta noto il diagramma di KT, ricavare analiticamente la curva R utilizzando la seguente espressione:

$$\Delta \sigma_{th} = \frac{\Delta K_{th}(\Delta a)}{\alpha(a_i + \Delta a)\sqrt{\pi(a_i + \Delta a)}} [MPa] \quad (1.22)$$

Equazione che deriva dall'inversione della 1.9 a cui viene aggiunto il coefficiente di forma α per tenere conto degli effetti geometrici del componente. Inoltre, nella 1.22 a_i indica la lunghezza della cricca iniziale. La formula mette in evidenza che il limite a fatica è influenzato sia dalla lunghezza della cricca iniziale a_i che non è influenzata da effetti di chiusura che dalla sua propagazione Δa .

1.4 Effetti di chiusura

La propagazione della cricca avviene quando tende 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, ma bensì nella sua prossimità. Questo fenomeno è definito come effetto di chiusura della cricca. Prendendo in riferimento la figura 1.8 si classifica con:

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op} [MPa m^{0.5}] \quad (1.23)$$

il range che effettivamente contribuisce alla propagazione della cricca. 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} . In questo istante però non è possibile rilevare nessun SIF poiché la cricca è ancora chiusa.

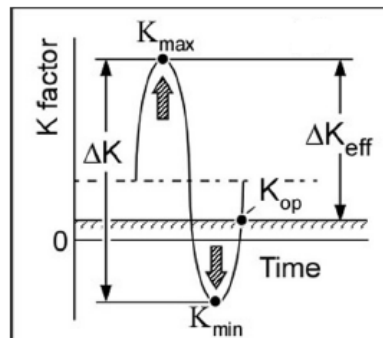


Fig.1.8: ciclo di carico e scarico in cui è possibile individuare gli effetti della chiusura della cricca [5]

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 and Knott [8].

1.4.1 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 1.9. 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.

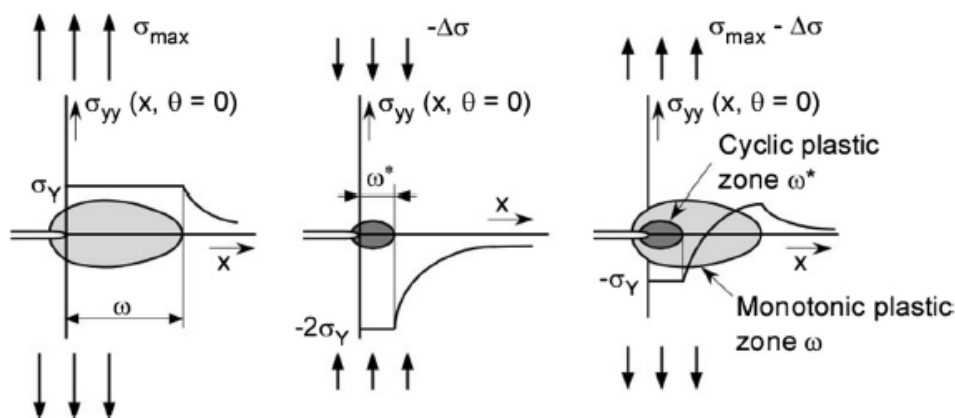


Fig.1.9: sviluppo della zona plastica durante il carico ciclico. Partendo da sinistra si ha la fase di trazione che determina la formazione della deformazione plastica monotona. Al centro si ha l'inversione del carico con la formazione della zona plastica ciclica. Nella figura a destra c'è la sovrapposizione dei due effetti [5].

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 [10], si deve distinguere se la plasticizzazione è dovuta da uno stato piano di tensione ($PL\sigma$) o da uno stato piano di deformazione ($PL\epsilon$):

- Il $PL\sigma$ crea un allungamento dei volumi elementari di materiale in corrispondenza della zona plastica ciclica. Per compensare questo fenomeno, nella direzione perpendicolare al piano di sollecitazione si ha una contrazione del materiale, come è schematicamente riportato nella figura 1.10. Nella propagazione della cricca, in prossimità della sua radice si ha un apporto di materiale stirato che crea una superficie irregolare (fig. 1.12b).

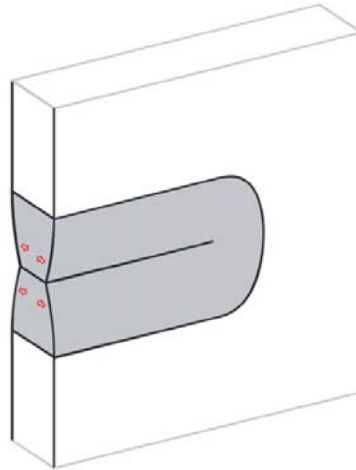


Fig.1.10: rappresentazione schematica della formazione del fenomeno di chiusura della cricca per plasticizzazione nel caso di PL_{σ} . A causa dello stato tensionale si ha una contrazione del materiale nella zona plastica [10].

- Per il PL_{ε} non esiste ancora una risposta univoca della comunità scientifica sulla nascita del fenomeno di chiusura per plasticizzazione, come riporta Pippan [10]. Tuttavia, la risposta più plausibile è che, anche in questo caso vi sia un apporto di materiale in prossimità della radice della cricca, ma che non è dovuto alla contrazione (si è in PL_{ε}). La figura 1.11 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 (fig.1.12a).

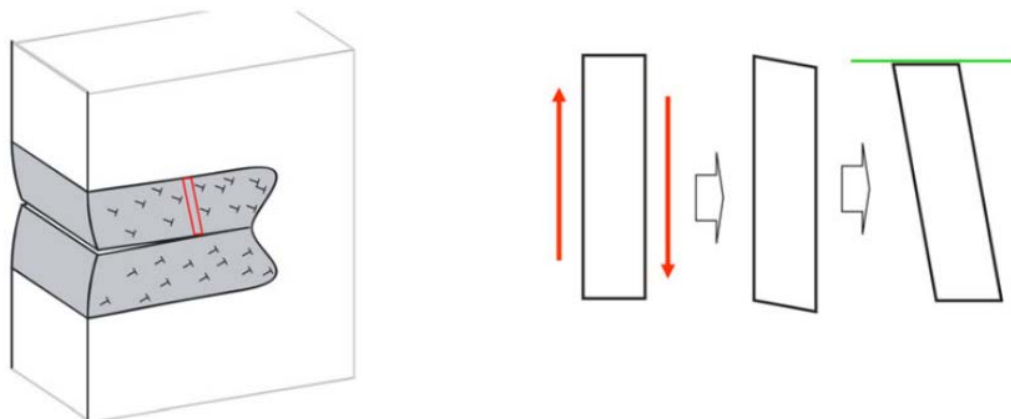


Fig. 1.11: a sinistra sono rappresentate le dislocazioni che sotto lo stato di PL_{ε} scorrono verso l'apice di cricca e di conseguenza determinano la rotazione dei volumetti elementari di materiale rappresentati a destra [10].

In figura 1.12 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 (fig.1.12b), mentre con il PL_{ε} si ha un modesto apporto di materiale in prossimità della radice di cricca (fig. 1.12a). Conseguo che l'effetto di chiusura per plasticizzazione è maggiore nel caso del PL_{σ} piuttosto del PL_{ε} [5]. Uno stato di PL_{σ} interessa maggiormente provini di piccolo spessore, mentre il PL_{ε} lo si individua nei provini con spessore elevato.

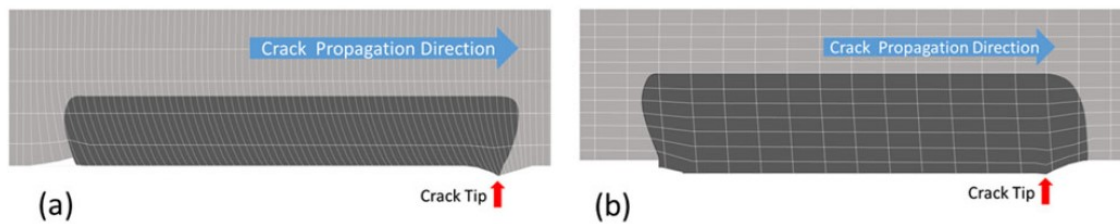


Fig.1.12: rappresentazione dell'effetto della parte plasticizzata nella superficie di cricca. a) il PL_{ϵ} produce la rotazione dei volumetti elementari e si crea in prossimità della radice di cricca una gobba; b) il PL_{σ} definisce un allungamento globale del materiale che interessa tutta la zona plasticizzata. In entrambi i casi si osserva un apporto di materiale più o meno accentuato rispetto al piano di propagazione della cricca [10]

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.

1.4.2 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 1.13. 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 modo III che portano a contatto le superfici causandone la chiusura.



Fig.1.13: rappresenta le asperità presenti sulla superficie della cricca. Lo spostamento Δu_1 è causato dall'effetto locale del modo II che porta a contatto le superfici. [10]

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

1.4.3 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 fig.1.14):

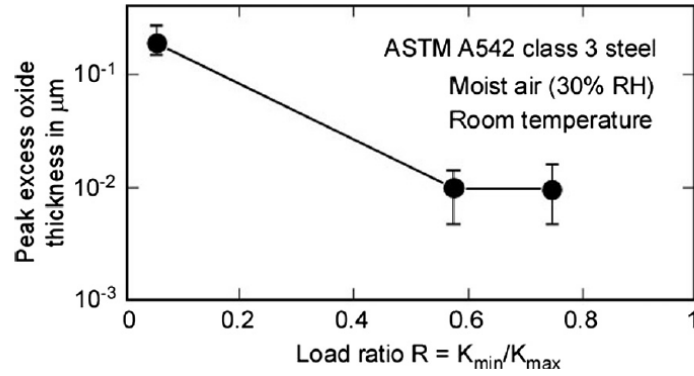


Fig.1.14: andamento dello strato di ossido al variare del rapporto di ciclo [11]

L'effetto della chiusura nella propagazione della cricca può essere descritto dal seguente parametro adimensionale:

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} \quad (1.24)$$

con ΔK_{eff} definito dall'eq.1.23. Riportando l'andamento di U al variare della dimensione della cricca Δa si ha che all'innescò 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 fig.1.15). U_{LC} denota che si ha il passaggio ad una cricca lunga.

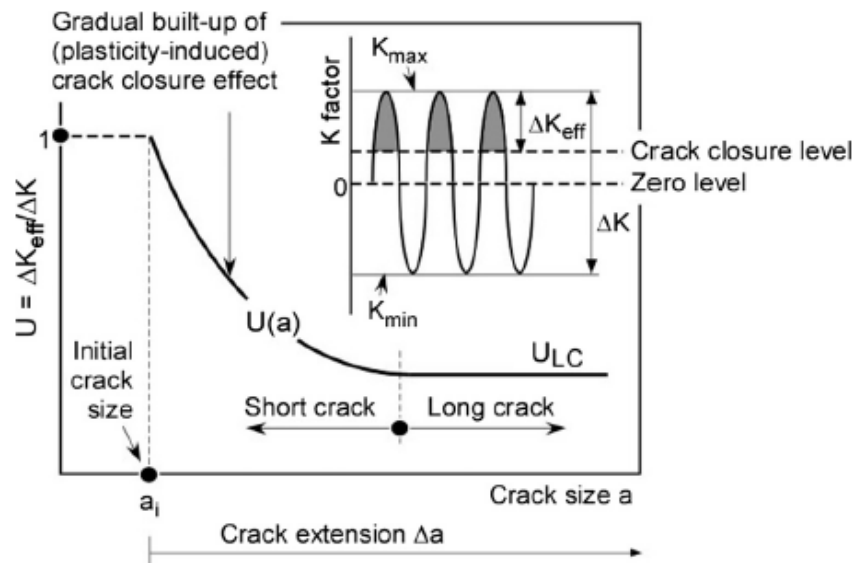


Fig.1.15: andamento di U al crescere della cricca Δa [5]

1.5 Determinazione della curva R

La curva R viene determinata andando a studiare la propagazione della cricca in un provino intagliato. Dopo aver creato una vera cricca nel provino con una serie di cicli in compressione (compression pre-cracking), si applica un carico crescente come riportato in figura 1.16:

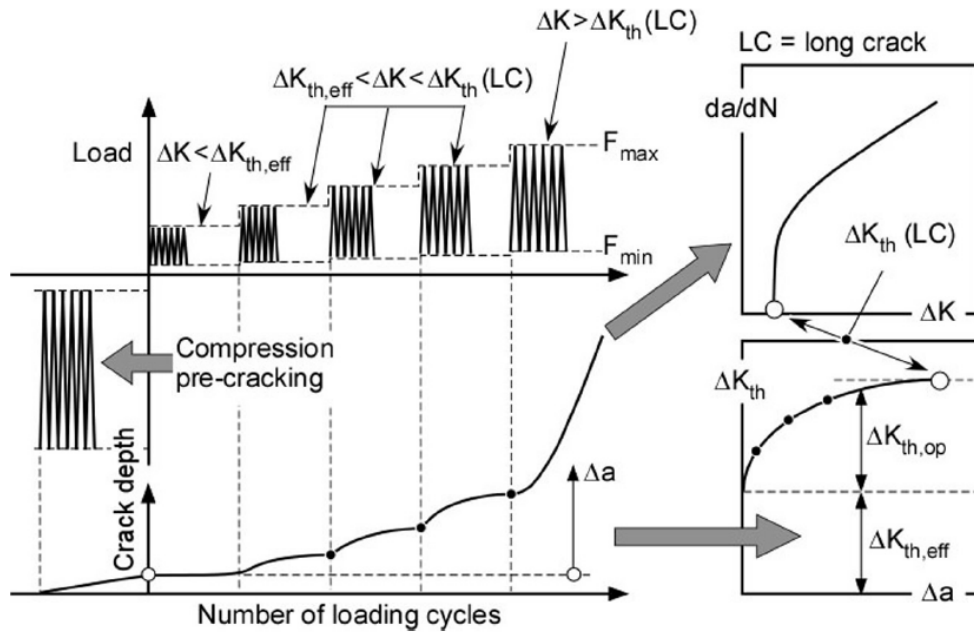


Fig.1.16: schema di carico per ottenere la curva R [12]

ΔK viene mantenuto costante finché non si ha l'arresto della cricca dovuto agli effetti di chiusura (in altri casi invece di condurre la prova in controllo di ΔK si procede in controllo di forza, per cui viene mantenuto costante il range di forza ΔF applicato). Dopo aver riportato i dati rilevati di Δa e ΔK nel grafico della curva R, si incrementa il carico per la successiva propagazione della cricca. Questa procedura viene ripetuta fin tanto che la cricca non diventa lunga, registrando il valore $\Delta K_{th,LC}$ e per il quale la cricca non subisce ulteriori arresti.

La curva R è ottenuta utilizzando un unico provino, ma per evitare gli effetti di chiusura dovuti alla rugosità e all'ossidazione, effetti non quantificabili, in alcuni casi è bene utilizzare più provini. Tutti questi provini hanno la stessa geometria, ma vengono sottoposti a diversi ΔK che determinano Δa differenti. La curva R così determinata non ha considerevoli differenze rispetto alla curva definita con un solo provino, come affermano Zerbst and Madia [13].

Per poter determinare una curva R ripetibile è necessario porre particolare attenzione a come eseguire il pre-cracking e alla geometria dell'intaglio.

1.5.1 Pre-cracking

Il pre-cracking è la realizzazione di una vera e propria cricca nel provino intagliato. La cricca viene creata con una serie di cicli di carico di completa compressione, come riportato in figura 1.16. 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 di una 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 (vedi fig. 1.17):

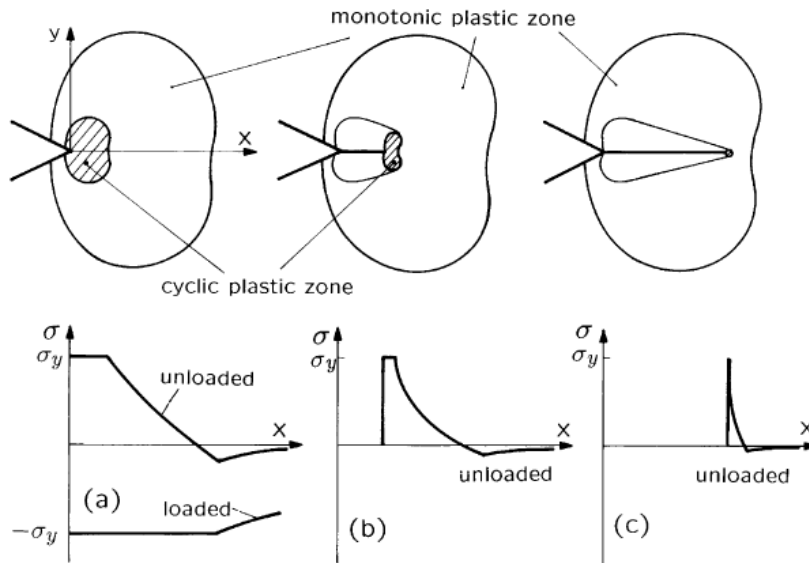


Fig.1.17: sviluppo della pre-cricca con cicli di pura compressione. a) fase iniziale di carico con formazione della zona plastica monotona e della zona plastica; b) propagazione della cricca; c) arresto della pre-cricca con esaurimento della zona plastica ciclica [15]

nella fase iniziale di carico si forma una zona plastica monotona. Parte di tale zona nella fase di scarico viene convertita in una zona plastica ciclica soggetta ad una tensione di trazione che determina l'innescio della cricca (fig.1.17a). Nella propagazione della cricca, la zona plastica ciclica scorre all'interno della zona monotona, rimanendo in corrispondenza dell'apice cricca e riducendo la dimensione. Invece, la zona monotona mantiene dimensioni invariate (fig.1.17b). La pre-cricca è estremamente influenzata dalla dimensione della zona plastica monotona, infatti quando si è nella sua prossimità la zona plastica ciclica si è quasi esaurita, determinando l'arresto della cricca (fig. 1.17c). La zona plastica monotona può essere stimata con la seguente espressione:

$$r_c = \frac{\pi}{8} \left(\frac{|K_{CP}|}{\sigma_s} \right)^2 [m] \quad (1.25)$$

dove: r_c è il raggio della zona plastica, K_{CP} è il valore massimo in modulo dei cicli di compressione e σ_s è la tensione di snervamento del materiale.

La zona plastica ciclica residua deve essere la più contenuta possibile, poiché potrebbe influenzare la curva R. In figura 1.18 sono riportate più curve R ottenute da Taberning et al. [14] per lo stesso materiale, ma variando i parametri per realizzare la pre-cricca in compressione:

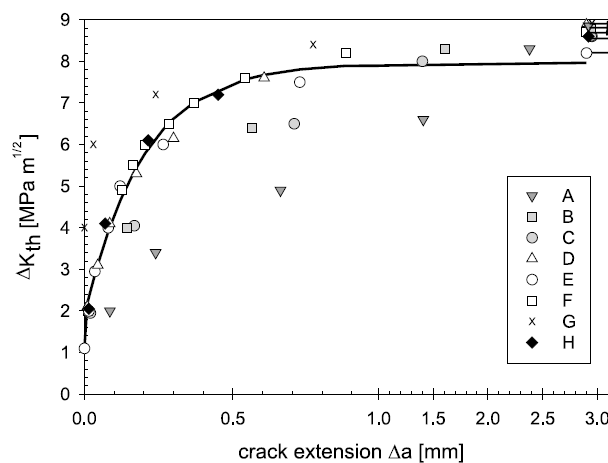


Fig.1.18: confronto di più curve R ottenute per lo stesso materiale ma variando il carico e il numero di cicli per ottenere la pre-cricca [14]

Taberning et al., ha dimostrato che per contenere la zona plastica residua e quindi ottenere una curva R ripetibile, si deve adottare un ΔK contenuto ed eseguire un numero considerevole di cicli di compressione in modo da garantire un completo sviluppo della cricca (nelle prove gli autori hanno utilizzato dei provini di alluminio 359 T6 rinforzato con il 20% di particelle di SiC e hanno individuato che con ΔK di $8 \text{ Mpa m}^{1/2}$, 50000 cicli e $R=20$ è possibile ottenere una pre-cricca con degli stress residui che non influenzano la curva R; fig. 1.14 provini D, E, F).

Per ottenere la cricca con dei carichi molto bassi è necessario avere un intaglio molto acuto. Taberning et al. [14] hanno realizzato nei loro provini un intaglio con un raggio dell'ordine dei $10\text{-}20\mu\text{m}$. Per ottenere questo intaglio hanno usato il razor blading polishing technique. Un intaglio così acuto consente anche di contenere l'estensione della pre-cricca (generalmente è due volte il raggio dell'intaglio, come riportato in [14]) necessaria ad eliminare gli effetti di intaglio che influirebbero nel SIF. Per materiali altro resistenti, a causa della ridotta zona plastica (vedi eq. 1.17), la pre-cricca che si viene a formare, può non essere sufficiente per eliminare gli effetti di intaglio, come riportato in [14].

1.5.2 Geometria dell'intaglio

Non vi è ancora una normativa che definisca come ricavare la curva R in maniera univoca. Si può far riferimento alla normativa ISO 12108 [16] e ASTM E647 [17] per definire la geometria del provino e dell'intaglio. L'intaglio può essere realizzato attraverso diverse tecniche, ma quella più utilizzata è l'elettroerosione (EDM-electro discharge machining).

La normativa ASTM [17] richiede di verificare che l'involuppo che parte dall'apice della pre-cricca e ha un apertura di 30° con larghezza massima pari a $W/16$, sia tale da contenere tutto l'intaglio, quindi compresa anche la parte creata con il razor blading (fig.1.19).

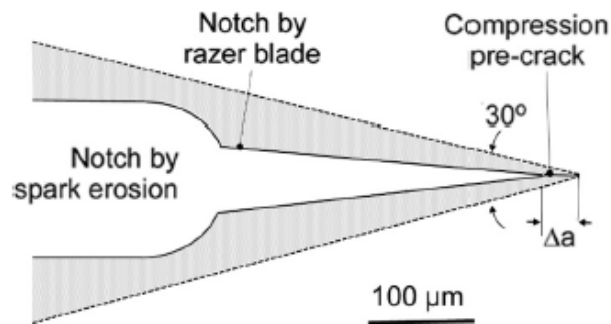


Fig.1.19: rappresentazione schematica di come deve essere realizzato l'intaglio e la pre-cricca in modo da soddisfare la richiesta che l'involuppo tratteggiato non intersechi le superfici dell'intaglio realizzato da EDM e razor blading (l'immagine è stata ricavata da [15], ma è riferita alla normativa ASTM)

1.5.3 Avvertenze per l'esecuzione della prova

Maierhofer et al. [15] consigliano di prestare attenzione nella fase di fissaggio del provino alla macchina di prova, poiché si deve evitare l'introduzione di flessioni secondarie o disallineamenti, i quali influiscono nella propagazione della cricca, portando a risultati non conservativi. Questi effetti sono ancora più evidenti con rapporti di ciclo R negativi.

L'applicazione del carico è un ulteriore aspetto fondamentale da controllare nella fase di prova. Devono essere evitati tutti i sovraccarichi nella fase iniziale, poiché aumentano l'effetto di chiusura dovuto alla plasticizzazione (vedi fig.1.20), causando un rallentamento nella crescita della cricca o addirittura un arresto prematuro.

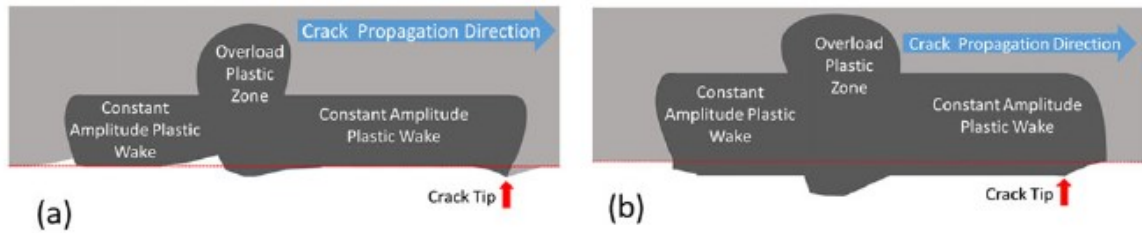


Fig.1.20: il sovraccarico produce una maggiore plasticizzazione del materiale e quindi anticipa la chiusura della cricca. a) rappresenta il fenomeno con il $PL\epsilon$; b) rappresenta il fenomeno con il $PL\sigma$ [10]

Per evitare i sovraccarichi nella fase iniziale della prova, viene consigliato da [15] di portare il carico a un valore significativo e poi farlo crescere ad un'ampiezza che è alcune volte inferiore rispetto a quella di prova. A questo punto, aumentare il carico per step fino a portarlo al valore desiderato. Come riportato in precedenza, nel caso in cui si utilizzi un solo provino e la prova richieda diversi giorni, si deve verificare che non si ossidino le superfici di cricca, in quanto aumenterebbero gli effetti di chiusura portando alla determinazione di una curva R non idonea (vedi fig.1.21):

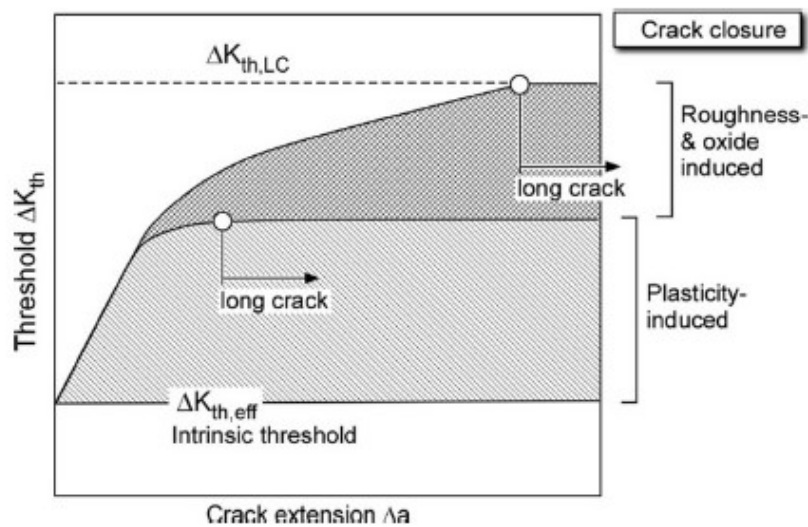


Fig.1.21: influenza dei diversi effetti di chiusura nella determinazione della curva R [15]

Un altro problema messo in evidenza da [15] è l'effetto dei lunghi periodi in cui la cricca ha velocità di propagazione molto bassa (cricca quasi statica) i quali influiscono sul valore di soglia e sono un maggiore incentivo per la formazione di ossido. Per evitare questo effetto ci sono due possibili soluzioni. La prima è quella di utilizzare degli incrementi di carico più elevati in seguito ad ogni arresto, in modo da garantire la propagazione della cricca. Tambling e Pippan [12] suggeriscono di effettuare degli incrementi di carico che siano almeno del 10%. La seconda invece, è di utilizzare più provini, come è riportato in [13].

1.5.4 Stima di d_1 e d_2

Le lunghezze di cricca d_1 e d_2 sono due valori limite. Il primo indica il limite superiore delle microcricche ed è una proprietà del materiale; mentre il secondo definisce la separazione tra cricche corte e cricche lunghe.

La stima del parametro d_1 può essere effettuata considerando il diagramma di KT (vedi fig.1.22). Infatti, d_1 può essere determinato sostituendo all'equazione 1.15 il ΔK_{th} con il $\Delta K_{th,eff}$, eliminando così gli effetti di chiusura:

$$d_1 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th,eff}}{\alpha \Delta \sigma_0} \right)^2 [m] \quad (1.26)$$

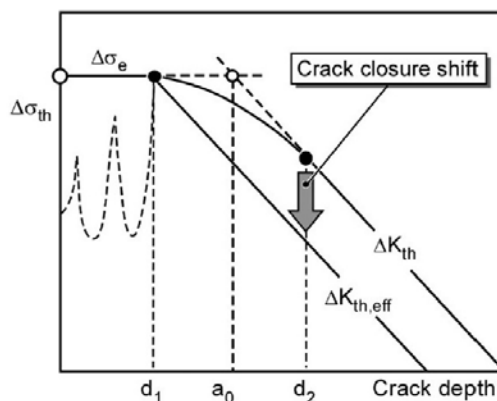


Fig.1.22: diagramma di Kitagawa-Takahashi modificato per la stima di d_1 [5]

d_1 è il valore limite delle cricche microstrutturali, quindi è in qualche modo legato alle caratteristiche del reticolo cristallino del materiale, i cui bordi grano fungono da barriera contro la propagazione di questo tipo di cricca. Per questo motivo alcuni autori sostengono che la stima di d_1 può essere effettuata considerando la microstruttura del materiale. L'articolo di Zerbst et al. [5] riporta che una buona stima di d_1 per gli acciai basso-legati è di $50 \mu\text{m}$.

La determinazione sperimentale di d_2 non è semplice a causa della graduale transizione della curva R al suo limite superiore. Diventa ancora più complicato quando si conducono prove con un basso rapporto di ciclo, nelle quali non è possibile considerare come predominante solo l'effetto di chiusura per plasticizzazione (vedi fig.1.17). Come è riportato in [5], una possibile stima di d_2 è definita da una misura conservativa proposta da Taylor [18]:

$$d_2 = \max \left\{ \frac{10 \bar{d}}{10 \omega^*} [m] \right. \quad (1.27)$$

dove \bar{d} è il valore medio della dimensione del grano o in altri casi una distanza rilevante della microstruttura, come la distanza tra la martensite o tra le inclusioni; mentre ω^* è la zona plastica ciclica per un dato livello di carico. ω^* può essere stimata dalla formula di Tirosh and Peles [19]:

$$\omega^* \approx \frac{1}{30\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_s} \right)^2 [m] \quad (1.28)$$

1.5.5 Influenza del rapporto di ciclo e della dimensione del grano cristallino

A parità di materiale, al variare del rapporto di ciclo R varia l'andamento della curva R. In figura 1.23 si vede che all'aumentare del rapporto di ciclo la curva R si abbassa e diminuisce la sua pendenza nel tratto iniziale:

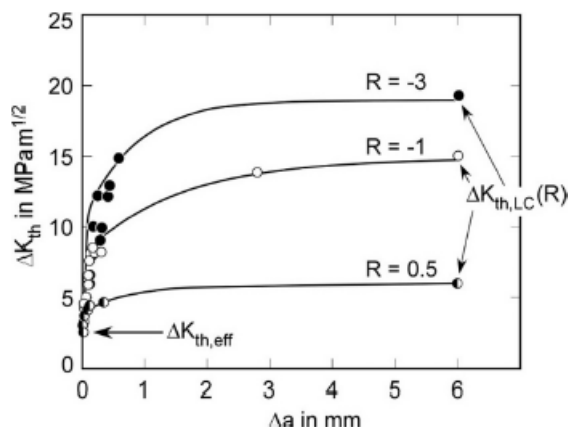


Fig.1.23: Curva R ottenuta per l'acciaio 25CrMo4 variando il rapporto di ciclo [20]

questa dipendenza è legata alla variazione degli effetti di chiusura al variare di R. Se si considera solo la presenza dell'effetto di chiusura dovuto alla plasticizzazione, allora all'aumentare di R questo effetto si riduce, fino ad annullarsi per valori maggiori del valore critico del rapporto di ciclo R_c (vedi fig. 1.24), per il quale la cricca è sempre aperta e il ΔK_{th} è pari al $\Delta K_{th,eff}$. Come riporta [5] quando R tende ad uno, è possibile considerare ΔK_{th} uguale a $\Delta K_{th,eff}$.

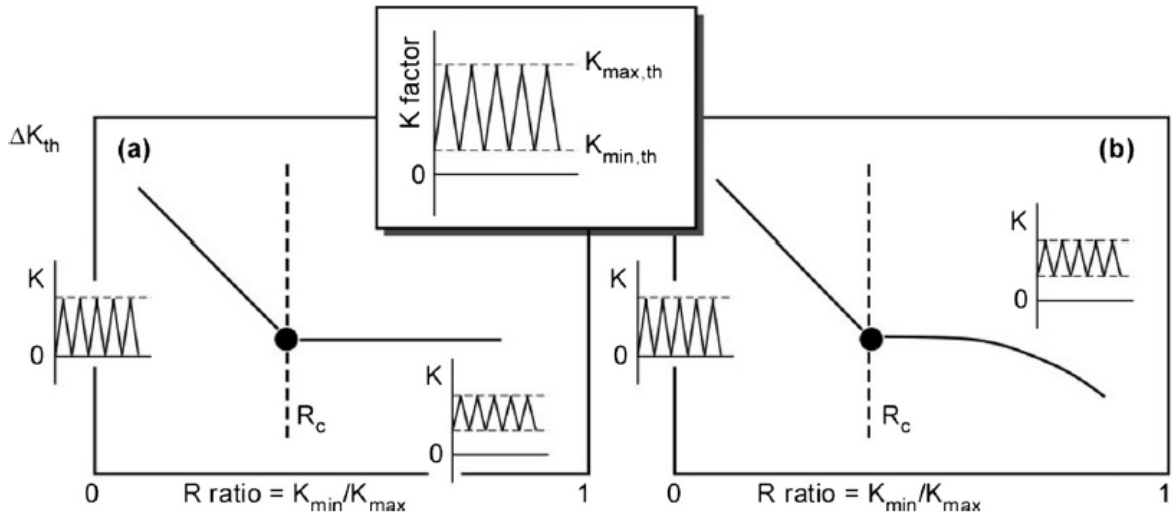


Fig. 1.24: a) andamento ideale di ΔK_{th} al variare di R; b) andamento reale di ΔK_{th} [21]

Anche la dimensione dei grani cristallini del materiale hanno un'influenza nella forma della curva R. In figura 1.25 è riportato un esempio ricavato per l'ARMCO. L'ARMCO con un grano cristallino di 10 μm ha caratteristiche resistenziali migliori rispetto all'ARMCO con grano da 500 μm , queste caratteristiche fanno sì che la zona plastica sia minore, determinando uno sviluppo più veloce dell'effetto di chiusura plastica. Infatti, dalla figura 1.25, si vede che la curva R dell'ARMCO con grano da 10 μm è più pendente e più bassa. Infine, un grano più grande (ARMCO con grano da 500 μm) comporta effetti di chiusura per rugosità notevoli.

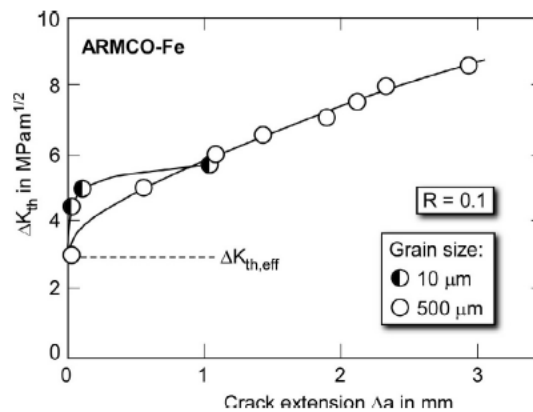


Fig.1.25: dipendenza della curva R dalla dimensione del grano cristallino per l'ARMCO [22]

BIBLIOGRAFIA

- [1] Atzori B. Appunti di Costruzione di macchine 2° edizione Libreria internazionale Cortina Padova
- [2] Kitagawa H, Takahashi S. Applicability of fracture mechanics to very small cracks or the cracks in the early stage. In: Proc of 2nd int conf mech behave mater, Boston. Cleveland (OH): ASM; 1976. p. 627–31.
- [3] El Haddad MH, Smith KN, Topper TH. Fatigue crack propagation of short cracks. Trans ASME J Engng Mater Technol 1979; 101 :42–6.
- [4] Miller KJ. The two thresholds of fatigue behavior. Fatigue Fract Engng Mater Struct, 1993;16:931-9.
- [5] Uwe Zerbst, Michael Vormwald, Reinhard Pippan, Hans-Peter Gänser, Christine Sarrazin-Baudoux, Mauro Madia. About the fatigue crack propagation threshold of metals as a design criterion - A review. Engineering Fracture Mechanics 153 (2016) 190–243
- [6] Pippan R, Riemelmoser FO. Modelling of fatigue growth: dislocation models. In: Ritchie RO, Murakami Y, editors. Comprehensive structural integrity; volume 4: cyclic loading and fracture. Elsevier; 2003. p. 191–207.
- [7] Wasen J, Heier E. Fatigue crack growth thresholds – the influence of Young's modulus and fracture surface roughness. Int J Fatigue 1998; 20:737– 42.
- [8] Jürgen Maierhofer, Stefan Kolitsch, Reinhard Pippan, Hans-Peter Gänser, Mauro Madia, Uwe Zerbst. The cyclic R-curve – Determination, problems, limitations and Application. Engineering Fracture Mechanics 198 (2018) 45–64
- [9] James MN, Knott JF. An assessment of crack closure and the extent of the short crack regime in Q1N (HY80) steel. Fatigue Fract Engng Mater Struct, 1985;8:177–91.
- [10] R. Pippan, A. Hohenwarter. Fatigue crack closure: a review of the physical phenomena. Fatigue Fract Engng Mater Struct, 2017, 40, 471–495.
- [11] Suresh S, Ritchie RO. On the influence of environment on the load ratio dependence of fatigue thresholds in pressure vessel steel. Engng Fract Mech, 1983;18:785–800.
- [12] Tabernig B, Pippan R. Determination of the length dependence of the threshold for fatigue crack propagation. Engng Fract Mech, 2002;69:899–907.
- [13] Zerbst U, Madia M. Fracture mechanics based assessment of the fatigue strength: approach for the determination of the initial crack size. Fatigue Fract Engng Mater Struct 2014.
- [14] B. Tabernig, R. Pippan. Determination of the length dependence of the threshold for fatigue crack propagation. Engineering Fracture Mechanics 69 (2002) 899–907
- [15] Jürgen Maierhofer, Stefan Kolitsch, Reinhard Pippan, Hans-Peter Gänser, Mauro Madia, Uwe Zerbst. The cyclic R-curve – Determination, problems, limitations and application. Engineering Fracture Mechanics 198 (2018) 45–64.
- [16] ISO 12108:2018
- [17] ASTM-13a
- [18] Taylor D. Fatigue thresholds. Butterworth & Co. Publ.; 1989.
- [19] Tirosh J, Peles S. Bounds to the fatigue threshold in metals. J Mech Phys Solids 2001; 49:1301-22.
- [20] Maierhofer J, Pippan R, Gänser H-P. Modified NASGRO equation for physically short cracks. Int J Fatigue 2014; 59:200–7.
- [21] Boyce BL, Ritchie RO. Effect of load ratio and maximum stress intensity on the fatigue threshold in Ti–6Al–4V. Engng Fract Mech 2001;68:129–47.
- [22] Pippan R. Threshold value for engineering application. In: Proceedings 6th international fatigue congress. Berlin; 1996. p. 419–30.

CAPITOLO 2

Analisi numerica del SIF

2.1 Introduzione dei metodi FEM

I dati sperimentali del K_I che verranno ottenuti durante le prove saranno confrontati con i valori ricavati da analisi numeriche condotte per campioni SENB. Per questo motivo di seguito si analizzano tre metodi numerici per il calcolo dello SIF. I metodi analizzati sono:

- La definizione dello stress intensity factor;
- Il peak stress method PSM;
- Il Fracture Tool di Ansys Workbench

Per confrontare i tre metodi si ricava il valore del K_I per la seguente piastra con cricca di lunghezza a (fig. 2.1). Il valore di a è variabile tra 1 a 20 mm per cui si sono ottenuti 20 valori del SIF.

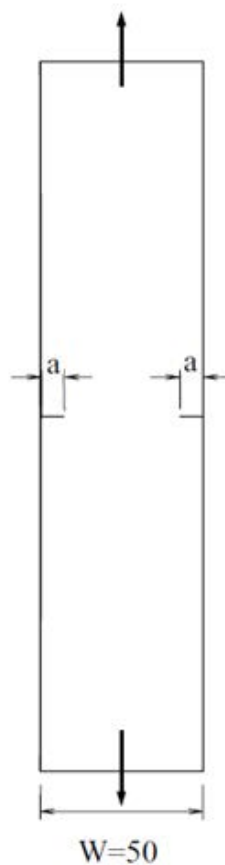


Fig. 2.1: Geometria della piastra utilizzata nei tre metodi FEM per il calcolo dello stress intensity factor

Il carico applicato è un tensione in direzione come in figura 2.1 di 1 MPa, mentre il materiale considerato ha modulo elastico E di 206000 MPa e coefficiente di Poisson ν di 0.3.

2.2 Definizione del K_I

La definizione dello SIF è riportata nel capitolo precedente dall'equazione 1.2. Per poter utilizzare la definizione a livello numerico si deve creare una mesh regolare e molto fitta in prossimità dell'apice di cricca (dimensione della mesh $d= 10^{-4}$ - 10^{-5}), come riportato in [1], in modo da cogliere la singolarità del campo tensionale.

Di seguito viene descritta a livello esemplificativo la procedura utilizzata in Ansys Mechanical APDL R 19.3 per determinare il valore di K_I in una piastra con cricca $a=5$ mm (vedi fig. 2.1).

La piastra è un elemento principalmente bidimensionale, per cui si è scelta un'analisi 2D. La geometria utilizzata nella simulazione sfrutta le caratteristiche di simmetria rispetto al piano verticale e trasversale, perciò si è modellata solo un quarto di piastra.

Preparazione della mesh

- è stato utilizzato l'elemento PLANE 182 che è un elemento piano con nodi in corrispondenza dei vertici. Per questo elemento si sono inoltre impostate le opzioni:
 - K1: Simple Enhanced Strn. L'opzione evita lo shear locking
 - K3: Plane Strain. Con questa opzione si ipotizza che il componente sia sollecitato da un campo di deformazione piana.
- In prossimità della apice della cricca si sono create una serie di aree guida che agevolano la creazione di una mesh regolare e fitta (fig. 2.2).

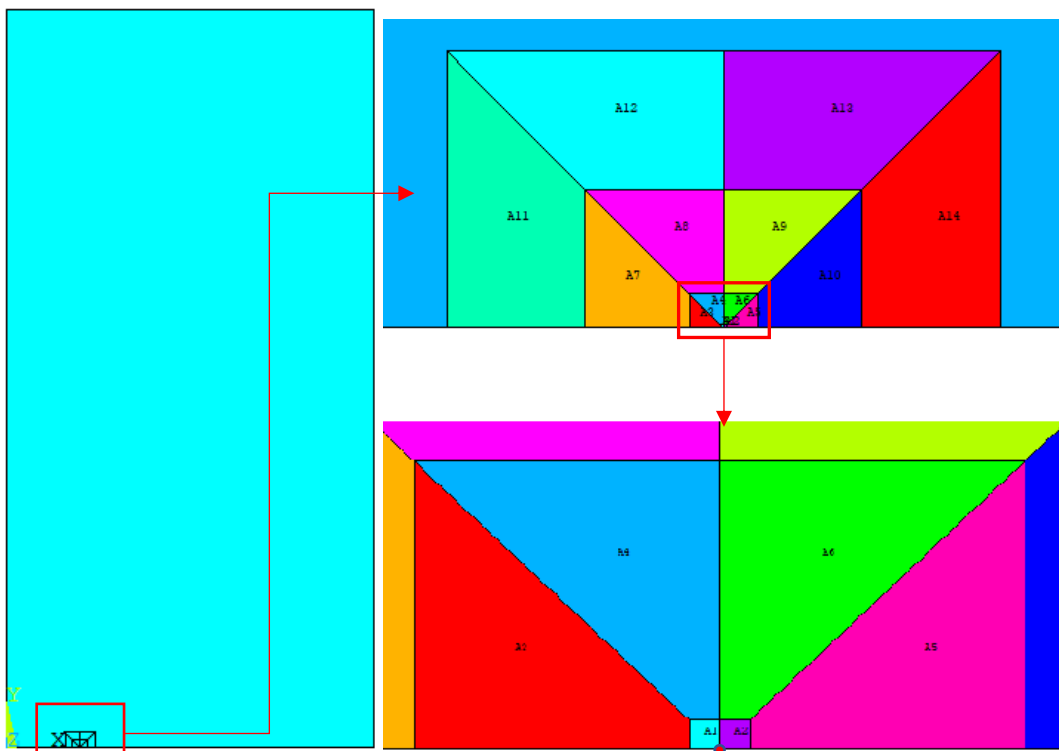


Fig. 2.2: Suddivisione delle aree in corrispondenza dell'apice della cricca. L'apice cricca è individuato dal punto rosso.

Le dimensioni dei lati dei diversi quadrati sono riportate in figura 2.3:

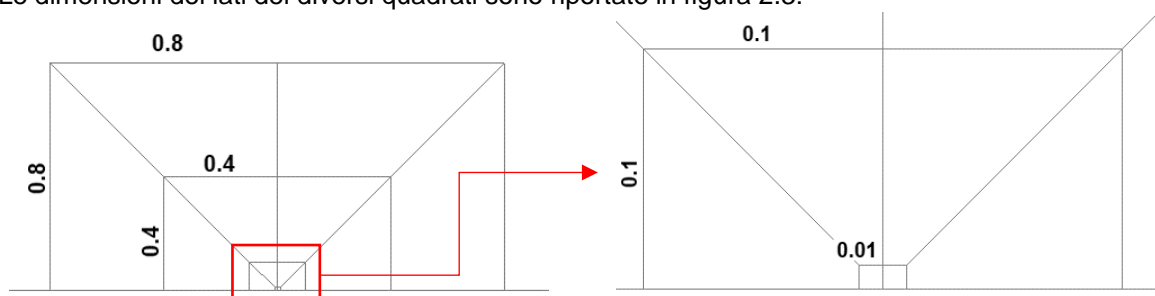


Fig. 2.3: dimensioni delle aree di controllo ad apice cricca. I valori sono in millimetri

- Si è forzata la dimensione della mesh andando a suddividere manualmente le diverse linee (fig. 2.4):

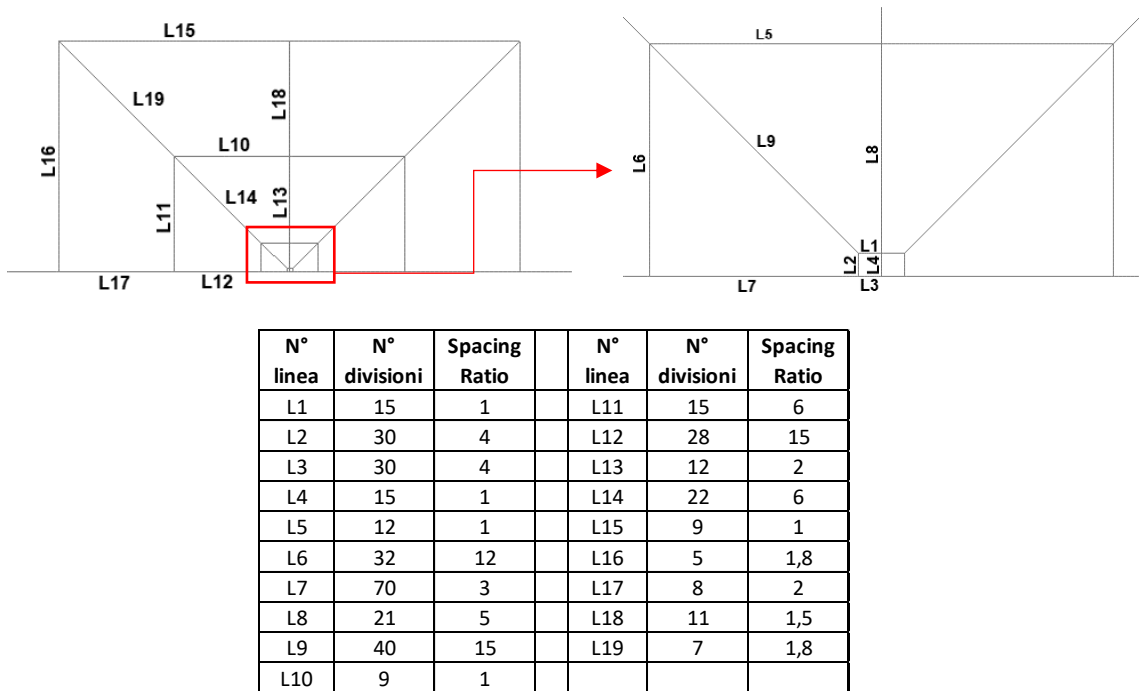


Fig.2.4: suddivisione delle diverse linee che definiscono l'area guida. La suddivisione delle linee della parte destra dell'area è simmetrica.

- La mesh ottenuta è riportata in fig. 2.5:

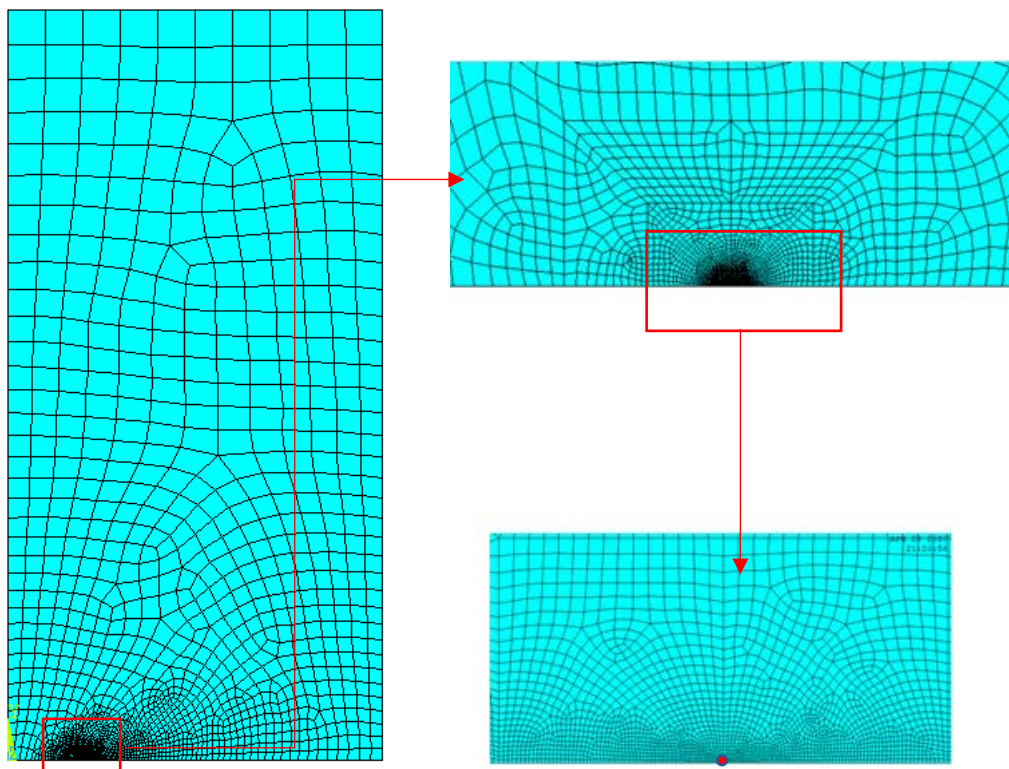


Fig. 2.5: Configurazione della mesh in prossimità dell'apice di cricca. L'apice è definito dal punto rosso.

Seguendo questa procedura la dimensione della mesh che si ottiene in corrispondenza dell'apice cricca e pari a $d = 1.53 \cdot 10^{-4}$ mm.

Determinazione dello Stress Intensity Factor

Applicata la tensione di 1 MPa sull'estremo superiore della parte di piastra modellata e considerato il sistema di riferimento in corrispondenza dell'apice cricca (vedi fig. 2.6A) è possibile ricavare il campo tensionale $\sigma_{yy}(x)$ (fig. 2.7):

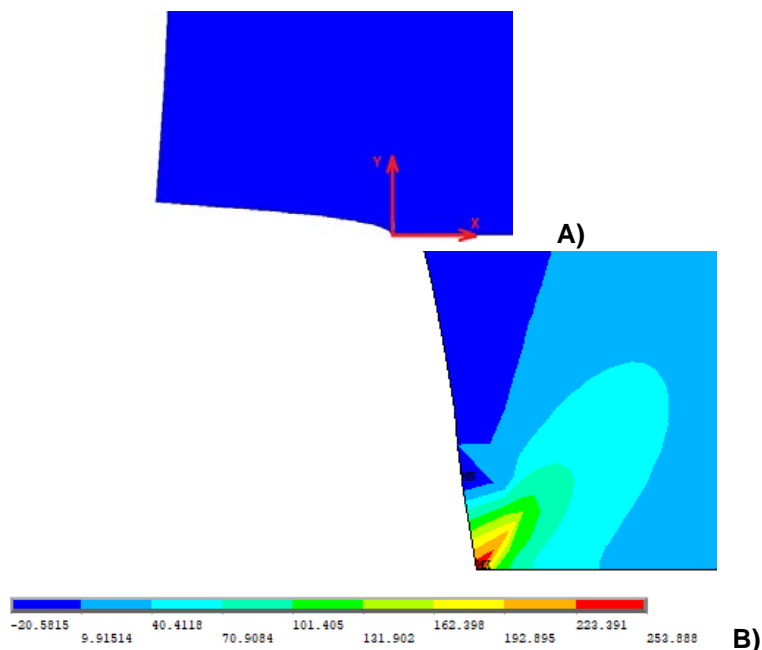


Fig. 2.6: A) è rappresentata la deformato della cricca e in corrispondenza dell'apice vi è il sistema di riferimento considerato nell'analisi; B) andamento della tensione σ_{yy} in corrispondenza dell'apice cricca

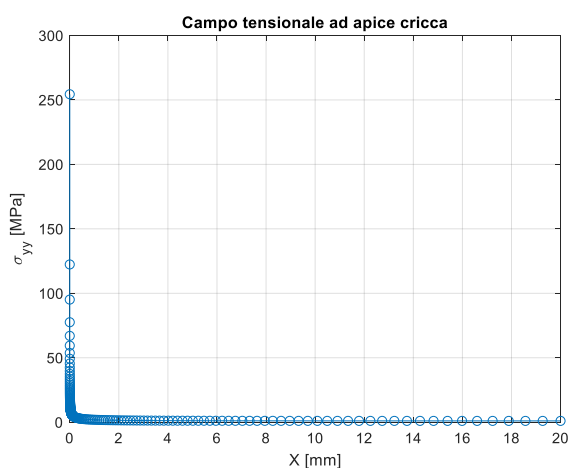


Fig. 2.7: Andamento delle tensioni σ_{yy} in direzione x

Da questo grafico si osserva che le tensioni hanno andamento iperbolico, come indicato dall'espressione 1.4a. Secondo tale espressione, il campo tensionale rappresentato in scala logaritmica, dovrebbe essere descritto da una retta con pendenza pari a -0.5. Dall'analisi FEM, le tensioni misurate ai nodi non hanno un andamento puramente lineare (vedi fig. 2.8), questo perché:

- i nodi in prossimità della cricca hanno tensioni inferiori a quelle calcolabili da 1.4a, in quanto la dimensione della mesh è troppo grande per cogliere il vero effetto della cricca;

- i nodi all'estremità opposta della cricca hanno valori maggiori di quelli calcolabili dalla 1.4a, poiché i nodi non sono più influenzati dalla presenza del difetto e la tensione misurata inizia a raccordarsi alla tensione nominale di 1 MPa.

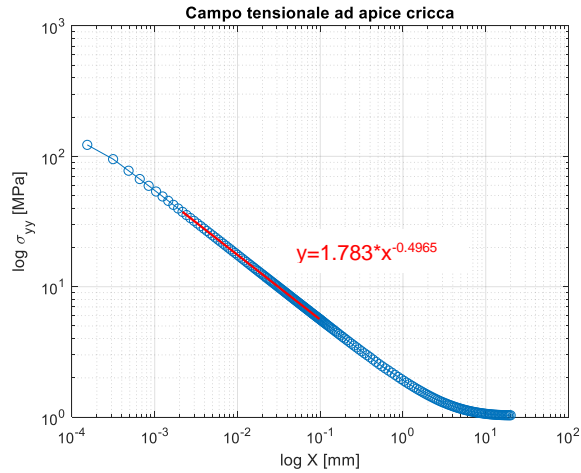


Fig. 2.8: campo tensionale in prossimità della cricca in scala doppio logaritmica

Per determinare la validità la zona di validità del campo tensionale singolare, si sono presi tutti i nodi che definiscono una pendenza della retta interpolante di figura 2.8 circa pari a -0.496 (-0,496≈-0.5). Questi nodi saranno anche considerati per il calcolo del SIF. La determinazione di questi nodi la si è svolta attraverso un codice Matlab riportato in Appendice A che elimina gradualmente i nodi a sinistra e a destra della retta interpolante, fino a raggiungere l'obiettivo prefissato. In questo caso la validità del campo tensionale legato alla cricca comprende tutti i nodi all'interno dell'intervallo x [0.002165÷0.097884 mm]. Le tensioni di questi nodi sono utilizzate per il calcolo del K_I secondo l'espressione:

$$K_{I,i} = \sqrt{2\pi x_i} * \sigma_{yy,i}(x_i) [MPa mm^{0.5}] \quad (2.2)$$

dove x_i e $\sigma_{yy,i}$ sono rispettivamente la coordinata rispetto al sistema di riferimento di figura 2.6A e la tensione misurata del i -esimo nodo. I valori del $K_{I,i}$ appartenenti ai nodi dell'intervallo di validità sono evidenziati in figura 2.9 dalla retta rossa:

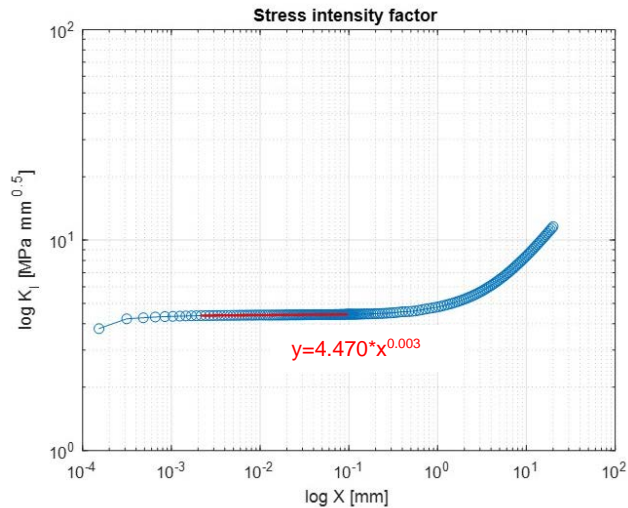


Fig. 2.9: Andamento dello stress intensity factor. I valori $K_{I,i}$ definiti dai marker blu sono calcolati per l'intero campo tensionale, ma solo quelli evidenziati dalla retta interpolante rossa sono validi per il calcolo del K_I .

La retta interpolante di figura 2.9 mette in evidenza che i valori di $K_{I,i}$ calcolati all'interno del campo tensionale singolare hanno un valore pressappoco costante e definiscono il limite dell'espressione 1.2. Il valore del limite è ottenuto andando a fare la media dei $K_{I,i}$ calcolati per i diversi nodi che appartengono all'intervallo evidenziato. Per la cricca di 5 mm questo valore è pari a $K_I=4.425 \text{ Mpa}\cdot\text{mm}^{0.5}$. Tutti i dati utilizzati per il calcolo del KI sono riportati in appendice A.

Si è utilizzato lo stesso procedimento per analizzare le diverse dimensioni di cricca che vanno da 1 mm a 20 mm. In figura 2.10 sono riportati i diversi campi tensionali rilevati. All'aumentare della cricca aumenta l'intensità del campo tensionale, poiché a parità di tensione nominale si riduce la sezione resistente della piastra. Con le cricche più corte si può osservare che ad un adeguata distanza dall'apice cricca il campo tensionale singolare con pendenza circa 0.5 si raccorda alla tensione nominale di 1 MPa. Se si prende ad esempio la cricca di dimensione $a=1 \text{ mm}$, essa definisce un campo tensionale che ad una distanza $x=3.006 \text{ mm}$ ha tensione pari a $\sigma_{yy}=1.02 \text{ MPa}$ ed è circa uguale a quella nominale.

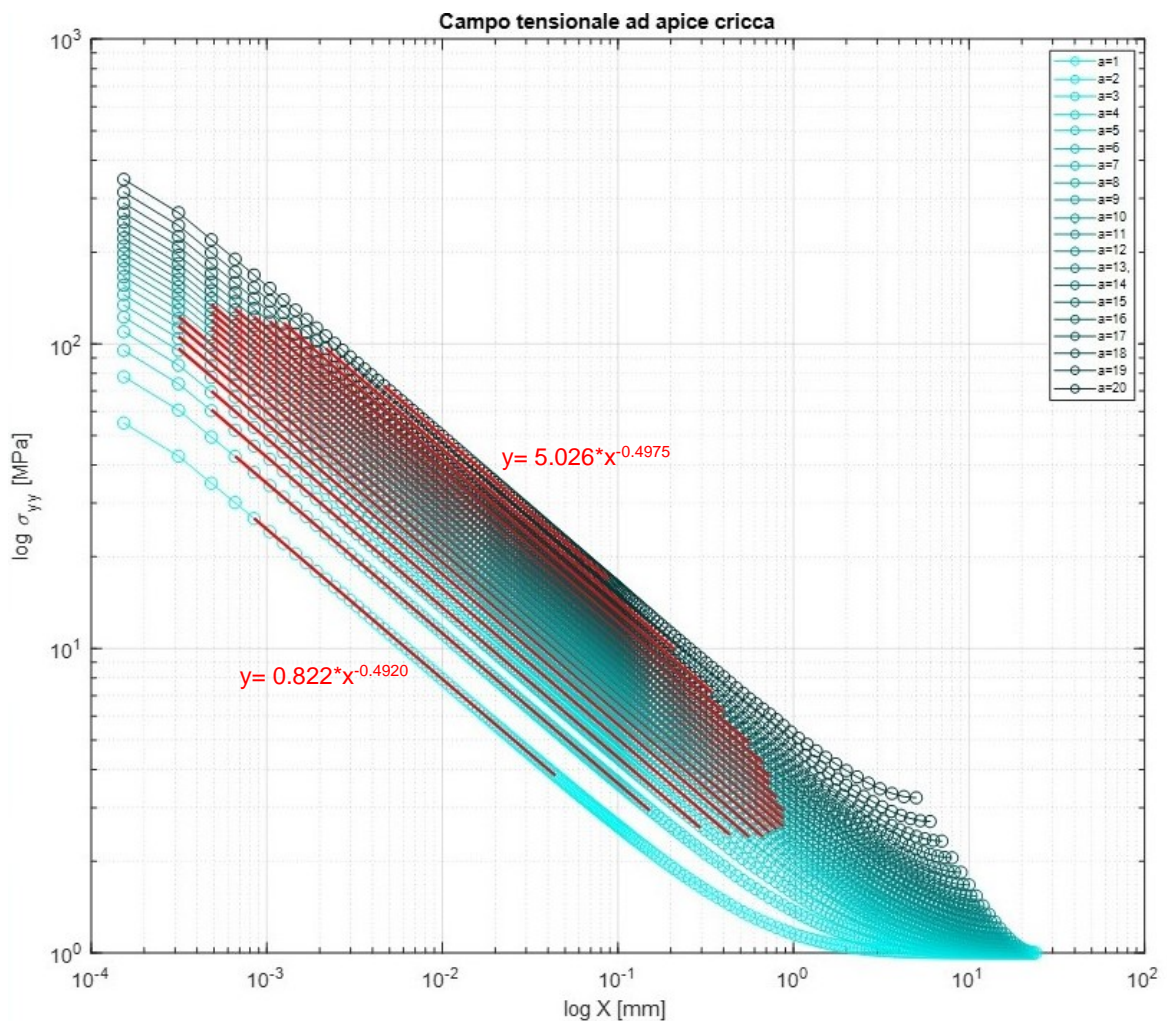


Fig. 2.10: sono riportati i campi tensionali al variare della dimensione della cricca ($a=1 \div 20 \text{ mm}$). Per ogni andamento vi è riportata una retta interpolante rossa che contraddistingue l'intervallo in cui il campo tensionale è singolare.

Riferendosi alla figura 2.10, si osserva che la pendenza del campo tensionale è circa costante e lo dimostra il coefficiente angolare della retta legata alla cricca di 1 mm (prima retta in basso) e quella legata alla cricca di 20 mm (ultima retta in alto).

In figura 2.11 è riportato l'andamento dello SIF calcolato per le diverse dimensioni di cricca:

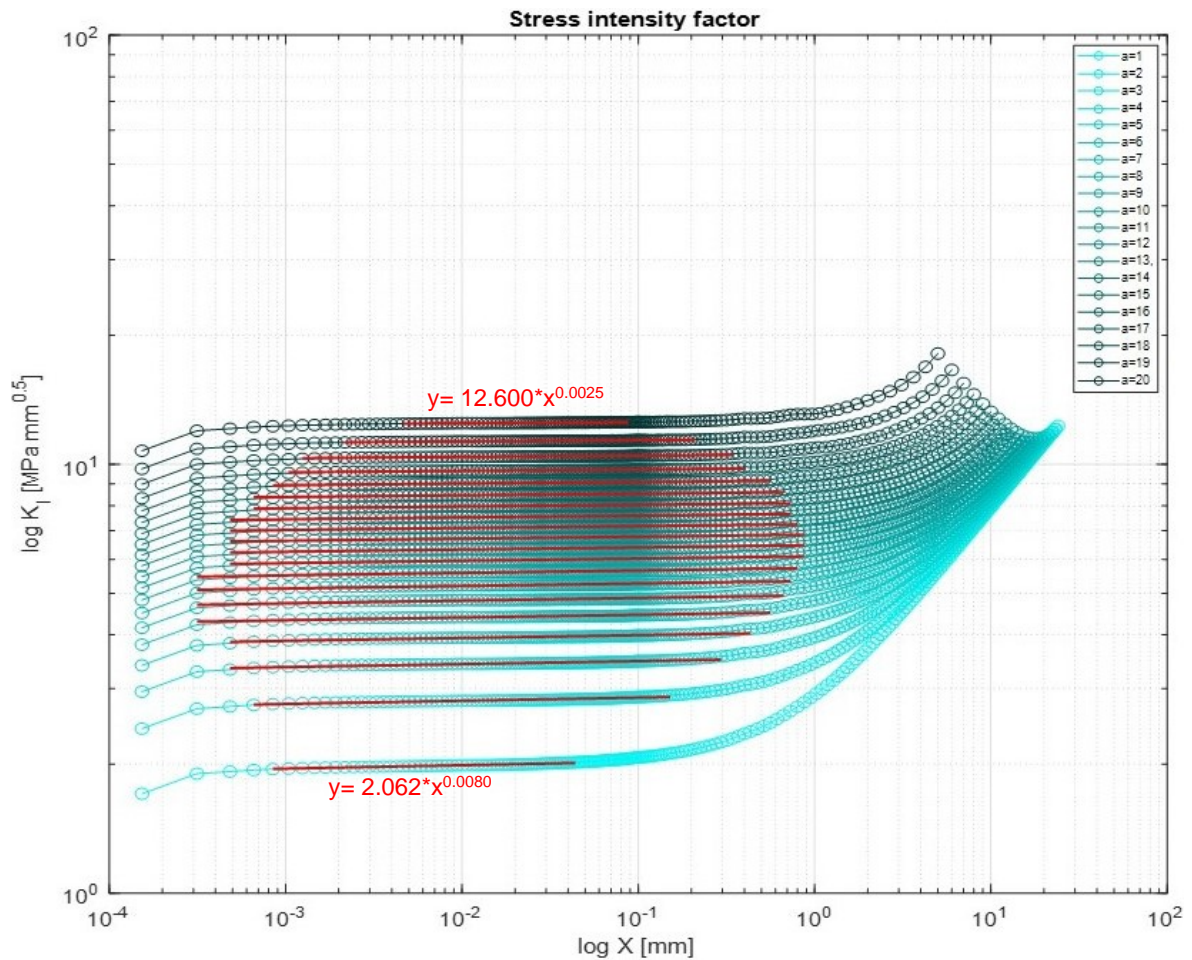


Fig. 2.11: Andamento dei valori del SIF calcolati con l'espressione 2.2. I nodi da tenere in considerazione per la valutazione del limite sono quelli evidenziati dalla retta rossa.

I diversi valori di K_I al variare della dimensione della cricca sono riportati nella tabella 2.1 e nel diagramma di figura 2.12:

Tabella 2.1: valori dello stress intensity factor al variare della dimensione di cricca

a [mm]	K_I [MPa mm ^{0,5}]	a [mm]	K_I [MPa mm ^{0,5}]	a [mm]	K_I [MPa mm ^{0,5}]
1	1.988	8	5.620	15	8.504
2	2.827	9	5.997	16	9.053
3	3.445	10	6.366	17	9.685
4	3.964	11	6.747	18	10.437
5	4.425	12	7.141	19	11.339
6	4.844	13	7.555	20	12.488
7	5.239	14	8.011		

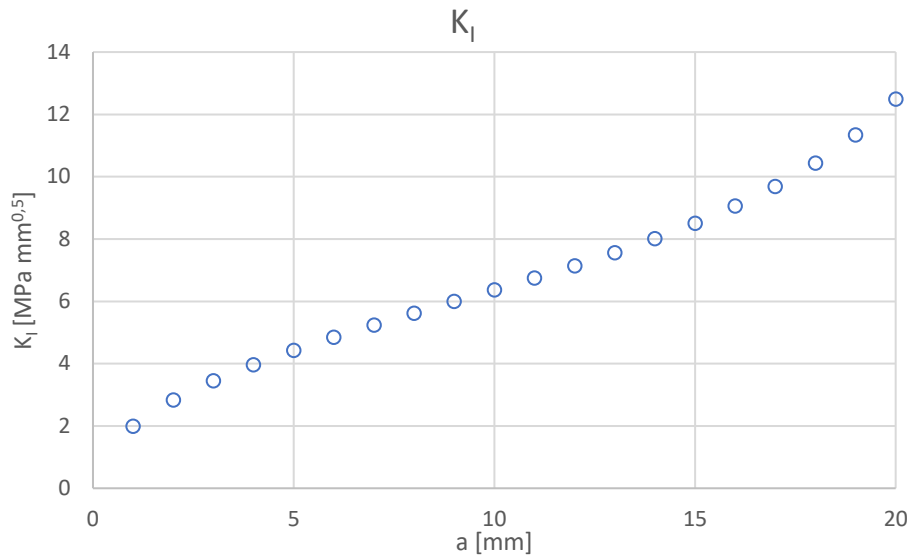


Fig. 2.12: valori del K_I per le diverse cricche analizzate

Si premette fin da subito che i valori di K_I ricavati utilizzando la sua definizione saranno considerati come teoricamente esatti e quindi utilizzati per avere un confronto con i valori ricavati dai prossimi due metodi.

2.3 Peak stress method - PSM

Il PSM è un metodo ingegneristico agli elementi finiti per una rapida valutazione del SIF con un errore generalmente inferiore al 5% [2]. Con questo metodo è richiesto l'utilizzo di una mesh rada il che permette di ridurre considerevolmente i tempi per la preparazione del modello FEM. Infatti, il metodo precedente richiede un notevole sforzo per la creazione di una mesh accurata. Per un componente intagliato e sollecitato a Modo I, la formula più generica per la determinazione dello stress intensity factor è la seguente:

$$K_1 = K_{FE} \sigma_{peak} d^{(1-\lambda_1)} [MPa mm^{0.5}] \quad (2.3)$$

In questa forma, l'espressione permette di valutare il notch stress intensity factor, quindi è applicabile anche su componenti intagliati a V-notch (vedi fig.2.13) e l'esponente $(1-\lambda_1)$ indica la singolarità del capo tensionale causata dall'apertura (2α) dell'intaglio (vedi fig. 2.13).

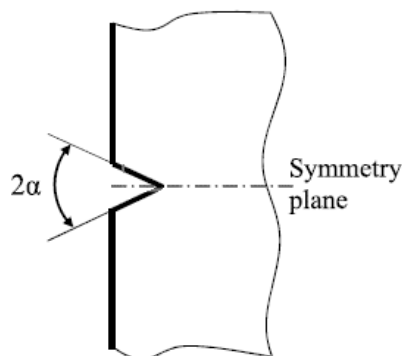


Fig.2.13: rappresentazione schematica di un componente con V-notch [3].

In questo caso si sta analizzando una vera e propria cricca, quindi il termine λ_1 è pari a 0,5 e indica la singolarità del campo tensionale di una cricca. L'espressione (2.3) può essere così riscritta:

$$K_I = K_{FE} \sigma_{peak} d^{0.5} [MPa mm^{0.5}] \quad (2.4)$$

dove:

- K_{FE} è una costante di calibrazione che dipende: dalla formulazione del tipo di elemento impiegato nel FEM; dalla configurazione e dalla dimensione della mesh;
- σ_{peak} è la tensione di picco, ovvero la tensione che apre la cricca a modo I e che è misurabile all'apice;
- d è la dimensione della mesh

di seguito per la valutazione del K_I si utilizza il PLANE 182 di Ansys. Per questo tipo di elemento il valore di K_{FE} è pari a 1,38, come riportato in [2] e in [3], ed è valido nel caso:

- si utilizzi l'elemento con l'opzione "simple enhanced strain";
- si generi automaticamente la mesh;
- la dimensione della mesh deve rispettare la condizione:

$$\frac{a}{d} \geq 3 \quad (2.5)$$

dove a indica la dimensione caratteristica del componente.

Come riportato in [3] il K_{FE} pari a 1,38 è utilizzabile anche con gli elementi di Ansys:

- PLANE 42: elemento a quattro nodi bidimensionale;
- SOLID 185 e SOLID 45: elementi tridimensionali a 8 nodi;
- PLANE 25: elemento bidimensionale, armonico, a quattro nodi non lineari e permette di analizzare componenti assial-simmetrici sottoposti a carichi esterni esprimibili attraverso serie di Fourier

per gli elementi dei primi due punti deve essere impostata l'opzione "simple enhanced strain".

Per completezza si riportano nella tabella 2.2 i valori del K_{FE} per altri software FEM:

Tabella 2.2: Valori del K_{FE} al variare del tipo di programma utilizzato per l'analisi del componente [3]

Programma	Elemento/ N. di nodi	Integrazione / Punti di Gauss	Geometria dell'elemento	Tecnica di generazione della mesh	K_{FE}		
					Valore	Angolo di apertura	Min a/d
Ansys 16 e 17	PLANE 182/ 4 nodi	Simple enhanced strain/ 2x2	Quadrilatero	Generazione automatica della mesh	1,38 ± 5%	0° ≤ α ≤ 135°	3
Abaqus 6.13 e 6.14	CPE4I/4-nodi	Incompatible modes/ 2x2	Quadrilatero		1,38 ± 5%	0° ≤ α ≤ 135°	3
Straus 7 R2.4.6	QUAD 4/4-nodi	Incompatible modes/ 2x2	Quadrilatero		1,38 ± 5%	0° ≤ α ≤ 135°	3
MSC Patran/Nastran 2014 e 2016	CQUAD4/4-nodi	Standard formulation/ 2x2	Quadrilatero		1,38 ± 5%	0° ≤ α ≤ 135°	3
Lusas 14.6-2	QPN4M/4-nodi	Full with Enh. Strain/ 2x2	Quadrilatero		1,38 ± 5%	0° ≤ α ≤ 135°	3
Hypermesh 14/Optistructure 14 implicit/ Hyperview 14	CQUAD4/shell 4-nodi	n.a., 2x2	Quadrilatero		1,84 ± 5%	0° ≤ α ≤ 135°	3
Hypermesh 13/LSTC Ls-dyna R7.1.3 implicit/ Hyperview 13	formulazione di elemento 13/ shell 4-nodi	n.a., 2x3	Quadrilatero		1,84 ± 5%	0° ≤ α ≤ 135°	3

Come si è effettuato in precedenza, si riporta in maniera esemplificativa la preparazione del modello FEM e il calcolo del K_I utilizzando il PSM solo per la cricca di 5 mm, dopo il processo per il calcolo del SIF per le cicche da 1 a 20 mm è stato automatizzato con un codice APDL.

Preparazione della mesh

- è stato utilizzato l'elemento PLANE 182 che è un elemento piano con nodi in corrispondenza dei vertici. Per questo elemento si sono inoltre impostate le opzioni:
 - K1: Simple Enhanced Strn. L'opzione evita lo shear locking
 - K3: Plane Strain. Con questa opzione si ipotizza che il componente sia sollecitato da un campo di deformazione piana.
- la mesh viene generata automaticamente con l'utilizzo dell'algoritmo di Ansys. Prima però si è definita una dimensione generale dell'elemento che è pari a:

$$d = \frac{\min(a; w - a)}{3} [mm] \quad (2.6)$$

dove: d è la dimensione della mesh; a la lunghezza di cricca e w-a il ligament del componente criccato. Utilizzando tale espressione si rispetta la condizione imposta dalla disequazione 2.5.

Se si fa un confronto diretto con il metodo precedente, in cui si ha una dimensione della mesh ad apice cricca di $1.53 \cdot 10^{-4}$ mm, in questo caso, dato che $a=5$ mm, la dimensione della mesh è di circa 1.67 mm. C'è allora una differenza di quattro ordini di grandezza tra le due dimensioni della mesh, che si traduce in un notevole risparmio di tempo (riduzione del tempo di preparazione della mesh e del tempo di risoluzione del modello) per il calcolo del K_I con il PSM.

- la mesh ottenuta è riportata in figura 2.13:

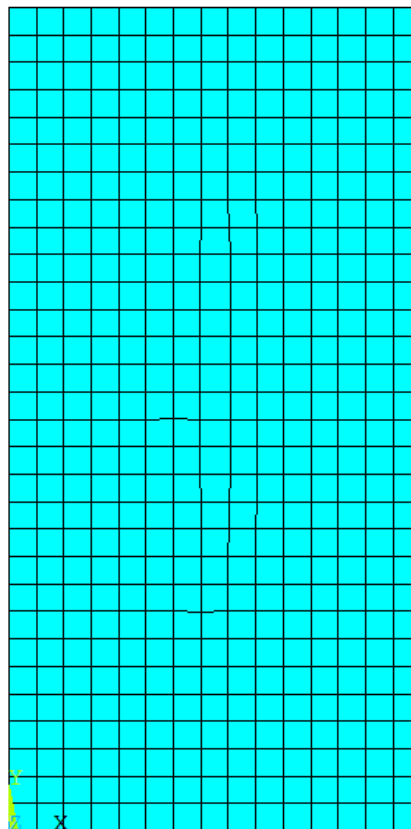


Fig. 2.13: configurazione della mesh utilizzata con il PSM con $a=5$ mm

Determinazione dello Stress Intensity Factor

Applicata la tensione di 1 MPa sull'estremo superiore della piastra e i vincoli di simmetria, si risolve il modello. Per determinare il K_I utilizzando la formula 2.4 è sufficiente rilevare la tensione di picco ad apice cricca che tende ad aprirla. Nel caso considerato, la componente di tensione che apre la cricca a modo I è la σ_{yy} (vedi fig. 2.14):

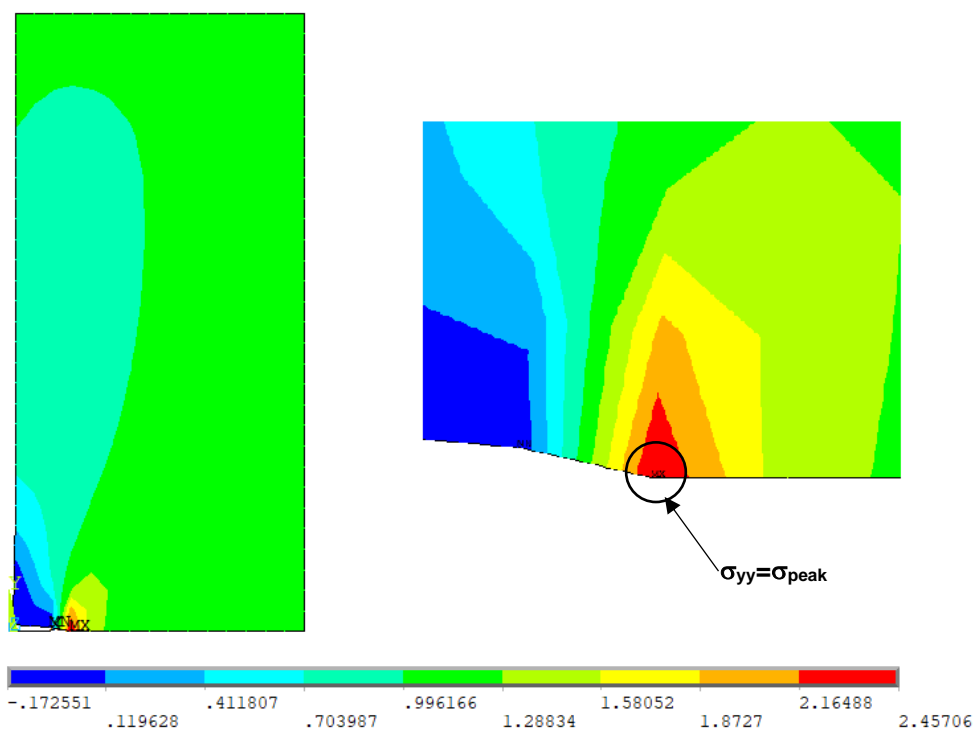


Fig. 2.14: Andamento delle tensioni σ_{yy} per la piastra con cricca $a = 5$ mm

Il K_I è perciò:

$$K_I = K_{FE} \sigma_{peak} a^{0.5} = 1.38 * 2.46 * 1.67^{0.5} = 4.38 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$$

Per tutti gli altri casi di cricche da 1 a 20 mm si è automatizzato il processo con l'utilizzo del APDL riportato in Appendice A ("ADPL PSM"). Per i diversi valori di a , in tabella 2.3 sono riassunti i valori della dimensione della mesh d , tensioni di picco σ_{peak} , K_I e l'errore della stima di K_I calcolato con il PSM rispetto a quello determinato attraverso la sua definizione:

Tabella 2.3: dati riassuntivi utilizzati per il calcolo di K_I con l'utilizzo del PSM

a [mm]	d [mm]	σ_{yy} [MPa]	K_I [MPa mm ^{0.5}]	errore %	a [mm]	d [mm]	σ_{yy} [MPa]	K_I [MPa mm ^{0.5}]	errore %
1	0.333	2.473	1.970	2.496	11	3.667	2.533	6.693	0.410
2	0.667	2.465	2.777	1.734	12	4.000	2.565	7.078	0.600
3	1.000	2.463	3.399	1.167	13	4.333	2.602	7.473	4.797
4	1.333	2.462	3.924	0.759	14	4.667	2.622	7.817	0.359
5	1.667	2.457	4.377	0.779	15	5.000	2.705	8.348	1.416
6	2.000	2.454	4.790	0.820	16	5.333	2.789	8.887	1.928
7	2.333	2.473	5.214	0.093	17	5.667	2.914	9.571	1.569
8	2.667	2.467	5.560	0.667	18	6.000	2.980	10.073	0.933
9	3.000	2.486	5.942	0.465	19	6.333	3.137	10.894	1.351
10	3.333	2.495	6.287	0.916	20	6.667	3.308	11.788	2.431

Dalla tabella 2.3 si può vedere che anche con cricche di dimensione ridotta come $a=1$ mm la dimensione della mesh non è troppo piccola.

Nel grafico di figura 2.15 è riportato l'andamento del K_I al variare della dimensione della cricca:

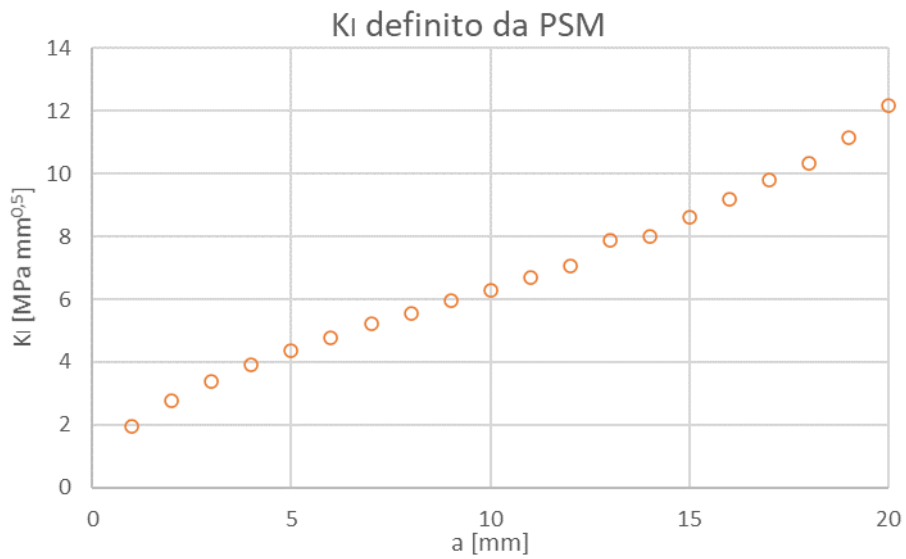


Fig.2.15: Andamento del K_I calcolato con l'utilizzo del PSM al variare della dimensione della cricca a

Nel grafico di figura 2.16 è riportato l'andamento dell'errore al variare della dimensione della cricca. In figura 2.16 si può notare dalle linee rosse continue che l'errore del K_I calcolato con il PSM è sempre inferiore al 5%, come d'altronde è indicato in [2].

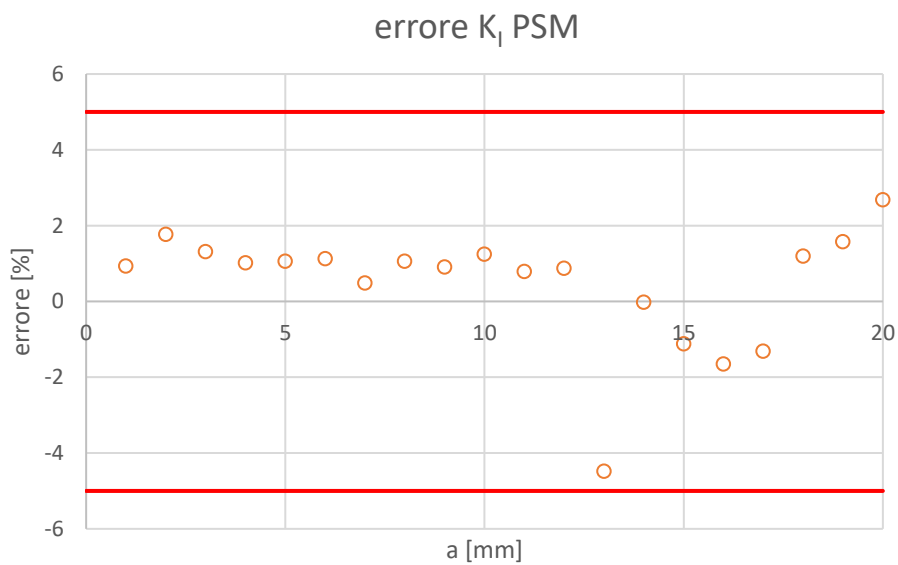


Fig.2.16: Andamento dell'errore commesso nella valutazione del K_I utilizzando il PSM rispetto al valore ottenuto da una mesh fitta

2.4 Fracture Tool - Ansys Workbench

Il terzo metodo per il calcolo dello SIF prevede di utilizzare il Fracture Tool presente in Ansys Workbench. Il metodo sfrutta il J-integral per il calcolo del K_I . Il J-integral è un parametro spesso utilizzato nella meccanica della frattura, poichè è utilizzabile sia in campo lineare elastico sia in campo elasto-plastico. Come è riportato in [4] è possibile esprimere K_I in funzione di J. Il J-integral è così definito:

$$J = \lim_{\Gamma \rightarrow \infty} \int_{\Gamma_0} \left[(U + T)\delta_{ii} - \sigma_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right] n_i d\Gamma \quad (2.7)$$

dove U è la densità di energia di deformazione, T la densità di energia cinetica, σ_{ij} tensore di tensione, u il vettore di spostamento e Γ è il contorno sul quale si esegue l'integrazione. La formulazione utilizzata in Ansys Workbench per un problema piano è così ridefinita:

$$J = \int_A \left[\sigma_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - U \delta_{ii} \right] \frac{\partial q}{\partial x_i} dA + \int_A \alpha \sigma_{ii} \frac{\partial \theta}{\partial x_1} q_1 dA - \int_A \sigma_{ij} \frac{\partial \varepsilon_{ij}^0}{\partial x_1} q_1 dA - \int_C t_j u_{j,1} q_1 dS \quad (2.8)$$

dove:

- δ_{ij} =delta di Kronecker
- x_i = asse locale delle coordinate
- q =vettore di estensione della cricca
- α = coefficiente di espansione termica
- ε_{ij}^0 =tensore iniziale di deformazione
- t_j =crack face traction
- A =dominio di integrazione di superficie

Con Ansys Workbench non è possibile leggere i codici APDL, ma è possibile creare un'analisi parametrica per definire in maniera sequenziale il K_I delle cricche con a che va da 1 mm a 20 mm. In appendice A4 sono riportati tutti i passaggi su come effettuare questo tipo di analisi. Qui di seguito vengono riportati solo i passaggi fondamentali utilizzati per la determinazione dello SIF e il riassunto dei risultati ottenuti; come prima si prende come esempio la piastra con cricca $a=5$ mm.

Definizione della geometria

Rispetto ai casi precedenti si è modellata la piastra sfruttando solo la simmetria lungo l'asse longitudinale (vedi fig.2.17) e non si è sfruttata quella sul piano di cricca. questa condizione è necessaria a far riconoscere al programma la presenza della cricca. La cricca è definita da una leggera apertura come riportato in figura 2.17:

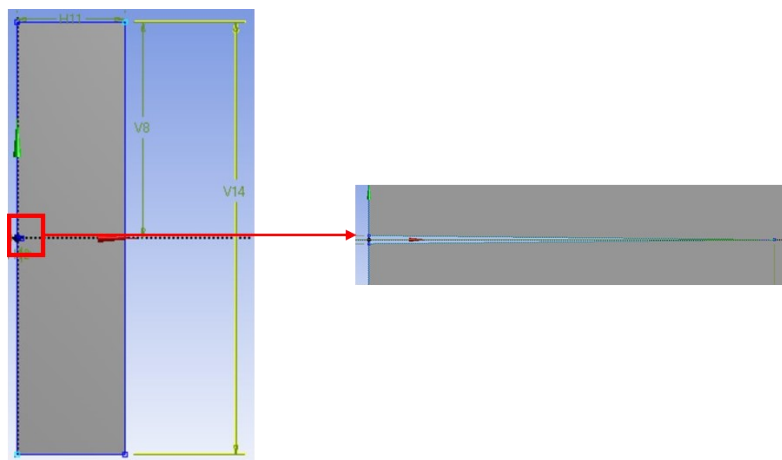


Fig.2.17: A sinistra parte della piastra modellata in Design Modeler (modellatore geometrico di Ansys Workbench) sfruttando la sua simmetria lungo l'asse verticale. A destra la geometria con la quale si è modellata la cricca.

Definita la geometria e impostata un'analisi bidimensionale, si procede a creare la mesh

Definizione della mesh

All'interno della parte FEM di Ansys Workbench si impostano i seguenti parametri per realizzare la mesh:

- Analisi 2D in Plane Strain;
- Elementi Plane 183 triangolari a 6 nodi con ordine di integrazione quadratico;
- Dimensione generale della mesh pari a 5 mm;
- Infiltramento della mesh in corrispondenza dei fianchi della cricca, in modo che la dimensione della mesh ad apice cricca sia circa pari a 0.1 mm.

Prima di generare la mesh si crea anche un sistema di riferimento in corrispondenza dell'apice della cricca, che tornerà utile nella fase in cui si impostano i parametri necessari a far riconoscere al programma la presenza della cricca.

A questo punto è possibile generare la mesh e la configurazione ottenuta per una cricca di 5 mm è quella riportata in figura 2.18:

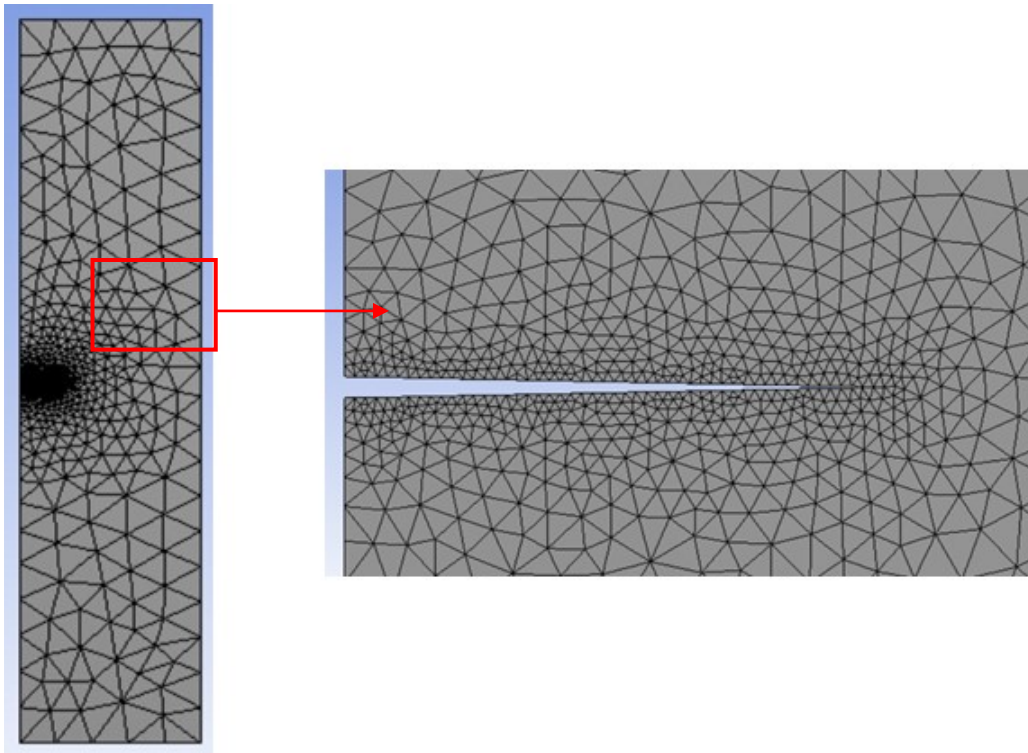


Fig. 2.18: Configurazione della mesh per la piastra con cricca $a=5$ mm.

Prima di inserire i carichi e lanciare la risoluzione del modello si impostano le opzioni della voce 'Fracture→Pre-meshed crack' necessarie per il calcolo del K_I . una di queste opzioni è selezionare il nodo ad apice della cricca necessario a definire la presenza della cricca stessa. A questo punto si definiscono i carichi e i vincoli agenti sulla piastra (fig. 1.19):

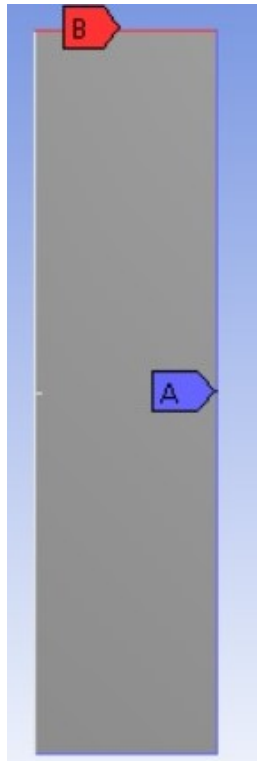


Fig.2.19: Carichi e vincoli applicati nella semi-piastra. Sul bordo superiore della piastra, evidenziato in rosso e dalla lettera B, è applicato il carico di 1 MPa; sul bordo laterale e inferiore, evidenziato in blu e con la lettera B, è applicato il vincolo 'Frictionless Support' che replica la simmetria della piastra e blocca la piastra.

Determinazione dello Stress Intensity Factor

Prima di lanciare la risoluzione del modello si inseriscono tra i risultati che devono essere analizzati il 'Fracture Tool' nel quale si seleziona il nodo ad apice della cricca definita. Risolto il modello, la deformata della piastra è riportata in figura 2.20:

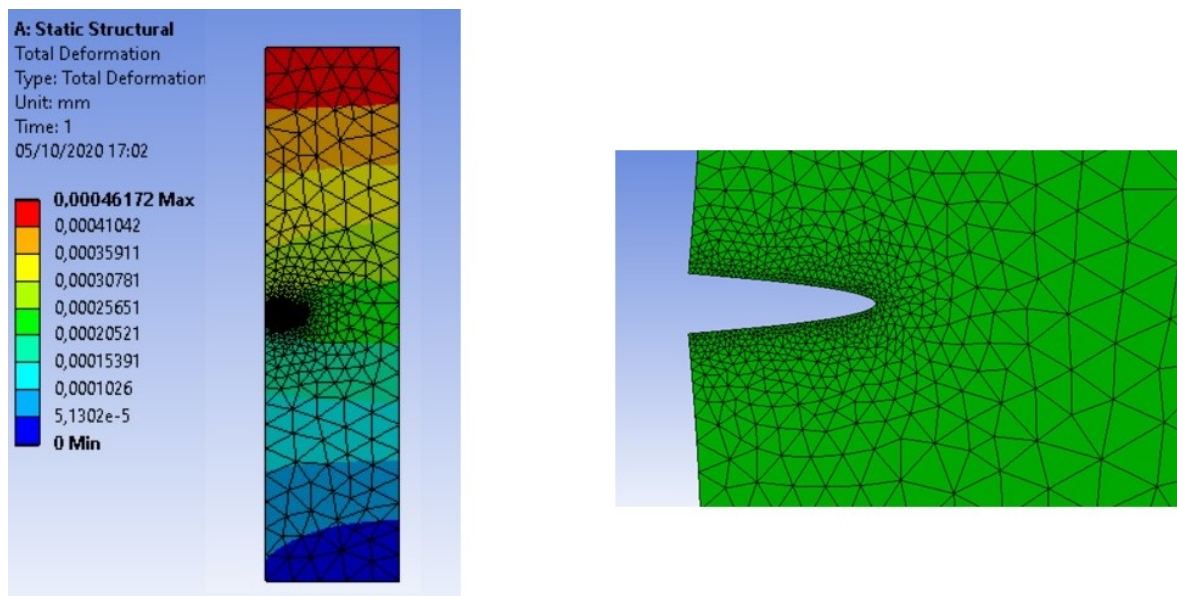


Fig.2.20: Deformazioni della piastra con cricca $a=5$ mm e carico applicato di 1 MPa

Il K_I calcolato per la cricca di 5 mm è pari a 4.404 MPa mm^{0.5}.

Nella tabella 2.4 sono riportati i valori dello SIF calcolati per le diverse dimensioni di cricca e anche l'errore rispetto al valore di K_I calcolato nel paragrafo 2.2:

Tabella 2.4: K_I calcolati per le diverse dimensioni di cricca

a [mm]	K_I [MPa mm ^{0.5}]	errore %	a [mm]	K_I [MPa mm ^{0.5}]	errore %
1	1.984	0.224	11	6.727	0.292
2	2.801	0.923	12	7.123	0.248
3	3.422	0.662	13	7.541	0.183
4	3.944	0.510	14	7.991	0.250
5	4.405	0.441	15	8.486	0.214
6	4.825	0.400	16	9.039	0.158
7	5.220	0.369	17	9.672	0.142
8	5.600	0.353	18	10.418	0.184
9	5.973	0.402	19	11.320	0.171
10	6.346	0.325	20	12.462	0.212

In figura 2.21 è riportato l'andamento del K_I al variare della dimensione della cricca, mentre in figura 2.22 l'andamento dell'errore per le diverse cricche:

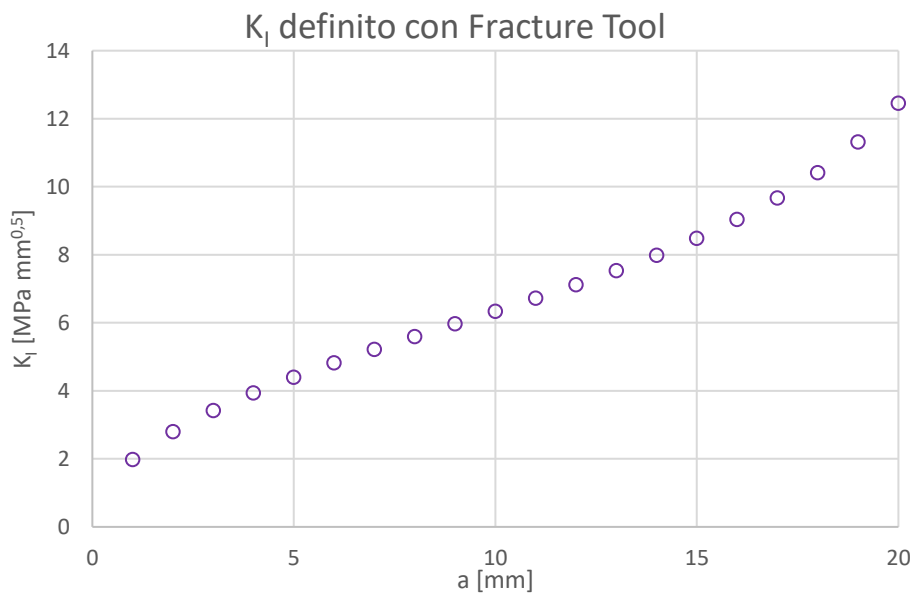


Fig. 2.21: Andamento del K_I definito con l'utilizzo del Fracture Tool di Ansys Workbench al variare della dimensione della cricca a

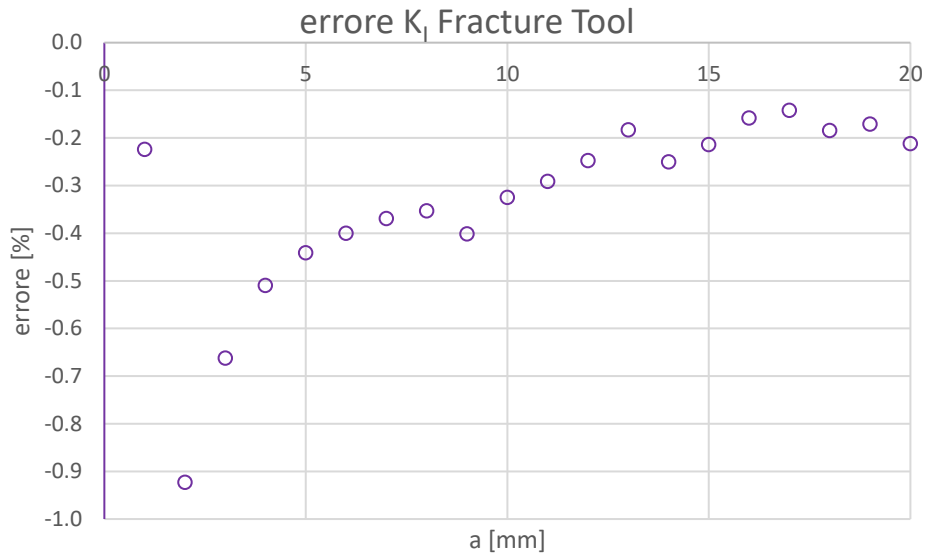


Fig.2.22: Andamento dell'errore commesso nella valutazione del K_I utilizzando il Fracture Tool di Ansys Workbench rispetto al valore ottenuto da una mesh fitta

2.5 Confronto dei risultati

Di seguito si riporta un breve confronto tra i risultati ottenuti dai tre metodi analizzati:

- K_I definito utilizzando la sua definizione a livello numerico;
- K_I calcolato con il PSM;
- K_I definito con il Fracture Tool di Ansys Workbench.

Nel grafico di figura 2.23 è riportato il confronto tra i valori di K_I ricavati al variare della dimensione di cricca:

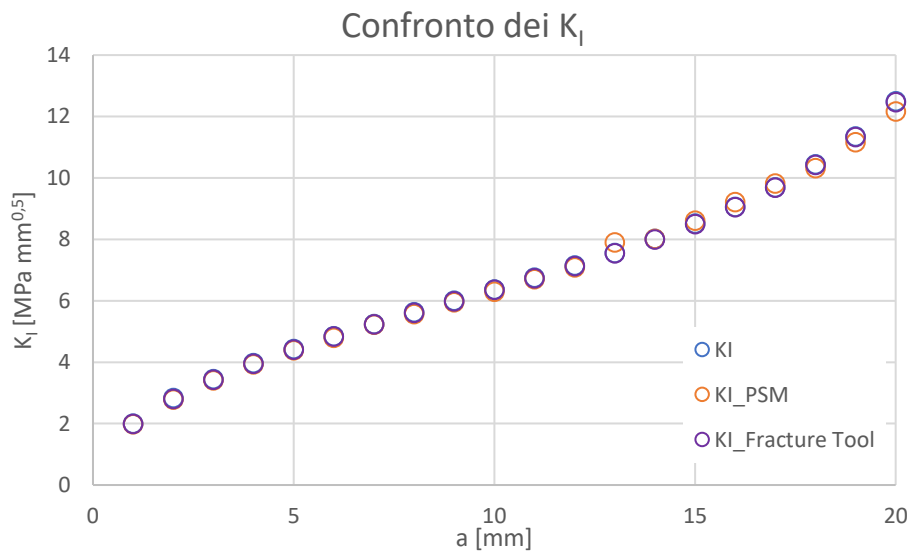


Fig.2.23: Confronto dei valori di K_I calcolati utilizzando i tre metodi definiti

Da questo grafico (fig. 2.23) si può osservare che i valori di K_I calcolati utilizzando i tre metodi, si possono considerare praticamente identici dal punto di vista ingegneristico. Se si va a fare un

confronto dell'errore (fig. 2.24) tra il valore calcolato con la definizione di SIF e quello ottenuto da PSM/Fracture Tool, allora si può vedere che il PSM tende generalmente a sovrastimare il valore, mentre il Fracture Tool sottostima K_I .

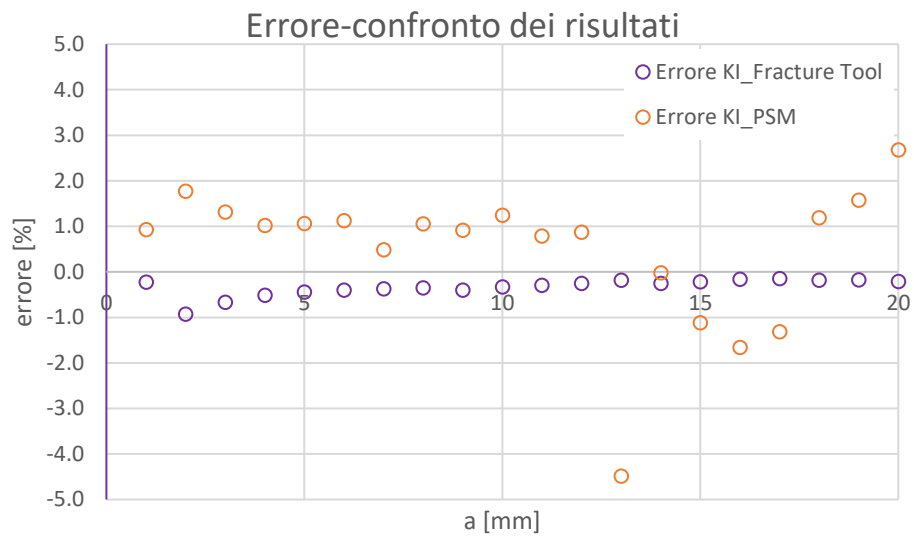


Fig.2.24: Confronto dei risultati nel calcolo di K_I valutando l'errore rispetto alla definizione di SIF

Si può inoltre affermare che il PSM e il Fracture Tool permettono di ottenere una stima di K_I in tempi molto più rapidi rispetto all'utilizzare a livello numerico la definizione di K_I .

BIBLIOGRAFIA

- [1] P. Lazzarin and R. Tovo. A NOTCH INTENSITY FACTOR APPROACH TO THE STRESS ANALYSIS OF WELDS. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 1998; 21: 1089–1103.
- [2] G. Meneghetti and P. Lazzarin. Significance of the elastic peak stress evaluated by FE analyses at the point of singularity of sharp V-notched components. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 2006; 30: 95-106.
- [3] G. Meneghetti, A. Campagnolo and et al. Rapid evaluation of notch stress intensity factors using the peak stress method: Comparison of commercial finite element codes for a range of mesh patterns. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 2018; 41: 1044-1063.
- [4] Ansys-Fracture analysis guide-Realise 2020 R2 July 2020: pp 2-5.

CAPITOLO 3

Macchina per il Razor Blading

3.1 Introduzione

In questo capitolo sono riportati gli aspetti progettuali per la creazione di una macchina per il Razor Blading costruita direttamente nel laboratorio di Costruzioni di Macchine dell'Università di Padova. L'obiettivo principale di questa macchina è di creare un intaglio acuto e simile ad una cricca in un provino già pre-intagliato (vedi fig. 3.1). Alcuni autori [1-2] hanno ottenuto questo tipo di intaglio per usura utilizzando una lametta posta in contatto con la superficie del pre-intaglio, a cui è applicata una forza normale.

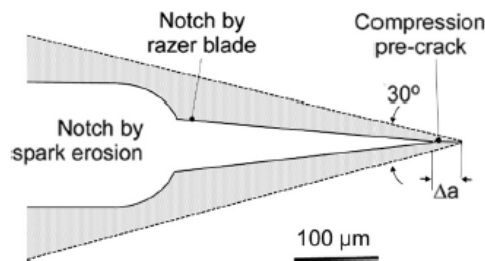


Fig.3.1: rappresentazione schematica di pre-intaglio e intaglio da Razor Blading. Quest'intaglio, essendo molto acuto, agevola l'innesco della pre cricca durante il compression pre-cracking [1]

Questo tipo di intaglio ha lo scopo di:

- Agevolare l'innesco della pre-cricca. La maggiore facilità nel creare la pre-cricca permette di ridurre i carichi nel compression pre-cracking con una conseguente riduzione del area plastica a fine processo. Un'area plastica residua contenuta consente di lavorare con tensioni residue ridotte, le quali tendono ad influenzare la prova per la determinazione della curva R [2];
- Inibire l'effetto dell'intaglio creato da EDM o da altri metodi. Nel capitolo 5 verrà dimostrato a livello numerico questo effetto.

L'intaglio da Razor Blading verrà realizzato in un provino SENB, il quale è definito dalle seguenti dimensioni principali (vedi fig. 3.2):

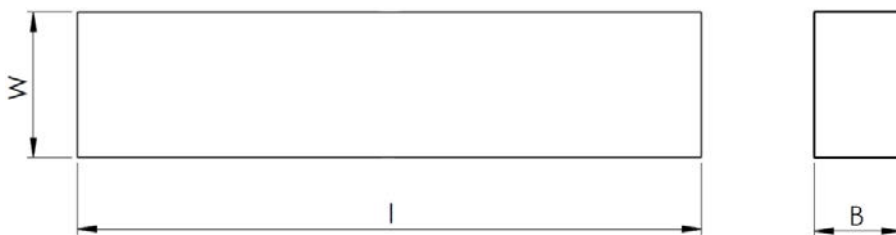


Fig. 3.2: dimensioni principali di un provino SENB. Da qui in avanti si manterrà la medesima nomenclatura delle diverse grandezze

Nella progettazione della macchina l'obiettivo principale è di creare un sistema il più rigido possibile, condizione necessaria a garantire un intaglio acuto e con profondità costante per l'intera larghezza B del provino (vedi fig. 3.3).

La macchina per il razor blading è stata creata per accogliere provini che hanno dimensioni comprese nei seguenti range:

- lunghezza l da 75 mm a 160 mm;
- spessore B da 8 mm a 20 mm.

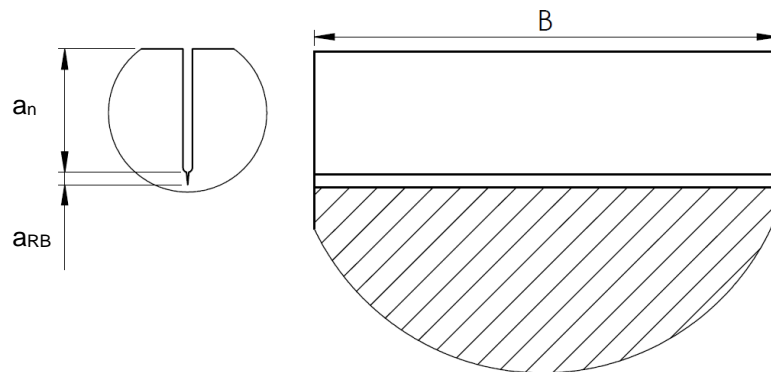
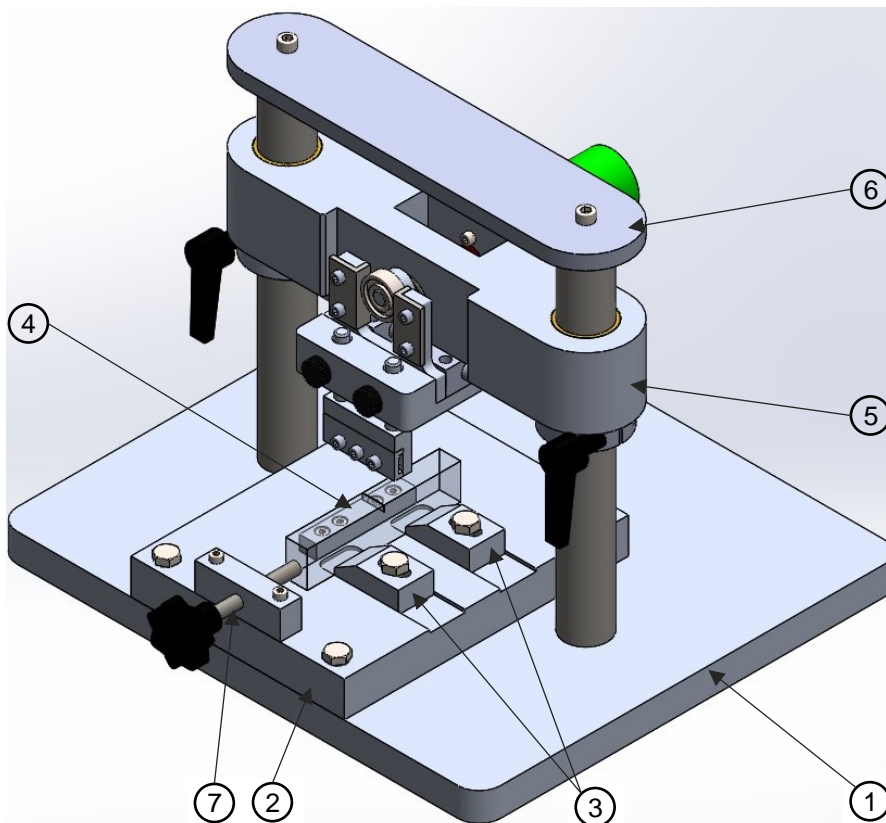


Fig.3.3: rappresentazione schematica del pre-intaglio a_n più intaglio da Razor Blading a_{RB} . La macchina deve garantire una a_{RB} costante per l'intero spessore B

Il secondo obiettivo prefissato è quello di costruire una macchina per il Razor Blading compatta, affidabile ed economica.

3.2 Principio di funzionamento

Per poter creare l'intaglio da Razor Blading (vedi fig. 3.1) si deve applicare una forza normale alla lama: quest'ultima, scorrendo ripetutamente sul fondo del pre-intaglio, lo va a generare per usura. Per effettuare questa operazione si è creato il seguente sistema:



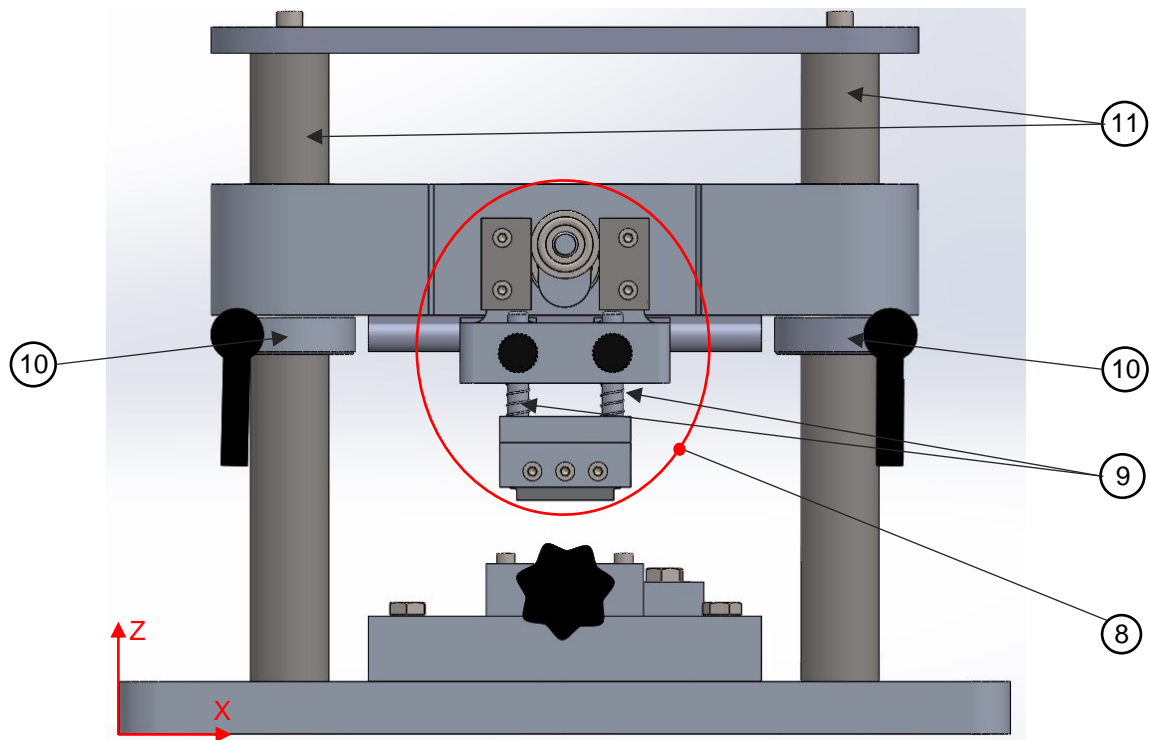


Fig.3.4: la prima figura è la vista isometrica della macchina per il Razor Blading, mentre la seconda la vista frontale. I componenti che definiscono la macchina sono: 1) Piastra portante; 2) Piastra di rialzo; 3) Cunei di fissaggio provino; 4) Supporto provino; 5) Supporto motore; 6) Piastra di bloccaggio; 7) Vite di posizionamento provino; 8) Sistema di trasmissione con supporto lama; 9) Steli supporto lama 10) Anello di fissaggio; 11) Steli guida

Il provino viene montato sulla piastra di rialzo e la posizione del pre-intaglio rispetto alla lama viene regolata attraverso la vite di figura 3.4 (7). Completato il montaggio, si deve andare a definire la forza normale da applicare alla lama e che definirà la profondità dell'intaglio da Razor Blading. Per farlo si sposta in direzione verticale il supporto motore in cui è montata e fissata la lama. Portando la lama ad un primo contatto con il fondo del pre-intaglio, si va a bloccare lo spostamento del supporto motore attraverso gli anelli di bloccaggio di figura 3.4 (10). Una volta assicurati che gli steli del porta lama (9) (vedi fig. 3.4 e 3.6) sono liberi di scorrere nella loro sede, si va a definire un abbassamento Δz di uno dei due anelli e lo si va poi a bloccare; a questo punto si porterà allo stesso livello l'altro anello di bloccaggio e il supporto motore si appoggerà su di essi. In questo modo il supporto motore scorre verso il basso di una quantità definita, e genera per effetto del suo peso una precompressione Δz delle molle coassiali agli steli del porta lama (vedi fig.3.6). Le molle compresse definiscono una forza normale al tagliente della lama pari a:

$$F_N = 2 k \Delta z [N] \quad (3.1)$$

dove $2k$ è la costante elastica delle molle in parallelo (vedi fig.3.6). Definita la forza, attraverso le manopole (vedi fig. 3.5 – (8)), si blocca lo scorrimento verticale degli steli del porta lama, mantenendo invariata la precompressione delle molle. In questo modo, la forza normale è variabile al variare della profondità dell'intaglio da Razor Blading, poiché all'aumentare della profondità si ha il recupero elastico della deformazione della lama, con conseguente diminuzione della forza impressa. In questo modo, nelle ultime passate della lama, prima che recuperi totalmente la deformazione, la forza agente è molto piccola e permette di effettuare la finitura dell'apice dell'intaglio creato. Un'altra accortezza presa in fase di progettazione è di distanziare il più possibile tra loro i due steli del porta lama (vedi fig.3.6), in modo da garantire la rigidità del sistema di scorrimento steli-slitta. Per creare l'intaglio, la lama deve avere un movimento traslatorio con inversione del moto. Per la creazione di questo tipo di moto si è scelto di adottare il sistema di trasmissione rappresentato in figura 3.5:

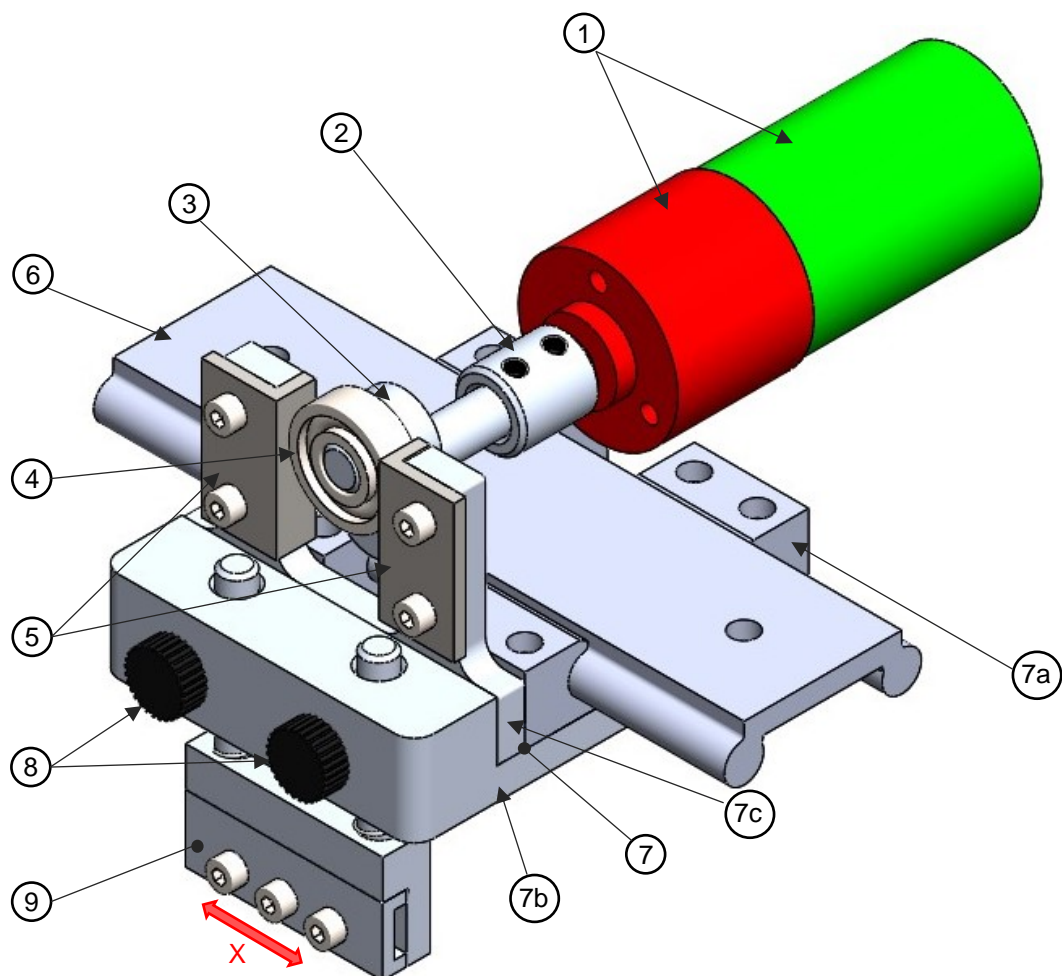


Fig.3.5: Sistema di trasmissione ideato per la creazione del moto traslatorio della lama in direzione X. I vari componenti numerati sono: 1) motoririduttore; 2) giunto di trasmissione; 3) camma; 4) cuscinetto per la trasmissione del moto; 5) piastrine di contatto; 6) guida lineare; 7) slitta; che a sua volta è composta da: 7a) cuscinetti lineari; 7b) supporto cuscinetti; 7c) piastrina camma. 8) sistema di bloccaggio degli steli del porta lama; 9) supporto lama.

Il sistema è costituito da un motoririduttore (il suo dimensionamento verrà riportato nel prossimo paragrafo) che crea un moto rotatorio e attraverso un giunto lo trasmette all'albero della camma in cui è montato un cuscinetto in posizione eccentrica (vedi fig.3.5 – (4)); il cuscinetto è a contatto con le due piastrine (vedi fig.3.5 – (5)) che sono montate sulla slitta vincolata ad una guida lineare. La guida permette il solo moto in direzione trasversale (vedi verso del moto in fig. 3.5). Conseguente che, in una prima fase il cuscinetto ruotando entra in contatto con una piastrina, definendo così la traslazione della slitta; in una seconda fase il cuscinetto entra in contatto con l'altra piastrina determinando l'inversione del moto. Se si prende come riferimento il baricentro del sistema slitta (vedi fig.3.6), il suo moto idealmente è regolato dalle seguenti equazioni:

$$x_G = e \sin(\omega_r t) [m] \quad (3.1)$$

$$\dot{x}_G = e \omega_r \cos(\omega_r t) [m/s] \quad (3.2)$$

$$\ddot{x}_G = e \dot{\omega}_r \cos(\omega_r t) - e \omega_r^2 \sin(\omega_r t) [m/s^2] \quad (3.3)$$

dove e è l'eccentricità della camma (vedi fig.3.6) e ω_r la velocità angolare dell'albero in uscita dal riduttore.

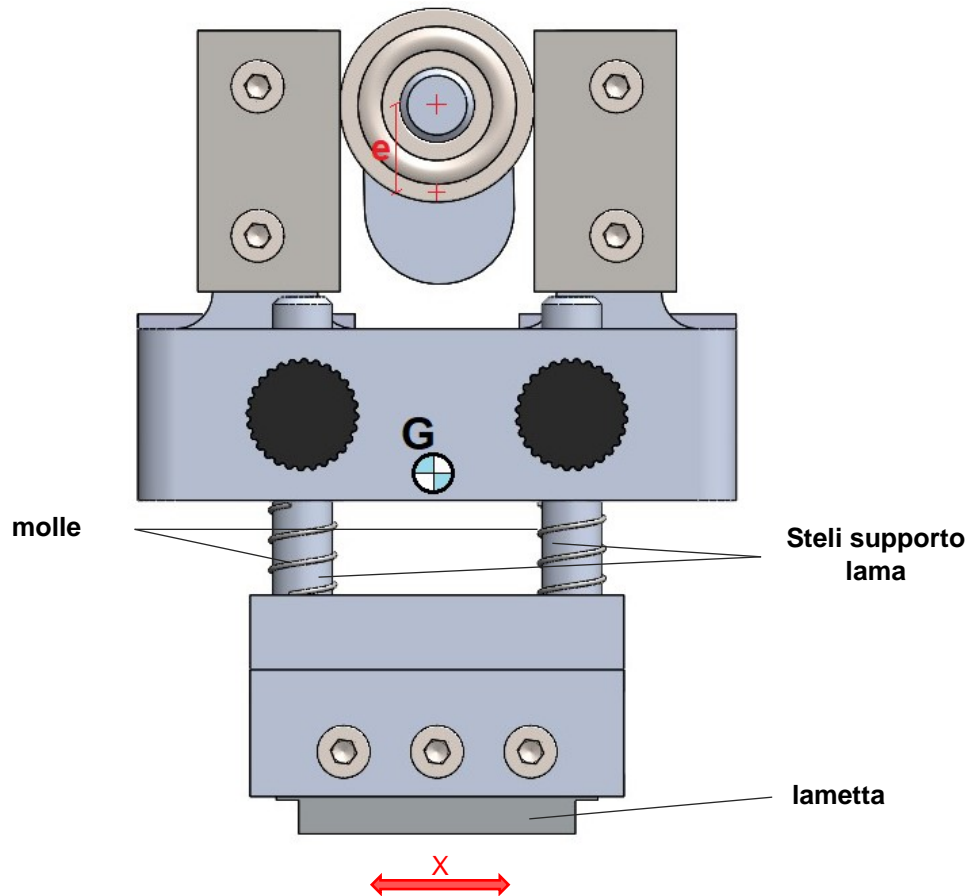


Fig. 3.6: vista anteriore di camma, slitta e supporto lama. È riportata la posizione del baricentro della slitta più il sistema di afferraggio della lama. In rosso invece è indicata l'eccentricità della camma e la direzione di traslazione del sistema slitta.

Per quanto riguarda il materiale di costruzione degli elementi della slitta si è scelto di utilizzare dove possibile l'alluminio in modo da contenere il peso e riducendo le dimensioni del motore e guida lineare. Tuttavia, per evitare fenomeni di usura si sono realizzati in acciaio i seguenti elementi: steli supporto lama (fig. 3.6) e piastrine di contatto (fig. 3.5 – (5)). Sono in acciaio anche le molle, le diverse viti e i cuscinetti radiali.

Anche i componenti che non appartengono al sistema di trasmissione sono realizzati principalmente in alluminio riducendo il peso totale della macchina. Unica eccezione è fatta per gli steli guida del supporto motore (fig. 3.4 – (11)) che sono realizzati in acciaio inox (si è scelto questo materiale per evitare la corrosione e ridurre l'usura) e per i cunei di fissaggio che sono realizzati in acciaio per evitare l'usura.

La lametta che verrà utilizzata è quella da rasoio che ha il pregio di avere uno spessore di circa 0,1 mm e quindi è possibile inserirla anche in pre-intagli da EDM che hanno larghezza ridotta. Queste lame sono abbastanza standardizzate e hanno la geometria riportata in figura 3.7. Per completezza si riporta in figura 3.8 il profilo del tagliente misurato su delle lamette marchiate ASTRA.

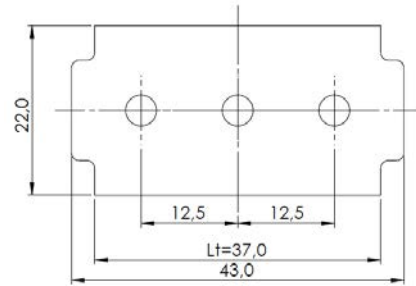


Fig.3.7: a sinistra le lamette che si utilizzeranno, mentre a destra la geometria approssimata delle lame utilizzate nel processo di razor blading. Lt è il tagliente della lama. In rosso è evidenziata la parte del tagliente che deve entrare in contatto con il provino. Le dimensioni del disegno sono in millimetri.

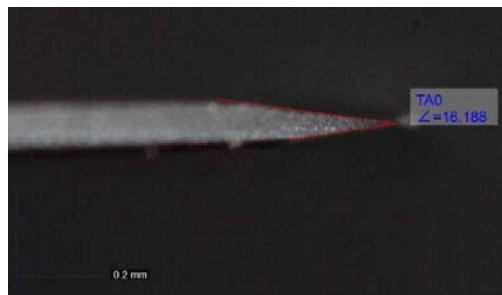


Fig. 3.8: profilo del tagliente di una lametta ASTRA. L'apertura del tagliente è di circa 16-17°

Si crede che per poter realizzare in maniera corretta il processo di Razor Blading (RB) e ottenere un intaglio acuto e con un raggio di raccordo molto contenuto, l'intero spessore B del provino deve essere sempre a contatto con il tagliente della lama, in modo da evitare che gli spigoli del tagliente vadano ad impuntarsi nel provino stesso (vedi fig.3.7). L'impuntamento della lama potrebbe anche causare una profondità dell'intaglio da Razor Blading non uniforme e aumentare le zone plasticizzate (incremento delle tensioni residue). Per garantire questa condizione anche con i provini con spessore più elevato (20 mm) si è scelta l'eccentricità della camma pari a 7 mm (vedi fig.3.6), il che significa avere una corsa totale di 14 mm.

3.3 Scelta del motoriduttore

Il sistema di trasmissione introdotto è composto da un motoriduttore con motore in corrente continua. Si è scelto un motore a corrente continua per la sua affidabilità, economicità e semplicità di regolazione della velocità.

3.3.1 Cenni su motori in corrente continua

Le informazioni riportate qui di seguito fanno riferimento a [3]

I motori in corrente continua a magneti permanenti sono costituiti da un rotore che è generalmente la parte messa in rotazione e da uno statore, la parte collegata a telaio. Per descrivere il funzionamento di un motore in c.c. si prende in considerazione un motore a spazzole, ma il principio di funzionamento è valido anche per i motori brushless.

Il rotore è definito da una serie di avvolgimenti costituiti da materiale conduttore, mentre nello statore vi sono i magneti permanenti. Per definire come nasce la coppia generata dal motore, si prende in riferimento solo una spira (vedi fig. 3.9):

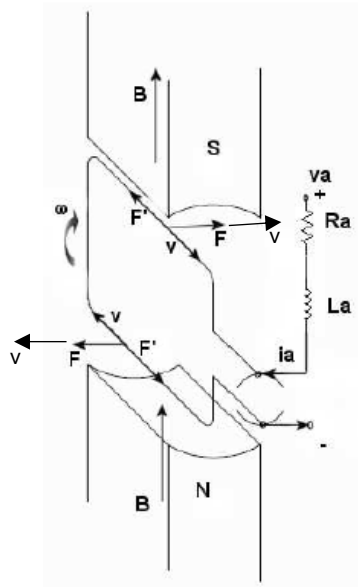


Fig.3.9: Schema di funzionamento di un motore elettrico in corrente continua a magneti permanenti. S e N polo positivo e negativo dei magneti, B intensità del campo magnetico. V_a , R_a , L_a e i_a sono rispettivamente la tensione, la resistenza, l'induttanza e la corrente di armatura.

La spira è alimentata da una tensione V_a la quale definisce il passaggio delle cariche q nel conduttore; le particelle cariche hanno una velocità v e per la presenza del campo magnetico B si genera una forza F che per la formula di Lorenz è pari a:

$$F = \vec{v} \times \vec{B} dq [N] \quad (3.4)$$

ricordando che sono gli elettroni a condurre e che hanno carica negativa, il verso è quello rappresentato in figura 3.9. Questa forza genera una coppia lungo l'asse del rotore. Dato che l'intensità di corrente i_a dipende dal passaggio di carica q si ha che:

$$C_m \propto F \propto i_a \quad (3.5)$$

dove C_m è la coppia generata dal rotore. Considerando il contributo di tutte le spire presenti nel rotore, è possibile esprimere la coppia in funzione della sola corrente i_a che circola:

$$C_m = k_t i_a [Nm] \quad (3.6)$$

La costante di proporzionalità tra coppia e la corrente è definita costante di coppia k_t [Nm/A] (constant torque) ed è una caratteristica del motore in c.c.. La coppia C_m che si genera può accelerare il motore nel caso in cui il suo verso sia pari a quello della velocità di rotazione ω del rotore o decelerare in caso di verso contrario.

Le particelle in moto hanno però un ulteriore componente di velocità che è quella generata dalla rotazione del rotore (velocità tangenziale):

$$v' = \vec{\omega} \times \vec{r} [m/s] \quad (3.7)$$

con r raggio del rotore. Conseguente che nasce un ulteriore componente di forza data da:

$$F' = \vec{v}' \times \vec{B} dq [N] \quad (3.8)$$

che ha direzione lungo il filo conduttore. La spinta derivante dall'azione di F' comporta un decremento (nel caso di figura 3.9) o un incremento della velocità v delle particelle, ovvero un decremento o un incremento della corrente di armatura. Più in generale questa forza si oppone all'effetto prodotto da V_a , è allora possibile scrivere la seguente equazione di equilibrio del rotore:

$$V_a - e = i_a R_a - L_a \frac{di_a}{dt} [V] \quad (3.9)$$

dove e è la forza contro-elettromotrice (fcem) legata a F' . Dato che F' è proporzionale a ω anche fcem lo è. Questa dipendenza può essere espressa dalla seguente relazione:

$$e = k_v \omega [V] \quad (3.10)$$

con k_v [V s/rad] costante di forza contro-elettromotrice che è una proprietà del motore in c.c.. Se si inserisce nella 3.9 la 3.10 e la corrente i_a espressa secondo la 3.6 si ottiene la seguente espressione:

$$\omega = \frac{1}{k_v} v_a - \frac{R_a}{k_v k_t} C_m [rad/s] \quad (3.11)$$

La 3.11 trascura il termine legato all'induttanza del motore, il quale ha una breve durata. $R_a/k_v k_t$ è il motor regulation ed è un parametro che caratterizza il motore. Analizzando la formula 3.11 si osserva che la coppia massima la si ha quando la velocità del motore è nulla, ovvero quando il motore è in condizioni di stallo ($C_{m,max}=C_{stallo}$). Quando la coppia erogata dal motore è nulla, si ha la velocità massima ω_{max} e in questo caso tutta la tensione applicata all'armatura serve per vincere la forza contro elettromotrice. Nel diagramma di figura 3.10 sono riportate le curve caratteristiche isotensione del motore in c.c.:

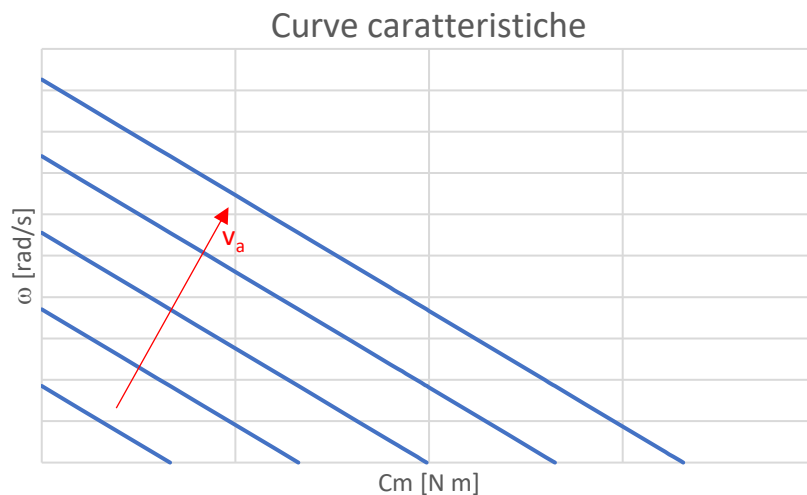


Fig. 3.10: curve caratteristiche coppia C_m velocità ω di un motore in corrente continua

Di seguito, viene illustrato come si sfruttano queste caratteristiche del motore per regolare la velocità del sistema di figura 3.4.

La coppia C_m erogata dal motore viene spesa per accelerare sé stesso e vincere le forze viscose descritte dal coefficiente F_m . Solo la parte rimanente è utilizzata per movimentare il sistema:

$$C_m = I_m \ddot{\theta}(t) + F_m \dot{\theta}(t) + C_r(t) [Nm] \quad (3.12)$$

con I_m inerzia del motore, F_m coefficiente delle forze viscose del motore, C_r coppia resistente.

3.3.2 Scelta del motoriduttore

Per poter scegliere il motoriduttore si assume la legge di moto del motore in modo da valutare le forze di inerzia del sistema slitta. Il motore deve anche vincere la forza di attrito che si genera nel

contatto tra lama e provino e la forza F_{az} necessaria a far scorrere la slitta sulla guida lineare (F_{az} =forza di azionamento – vedi fig.3.11).

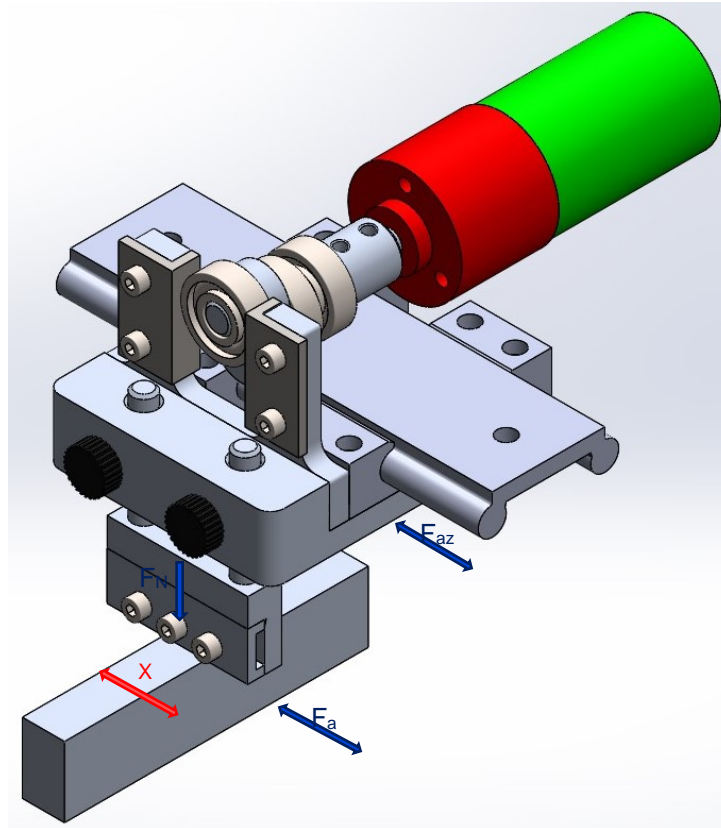
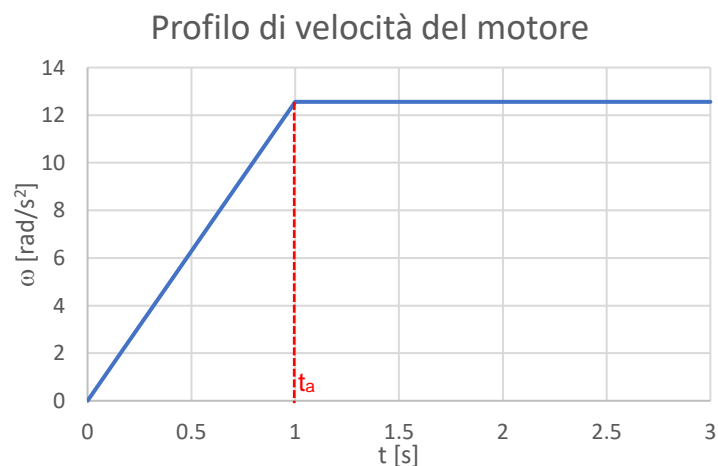


Fig.3.11: Forze agenti sul sistema di trasmissione

Legge del moto del motore

Per il motore si assume una legge di velocità a rampa (vedi fig. 3.12). Quest'assunzione è necessaria per la scelta del motore e della guida lineare, ma non potrà mai essere verificata a causa del sistema di controllo che viene utilizzato (vedi paragrafo 3.3.3). Il profilo di velocità è riportato in figura 3.11 con accelerazione del motore in 1 secondo e poi il motore permane ad una velocità di 120 rpm (12.56 rad/s). La velocità di regime si è scelta facendo riferimento alle condizioni adottate da lavorazioni di razor blading di altri laboratori. Con questo andamento della velocità si ha una fase di accelerazione costante:



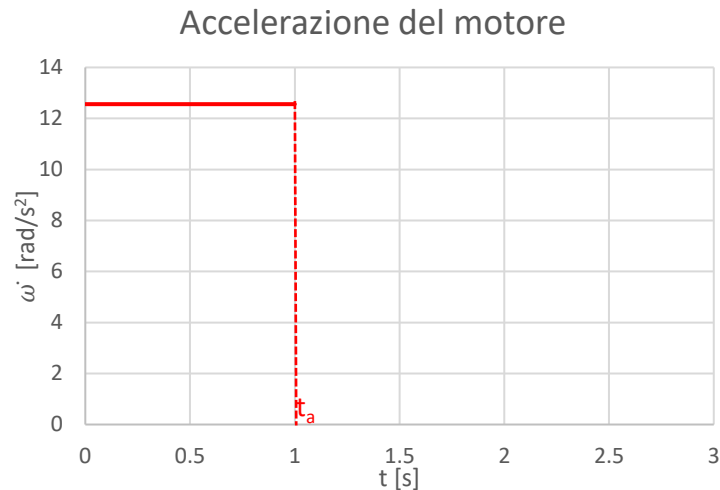


Fig. 3.12: il primo diagramma definisce il profilo di velocità che deve seguire il motore mentre il secondo il profilo di accelerazione

Fissate queste condizioni per il motore, le equazioni del moto del centro di massa della slitta (3.1), (3.2) e (3.3) diventano:

$$x_G = 0.007 \sin(12.56 t) \text{ [m]} \quad (3.13)$$

$$\dot{x}_G = 0.088 \cos(12.56 t) \text{ [m/s]} \quad (3.14)$$

$$\ddot{x}_G = 0.088 \cos(12.56 t) - 1.104 \sin(12.56 t) \text{ [m/s}^2\text{]} \quad (3.15)$$

Dall'ultima equazione si osserva che l'accelerazione della slitta è composta da due termini: il primo è un termine transitorio legato all'accelerazione del motore mentre il secondo definisce l'accelerazione della slitta (si ricorda che la slitta continua a variare verso ogni semiperiodo) una volta stabilito il regime del motore.

Determinazione della forza di attrito F_a

Per determinare la forza di attrito F_a è necessario stimare la forza normale F_N massima che si potrebbe applicare alla lama. L'incisione e la sua profondità dipendono dalla durezza del materiale del provino; consegue allora che per ottenere un intaglio per Razor Blading, all'aumentare della durezza si deve aumentare la forza normale F_N . Per questo motivo, per la stima di F_N si è scelto di creare un'incisione a mano libera su un provino in acciaio Maraging, materiale estremamente duro. Il provino utilizzato è in acciaio Maraging trattato ad una temperatura $T=490^\circ\text{C}$ con tensione di rottura $\sigma_R=1800\text{-}2000$ MPa e durezza 600 HV. La forza normale F_N la si è definita utilizzando una bilancia di precisione con cui si è misurata la massa applicata e poi convertita in forza. Il provino è vincolato alla superficie della bilancia andandola poi ad azzera. Con la lama di figura 3.7 viene inciso il provino. Da questa prova si è osservato che per poter incidere la superficie è necessario applicare una massa di 1.4 kg equivalenti ad una forza di 13.7 N. Per poter dimensionare la trasmissione in vantaggio di sicurezza è stata scelta la forza normale massima che può essere applicata alla lama è 20 N. Il contatto tra lama e provino è un contatto acciaio-acciaio, si è preso perciò un coefficiente di attrito $\mu=0.7$ avendo la forza massima di attrito a cui deve far fronte la trasmissione è pari a:

$$F_{a,max} = \mu F_N = 0.7 * 20 = 14 \text{ N}$$

Determinazione della forza di azionamento F_{az}

La forza di azionamento F_{az} per movimentare la slitta dipende dal tipo di guida lineare. Per il sistema di figura 3.4 si è scelto di utilizzare una guida lineare con due corsie e a profilo cilindrico con cuscinetti a strisciamento (economica e affidabile – vedi fig.3.13) prodotta dalla ditta Iigus [4]:



Fig.3.13: a sinistra la guida lineare a doppia corsia in alluminio anodizzato; a destra il cuscinetto che viene montato sulla guida. Il materiale di contatto è un tecnopolimero a basso coefficiente di attrito. I due componenti sono prodotti dalla ditta Iigus [4]

Sono disponibili a catalogo diverse dimensioni del tipo di guida riportata in figura 3.13. Nel configuratore presente nel sito [4] si deve scegliere a priori la dimensione della guida e successivamente verificare se è adatta per il sistema. Una volta definita la distanza tra i cuscinetti che vengono montati nel medesimo binario (ATTENZIONE: questa distanza influisce sul funzionamento della guida, consegue che una guida che non risulta verificata per un certo montaggio dei cuscinetti, può risultare verificata se si aumenta la distanza tra di loro) si devono inserire le seguenti informazioni nel configuratore (vedi fig. 3.17):

- Punto di azionamento: è definito come quel punto in cui il sistema montato sulla guida (in questo caso la slitta) viene messo in movimento, perciò si devono riportare le coordinate del punto di azionamento rispetto al sistema di riferimento della guida lineare (vedi fig. 3.17). Nel caso della macchina per Razor Blading, il punto di azionamento è definito dal punto di contatto tra il cuscinetto eccentrico della camma (fig. 3.5 – (4)) e le piastrine (fig.3.5 – (5)). Il punto di azionamento della camma varia durante la rotazione del cuscinetto. Per la scelta della guida si è scelto come punto di azionamento il punto più critico che è definito in figura 3.14:

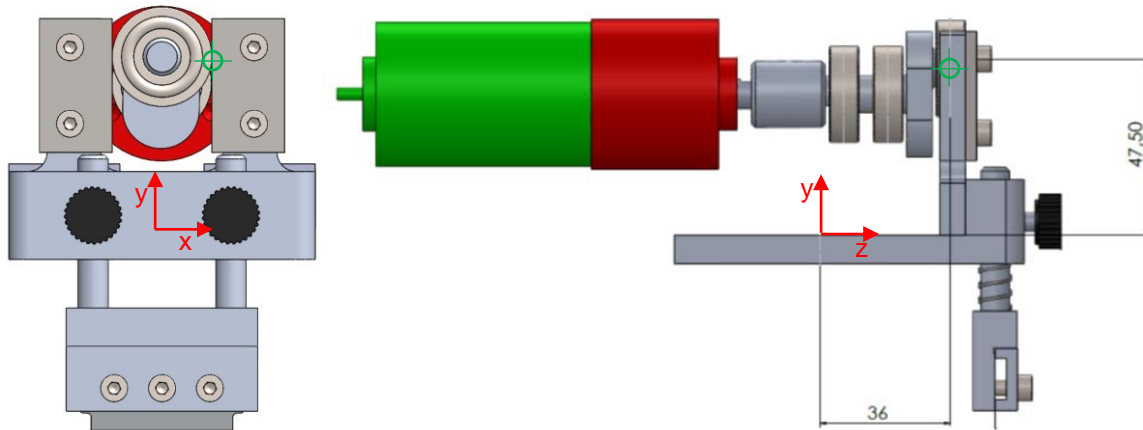


Fig. 3.14: in verde è evidenziato il punto di azionamento critico utilizzato per la scelta della guida lineare

- Baricentro: si devono riportare le coordinate del baricentro del sistema slitta rispetto al sistema di riferimento della guida lineare (vedi fig. 3.17). Le coordinate del baricentro sono riportate in figura 3.15:

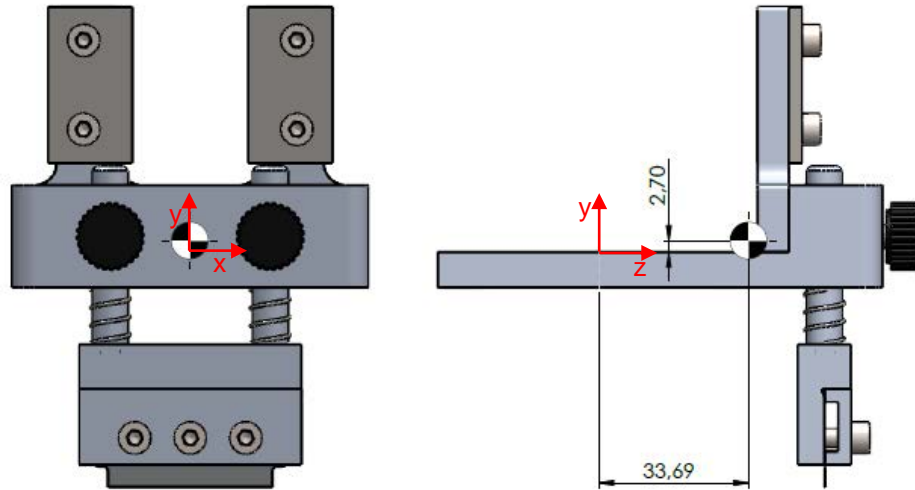


Fig. 3.15: *posizione del baricentro del sistema slitta rispetto al sistema di riferimento della guida lineare. In questo caso non si è rappresentato tutta la trasmissione per mettere in risalto a quali componenti è riferito il baricentro*

- Peso: il peso del sistema slitta. Il peso totale degli elementi che scorrono sulla guida è di circa 6 N;
- Accelerazione: accelerazione del centro di massa della slitta. L'accelerazione è descritta dall'equazione 3.15 e in questa fase si trascura il termine legato ai fenomeni transitori del motore. Inoltre, per essere in condizioni di sicurezza, si prende il valore massimo di accelerazione della slitta con motore a regime $\ddot{x}_{G,max}=1.1 \text{ m/s}^2$.
- Braccio: sotto questa voce si deve inserire il valore della forza che agisce nel sistema montato sulla guida lineare e dei relativi bracci rispetto al sistema di riferimento della guida. Questa forza provoca dei momenti che possono bloccare lo scorrimento tra slitta e guida. Nel caso in questione, la forza da inserire coincide con la forza di attrito prodotta per lo strisciamento della lama sul provino. Come già anticipato questa forza per le condizioni di progetto è pari a $F_a=14 \text{ N}$. Per quanto riguarda i suoi bracci, sono riportati nella seguente figura:

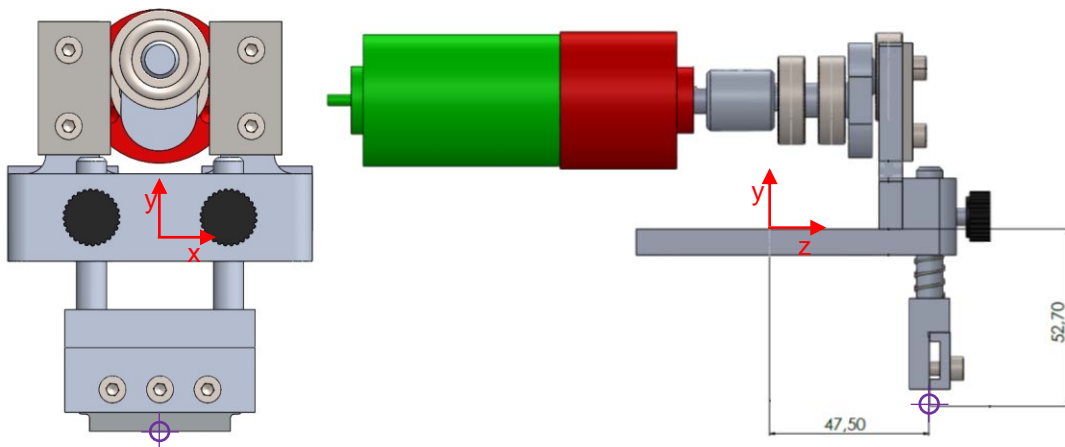


Fig. 3.16: *in viola è evidenziato il punto di azione della forza e sono riportati i bracci utilizzati per la scelta della guida lineare*

Definire forze

Ora definire punto di azionamento, baricentro e movimento dell'applicazione.

Azionamento

Tipo di azionamento

Posizione del cuscinetto fisso

Punto di azionamento

ay mm

az mm

Baricentro

sx mm

sy mm

sz mm

Movimento

Peso * N

Accelerazione * m/s²

Lunghezza della corsa su durata d'esercizio * km

Braccio

Forza * N

Punto di origine del braccio

py mm

pz mm

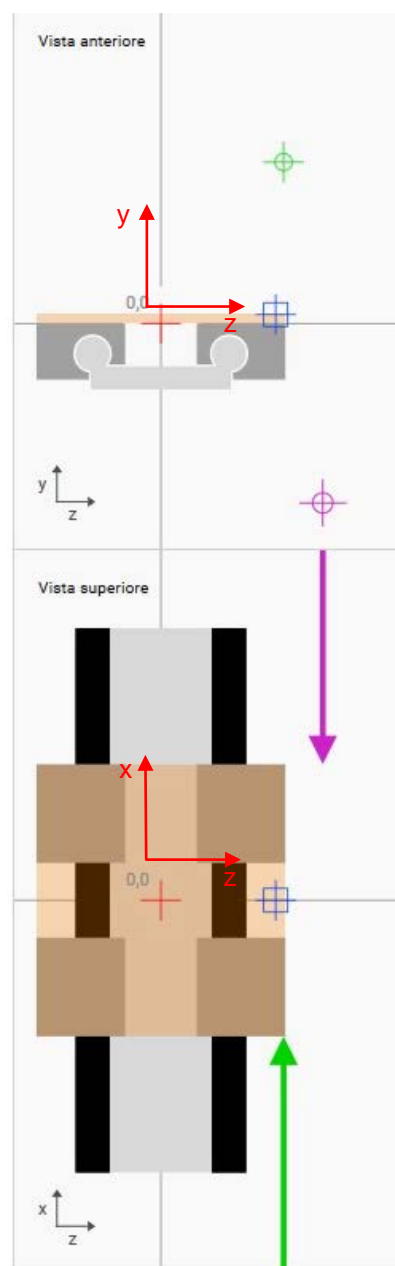


Fig. 3.17: schema riassuntivo presente nel sito Igus per la scelta della guida lineare [4]

Una volta inseriti tutti i dati richiesti dal configuratore (vedi fig. 3.17), si ottiene il risultato e quindi la verifica se la guida lineare scelta si adatta all'applicazione. In figura 3.18 oltre ad essere riportati i codici della guida lineare e dei cuscinetti impiegati nella realizzazione della macchina per il Razor Blading, sono riportati anche i dati riassuntivi della guida. Tra questi dati è importante mettere in risalto:

- La velocità massima continuativa di 2.33 m/s, ovvero la velocità massima con cui la guida lineare può lavorare con continuità senza che vi siano surriscaldamenti e danneggiamento precoce del materiale polimerico dei cuscinetti. Questa voce è ampiamente soddisfatta, dato che dall'equazione 3.14 si osserva che la velocità massima raggiunta è di 0.088 m/s;
- La forza di azionamento minima necessaria di 46 N. Questa è la forza minima che deve essere applicata alla slitta per metterla in movimento sulla guida. È anche la forza che serve per effettuare la scelta del motoriduttore. La forza così definita tiene conto anche dell'effetto della forza di attrito.

Il vostro sistema

drylin® W sistema completo: 1 rotaia doppia e 4 cuscinetti, 2 per guida

Codice art.	1 x WS-10-40 4 x WJ200UM-01-10
1 rotaia	1 x WS-10-40 Lunghezza rotaia : 160 mm
4 cuscinetti	4 x WJ200UM-01-10

Risultati del calcolo

Caratteristiche di funzionamento	OK	Ottimizzare
Carica	OK	Ottimizzare
Usura	OK	Ottimizzare
Usura direzione y	0,00 mm	
Usura direzione z	0,00 mm	
Velocità continua max. ammissibile	2,33 m/s	
Forza di azionamento min. necessaria	46 N	
Temperatura del cuscinetto ammissibile	90 °C	
Carico max. calcolato direzione y	-35 N	
Fattore di sicurezza direzione y	17,04	
Carico max. calcolato direzione z	30 N	
Fattore di sicurezza direzione z	4,21	
Gioco al baricentro (nuovo stato)	0,22 mm	
Gioco al baricentro (fine tempo di funzionamento)	0,22 mm	

Fig.3.18: dati riassuntivi della guida scelta per la macchina per il Razor Blading [4]

Calcolo della coppia che deve erogare il motoriduttore

Affinché il sistema venga messo in moto per generare l'intaglio, il motoriduttore deve essere capace a erogare una coppia C_{mr} (coppia erogata all'uscita del riduttore) tale da vincere le inerzie del sistema e le forze resistenti precedentemente definite. Per il calcolo della coppia C_{mr} si è applicato il principio dei lavori virtuali (PLV) all'uscita del motoriduttore avendo:

$$C_{mr}\delta\theta_r = I_c\ddot{\theta}_r\delta\theta_r + \frac{m_s\ddot{x}_G}{\eta_c}\delta x + \frac{(F_A)}{\eta_c}\delta x$$

(3.16)

dove i vari termini indicano:

- I_c : momento di inerzia del giunto, della camma e del cuscinetto (Fig.3.4 – (2), (3) e (4)) calcolato rispetto all'asse di rotazione;
- $\ddot{\theta}_r$: accelerazione angolare dell'albero in uscita dal riduttore;
- m_s : massa dei componenti appartenenti al sistema slitta (Fig.3.4 – (5), (7), (8) e (9));
- \ddot{x}_G : accelerazione del baricentro del sistema slitta definita dall'equazione 3.15;
- η_c : rendimento sistema camma (il sistema camma è definito dagli elementi (3), (4) e (5) di Fig.3.4);
- F_A : forza di azionamento moltiplicata per un fattore di sicurezza pari a 1,3. Non si è inserita la forza di attrito F_a poiché è già considerata in F_{az} ;

L'equazione 3.16 è valida nelle condizioni di spunto del motore, ovvero quando il motore è fermo e deve accelerare tutto il sistema. Tale istante è il più critico poiché il motore deve vincere tutte le inerzie del sistema, infatti quando il motore raggiunge la condizione di regime il termine inerziale $I_c \ddot{\theta}_r$ si annulla. Invece, a regime non si annulla totalmente $\frac{m_s \ddot{x}_G}{\eta_c}$ perché la slitta ha continue inversioni del moto, come non si annulla il termine legato alle forze resistenti.

Dividendo la 3.16 per $\delta\theta_r$ si ottiene:

$$C_{mr} = I_c \ddot{\theta}_r + \frac{m_s \ddot{x}_G}{\eta_c} \tau_1 + \frac{(F_A)}{\eta_c} \tau_1 \quad [Nm] \quad (3.17)$$

dove τ_1 è il rapporto di velocità della camma che è per definizione così definito:

$$\tau_1 = \frac{\partial x}{\partial \theta} = \frac{\dot{x}_G}{\dot{\theta}_r} \quad (3.18)$$

Inserendo l'espressione (3.2) si ha:

$$\tau_1 = \frac{\dot{x}_G}{\dot{\theta}_r} = \frac{e \omega_r \cos(\omega t)}{\omega} \quad (3.19)$$

con ω velocità angolare di rotazione ($\omega_r = \dot{\theta}_r$)

inserendo nella 3.17 le espressioni 3.3 e 3.19 si ottiene:

$$C_{mr} = I_c \ddot{\theta}_r + \frac{m_s e}{\eta_c} (-e \omega_r^2 \sin(\omega_r t) + e \ddot{\theta}_r \cos(\omega_r t)) * e \cos(\omega_r t) + \frac{e(F_A)}{\eta_c} \cos(\omega_r t) \quad [Nm] \quad (3.20)$$

considerando unitari i seni e i coseni (si rimane in vantaggio di sicurezza):

$$C_{mr} = I_c \ddot{\theta}_r + \frac{m_s e}{\eta_c} (-e \omega_r^2 + e \ddot{\theta}_r) * e + \frac{e(F_A)}{\eta_c} \quad [Nm] \quad (3.21)$$

I valori dei diversi parametri sono:

- $I_c = 4 \cdot 10^{-6} \text{ kg m}^2$
- $F_A = F_{ar} * f_s = 46 * 1,3 = 60 \text{ N}$
- $m_s = 0,6 \text{ kg}$
- $e = 7 \text{ mm}$
- $\eta_c = 0,8$

Inserendo i valori risulta:

$$C_{mr} = 5,024 * 10^{-5} + 0,75(-7,73 * 10^{-3} + 6,15 * 10^{-4}) + 0,56 \approx 0,6 \quad [Nm]$$

Dal risultato si osserva che il termine predominante è legato alla forza F_A .

Motoriduttore scelto

Il motoriduttore deve essere in grado di erogare una coppia di 0,6 Nm. Si è scelto il motoriduttore E192.24.25 prodotto dalla Micromotors [5] con motore a spazzole e riduttore epicicloidale con rapporto di riduzione $k=25$. I dati che contraddistinguono il motoriduttore sono riportati in tabella 3.1 mentre in figura 3.19 è riportato uno schema della sua geometria:

Tabella 3.1: caratteristiche del motoriduttore E192.24.25 della Micromotors. I dati di coppia sono quelli misurati all'albero in uscita dal riduttore [5]

Modello	Tensione nominale [V]	Lunghezza L [mm]	Rapporto di riduzione k	Coppia nominale C_n [Nm]	Velocità [rpm]		Corrente assorbita [A]		Potenza assorbita con coppia nominale [W]
					A vuoto	Con coppia nominale	A vuoto	Con coppia nominale	
E192.24.25	24	93	25	0.9	166	118	<0,2	0.88	21.1

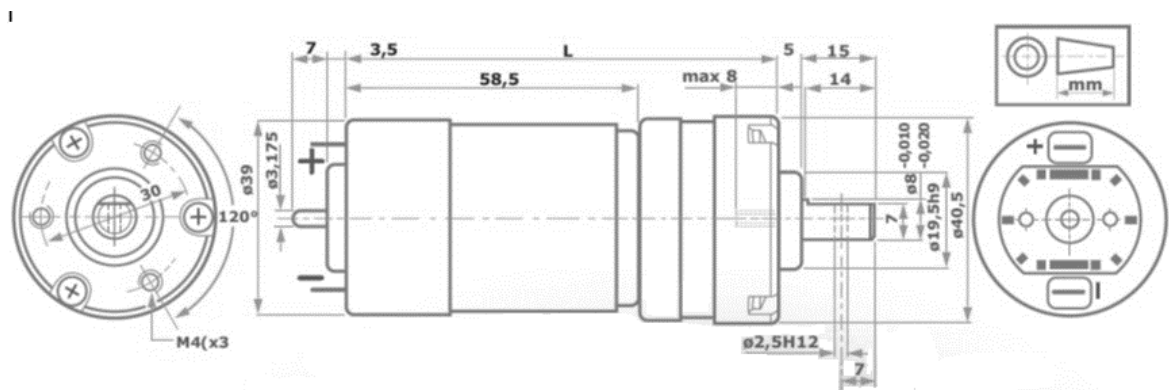


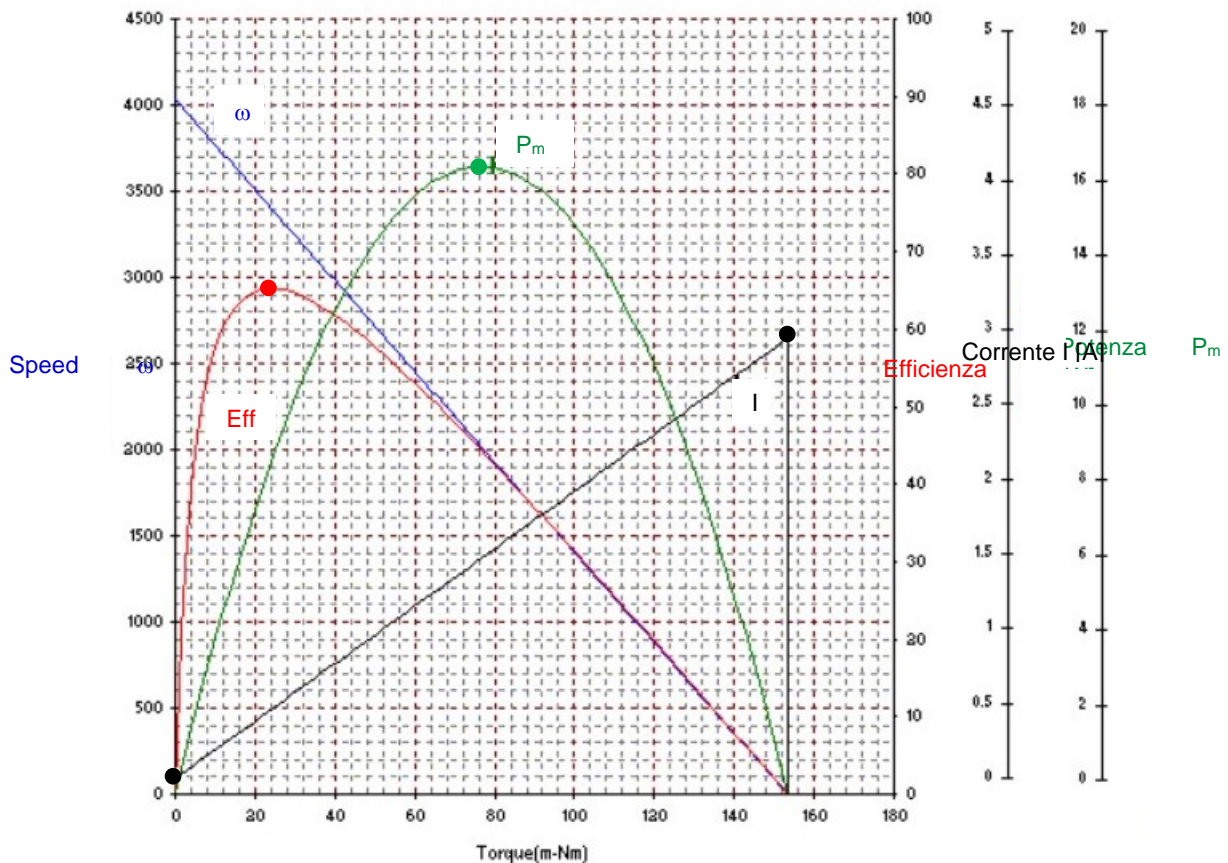
Fig.3.19: rappresentazione schematica delle caratteristiche geometriche principali del motoriduttore

Il motore utilizzato ha le seguenti caratteristiche principali (si sono introdotte nel paragrafo 3.3.1):

Tabella 3.2: caratteristiche principali del motore utilizzato:

k_t [mN m/A]	k_v [mV/rad/s]	R_a [Ω]	Motor regulation [Rpm/mN m]	Coeff. Di attrito viscoso F_m [Nm/rad/s]
53.965	53.965	8.152	26.314	1.3 E-5

La casa madre ha fornito le seguenti curve caratteristiche a 24 V del motore utilizzato (fig. 3.20):



Punti fondamentali					
	Velocità [rpm]	Corrente [A]	Coppia C _m [Nm]	Potenza meccanica P _m [W]	Efficienza [%]
• A Vuoto	4035	0.102	0.006	0	0
• Condizione di stallo	0	2.94	0.1534	0	0
• Massima efficienza	3402	0.547	0.024	8.567	65.25
• Massima potenza	2017	1.523	0.0767	16.2	\

Fig.3.20: curve caratteristiche del motore utilizzato. Nella tabella sono riportati i punti fondamentali di queste curve. **ATTENZIONE:** le condizioni di stallo riportate nella tabella non coincidono con quelle utilizzate per il dimensionamento della trasmissione della Macchina per il Razor Blading, ma sono le condizioni ricavate dalla casa madre con il motore montato sul banco prova.

Le curve riportate in figura 3.20 sono quelle misurate direttamente dalla casa madre, ma si possono stimare gli andamenti facendo riferimento alle equazioni riportate qui di seguito:

- L'andamento della corrente I in funzione della coppia meccanica C_m erogata dal motore si può ricavare dalla 3.6;
- L'andamento della velocità a tensione costante è definito dalla 3.11;
- L'andamento della potenza meccanica prodotta dal motore la si ottiene inserendo la 3.11 nell'equazione:

$$P_m = C_m \omega = \frac{v_a}{k_v} C_m - \frac{R_a}{k_t k_v} C_m^2 \quad [W] \quad (3.22)$$

L'efficienza è data dal rapporto tra la potenza meccanica utile $P_{m,u}$ e la potenza elettrica assorbita dal motore P_e . La potenza meccanica utile è data da:

$$P_{m,u} = P_m - P_{m,diss} = P_e - P_{e,diss} - P_{m,diss} [W] \quad (3.23)$$

Dove $P_{m,diss}$ è la potenza meccanica dissipata per vincere le resistenze viscosi del motore:

$$P_{m,diss} = F_m \omega = F_m \left(\frac{v_a}{k_v} - \frac{R_a}{k_t k_v} C_m \right)^2 [W] \quad (3.24)$$

e $P_{e,diss}$ la potenza elettrica dissipata per effetto Joule (data la piccola durata del transitorio legato all'induttanza, si trascurano le perdite legate ad essa):

$$P_{e,diss} = R_a I_a^2 = R_a \left(\frac{C_m}{k_t} \right)^2 [W] \quad (3.25)$$

L'efficienza è perciò:

$$Eff = \frac{P_{m,u}}{P_e} = \frac{P_e - P_{e,diss} - P_{m,diss}}{P_e} = 1 - P_{e,diss} - P_{m,diss} \quad (3.26)$$

Per quanto riguarda le curve coppia velocità al variare della tensione è possibile determinarle con la 3.11 (vedi fig.3.21):

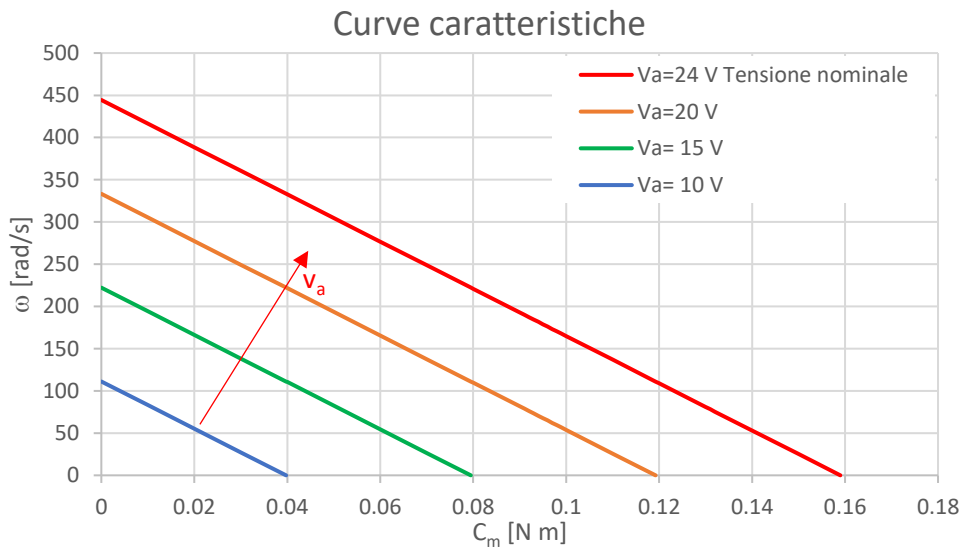


Fig.3.21: Curve coppia velocità del motore E192.24.25

Le curve di figura 3.21 possono essere sfruttate per regolare la velocità del motore e quindi definire la velocità ottimale di lavoro della lama per il processo per il Razor Blading.

3.3.3 Alimentazione e regolazione della velocità

Il motore c.c. deve essere alimentato a corrente e tensione continua, consegue allora che per poterlo collegare alla rete del laboratorio (tensione alternata 220 V) è necessario l'utilizzo di un alimentatore. Si è scelto un piccolo alimentatore della Mean Well da 26,4 W di potenza nominale. In appendice B1 è riportato il datasheet dell'alimentatore scelto.

Per poter avere una macchina per il Razor Blading flessibile è bene poter regolare la velocità della lama. Questo lo si può fare regolando la velocità di rotazione del motoriduttore. A questo scopo tornano utili le curve di figura 3.21, poiché si può osservare che una volta fissata la coppia motore erogata, l'unica variabile indipendente che può essere variata per gestire la velocità è la tensione V_a . Un sistema economico per poter regolare la tensione è il controllo PWM (pulse width modulation- vedi fig.3.22).



Fig.3.22: regolatore PWM utilizzato per la costruzione della macchina per il Razor Blading

Il principio di funzionamento di un regolatore PWM è molto semplice. Il regolatore riceve all'ingresso una tensione V_{cc} (nel caso dell'alimentazione del motore questa tensione è di 24 V) e in output crea un segnale ad onda quadra (vedi fig. 3.23) che viene inviato al motore. Questo segnale varia tra 0 V e V_{cc} , mentre la tensione percepita dal motore è pari alla media ponderata rispetto al tempo del segnale inviato dal regolatore PWM.

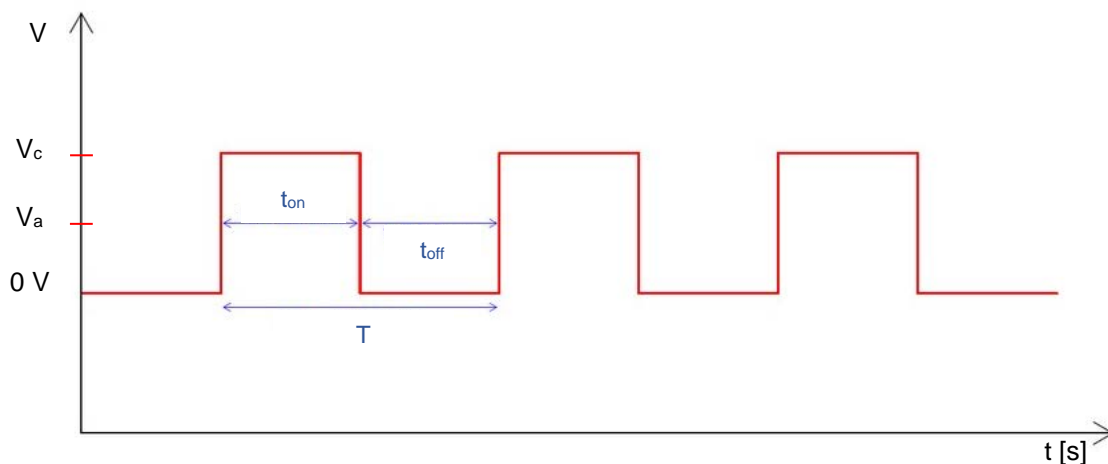


Fig.3.23: segnale prodotto da un regolatore PWM. In questo caso il segnale ha un duty cycle pari al 50% e la tensione di alimentazione vista dal motore in c.c. è pari a $V_a = V_{cc}/2$ [6]

Si definisce duty cycle il rapporto tra il tempo di on t_{on} (a $t_{on} V = V_{cc}$) e il periodo del segnale T (vedi fig.3.23). Conseguente che se si vuole variare la tensione d'alimentazione V_a del motore (quindi la velocità) è sufficiente variare il duty cycle. Per un duty cycle pari a 0% il regolatore PWM non produce alcun tipo di segnale e $V_a = 0$ V avendo il motore fermo, se invece si ha un duty cycle pari al 100% allora il segnale in uscita dal PWM è un segnale continuo con $V_a = V_{cc}$, poiché in questo caso il tempo di on è pari al periodo. Tutte le condizioni intermedie sono comprese tra 0% e il 100% del duty cycle avendo una tensione d'alimentazione V_a variabile tra 0 e 24 V. Da ciò consegue che la velocità di rotazione della macchina da Razor Blading può variare da 0 alla velocità massima, dove la velocità massima dipende dalla coppia resistente che agisce sulla trasmissione.

A questo punto è possibile fare una valutazione analitica della velocità angolare della camma (fig.3.4- (3)) se si assume che il motoriduttore debba erogare una coppia C_{mr} costante pari a quella di progetto ($C_{mr} = 0.6$ Nm). Ricordando che la coppia erogata dal motore è così spesa:

$$C_m = C_{m,u} + C_{m,diss} = C_{m,u} + F_m \omega \quad [Nm] \quad (3.27)$$

La coppia $C_{m,u}$ è la coppia utile per vincere la coppia resistente del sistema ed è data da:

$$C_{m,u} = \frac{C_{mr}}{\eta_r k} = \frac{0.6}{0.8 \cdot 25} = 0.03 \text{ [Nm]}$$

Con η_r rendimento del riduttore. Come si osserva dall'equazione 3.27 la coppia C_m erogata dal motore varia al variare della velocità anche se il sistema richiede la stessa coppia resistente C_{mr} , questo perché aumentano le perdite legate all'attrito viscoso. Andando ad inserire nell'equazione 3.27 la 3.11 è possibile ricavare un'espressione della coppia meccanica C_m in funzione della sola tensione di alimentazione V_a :

$$C_m = \frac{C_{m,u} + F_m \frac{V_a}{k_v}}{1 + \frac{F_m R_a}{k_v k_t}} \text{ [Nm]} \quad (3.28)$$

nota la coppia erogata, dall'equazione 3.11 si può risalire, dividendo l'espressione per il rapporto di trasmissione k , alla velocità di rotazione della camma. Nella tabella 3.3 sono riportate le velocità di rotazione della camma al variare del duty cycle del controllo PWM:

Tabella 3.3: andamento della velocità angolare ω_r al variare del duty cycle del PWM per una coppia costante $C_{mr}=0.6 \text{ Nm}$

Duty cycle	Tensione V_a [V]	Velocità di rotazione ω_r [rpm]
0	0	0,0
25	6	10,0
50	12	51,0
75	18	91,9
100	24	132,9

3.3.4 Schema elettrico

Nella figura 3.24 è riportato lo schema elettrico di collegamento di alimentatore, PWM e motore in c.c.:

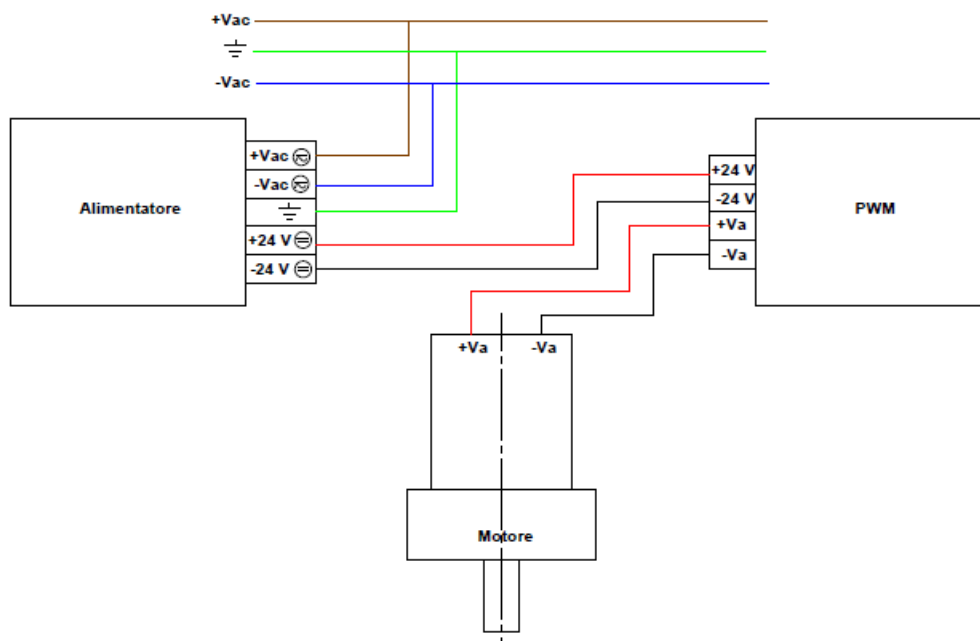


Fig.3.24: schema elettrico di collegamento alimentatore, PWM e motore

3.4 Verifiche camma

Per la scelta del motoriduttore si è già effettuato un dimensionamento statico preliminare della camma. Si è omesso tale passaggio, ma si desidera riportare qui di seguito le verifiche statiche e a fatica legate alla camma. La geometria della camma è riportata in figura 3.25:

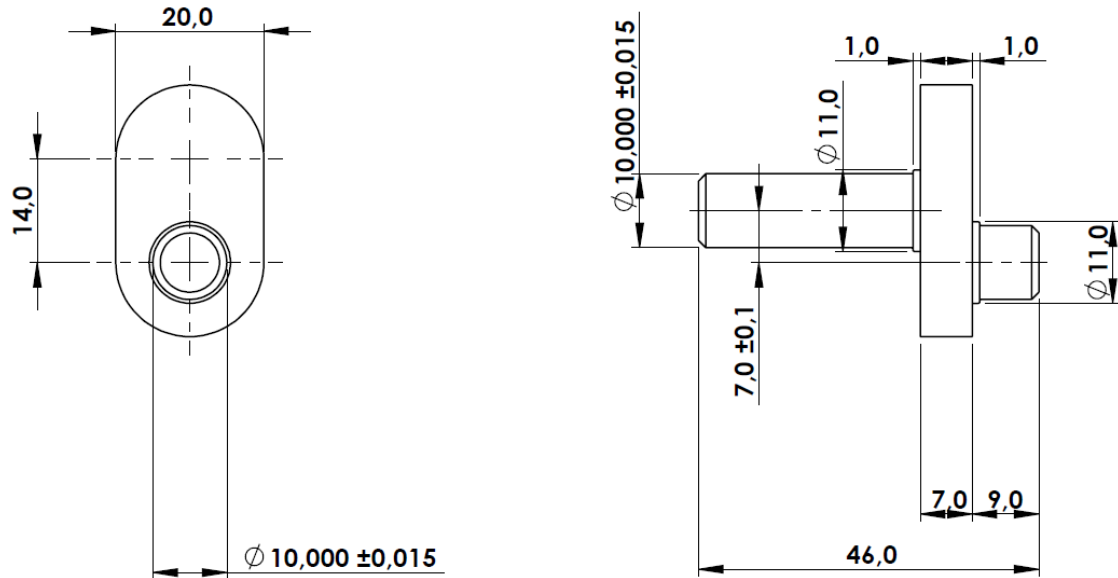


Fig.3.25: messa in tavola della camma utilizzata nella trasmissione della macchina per il Razor Blading (vedi fig.3.4-(3))

La camma è stata realizzata in Ergal, nome commerciale utilizzato per l'alluminio 7075. Questo materiale ha le seguenti proprietà meccaniche, che sono ricavate dal sito del rivenditore [7]:

- Tensione a rottura $\sigma_r = 560$ MPa
- Tensione a snervamento $\sigma_s = 495$ MPa
- Modulo elastico $E = 72\,500$ MPa
- Durezza 145 Hb

Le forze che agiscono sulla camma sono: la forza F_A ($F_A = 60$ N) e la coppia all'uscita del motoriduttore C_{mr} ($C_{mr} = 0.6$ Nm) e sono riportate nella seguente vista isometrica:

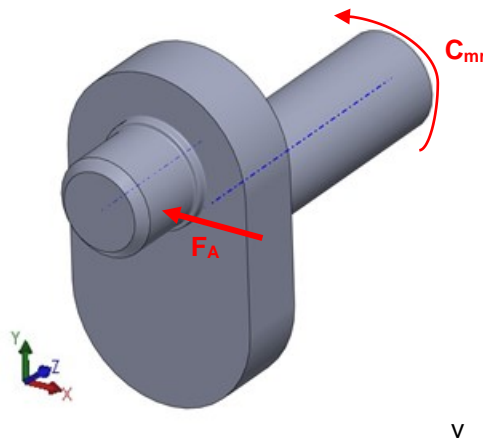


Fig. 3.26: Forze agenti sulla camma

3.4.1 Verifica statica

Per la verifica statica si considera il seguente schema semplificato della camma (vedi fig.3.27):

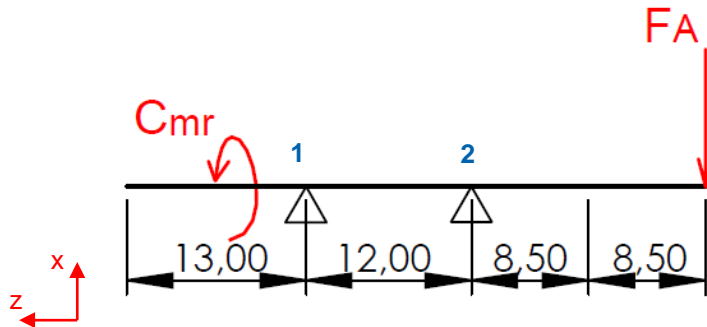


Fig.3.27: Schema semplificato della camma per la verifica statica. I due appoggi rappresentano l'effetto dei cuscinetti

Gli appoggi rappresentano l'effetto dei cuscinetti. La scelta di quest'ultimi è riportata in seguito. Le forze che si scaricano sui cuscinetti sono date risolvendo le 3 equazioni cardinali della statica e il loro valore è riportato in figura 3.28:

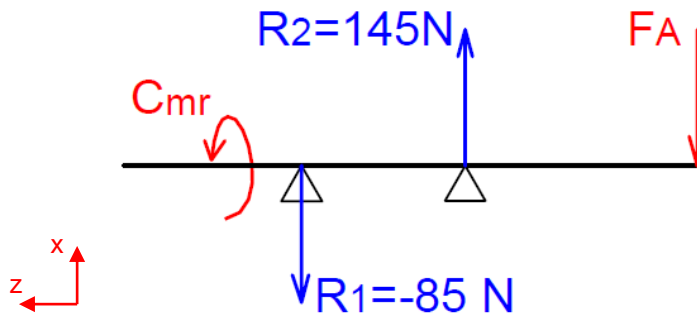


Fig.3.28: reazioni vincolari per lo schema di forze rappresentato

Momento flettente

La forza F_A agente sull'estremità della camma crea un momento flettente che ha il seguente andamento:

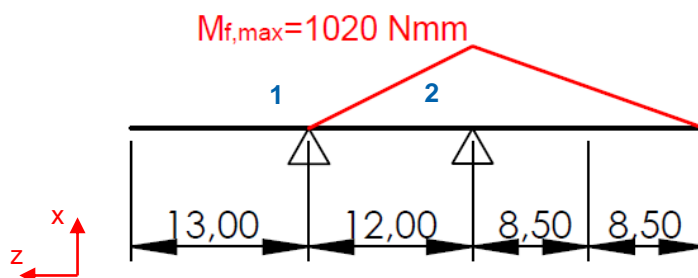


Fig. 3.29: andamento del momento flettente prodotto dalla forza F_A

Il momento flettente massimo è in corrispondenza del secondo appoggio.

Momento torcente

La coppia erogata dal motoriduttore C_{mr} crea un momento torcente costante sull'albero più lungo della camma:

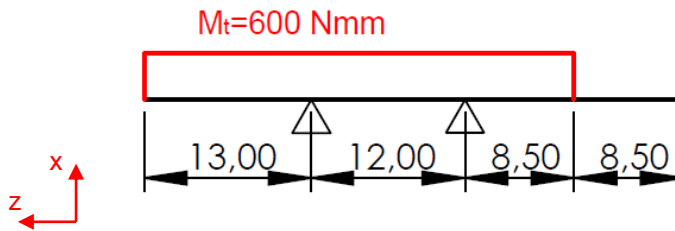


Fig.3.30: andamento del momento torcente

Verifica statica

Il punto più sollecitato da verificare staticamente è in corrispondenza del secondo appoggio, dove si ha il valore massimo del momento flettente. In questo punto la tensione flessionale è calcolabile con la formula di Navier:

$$\sigma_{f,max} = \frac{32 M_f}{\pi D^3} = \frac{32 * 1020}{\pi 10^3} = 10.39 [MPa]$$

La tensione tangenziale prodotta dal momento torcente è data da:

$$\tau_t = \frac{16 M_t}{\pi D^3} = \frac{16 * 600}{\pi 10^3} = 3.06 [MPa]$$

Applicando il criterio di Von Mises è possibile calcolare la tensione ideale e confrontarla con la tensione di snervamento del materiale:

$$\sigma_{id,VM} = \sqrt{\sigma_f^2 + 3\tau_t^2} = \sqrt{10.39^2 + 3 * 3.06^2} = 11.66 [MPa]$$

Il coefficiente di sicurezza è:

$$v = \frac{\sigma_s}{\sigma_{id,VM}} = \frac{495}{11.66} = 42.45 > 1.5$$

La camma è verificata staticamente

3.4.2 Verifica a fatica

Nel valutare la vita a fatica della camma si definiscono come variano i carichi nel tempo. La coppia erogata dal motoriduttore C_{mr} può essere considerata costante dato che il termine predominante è la forza F_A di movimentazione della slitta (vedi paragrafo 3.3.2-‘calcolo della coppia che deve erogare il motoriduttore’). Il termine che varia nel tempo è invece la tensione flessionale σ_f prodotta da F_A . Per poter valutare l’andamento della tensione di flessione si considera il seguente schema (vedi fig. 3.31):

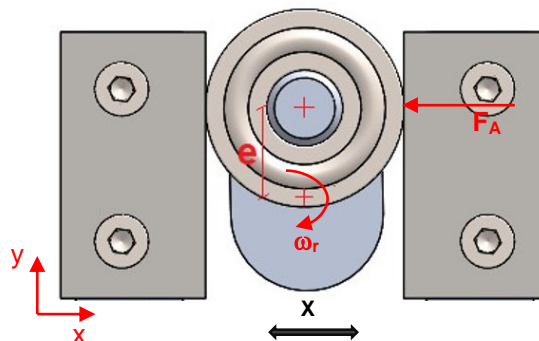


Fig. 3.31: camma e piastrine. Schema di funzionamento e azione delle forze

L'anello esterno del cuscinetto è a contatto con le piastrine e va a spingere la slitta in direzione X di figura 3.31. Si ipotizza che quest'anello nel suo contatto non strisci sulla piastrina. Sotto quest'ipotesi l'andamento della tensione di flessione agente sulla camma è definita dall'espressione:

$$\sigma_f = \frac{M_f D}{J_f} \frac{1}{2} |\cos(\omega_r t)| \quad [MPa] \quad (3.29)$$

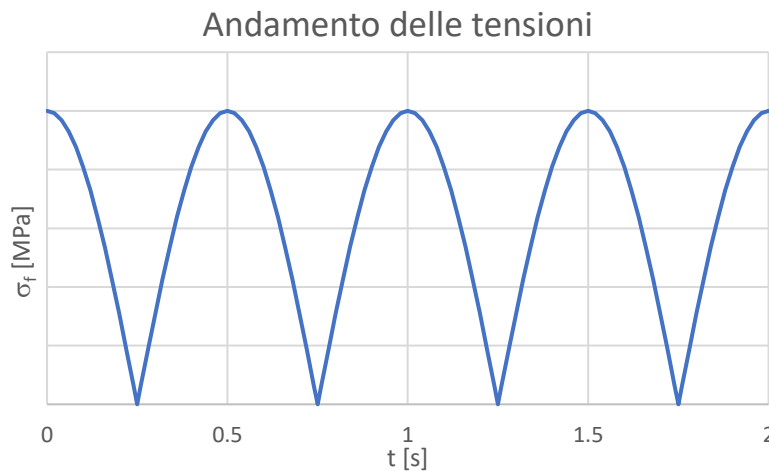


Fig.3.32: andamento delle tensioni per la velocità di rotazione della camma ω_r pari a quella di progetto ($n_r=120$ rpm $\omega_r=6.28$ rad/s)

Nell'espressione 3.29 D è il diametro dell'albero della camma. Il modulo è legato al fatto che la slitta continua a cambiare direzione e questo fa sì che metà dell'albero sia sempre posto in trazione e l'altra metà sia sempre in compressione.

Dalle figure 3.25 e 3.29 è possibile individuare come punto più critico lo spallamento dove si appoggia il disco interno del cuscinetto. In questo punto il momento flettente è $M_f=780$ [N mm] da cui consegue una tensione massima:

$$\sigma_{f,max} = \frac{32 M_f}{\pi D^3} = \frac{32 * 780}{\pi 10^3} = 7.94 \quad [MPa]$$

Per la verifica a fatica si farà riferimento all'eurocodice 9 [8] che è la normativa di riferimento per componenti in alluminio. Nella normativa le classi di resistenza dei vari componenti sono riportate second il range di tensione $\Delta\sigma$. Nel caso in esame il range di tensione $\Delta\sigma_f$ è pari alla tensione massima di flessione $\Delta\sigma_f=7.94$ MPa. Questa è la tensione nominale, ma per poter valutare la vita a fatica è necessario valutare l'effetto della concentrazione della tensione in corrispondenza dello spallamento (vedi fig. 3.33) dove si è ipotizzata la presenza di un raggio di raccordo prodotto dalla fresa pari a 0.2 mm.

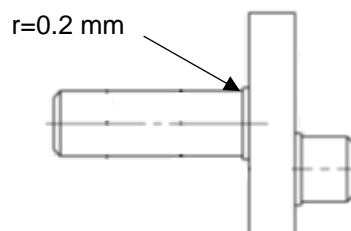


Fig. 3.33: raggio di raccordo ipotizzato in corrispondenza dello spallamento

Dato che in normativa non è riportato il fattore di concentrazione delle tensioni K_{gt} per un componente simile alla camma, si è proceduto al calcolo utilizzando Ansys Workbench. Una volta importato il modello 3D della camma, per creare la mesh si è utilizzato l'elemento SOLD186 (elementi tetraedrici con ordine di integrazione quadratico). La mesh è generata in maniera automatica impostando una dimensione generica di 1 mm e in corrispondenza dello spallamento si sono imposti due refinement. La mesh di convergenza è riportata in figura 3.34:

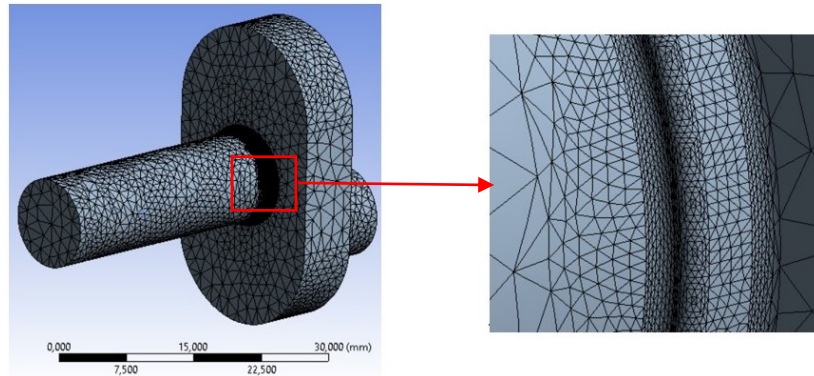


Fig. 3.34: configurazione della mesh utilizzata per la stima del fattore di concentrazione delle tensioni K_{gt}

I carichi e i vincoli considerati sono: nella faccia dell'albero più lungo si è applicata una pressione con una distribuzione a farfalla e tensione massima di 1 MPa (vedi fig. 3.35); nella faccia dell'albero eccentrico si è applicato un vincolo 'Fixed support' (vedi fig. 3.35):

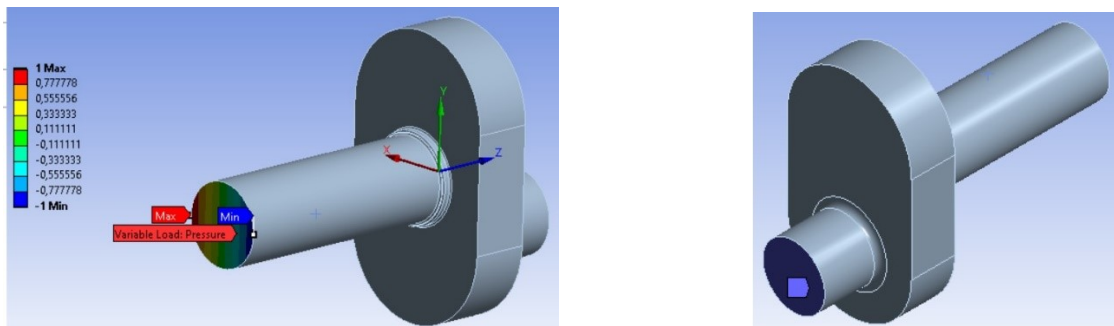


Fig. 3.35: a destra la superficie di applicazione della pressione con distribuzione a farfalla, mentre a sinistra la faccia in cui si è applicato il 'Fixed Support'

Risolto il modello il picco di tensione è in corrispondenza del raccordo da 0.2 mm (vedi fig.3.36) e il valore del K_{gt} che si ricava per il caso in esame è pari a 2.6:

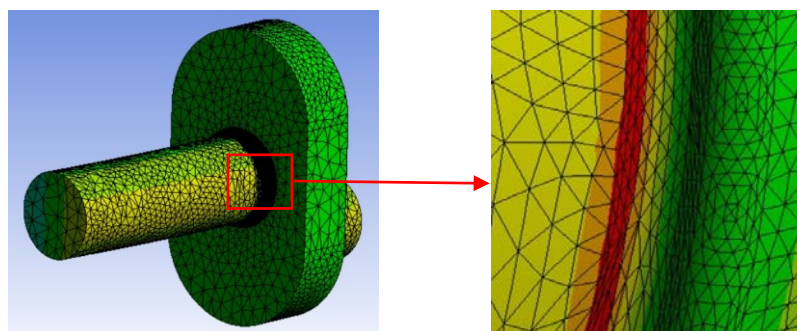


Fig. 3.36: punto in cui si ha la massima concentrazione delle tensioni e $\sigma_{max}=2.6$ MPa che coincide con il K_{gt}

Preso come classe di resistenza della camma la 90-7 (riferimento 1.2 eurocodice 9 [8] – vedi fig.3.37) con range di tensione $\Delta\sigma_c=90$ MPa:

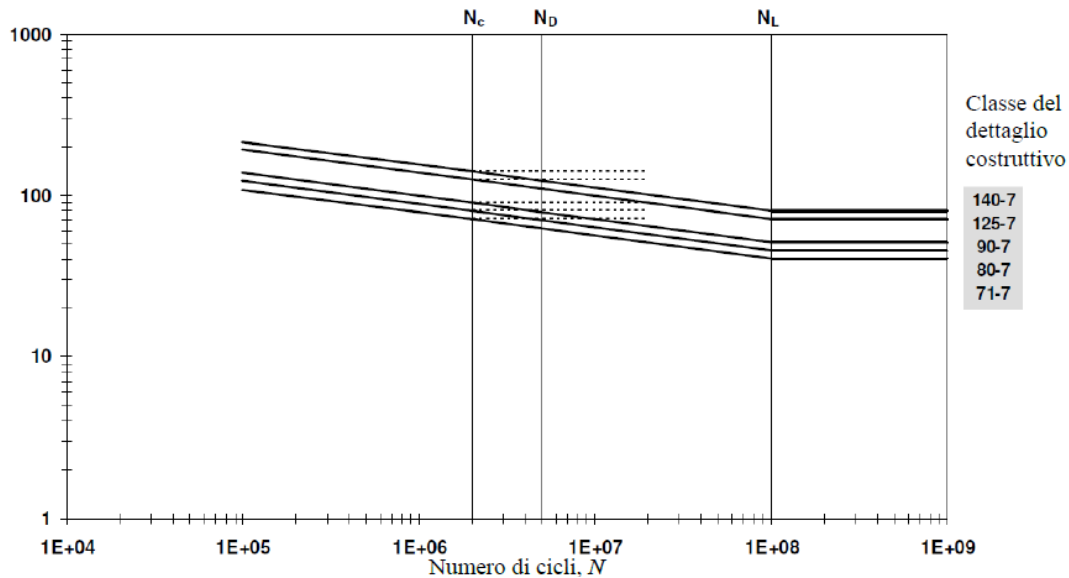


Fig. 3.37: curva $\Delta\sigma$ - N per elementi semplici [8]

si procede al calcolo della tensione nominale modificata:

$$\Delta\sigma_f^* = K_{gt}\Delta\sigma_f = 2.6 * 7.94 = 20.64 \text{ [MPa]}$$

e per il calcolo del numero di cicli si utilizza:

$$N = 5 \times 10^6 \left(\frac{\Delta\sigma_c}{\Delta\sigma_f} \frac{1}{\gamma_{Mf}\gamma_{Ff}} \right)^{m_2} \left(\frac{2}{5} \right)^{\frac{m_1}{m_2}} \text{ [cicli]} \quad (3.30)$$

con m_1 e m_2 valori inversi dei coefficienti angolari dei segmenti a 2 milioni e a 5 milioni di cicli rispettivamente; γ_{Ff} è il fattore parziale di sicurezza che tiene conto delle incertezze relative allo spettro di carico e all'analisi della risposta; γ_{Mf} è il fattore parziale di sicurezza che tiene conto delle incertezze relative al materiale e all'esecuzione.

Posti unitari $\gamma_{Ff}\gamma_{Mf}$ si ottiene un numero di cicli:

$$N = 5 \times 10^6 \left(\frac{90}{20.64} \right)^7 \left(\frac{2}{5} \right)^{\frac{7}{7}} \approx 60\,000 \text{ milioni di cicli}$$

quindi osservando il grafico di figura 3.37 è possibile affermare che il componente ha vita infinita.

3.5 Scelta dei cuscinetti

Negli appoggi rappresentati in figura 3.27 sono montati due cuscinetti. La marca scelta per i cuscinetti a sfere è NSK, quindi per il dimensionamento dei cuscinetti si seguirà lo schema di calcolo riportato a catalogo [9]. Il cuscinetto più sollecitato è quello nella posizione 2 di figura 3.26, infatti deve esercitare una reazione vincolare in direzione radiale $R_2=145$ N. Di seguito viene riportata la procedura di calcolo per la scelta del cuscinetto da montare nella posizione 2 e per la posizione 1 (vedi fig. 3.26) si monterà un cuscinetto uguale.

Calcolo forza equivalente agente sui cuscinetto

La forza equivalente P è così definita:

$$P = X F_{rad} + Y F_{ass} [N] \quad (3.28)$$

X e Y sono dei coefficienti che dipendono dal valore della forza radiale F_{rad} e della forza assiale F_{ass} . In questo caso si ha una forza assiale nulla e di conseguenza $X=1$ e $Y=0$:

$$P = X F_{rad} = 1 * 145 = 145 [N]$$

Determinazione del numero di ore di lavoro del cuscinetto

Per definire la durata in ore dei cuscinetti si utilizza l'espressione:

$$L_h = 500 f_h^3 [h] \quad (3.29)$$

f_h è il 'Fatigue Life Factor' e dipende dal tipo di applicazione in cui si impiega il cuscinetto. In questo caso si è assunto un f_h pari a 3 per un'applicazione di tipo 'occasionale ma affidabile':

$$L_h = 500 3^3 = 13500 [h]$$

Calcolo del coefficiente di carico dinamico C

Per la scelta del cuscinetto si deve calcolare il coefficiente di carico dinamico C. Lo si può fare andando ad invertire la formula:

$$L_h = \frac{10^6}{60n} \left(\frac{C}{P}\right)^3 [h]$$

da cui consegue:

$$C = P \sqrt[3]{\frac{60 L_h n}{10^6}} = 145 \sqrt[3]{\frac{60 * 13500 * 120}{10^6}} = 666.7 [N]$$

Per un diametro dell'albero di 10 mm, il cuscinetto che soddisfa un carico dinamico $C=666.7$ N è il NSK 6000. Questo cuscinetto ha un coefficiente di carico dinamico massimo ammissibile di 4 550 N.

3.6 Conclusioni

In appendice B2 sono riportate tutte le messe in tavola dei vari pezzi necessari a realizzare la macchina per il Razor Blading. Realizzati e montati questi pezzi il risultato finale della macchina è riportato nelle seguenti figure:

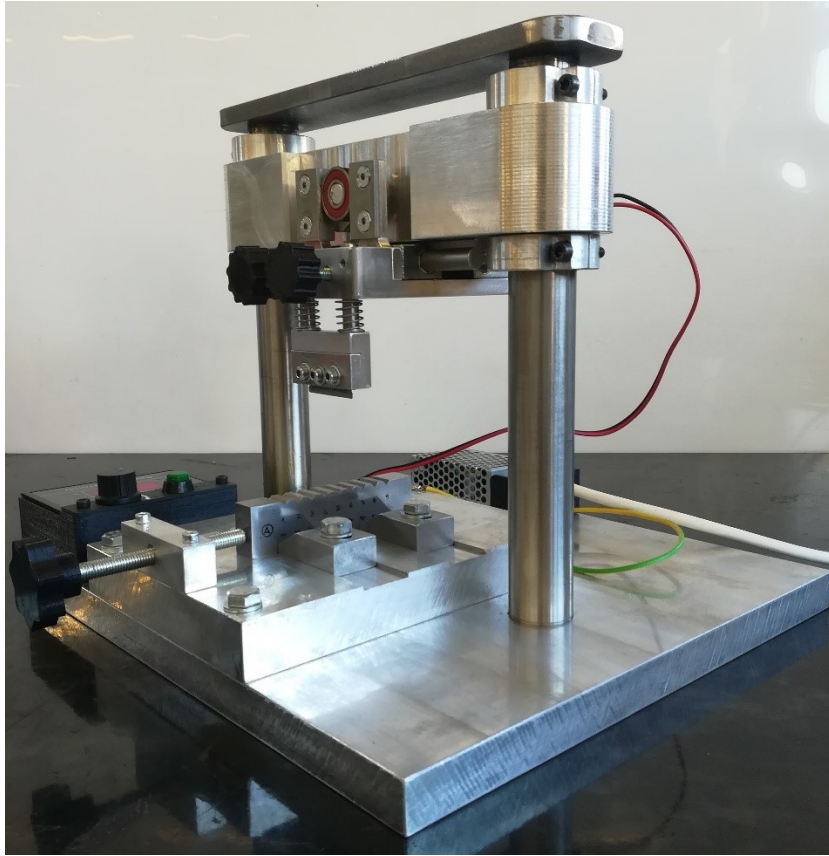


Fig.3.38: vista isometrica

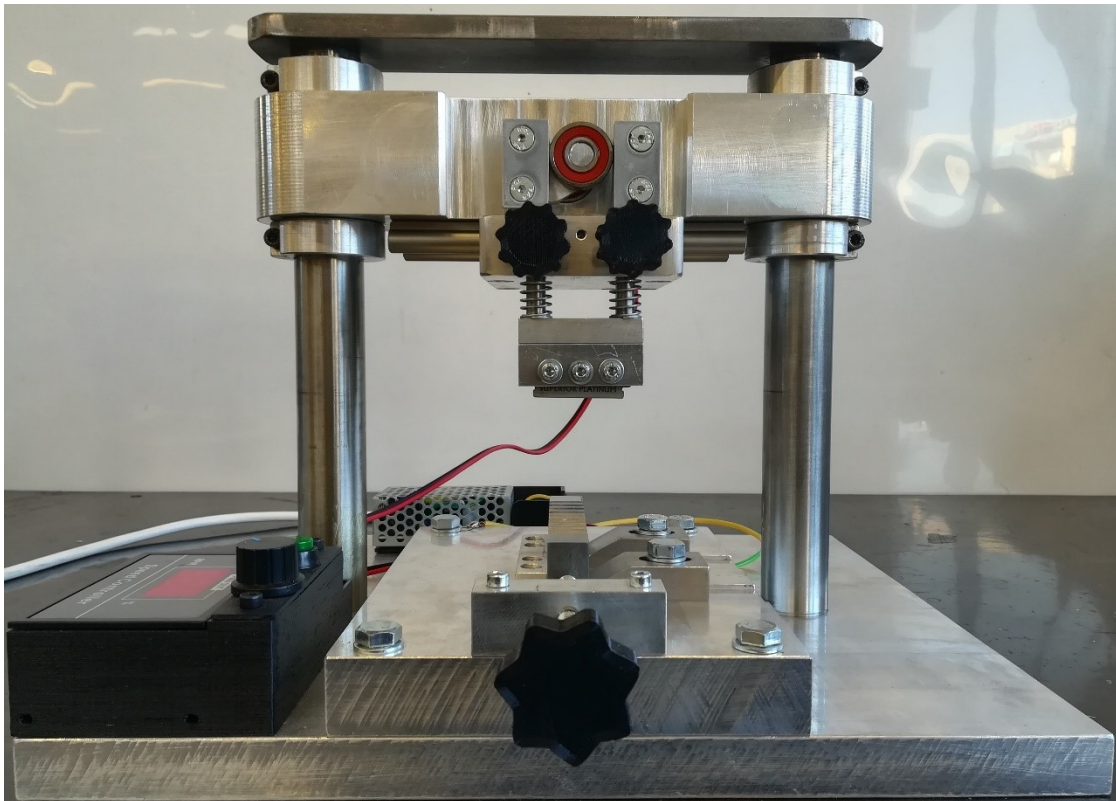


Fig.3.39: vista frontale

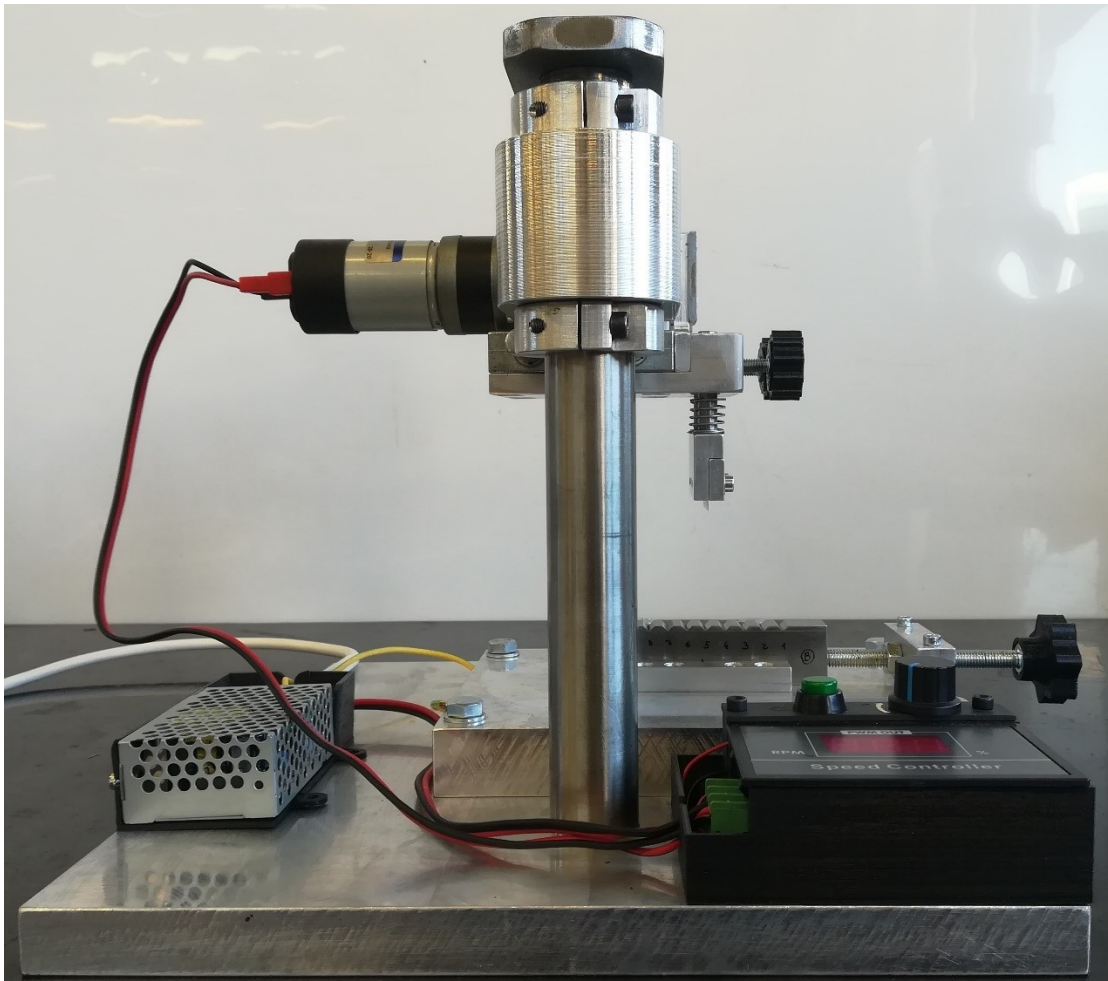


Fig.3.40: *vista laterale*

BIBLIOGRAFIA

- [1] Uwe Zerbst, Michael Vormwald, Reinhard Pippan, Hans-Peter Gänser, Christine Sarrazin-Baudoux, Mauro Madia. About the fatigue crack propagation threshold of metals as a design criterion - A review. *Engineering Fracture Mechanics* 153 (2016) 190–243
- [2] B. Tabernig, R. Pippan. Determination of the length dependence of the threshold for fatigue crack propagation. *Engineering Fracture Mechanics* 69 (2002) 899–907
- [3] Giulio Rosati. Modello del motore in corrente continua. Corso di controllo dei sistemi meccanici. Università di Padova
- [4] <https://www.igus.it/>
- [5] <https://www.micromotors.eu/>
- [6] <http://electronic.altervista.org/elettronica/pwm.php>
- [7] <https://www.comefimetalli.it/lega7075.asp>
- [8] Eurocodice 9
- [9] <https://www.nskeurope.it/it.html>

CAPITOLO 4

Geometria del provino

4.1 Introduzione

Nelle prove per la valutazione della propagazione delle cricche corte con flessione a quattro punti si utilizzano provini di tipo SENB. La normativa che definisce la geometria per questa tipologia di provino è la ISO 12108 [1]. Le dimensioni principali del provino sono così definite (vedi fig. 4.1)

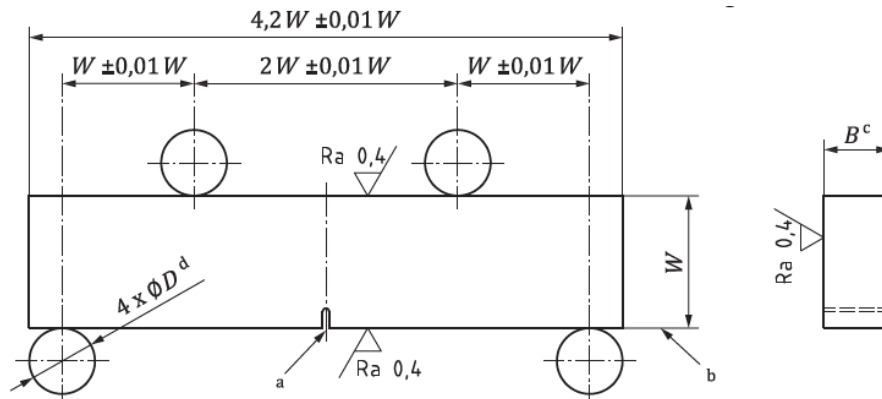


Fig.4.1: geometria del provino consigliata dalla normativa ISO 12108 [1] per lo studio della propagazione di cricche in provini SENB sottoposti alla flessione a 4 punti

Questo provino è utilizzato per la flessione a quattro punti condotta per rapporti di ciclo $R \geq 0$. In riferimento alla figura 4.1, è richiesto che lo spessore B rispetti la seguente condizione:

$$0.3W \leq B \leq W \quad (4.1)$$

Le facce del provino devono essere parallele e perpendicolari tra di loro con una tolleranza non superiore a $\pm 0.002W$. Il piano di riferimento da cui si misura la lunghezza di cricca è il piano in figura 4.1 indicato dalla lettera 'b'.

Inoltre, per poter eseguire la prova si deve realizzare un pre-intaglio che agevoli l'innesco della cricca.

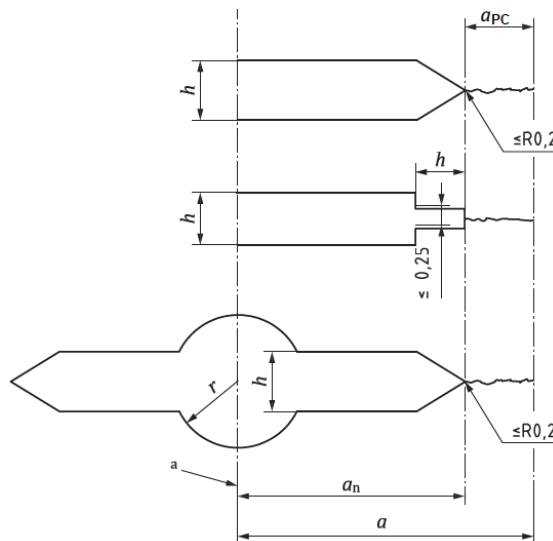


Fig.4.2: tipologia di intagli riportati in normativa ISO [1]

Quest'intaglio può essere realizzato con diverse tecniche quali: EDM, taglio con sega, fresatura e brocciatura. In figura 4.2 sono riportati degli esempi di intaglio. Per la creazione di quest'intaglio è richiesto dalla normativa ISO e anche da ASTM E647 [2] che la sua larghezza h sia il più possibile contenuta, in particolar modo, $h \leq 1$ mm se $W \leq 25$ mm, mentre $h \leq W/16$ per $W > 25$ mm. L'altra richiesta per quanto riguarda l'intaglio è che il raggio di raccordo al suo apice sia inferiore a 0.2 mm. Questa condizione è imposta per agevolare l'innescò della cricca, infatti meno l'intaglio è raccordato, tanto più simile è a un V-notch. Nel caso in esame si cerca di rispettare tale condizione, ma si crea anche un ulteriore intaglio con il processo di Razor Blading che dovrebbe avere un raggio ad apice che è dell'ordine di qualche centesimo di millimetro [3].

4.2 Geometria del provino SENB utilizzato

La geometria del provino utilizzato nelle prove sperimentali è stata definita seguendo il più possibile le indicazioni della normativa ISO e prendendo spunto da alcuni provini già realizzati e testati dalla ditta SACMI, ditta con la cui collaborazione vengono svolte le seguenti prove. Tale ditta ha inoltre fornito alcuni provini.

Per le prove si utilizza la Schenck che ha capacità massima di carico pari a 100kN in condizioni statiche, mentre in condizioni dinamiche raggiunge gli 80 kN. Per il corretto utilizzo di tale macchina si deve verificare che durante le prove sia sempre applicato un carico che è almeno pari al 5% del carico massimo della macchina (5kN). Dato che lo scopo delle prove è di determinare la curva R, i valori di ΔK_I che verranno definiti per le cricche corte sono inferiori al valore di threshold $\Delta K_{th,LC}$ delle cricche lunghe. In questa fase non è nota la curva R e per verificare i carichi che verranno applicati è possibile prendere come riferimento il $\Delta K_{th,LC}$. Si deve però verificare che la forza applicata per ottenere tale valore sia almeno il doppio di quella minima applicabile ($F_{min}=5$ kN), questo perché per valutare i ΔK_I delle cricche corte si applicano carichi inferiori a quelli applicati per ottenere il $\Delta K_{th,LC}$ e inoltre a parità di ΔK_I al propagare della cricca si deve abbassare il carico applicato. Per verificare le condizioni di carico sono state determinate le dimensioni del provino in maniera iterativa. Di seguito si riporta la procedura utilizzata per la verifica considerano direttamente le dimensioni finali del provino: $W=25$ mm, $B=15$ mm e $a_n=4$ mm.

Prima di procedere al calcolo della forza da applicare si vuole fare un'osservazione sulla seguente formula che è riportata in normativa ISO [1] per il calcolo del K_I :

$$K_I = \alpha \frac{F}{BW^{0.5}} [MPa m^{0.5}] \quad (4.2)$$

con α fattore di forma:

$$\alpha = 3(2 \tan \theta)^{0.5} \left[\frac{0.923 + 0.199(1 - \sin \theta)^4}{\cos \theta} \right] \quad (4.3)$$

dove θ è $\pi a/(2W)$ [rad]. La 4.3 è valida solamente nel caso in cui si addotti il posizionamento dei carichi come quello riportato in figura 4.1. Nel caso in cui si adotti un posizionamento generico dei carichi (vedi fig. 4.3) si adotta la formula del fattore di forma descritto dall'equazione 4.4:

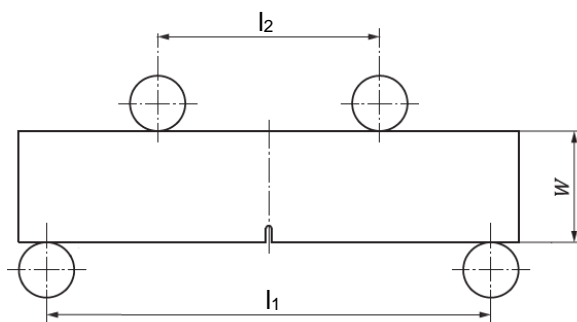


Fig. 4.3: posizionamento generico dei carichi per la flessione a quattro punti di un provino SENB

$$\alpha = 3 \frac{l_1 - l_2}{2W} (2 \tan \theta)^{0.5} \left[\frac{0.923 + 0.199(1 - \sin \theta)^4}{\cos \theta} \right] \quad (4.4)$$

Le espressioni 4.3 e 4.4 sono valide per $0 \leq a/W \leq 1$.

La formulazione dei fattori di forma (4.3 e 4.4) derivano dalla più generica e conosciuta formulazione di Tada [4].

L'attrezzatura che è utilizzata nella prova per la flessione a quattro punti è riportata in maniera schematica in figura 4.4:

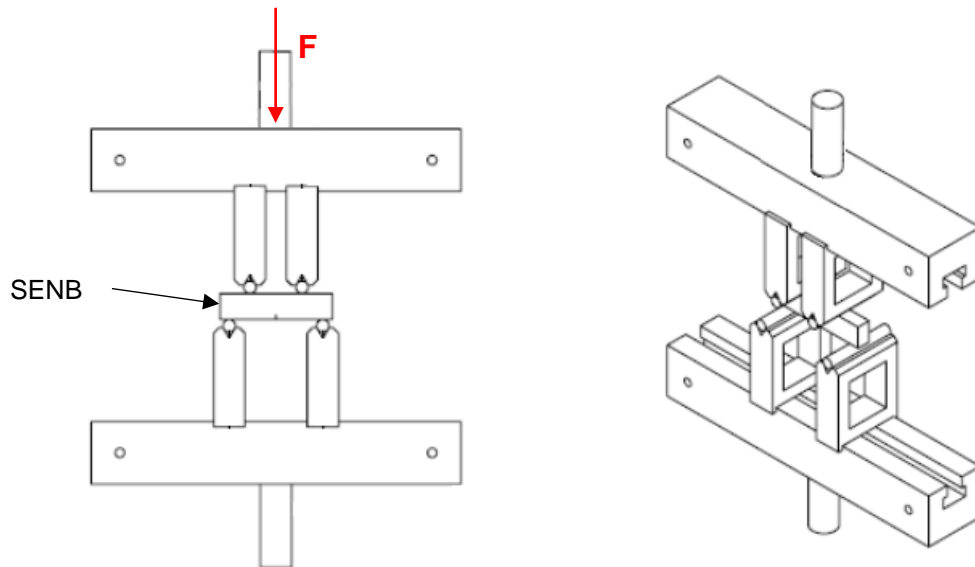


Fig. 4.4: Schema dell'attrezzatura che viene utilizzata per la flessione a 4 punti del provino SENB

I carichi sono posizionati con la seguente configurazione:

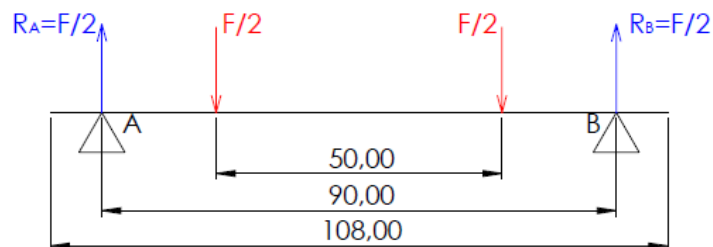


Fig. 4.5: schema di carico del provino SENB sottoposto a flessione a 4 punti. Le misure sono da considerarsi in millimetri

Come si può osservare dalla figura 4.5 si è scelta una lunghezza del provino $l=108$ mm. Lo schema di carico di figura 4.5 produce il seguente andamento del momento flettente:

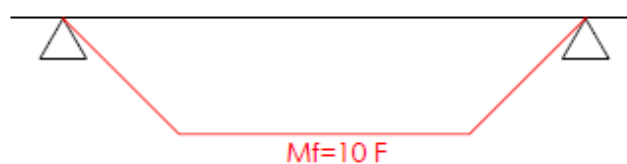


Fig. 4.6: andamento del momento flettente sul provino SENB con flessione a 4 punti

Per gli acciai, materiale con cui saranno realizzati i provini, è possibile assumere un $K_{th,LC} = 8 \text{ MPa m}^{0.5}$: A questo punto la forza che deve applicare la macchina per avere ad apice cricca $\Delta K_{th,LC}$ può essere determinata dall'espressione 4.2. Si procede a calcolare il fattore di forma con la 4.4:

$$\alpha = 3 \frac{90 - 40}{2 * 25} (2 \tan 0.25)^{0.5} \left[\frac{0.923 + 0.199(1 - \sin 0.25)^4}{0.25} \right] = 1.75 \quad (4.3)$$

da cui:

$$F = \frac{K_{th,LC} B W^{0.5}}{\alpha} = \frac{8 * 0.015 * 0.025^{0.5}}{1.75 * 10^{-6}} = 10\,842 \text{ [N]} = 10.8 \text{ [kN]} \geq 5 \text{ [kN]}$$

con queste dimensioni del provino SENB è possibile soddisfare le condizioni di carico precedentemente imposte. In questa procedura si è ipotizzato il pre-intaglio a_n come una vera e propria cricca. In figura 4.7 è riportata in maniera più dettagliata la geometria dei provini in 42CrMo4 forniti da SACMI, dove l'intaglio viene realizzato per elettroerosione (EDM):

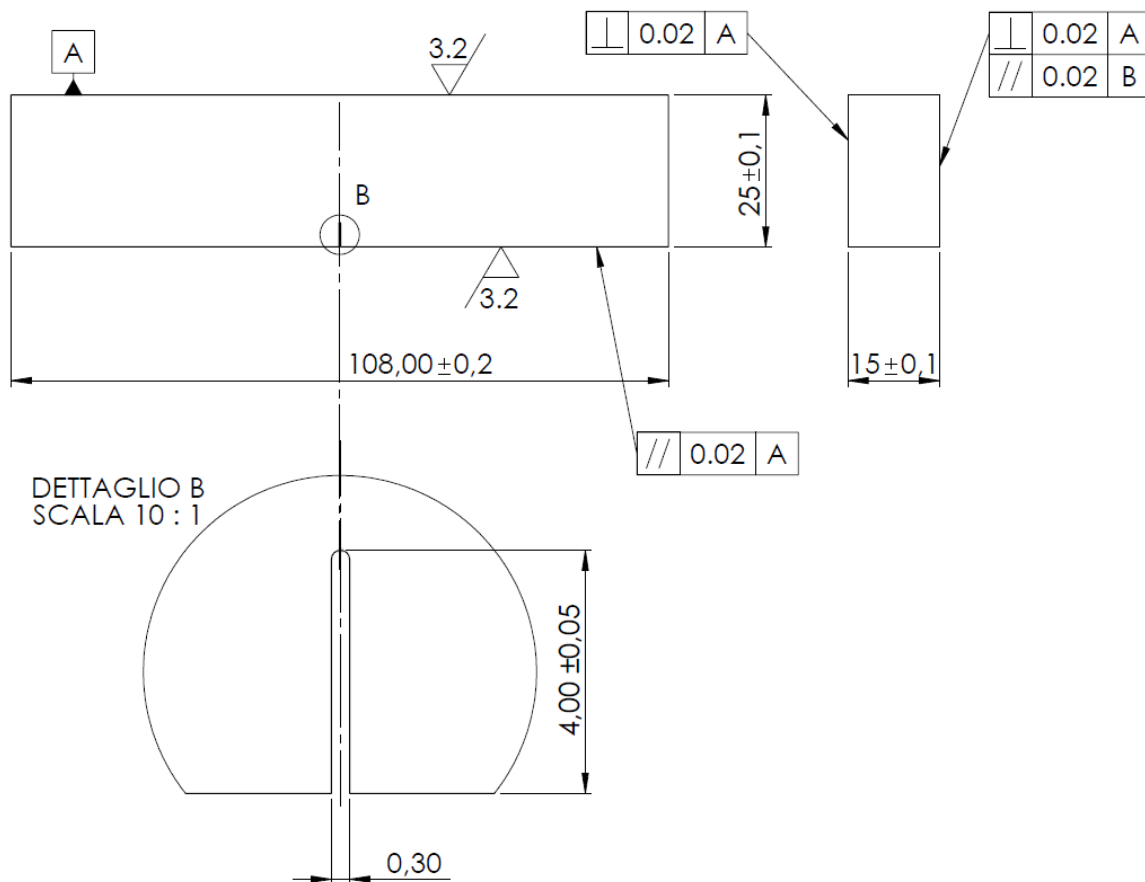


Fig. 4.7: geometria del provino SENB fornito da Sacmi e realizzato in 42CrMo4 per ricavare la curva R. Le quote sono in millimetri.

In figura 4.8 è riportata la geometria di un provino SENB leggermente modificata rispetto alla precedente, questo perché per questi provini realizzati in C45 si vuole valutare la propagazione della cricca utilizzando DCPD (potential drop technique in corrente continua). DCPD è una tecnica per misurare la propagazione della cricca, poiché impressa una corrente continua costante alle estremità del provino, si va a misurare come varia la differenza di potenziale nella zona in prossimità del piano di propagazione della cricca. All'aumentare della dimensione di cricca, mantenendo costante l'intensità

di corrente, si registra un aumento della d.d.p. dovuta alla riduzione della sezione di passaggio della corrente.

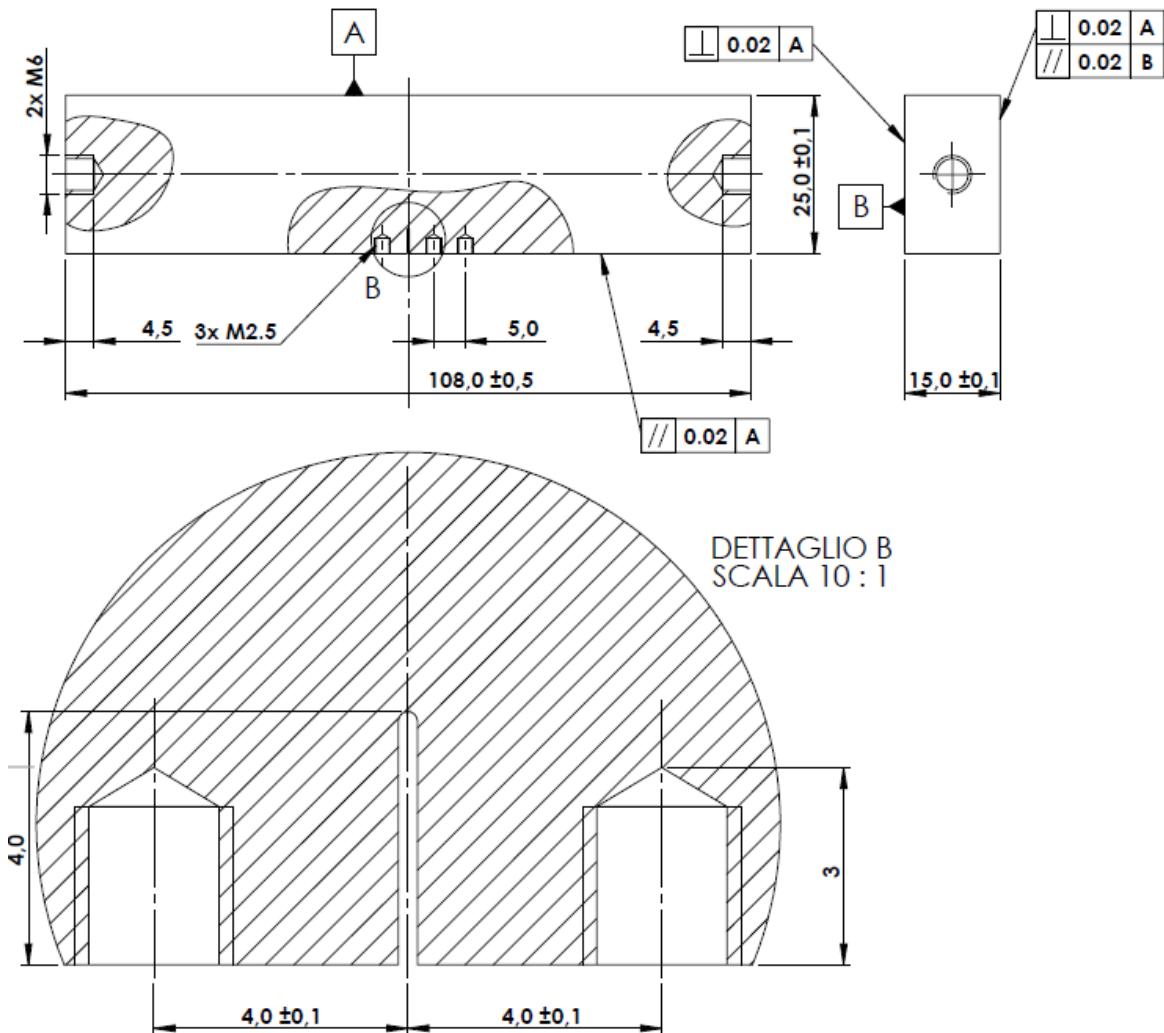


Fig. 4.8: geometria del provino SENB realizzato in C45 per valutare la propagazione della cricca utilizzando il DCPD. Le quote sono in millimetri. I fori filettati in prossimità del piano di cricca sono per il fissaggio dei pin per misurare la d.d.p., quello a distanza di 5 mm da uno di questi è per la compensazione della temperatura, mentre i fori filettati all'estremità del provino servono per inserire i cavi che conducono la corrente.

La distanza tra i fori filettati per i pin che misurano la d.d.p. è stata scelta in maniera accurata, poiché se troppo vicini tendono a mettere in ombra la cricca. Nel prossimo paragrafo sono riportate le osservazioni fatte per la scelta della posizione di questi fori. In questo caso il pre-intaglio è stato realizzato con la sega.

4.3 Valutazione del materiale dei SENB per il DCPD

I provini SENB con fori per il DCPD (vedi fig.4.8) sono stati ottenuti da materiale già disponibile in laboratori di Costruzione di Macchine. Il materiale in questione è nominalmente C45, ma per accertarne le caratteristiche si è effettuata una prova di durezza Vickers da cui si è ottenuto un valore di 216.2 HV.

Dalle tabelle di conversione disponibili nell'appendice B della normativa ISO 18265:2013 [5] è possibile stimare la tensione di rottura del materiale, nota la durezza. Per 216.2 HV il materiale dovrebbe

avere una tensione di rottura di $\sigma_R=670$ MPa, che è un valore di tensione di rottura riconducibile al C45 con trattamento di bonifica. Si è poi assunta una tensione di snervamento pari a $\sigma_s=430$ MPa

4.4 Valutazione della posizione dei pin per il DCPD

I fori per la misura della differenza del potenziale devono (vedi fig.4.8) essere posizionati il più vicino possibile al piano di propagazione della cricca, per garantire una maggiore sensibilità della misura, ma allo stesso tempo devono essere sufficientemente distanti al fine di evitare di mettere in ombra l'effetto prodotto dalla presenza della cricca.

Per definire la posizione dei fori si è effettuata un'analisi FEM parametrica con Ansys Workbench in cui si confrontano i valori di K_I sull'intero apice di cricca di un provino SENB senza fori con i valori di K_I valutati per un provino SENB che presenta i fori.

Prima di modellare la geometria si inseriscono le caratteristiche del materiale. L'analisi è una analisi statica lineare quindi è sufficiente inserire il modulo elastico E del materiale che per un acciaio è pari a 206000 MPa.

Per valutare il K_I sull'intero apice di cricca, si utilizza un modello geometrico tridimensionale. In figura 4.9 è riportata la geometria semplificata del SENB con fori di figura 4.8:

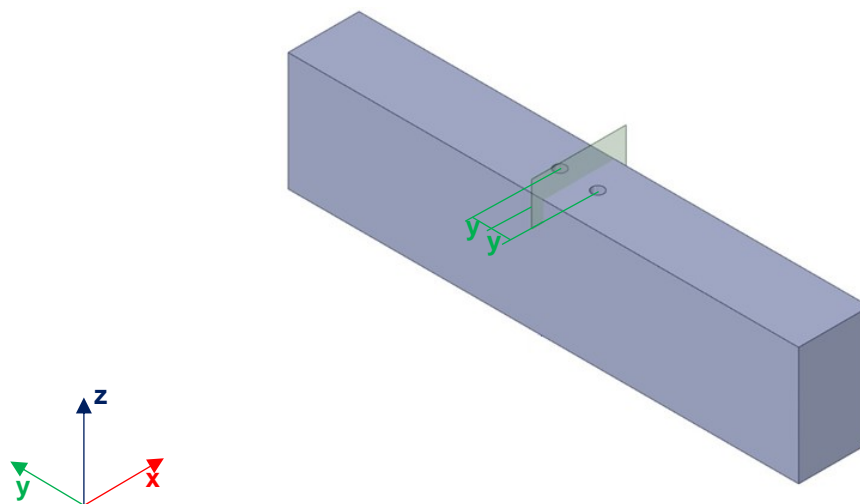


Fig.4.9: geometria 3D semplificata del provino SENB di figura 4.8 realizzata su SpaceClaim per la valutazione dell'influenza dei fori sulla cricca. La distanza y degli assi dei fori è resa quota parametrica. Il piano che interseca il provino servirà a creare la cricca nella parte FEM di Workbench

La distanza y tra piano che individua la cricca e l'asse dei fori è resa come quota di tipo parametrico, questa condizione permette di variare la posizione dei fori direttamente nella finestra principale di Workbench senza dover modificare ogni volta la geometria del provino.

Creata la geometria del provino si procede a definire la mesh e a creare la cricca. Successivamente con il 'Fracture Tool' si calcolano i diversi valori del SIF per tutti i punti dell'apice cricca. Prima di creare la mesh si è inserito un sistema di riferimento che serve per definire la presenza della cricca. Come è riportato in fig.4.10 il sistema di riferimento 'Crack system' deve avere l'asse x che indica la direzione di propagazione della cricca e l'asse y perpendicolare al piano che definisce la cricca:

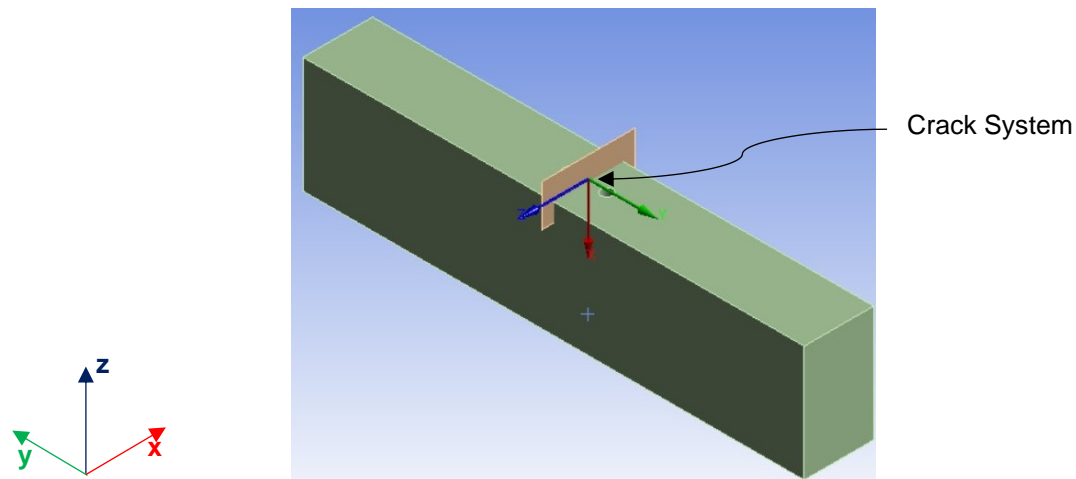


Fig. 4.10: Sistema di riferimento della cricca

Il tipo di elemento utilizzato per creare la mesh è il SOLID186 ed è importante impostare una formazione della mesh con elementi tetraedrici. Questa è una condizione indispensabile per utilizzare il comando 'Arbitrary Crack' che crea la cricca e la mesh circostante.

Nel comando 'Arbitrary Crack' si deve inserire: il solido tridimensionale che rappresenta il provino SENB; il sistema di riferimento legato alla cricca e la superficie che definisce la cricca. A questo punto è possibile generare la mesh e come si vede in figura 4.11 quest'ultima mostra un infittimento in prossimità della cricca, poiché in questo punto, attraverso il comando 'Arbitrary Crack', si creano due superfici che definiscono i fianchi di cricca e definiscono una discontinuità nel provino:

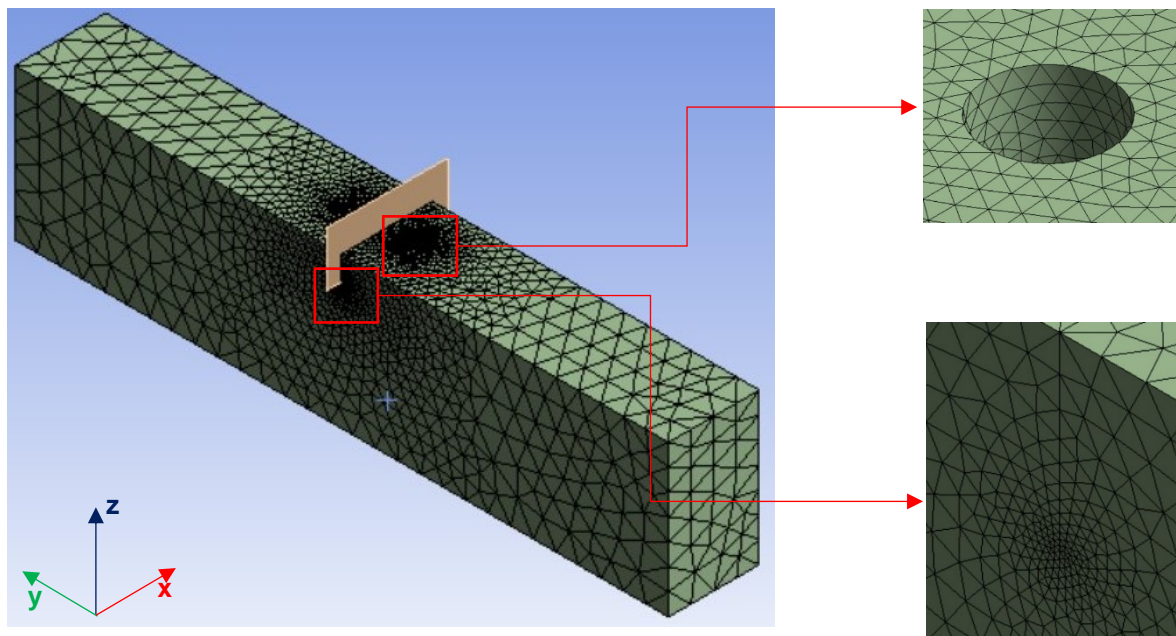


Fig.4.11: configurazione della mesh utilizzata nella valutazione dell'influenza dei fori sull'apice cricca. Il primo ingrandimento in alto rappresenta la mesh in prossimità dei fori, mentre l'ingrandimento in basso definisce la mesh in corrispondenza dell'apice della cricca.

Prima di risolvere il modello FEM si devono applicare i carichi e i vincoli. Dato che si ricava la curva R con la flessione a quattro punti, si applica in una delle due facce minori del provino una pressione con distribuzione a farfalla e con valori massimi in modulo pari a 1 MPa (vedi fig.4.12 e 4.13). Per quanto riguarda i vincoli, dato che si sta considerando un modello tridimensionale, si studieranno sia lo stato piano di deformazione (modello $PL\epsilon$) che la condizione reale di sollecitazione (modello 3D). In questo modo è possibile valutare se lo spessore del provino SENB realizzato è tale da definire

uno stato di sollecitazione in completo PL_{ε} . Per definire stati di sollecitazione differenti è sufficiente definire in modo opportuno i vincoli agenti sul provino SENB:

- Per il modello PL_{ε} si vuole forzare lo stato di sollecitazione in plane strain, quindi si inserisce: il vincolo di tipo 'displacement' che blocchi gli spostamenti in direzione y e z della faccia opposta alla faccia di carico (vedi fig.4.12); il vincolo 'Frictionless support' sulle due facce maggiori del provino (vedi fig.4.12) che blocca lo spostamento in direzione x dei nodi su queste facce.
- Per il modello 3D si inserisce il vincolo 'fixed support' sulla faccia evidenziata in figura 4.13. Con queste condizioni il provino è libero di deformarsi per tutto il suo volume. Inoltre, ci si aspetta di individuare uno stato di sollecitazione in PL_{σ} in prossimità delle superfici del provino (sulle superfici non agiscono forze normali) e una condizione di PL_{ε} nella parte interna del volume, dove la deformazione del materiale inizia ad essere legata alla deformazione degli strati più esterni.

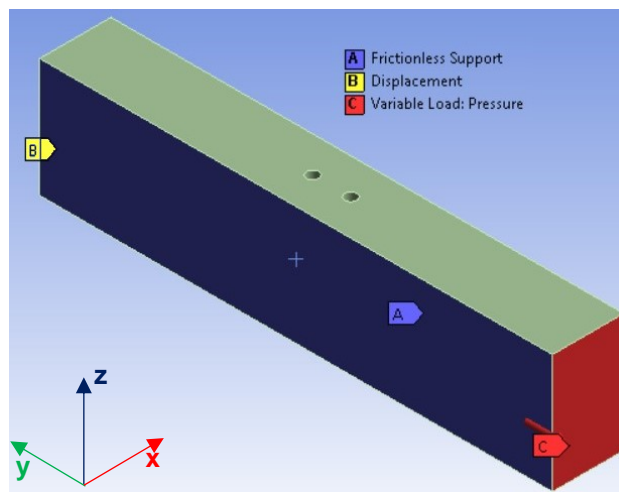


Fig.4.12: carichi e vincoli applicati per il modello PL_{ε} . I marker indicano le facce del provino in cui sono applicati i diversi vincoli e carichi: A) 'Frictionless Support': questo vincolo è applicato anche nella faccia opposta a quella evidenziata in blu; B) 'Displacement': blocca i gradi di libertà in direzione y e z dei nodi della faccia selezionata; C) 'Variable Load Pressure': sulla faccia rossa si è applicata una pressione con distribuzione a farfalla e valori massimi in modulo pari a 1 MPa.

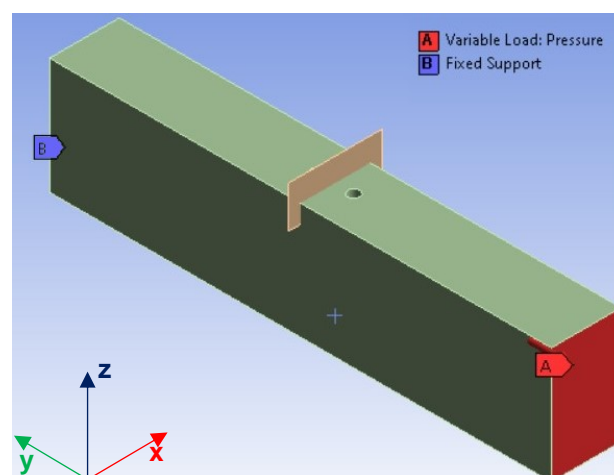


Fig.4.13: carichi e vincoli applicati per il modello 3D. I marker indicano le facce del provino in cui sono applicati i diversi vincoli e carichi: A) 'Variable Load Pressure': sulla faccia rossa si è applicata una pressione con distribuzione a farfalla e valore massimo in modulo pari a 1 MPa; B) 'Fixed Support': blocca tutti i gradi di libertà dei nodi della faccia selezionata.'

Risolto il modello, la deformata del provino è riportata in figura 4.14, ed è simile per il modello PL ϵ e il modello 3D:

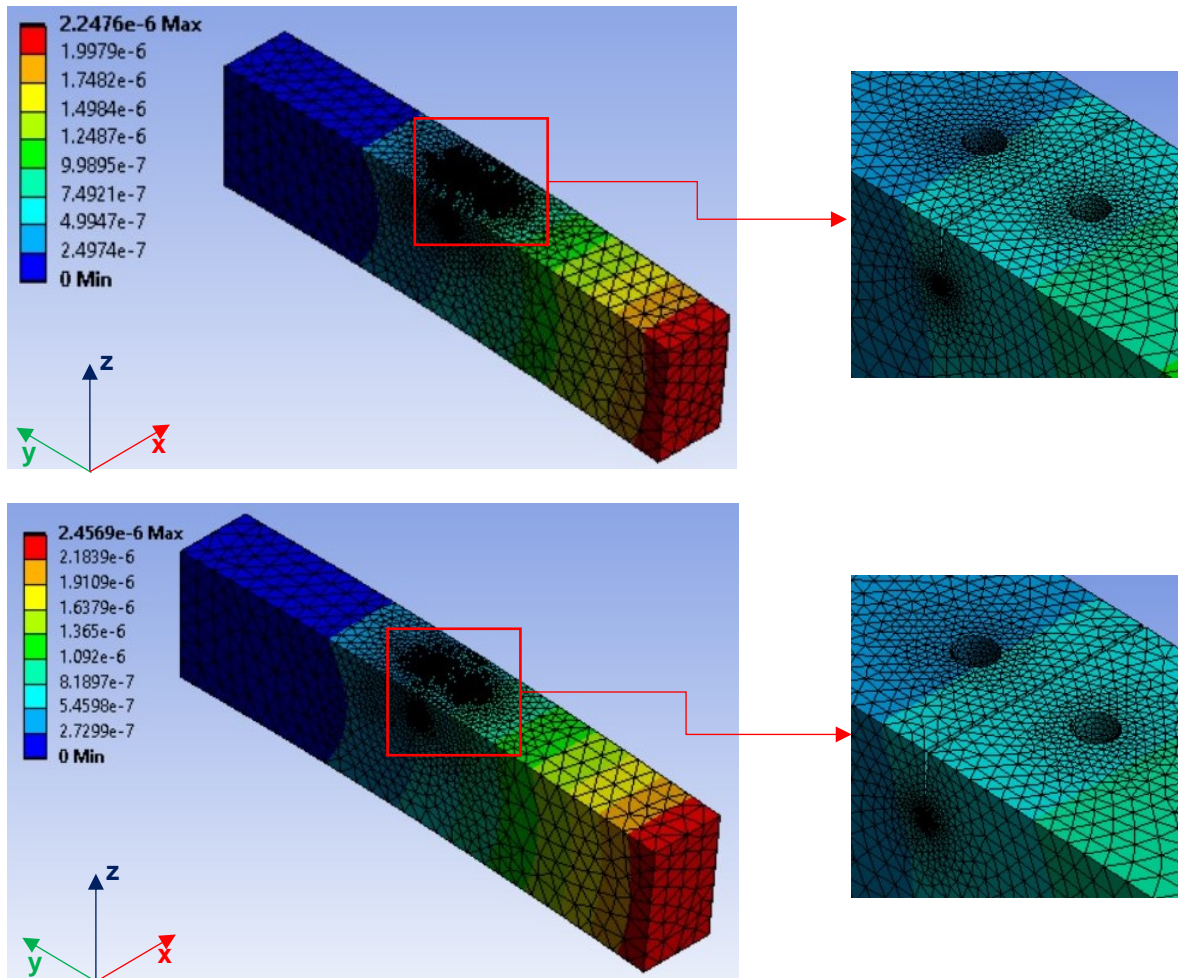


Fig.4.14: deformata del provino SENB con carico di flessione. Le prime due immagini indicano la deformata per il modello PL ϵ mentre le seconde due immagini indicano la deformata per il modello 3D.

Da quest'analisi si è individuata una distanza ottimale pari a $y=4$ mm dei fori rispetto al piano di propagazione della cricca. Nel diagramma di figura 4.15 sono riportati gli andamenti di K_I al variare dell'apice cricca lungo B per la condizione di $y=4$ mm. Gli andamenti del K_I riportati nel diagramma sono i seguenti:

- In blu l'andamento del K_I calcolato con la formula di Tada riportata qui di seguito:

$$K_I = \alpha \sigma_g \sqrt{\pi a}$$

dove α è dato da:

$$\alpha = \sqrt{\frac{2W}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2W} \frac{0.752 + 2.02 \left(\frac{a}{W}\right) + 0.37 \left(1 - \sin \frac{\pi a}{2W}\right)^3}{\cos \frac{\pi a}{2W}}}$$
(4.4)

la formula di Tada [4] garantisce un errore inferiore al 0.5% per ogni valore del rapporto a/W .

- In rosso l'andamento del K_I definito dalla formula di Brown:

$$K_I = \alpha \sigma_g \sqrt{\pi a}$$

dove α è definita da:

$$\alpha = 1.122 - 1.40 \left(\frac{a}{W}\right) + 7.33 \left(\frac{a}{W}\right)^2 - 13.08 \left(\frac{a}{W}\right)^3 + 14.0 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \quad (4.5)$$

la formula di Brown [4] garantisce un errore inferiore al 0.2% per rapporti $a/W \leq 0.6$.

- In nero a tratto continuo l'andamento del K_I valutato attraverso FEM per il modello PL_ϵ e nel caso in cui il provino SENB presenta i fori per la misura della d.d.p.
- In nero tratteggiato l'andamento del K_I valutato attraverso il FEM per il modello 3D e nel caso in cui il provino SENB presenta i fori per la misura della d.d.p.
- In verde a tratto continuo l'andamento del K_I valutato attraverso FEM per il modello PL_ϵ e nel caso di SENB senza fori.
- In verde tratteggiato l'andamento del K_I valutato attraverso il FEM per il modello 3D e nel caso di SENB senza fori

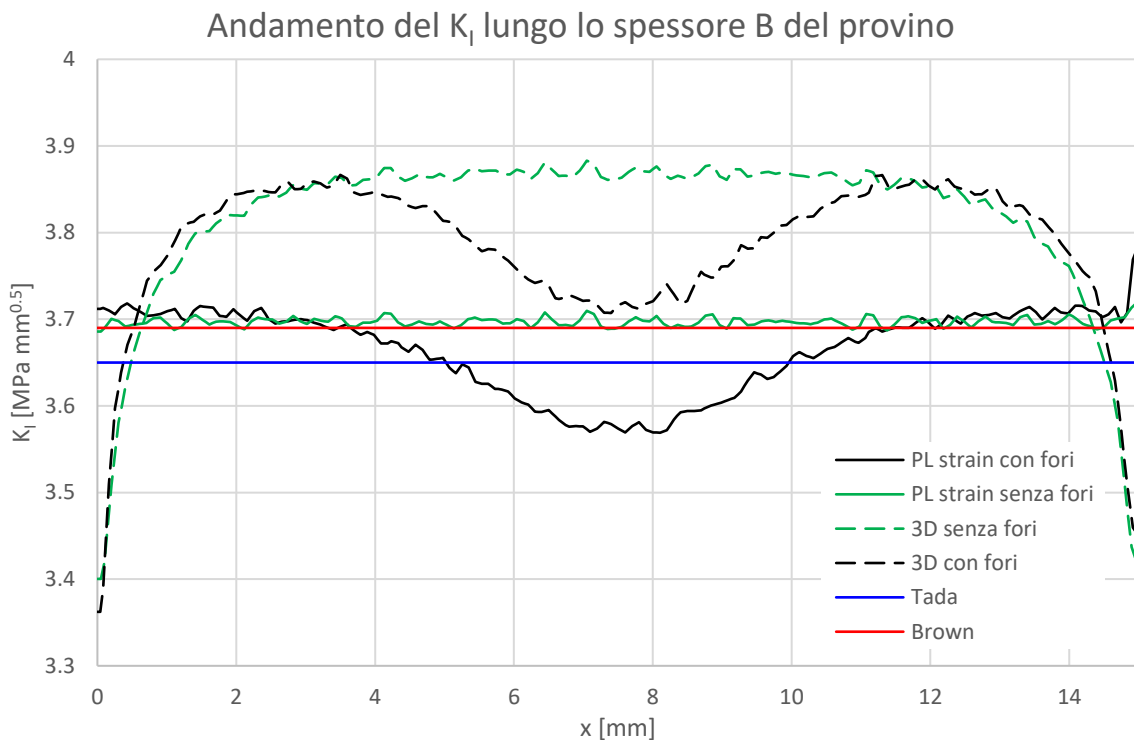


Fig.4.15: Andamento del K_I lungo lo spessore B del provino. L'andamento del K_I è calcolato per diverse condizioni di sollecitazione e geometria del provino SENB

Dal diagramma è possibile fare le seguenti considerazioni:

- Sia con il modello PL_ϵ con il modello 3D la presenza dei fori influenza l'andamento del K_I . Con i fori posizionati ad una distanza di $y=4$ mm dal piano di propagazione di cricca si ha una variazione dell'andamento del K_I del provino SENB con fori rispetto a quello senza fori che è dell'ordine del 3% per il modello PL_ϵ e del 4% per il modello 3D (vedi fig.4.16). Questi errori possono essere considerati accettabili dato che prima di andare a valutare la curva R si effettuano l'intaglio da RB e CPC (compression pre-cracking);
- Un andamento pressappoco costante del K_I denota uno stato di sollecitazione in PL_ϵ . Preso in considerazione il modello 3D senza fori, ha l'andamento di K_I variabile in corrispondenza delle superfici del provino (prevale il PL_σ) e solo nella parte centrale assume un andamento costante (prevale il PL_ϵ). Questo andamento del K_I potrebbe produrre propagazioni non uniformi della cricca. Tra il provino senza fori in completo PL_ϵ e il modello 3D vi è una leggera differenza dei valori di K_I anche nella parte centrale in cui entrambi i provini hanno sviluppato il PL_ϵ (vedi fig.4.16). Si dovrà prestare attenzione quando si andrà a calcolare K_I nel provino reale a seguito di una propagazione della cricca.

- Le formule teoriche di Brown e di Tada sono ricavate per condizioni di sollecitazione in $PL\epsilon$

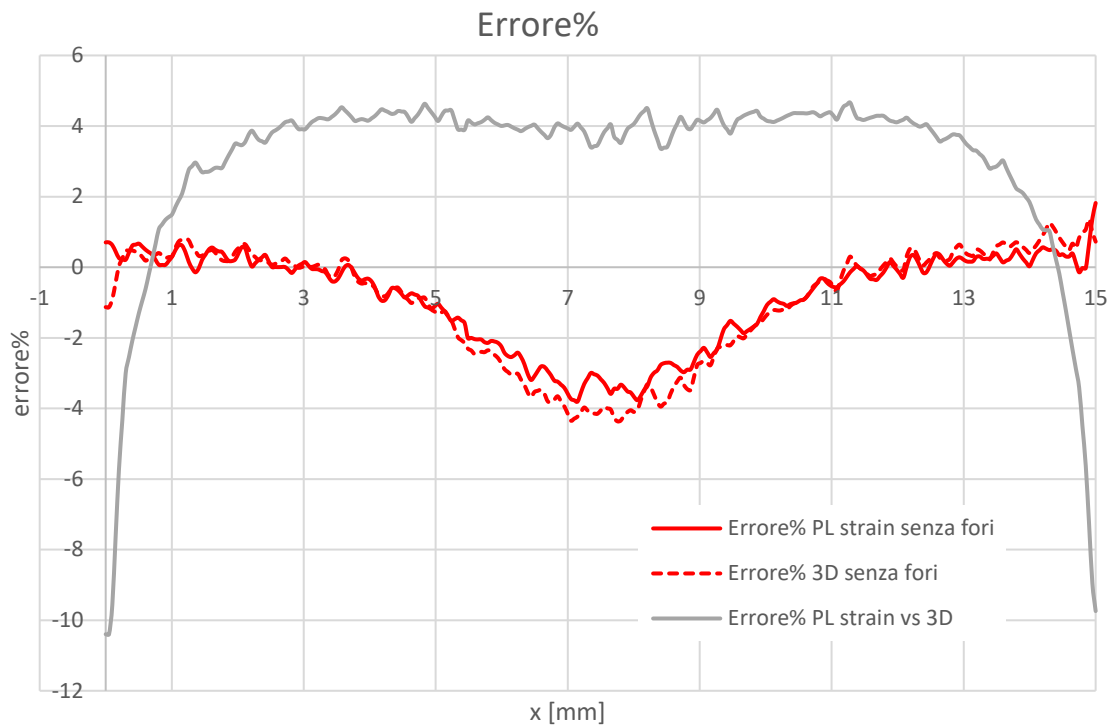


Fig.4.16: andamento della deviazione percentuale. In rosso a tratto continuo si ha l'errore che si commette nel considerare il SENB con modello $PL\epsilon$ senza fori. In rosso a tratti è l'errore che si compie nel considerare il SENB con modello 3D senza fori. Infine, in grigio a linea continua viene rappresentato l'errore nel considerare il provino in condizioni di completo plan strain.

BIBLIOGRAFIA

[1] ISO 12108:2018

[2] ASTM E647

[3] B. Tabernig, R. Pippan. Determination of the length dependence of the threshold for fatigue crack propagation. *Engineering Fracture Mechanics* 69 (2002) 899–907

[4] H. Tada, P.C.Paris, G.R.Irwin. *The stress analysis of cracks handbook*. ASME press-Third edition

[5] ISO 18265:2013

CAPITOLO 5

Valutazione dell'effetto di intaglio

5.1 Introduzione

5.1.1 Introduzione al problema

Nelle prove sperimentali per la valutazione della propagazione delle cricche, come riportato nelle normative ASTM E647 [1] e ISO 12108 [2] (si ricorda che queste due normative sono dedicate a valutare la propagazione a fatica di cricche lunghe), è necessario realizzare sul provino un pre-intaglio che agevoli l'innesco della cricca (come si è visto nel paragrafo 4.1). Tuttavia, l'intaglio presente nel provino non ha lo stesso comportamento di una cricca, infatti definisce un campo tensionale completamente differente. Per questo motivo, come riportato nelle normative [1] e [2], prima di iniziare la prova sperimentale è necessario realizzare una vera e propria cricca. Come è riportato in [3] è preferibile realizzare la pre-cricca con una serie di cicli in completa compressione (compression pre-cracking CPC). In questo modo, si riesce ad ottenere una pre-cricca completamente aperta, condizione necessaria per poter valutare la propagazione delle cricche corte (vedi paragrafo 1.1.4). Prima di proseguire con la trattazione si riporta nella figura 5.1 la nomenclatura che verrà di seguito utilizzata per classificare le diverse parti di intaglio e pre-cricca:

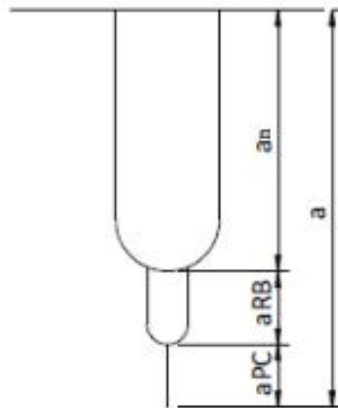
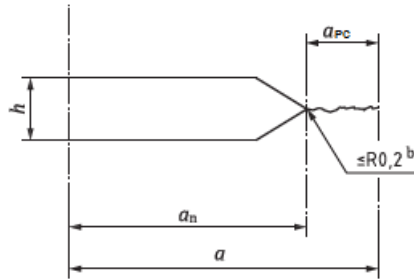


Fig.5.1: classificazione delle varie parti di intaglio e pre-cricca

In riferimento alla figura 5.1 si ha:

- a_{PC} : pre-cricca creata con il compression pre-cracking (CPC);
- a_{RB} : intaglio ottenuto con il processo di razor blading (RB);
- a_n : pre-intaglio creato con l'EDM o la sega
- a : dimensione totale di intaglio più pre-cricca

la presenza dell'intaglio influisce sull'andamento delle tensioni nella sua prossimità. Per evitare che la cricca sia messa in ombra dall'intaglio, le normative [1] e [2] riportano una lunghezza consigliata della pre-cricca. In normativa ISO è riportata la seguente condizione che deve essere verificata attraverso la pre-cricca:



Maximum notch height h	Minimum precrack length a_p
$\leq 1 \text{ mm for } W \leq 25$	$a \geq a_n + h$, or
$W/16 \text{ for } W > 25$	$a \geq a_n + 1 \text{ mm}$, or
	$a \geq a_n + 0,1B$, whichever is greater

Fig.5.2: la figura riporta uno schema di pre-intaglio più pre-cricca. Nella prima colonna della tabella sono riportate le condizioni da rispettare per la larghezza h del pre-intaglio al varare della dimensione di W , mentre nella seconda colonna è riportata la condizione sulla dimensione a dell'intaglio più pre-cricca [2]

Considerando la geometria dei provini SENB precedentemente introdotta e ipotizzando che il pre-intaglio sia realizzato con l'EDM (vedi fig.4.7), secondo la normativa ISO la lunghezza totale a di intaglio e pre-cricca non deve scendere al di sotto di una data soglia:

$$a \geq a_n + 0.1 B = 4 + 1.5 = 5.5 \text{ mm}$$

il che significa avere $a_{RB} + a_{PC} \geq 1.5 \text{ mm}$. Questo risultato si può ottenere in due modi:

- creare un intaglio da Razor Blading a_{RB} profondo. Un intaglio da RB di lunghezza prossima a 1.5 mm è difficile da realizzare sia in termini di tempi che di usura della lama. Ad esempio, Tabernig e Pippan [3] hanno ottenuto un valore di a_{RB} pari a qualche decimo di millimetro in provini di alluminio, valori confermati anche da altre prove condotte da colleghi dell'università di Padova su provini in ghisa.
- creare una pre-cricca molto estesa. Anche questa opzione è da trascurare poiché, come riporta [4], e come si dimostrerà in seguito, per creare un pre-cricca molto estesa in compressione è necessario utilizzare carichi elevati, che portano ad avere tensioni residue elevate ad apice della pre-cricca. Queste tensioni pregiudicano la corretta valutazione della curva R.

La condizione riportata dalla normativa ASTM [1] è meno stringente rispetto a quella appena riportata. Inoltre, questa condizione sembra essere preferita dagli autori [3] e [4]. In questo caso, è richiesto che l'inviluppo con apertura di 30° e larghezza $W/16$ (vedi fig.5.3 e fig.5.4) che viene costruito in corrispondenza dell'apice della pre-cricca non intersechi l'intaglio.

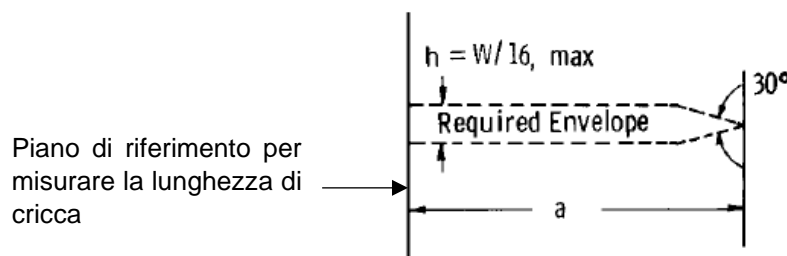


Fig.5.3: caratteristiche dell'inviluppo da costruire in corrispondenza dell'apice della pre-cricca per verificare se quest'ultima è sufficientemente lunga per evitare l'influenza dell'intaglio sul campo tensionale della cricca. Questa condizione è riportata in normativa ASTM [1]

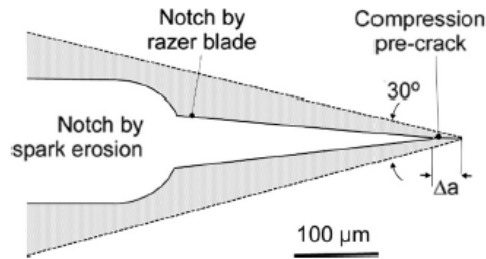


Fig.5.4: involuppo costruito ad apice pre-cricca come riportato in [1]. In questo esempio è riportato anche l'intaglio da Razor Blading a_{RB} . Tale esempio è ricavato da [4]

Di seguito si terrà in considerazione la condizione di involuppo proposto dalla normativa ASTM [1]. Attraverso la condizione di involuppo è possibile stimare qual è la lunghezza di intaglio e pre-cricca $a_{n,in}$ che soddisfa la richiesta della normativa ASTM [1]. Per ricavare la stima di $a_{n,in}$ è sufficiente costruire l'involuppo tangente all'intaglio.

Il profilo del pre-intaglio dipende molto dalla lavorazione utilizzata, in figura 5.5 sono riportati una serie di esempi di pre-intagli:

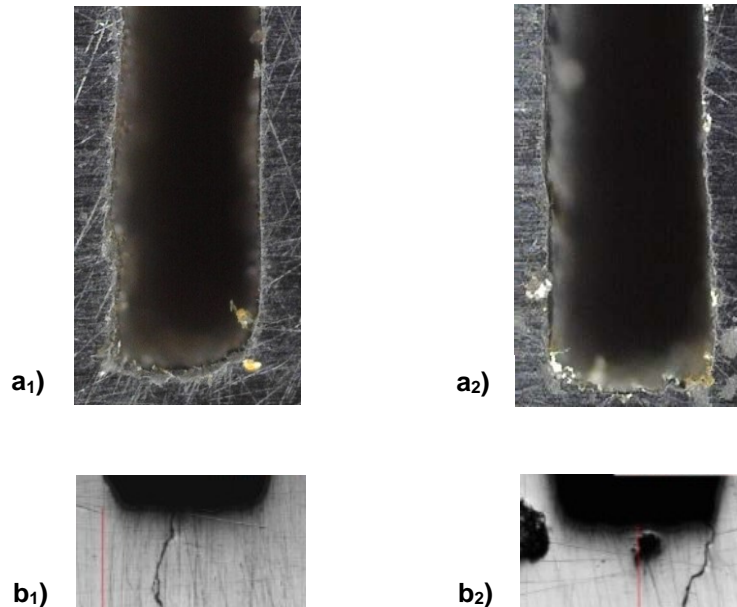


Fig. 5.5: esempi di profili di intaglio. Gli intagli a) sono ottenuti con la sega: a₁) è tendenzialmente raccordato; a₂) è tendenzialmente a spigolo vivo. Gli intagli b) sono ottenuti attraverso l'EDM: b₁) è tendenzialmente raccordato; b₂) è tendenzialmente a spigolo vivo.

Dalla figura 5.5 è possibile individuare due tipologie di profilo di intaglio ideale. Uno che ha il suo apice che è completamente raccordato (vedi fig. 5.6) e rappresenta la condizione ideale di intaglio, poiché applicando la condizione limite di involuppo si ottiene una lunghezza $a_{n,in}$ pari a:

$$a_{n,in} = r_n \left(\frac{1}{\sin 15} - 1 \right) + a_n \quad (5.1)$$

In questo capitolo non si tiene in considerazione la geometria del provino SENB di figura 4.8, poiché l'intaglio è realizzato con la sega ed è difficile ottenere una larghezza h costante. Tuttavia, i risultati ottenuti di seguito si potranno estendere anche a questo caso. Inserendo i valori dell'intaglio definito per i provini SENB di figura 4.7 si ottiene un valore di $a_{n,in}$ pari a:

$$a_{n,in} = 0.15 \left(\frac{1}{\sin 15} - 1 \right) + 4 = 4.430 \text{ [mm]}$$

che significa avere $a_{RB} + a_{PC} \geq 0.430 \text{ mm}$, valore nettamente inferiore rispetto a quello richiesto dalla normativa ISO.

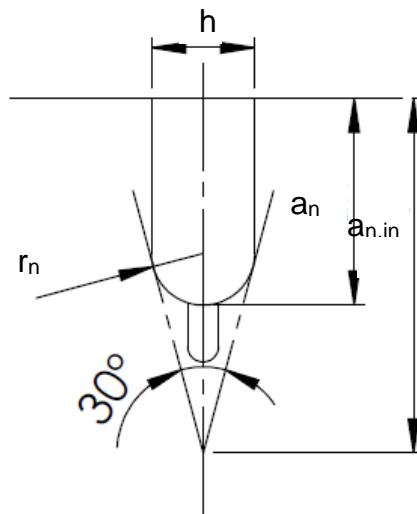


Fig. 5.6: costruzione dell'involuppo tangente al profilo completamente raccordato del pre-intaglio

La seconda tipologia di intaglio che è possibile ottenere è riportata in figura 5.7 ed è la condizione più critica di intaglio (intaglio critico), questo perché definisce una zona di influenza più ampia sul campo tensionale della cricca, come verrà riportato di seguito. Ciò è evidenziato dall'applicazione della condizione di involuppo, infatti si ottiene un $a_{n,in}$ maggiore rispetto al caso precedente:

$$a_{n,in} = \frac{h}{2} \frac{1}{\tan 15} + a_n \tag{5.2}$$

Inserendo i valori si ha:

$$a_{n,in} = \frac{0.3}{2} \frac{1}{\tan 15} + 4 = 4.560 \text{ [mm]}$$

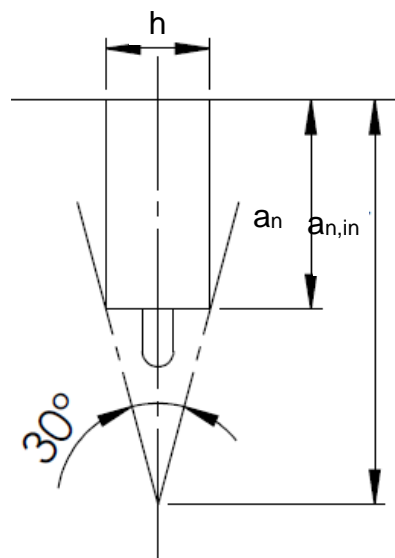


Fig. 5.7: costruzione dell'involuppo tangente al profilo a spigolo vivo del pre-intaglio

che significa avere $a_{RB}+a_{PC}\geq 0.560$ mm.

5.1.2 Valutazione dei carichi di compressione

La presenza nel provino di pre-intaglio e intaglio da Razor Blading richiede la creazione di una pre-cricca che abbia una certa lunghezza a_{PC} . Tale lunghezza viene definita in modo che la cricca esca dalla zona d'ombra creata dalla presenza dell'intaglio. Questo parametro verrà analizzata nei prossimi paragrafi.

La pre-cricca viene creata con una serie di cicli in pura compressione, in modo da ottenere una cricca completamente aperta. La lunghezza della pre-cricca a_{PC} dipende dalla zona plastica monotona che si viene a creare con la prima fase di carico [4] (vedi paragrafo 1.4.1). La seguente relazione per la stima del raggio plastico riportata da Pippan e Zerbst [4] è valida solo per provini CT:

$$r_c = \frac{\pi}{8} \left(\frac{|K_{cp}|}{\sigma_s} \right)^2 [m] \quad (5.3)$$

dove r_c è la dimensione del raggio plastico e K_{cp} è pari a:

$$K_{cp} = \left[1 + 2.5 \left(1 - \frac{a}{W} \right)^{10} \right] K_{CT} \quad (5.4)$$

K_{CT} è lo stress intensity factor calcolato per il provino CT.

Non vi sono formule specifiche per provini SENB. Tuttavia, per condizioni generiche, in letteratura sono riportate diverse espressioni di raggio plastico. Alcuni valori sono già stati introdotti nel paragrafo 1.1 e sono di seguito riportati:

- raggio plastico per la monotona senza redistribuzione delle tensioni:

- per il $PL\sigma$:

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \quad (5.5)$$

- per il $PL\varepsilon$:

$$r_y = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \quad (5.6)$$

- raggio plastico per la monotona con redistribuzione delle tensioni:

- per il $PL\sigma$:

$$r_p = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \quad (5.7)$$

- per il $PL\varepsilon$:

$$r_p = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \quad (5.8)$$

Anderson [5] riporta anche il raggio della zona plastica ciclica con redistribuzione delle tensioni:

- per il $PL\sigma$:

$$r_p = \frac{\pi}{8} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \quad (5.9)$$

- per il $PL\varepsilon$:

$$r_p = \frac{\pi}{24} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \quad (5.10)$$

Dato che non vi è ancora una formulazione univoca per la stima del raggio plastico di provini SENB si prende in considerazione una delle precedenti espressioni introdotte. Nel provino si ipotizza che vi sia uno stato di sollecitazione di tipo plane strain, inoltre, dato che la lunghezza della pre-cricca $a_{PC,min}$ deve essere tale da uscire dalla zona di influenza dell'intaglio si prende la stima del raggio plastico più cautelativa. Tra le espressioni introdotte, quella che stima un raggio plastico (e quindi lunghezza della pre-cricca) più contenuto è la 5.6:

$$a_{PC,min} = r_y = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \quad (5.11)$$

Dato che $a_{PC,min}$ è noto (viene determinato nell'analisi numerica riportata qui di seguito o dalla condizione di involuppo imposta dalla ASTM), invertendo l'espressione 5.11 è possibile determinare K_I :

$$K_I = \sigma_y \sqrt{6\pi a_{PC,min}} \quad (5.12)$$

Invertendo la 1.3 è possibile calcolare la tensione di compressione che si deve applicare al SENB per creare la $a_{PC,min}$:

$$\sigma_g = \frac{K_I}{\alpha \sqrt{\pi(a_n + a_{RB})}} \quad (5.13)$$

Dalle espressioni qui introdotte si osserva che all'aumentare di $a_{PC,min}$, aumenta K_I e quindi σ_g . Conseguentemente, se si vogliono mantenere carichi di compressione contenuti, si deve minimizzare la dimensione della pre-cricca. Utilizzando l'equazione 5.13 per stimare i carichi inserendo la lunghezza $a_n + a_{RB}$ si effettua una semplificazione considerando l'intaglio come una cricca.

5.1.3 Scopo dell'analisi numerica

L'obiettivo dell'analisi numerica riportata di seguito è quello di valutare in maniera adeguata l'influenza dell'intaglio sul campo tensionale della pre-cricca e quindi valutare la lunghezza minima di quest'ultima per uscire dal campo di influenza. Inoltre, quest'analisi permette di verificare se la condizione di involuppo proposta dalla normativa ASTM [1] deve essere rispettata o è possibile utilizzare lunghezze $a_{RB} + a_{PC}$ più contenute, potendo così ridurre i tempi di realizzazione dell'intaglio da Razor Blading e della pre-cricca e applicare carichi più contenuti nei cicli di CPC.

L'intaglio creato con il processo di Razor Blading non è un vero e proprio V-notch con apertura nulla, ma risulta esser raccordato. Di conseguenza anch'essa influenza il campo tensionale della cricca. Da quest'analisi si determina se l'involuppo deve essere costruito rispetto all'pre-intaglio a_n o rispetto all'intaglio da Razor Blading a_{RB} (vedi fig. 5.8):

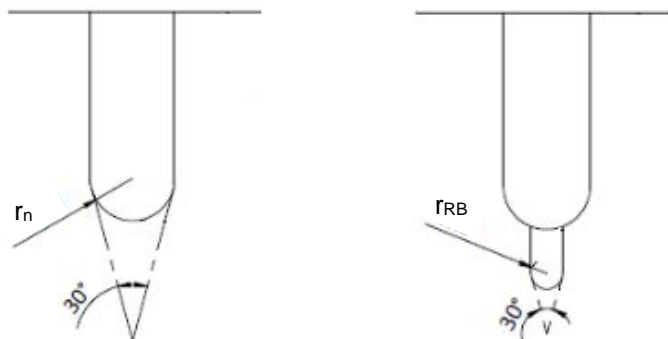


Fig.5.8: a sinistra l'involuppo costruito rispetto all'intaglio a_n , mentre a destra l'involuppo costruito rispetto all'intaglio a_{RB} .

Dato che si avrà a che fare con due involuipi costruiti rispetto a due riferimenti differenti è bene introdurre la seguente terminologia:

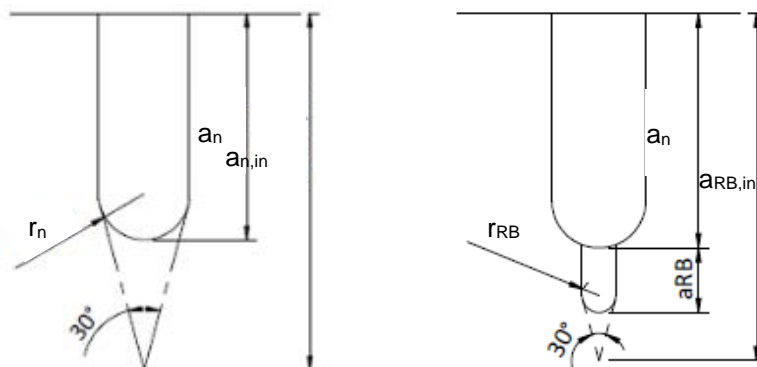


Fig.5.9: nomenclatura utilizzata per classificare i diversi tipi di involuppo. A sinistra l'involuppo costruito rispetto al pre-intaglio a_n ; la lunghezza totale dell'involuppo rispetto al piano di riferimento è definita da $a_{n,in}$. A destra l'involuppo costruito rispetto all'intaglio da Razor Blading; la lunghezza totale dell'involuppo rispetto al piano di riferimento è definita da $a_{RB,in}$.

Come si vede dalla figura 5.9 si indica con $a_{n,in}$ l'involuppo costruito rispetto al pre-intaglio, mentre $a_{RB,in}$ quando l'involuppo è costruito rispetto all'intaglio da Razor Blading.

Per determinare la zona in cui l'intaglio va ad influenzare il campo tensionale della cricca, si confronta il valore di K_I (calcolato sia con l'espressione analitica, sia per via numerica) di un SENB solamente criccato (vedi fig.5.10a) con il valore di K_I , calcolato per via numerica, di un provino SENB che presenta pre-intaglio, intaglio da Razor Blading e pre-cricca (vedi fig. 5.10b).

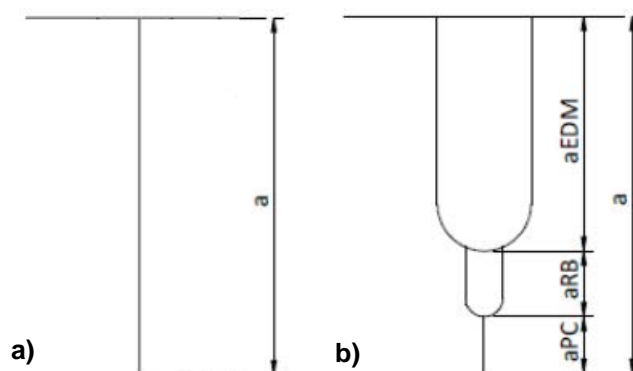


Fig.5.10: a) cricca presente sul SENB utilizzato come riferimento per il calcolo del K_I ; b) condizione reale di intaglio più pre-cricca

Per effettuare quest'analisi si fanno propagare la cricca a_{PC} e l'intaglio da Razor Blading a_{RB} . Le dimensioni dell'intaglio da Razor Blading a_{RB} variano tra 0 mm e 0.5 mm (la lunghezza maggiore dell'intaglio da RB verifica la condizione di involuppo costruita rispetto al pre-intaglio quando $a_{PC}=0$ mm). Mentre la lunghezza della pre-cricca a_{PC} varia tra 0.025 mm e 0.5 mm (la lunghezza maggiore della pre-cricca verifica la condizione di involuppo costruita rispetto al pre-intaglio quando $a_{RB}=0$ mm). Questo tipo di analisi è stata condotta per quattro tipologie differenti di geometria d'intaglio, in modo da verificare le diverse influenze sulla cricca. Si sono considerati pre-intagli:

- completamente raccordati (vedi fig.5.6)
- a spigolo vivo (vedi fig.5.7)

si sono considerati tagli da Razor Blading con raggio di raccordo:

- $r_{RB}=50 \mu\text{m}$;
- $r_{RB}=25 \mu\text{m}$;

L'esigenza di valutare intagli da Razor Blading con raggi di raccordo differenti deriva dal fatto che con questo processo non si ottiene una geometria univoca, in quanto generalmente il raggio di raccordo varia tra 20 e 50 μm come si è visto in alcune prove condotte da Sacmi o a Leoben. In figura 5.11 sono sintetizzate le geometrie d'intaglio valutate nell'analisi:

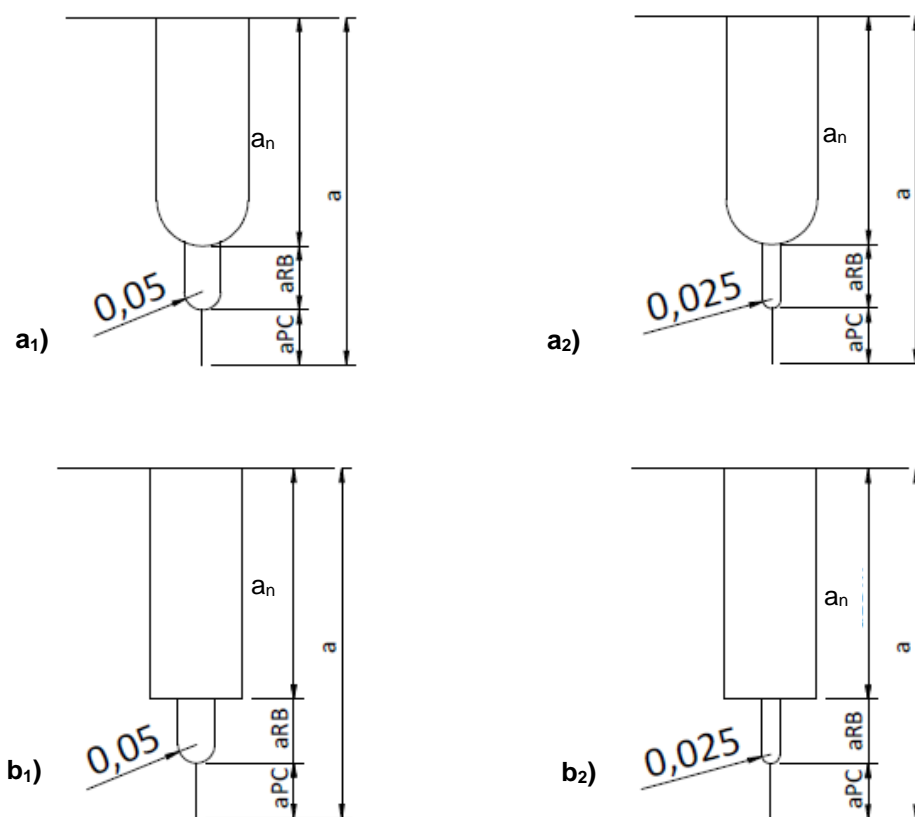


Fig.5.11: geometrie di intaglio analizzate per definire qual è la loro influenza sul campo tensionale della cricca. a₁) pre-intaglio completamente raccordato e intaglio da RB con raggio di raccordo da 0.05 mm; a₂) pre-intaglio completamente raccordato e intaglio da RB con raggio di raccordo da 0.025 mm; b₁) pre-intaglio a spigolo vivo e intaglio da RB con raggio di raccordo da 0.05 mm; b₂) pre-intaglio a spigolo vivo e intaglio da RB con raggio di raccordo da 0.025 mm.

La valutazione dell'influenza dell'intaglio è effettuata per le seguenti tipologie di carico del provino SENB:

- carico di flessione;
- carico assiale;
- carico assiale con effetto di vincolo prodotto dalle ganasce della macchina di prova

5.1.4 Metodo numerico per il calcolo di K_I

Per calcolare K_I numericamente si utilizza in questo caso il SED. Il SED è un metodo di tipo energetico che nasce per valutare l'effetto dei V-Notch. Questo criterio è stato introdotto da Lazzarin e Zambardi [6], i quali individuano come parametro critico per la resistenza strutturale la densità di energia media valutata in un settore circolare di raggio R_0 (vedi fig.5.12). Questo metodo si basa sull'idea di volume strutturale di Neuber, secondo cui il materiale è influenzato dalle condizioni medie di tensione che si verificano in un volume strutturale proprietà del materiale.

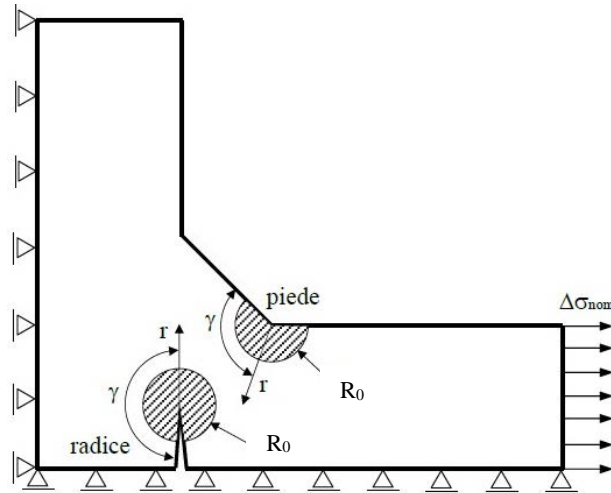


Fig.5.12: volume strutturale di raggio R_0 per il calcolo dell'energia media di deformazione (SED) [7]

L'espressione finale del SED viene ricavata partendo dalla densità di energia di deformazione totale di Beltrami [7] per un materiale isotropo, lineare elastico:

$$U(r, \theta) = \frac{1}{2} \sigma_{rr} \varepsilon_{rr} + \frac{1}{2} \sigma_{\theta\theta} \varepsilon_{\theta\theta} + \frac{1}{2} \sigma_{zz} \varepsilon_{zz} \quad (5.14)$$

dove le tensioni e le deformazioni sono riferite ad un sistema di riferimento polare (vedi fig.5.13).

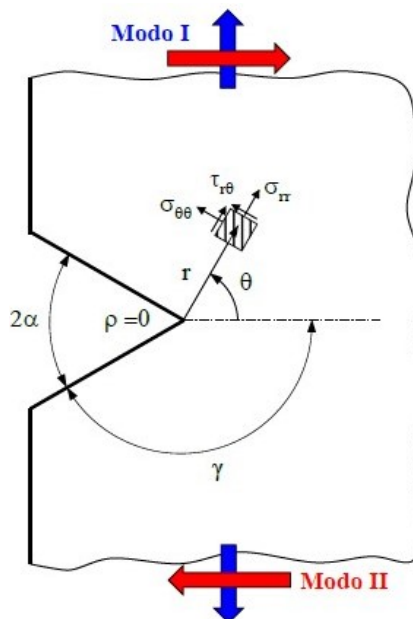


Fig.5.13: V-notch con sistema di riferimento in coordinate polari [7]

Inserendo nell'equazione 5.13 le espressioni dei campi tensionali in corrispondenza dei V-notch [7] si ottiene:

$$U(r, \theta) = \frac{1}{2E} \frac{K_1^2}{r^{2(1-\lambda_1)}} f_1(\theta) + \frac{1}{2E} \frac{K_2^2}{r^{2(1-\lambda_2)}} f_2(\theta) \quad (5.15)$$

con:

- K_1 : notch stress intensity factor (NSIF) legato al modo I di apertura del V-notch

- λ_1 : autovalore di Williams, 1952, esprime il grado di singolarità del campo tensionale legato al modo I ed è funzione dell'angolo di apertura del V-notch 2α (il V-notch può essere descritto anche dall'angolo γ di figura 5.13).
- K_2 : notch stress intensity factor (NSIF) legato al modo II di apertura del V-notch
- λ_2 : autovalore di Williams, 1952, esprime il grado di singolarità del campo tensionale legato al modo II ed è funzione dell'angolo di apertura del V-notch.

L'espressione 5.15 descrive l'andamento della densità di energia di deformazione al variare di r e θ . Per determinare la densità di energia media di deformazione (SED) si deve calcolare il valore medio della 5.15 all'interno del volume di controllo definito da R_0 , ottenendo:

$$SED = \bar{U} = \frac{1}{E} \left(\frac{I_1(\gamma)}{4\lambda_1\gamma} \frac{K_1^2}{R_0^{2(1-\lambda_1)}} + \frac{I_2(\gamma)}{4\lambda_2\gamma} \frac{K_2^2}{R_0^{2(1-\lambda_2)}} \right) \quad (5.16)$$

I termini I_1 e I_2 sono termini derivanti dall'integrazione dell'espressione 5.15 e dipendono solo da γ . Il termine $I/(4\lambda\gamma)$ dell'equazione 5.16, una volta fissato γ risulta essere costante, quindi è possibile riscrivere l'equazione 5.16 nel modo seguente:

$$SED = \bar{U} = \frac{1}{E} \left(e_1 \frac{K_1^2}{R_0^{2(1-\lambda_1)}} + e_2 \frac{K_2^2}{R_0^{2(1-\lambda_2)}} \right) \quad (5.17)$$

I vari termini per il calcolo del SED sono raccolti nella seguente tabella:

Tabella 5.1: i valori dei parametri per il calcolo del SED nel caso di deformazione piana e al variare dell'angolo di apertura del V-Notch [7]

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

Per l'analisi riportate qui di seguito, dato che si sta considerando una cricca, si assume nullo l'angolo di apertura 2α è nullo. Inoltre, nel provino SENB la cricca tende ad aprirsi solo a modo I, sia nel caso in cui venga sollecitato a flessione che a trazione. Conseguo che l'espressione 5.17 si riduce a:

$$SED = \bar{U} = \frac{1}{E} \left(e_1 \frac{K_1^2}{R_0^{2(1-\lambda_1)}} \right) \quad (5.18)$$

In questo caso i valori dei parametri sono:

- $E=206000$ MPa;
- $\nu=0.133$;
- $\lambda=0.5$;
- $R_0=0.0025$ mm. Si è scelto il valore del raggio del volume di controllo in modo tale che quest'ultimo sia sufficientemente piccolo da cogliere il campo tensionale singolare della cricca.

Dall'equazione 5.18 si deve ricavare il valore di K_I . Lo si può fare a livello numerico, poichè per ogni elemento compreso all'interno del volume di controllo attraverso Ansys Mechanical APDL si possono ricavare:

- il valore dell'energia di deformazione U_i
- il volume dell'elemento V_i

Di conseguenza il SED all'interno del volume di controllo è pari a:

$$SED = \frac{\sum U_i}{\sum V_i} \quad (5.19)$$

Nota il SED dalla 5.18 si ricava K_I :

$$K_I = \sqrt{\frac{E SED R_0}{\nu}} \quad (5.20)$$

In questo caso si è scelto di utilizzare il SED piuttosto di uno dei tre metodi introdotti nel capitolo 2 perché:

- fornisce il valore di K_I teoricamente esatto, mentre il PSM e il Fracture Tool sono affetti da errore (vedi fig. 2.24);
- permette di utilizzare una mesh leggermente più grande rispetto ad utilizzare la definizione del K_I a livello numerico e l'analisi dei risultati è molto più rapida.

5.1.5 Modello FEM

I modelli FEM utilizzati per le diverse geometrie di cricca e condizioni di carico sono tra loro molto simili. Di seguito si descrivono gli aspetti principali dei modelli utilizzati per il calcolo di K_I utilizzando il SED.

Si è creato un modello bidimensionale che sfrutta la simmetria in corrispondenza del piano di propagazione della cricca del provino SENB di figura 4.7.

Il tipo di elemento utilizzato è il PLANE 183 (elemento di ordine quadratico) con le opzioni impostate su plane strain. Questo elemento garantisce una convergenza più rapida dei risultati all'interno del volume di controllo R_0 .

Dopo aver creato il perimetro esterno del provino, sono state generate delle aree di controllo (vedi fig. 5.14) in corrispondenza dell'apice cricca che servono a creare una mesh regolare.

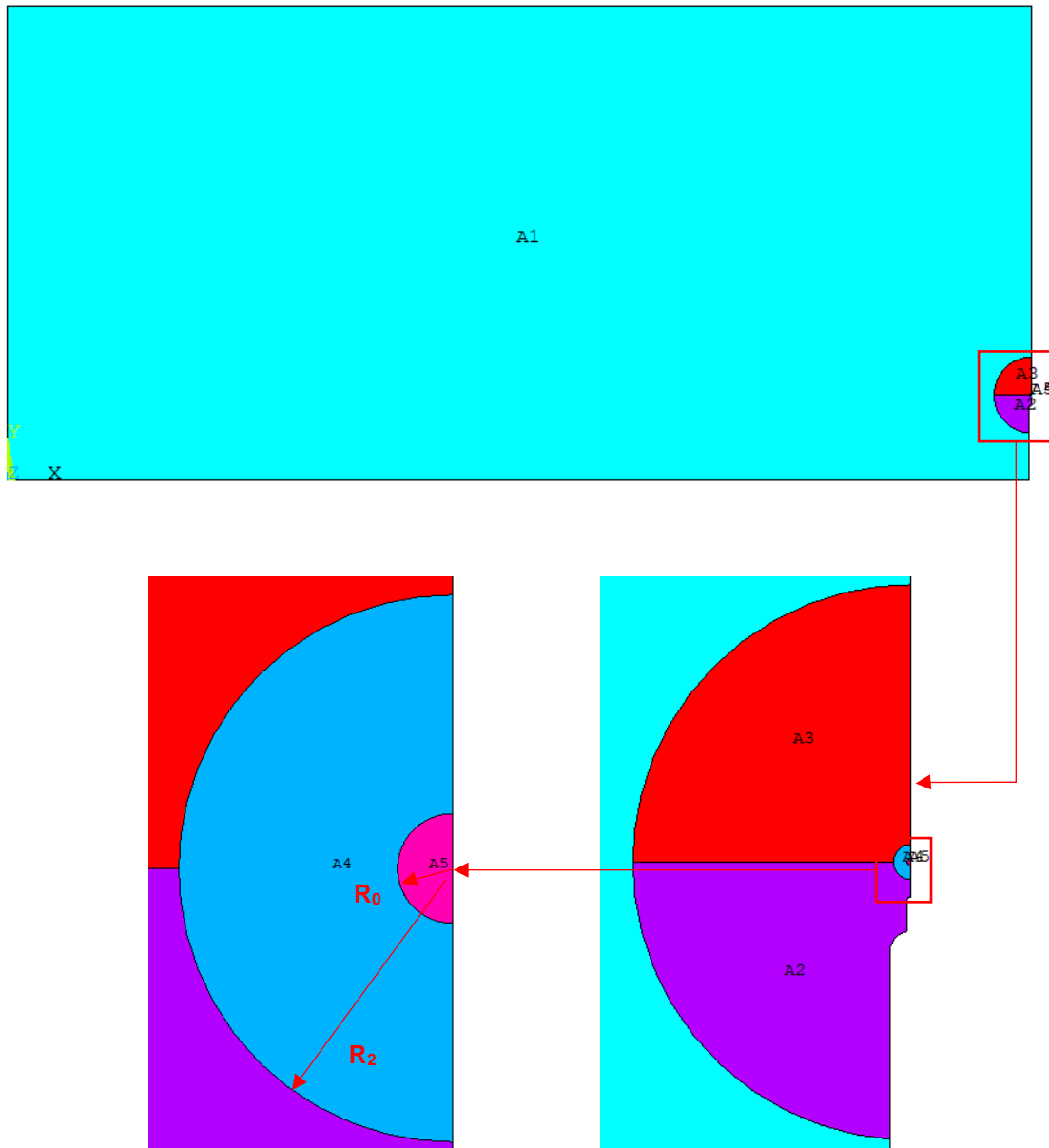
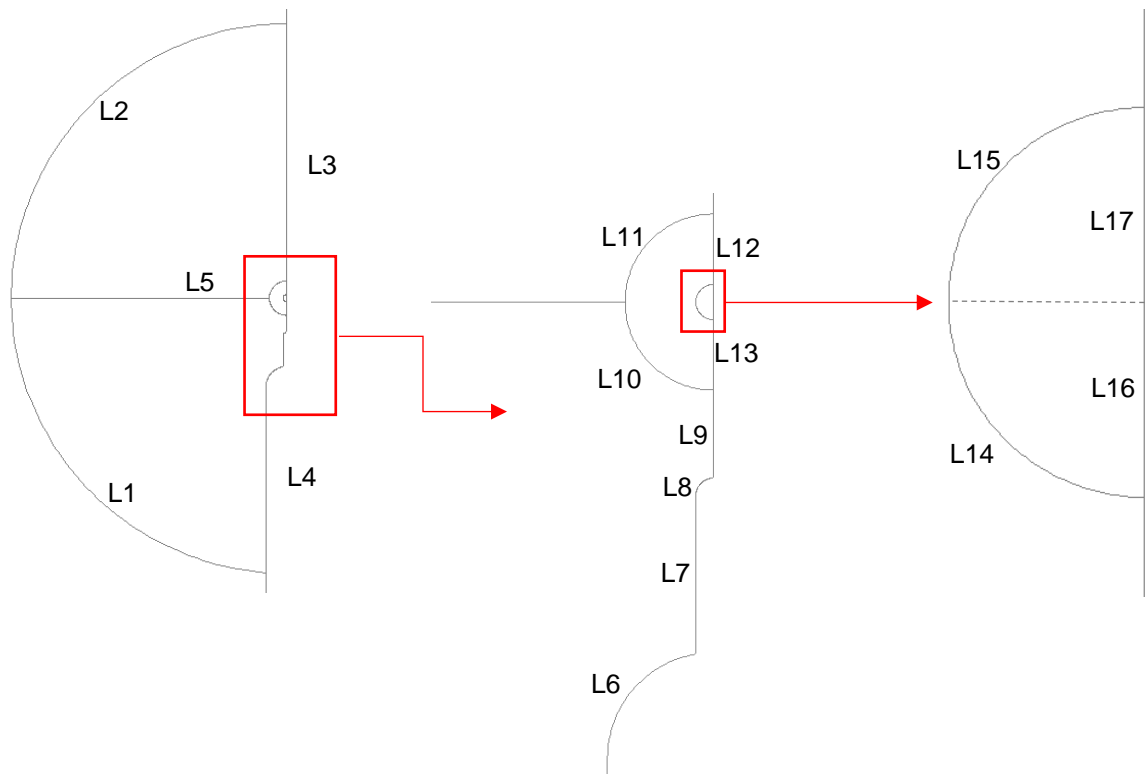


Fig.5.14: Aree di controllo create in corrispondenza dell'apice cricca per avere una mesh regolare.

I raggi delle diverse aree sono pari a:

- 2 mm per le aree A2 e A3;
- $R_2 = a_{PC}/2$ per l'area A4. Quest'area ha un raggio che varia con la dimensione della pre-cricca (vedi fig. 5.14);
- $R_0 = 0.0025$ mm per l'area A5. Questa è l'area di controllo per il calcolo del SED e ha il raggio che è 10 volte più piccolo della cricca a_{PC} più corta da analizzare. In questo modo si assicura che il volume di controllo sia sufficientemente piccolo da cogliere l'effetto singolare del campo tensoriale.



Linea	N° di divisioni	Spacing Ratio	Linea	N° di divisioni	Spacing Ratio	Linea	N° di divisioni	Spacing Ratio
L1	7	1	L7	9	2	L13	41	25
L2	7	1	L8	4	1	L14	16	1
L3	20	30	L9	10	3	L15	16	1
L4	7	10	L10	18	1	L16	10	1
L5	20	30	L11	18	1	L17	10	1
L6	6	1	L12	41	25			

Fig.5.15: nell'immagine è riportata la classificazione delle linee. Mentre nella tabella è riportata la suddivisione utilizzata per le diverse linee in modo da ottenere una mesh regolare. Vi è riportata la geometria e suddivisione delle linee del caso con un pre-intaglio completamente raccordato e intaglio da Razor Blading con raggio di raccordo 0.025 mm. Anche nel caso in cui si abbia un pre-intaglio a spigolo vivo o un raggio di raccordo dell'intaglio da Razor Blading, la suddivisione delle linee rimane invariata

Per l'area A1 di figura 5.14 è assegnata una dimensione generale della mesh di 1 mm. La configurazione della mesh che si genera è riportata nella seguente figura:

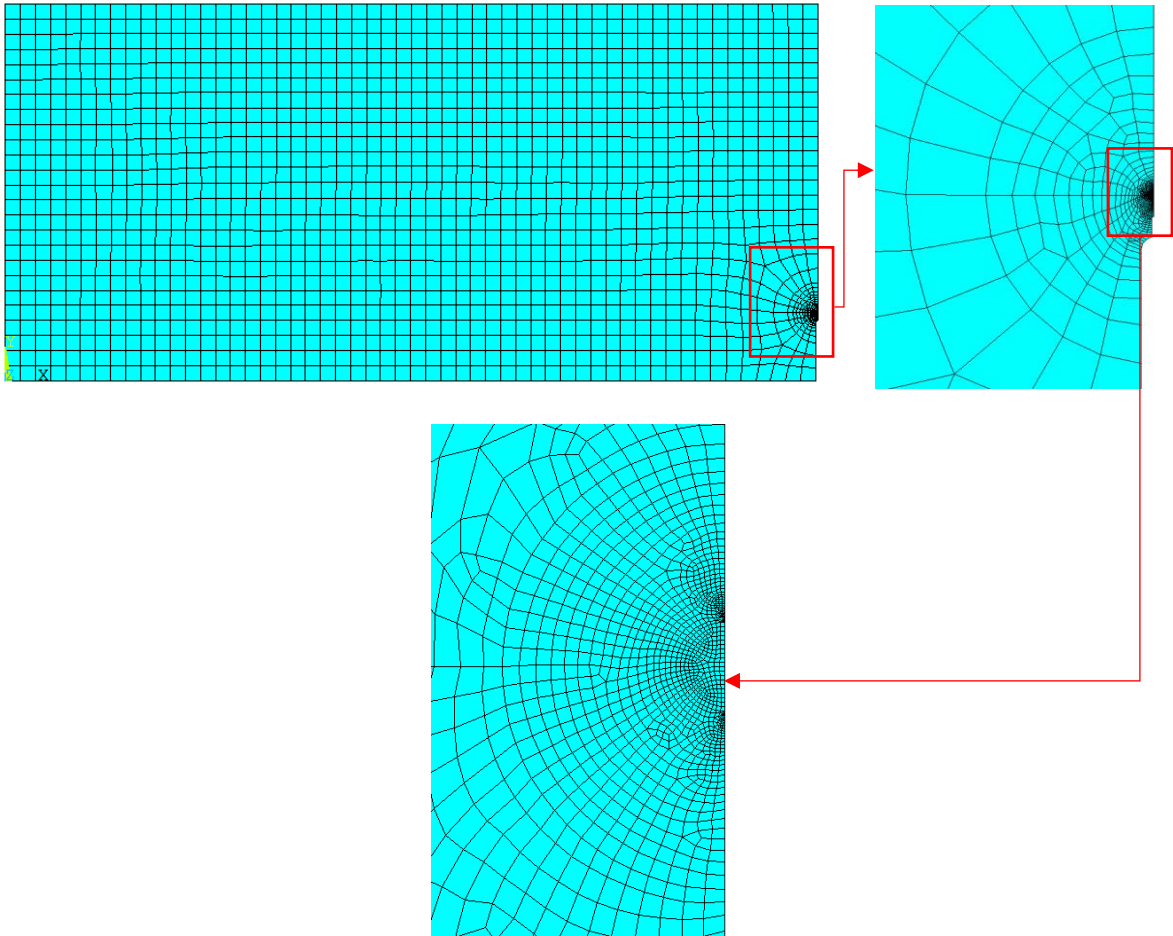


Fig.5.16: configurazione della mesh per il caso in cui il pre-intaglio è completamente raccordato e il raggio dell'intaglio da Razor Blading è pari a 0.025 mm. La configurazione della mesh rimane pressoché invariata anche per le altre combinazioni di geometria di intaglio

In appendice D1 è riportato il codice APDL utilizzato per effettuare l'analisi.

5.2 Analisi del componente caricato a flessione

5.2.1 Carichi applicati

Per effettuare questa analisi è stata applicata una pressione con distribuzione a farfalla con valore massimo in modulo pari a 1 MPa (vedi fig.5.17):



Fig.5.17: configurazione di carichi e vincoli utilizzati nel modello numerico. Nel piano di propagazione della cricca è applicata la condizione di simmetria.

5.2.2 Formula analitica

La formula analitica utilizzata per il calcolo di K_I è quella di Brown [8]. In figura 5.18 è riportato lo schema di carico per il quale è valida l'espressione 5.21:

$$K_I = \alpha \sigma_g \sqrt{\pi a}$$

$$\alpha = 1.122 - 1.40 \left(\frac{a}{W}\right) + 7.33 \left(\frac{a}{W}\right)^2 - 13.08 \left(\frac{a}{W}\right)^3 + 14.0 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \quad (5.21)$$

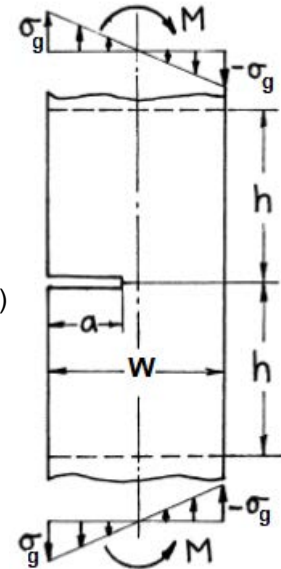


Fig. 5.18: formulazione di Brown per il calcolo analitico del K_I [8]

Il K_I così calcolato garantisce un errore inferiore al 0.2% per ogni rapporto $a/W \leq 0.6$. Nel caso della presente analisi si considerano cricche con dimensione massima pari ad 5 mm, quindi il rapporto massimo di a/W è pari a 0.2. In questo caso si è scelto di utilizzare la formulazione di Brown rispetto a quella proposta dalla normativa ISO [2] poiché per il range di a/W analizzati, l'espressione 5.21 garantisce un errore più piccolo e quindi si ottiene un confronto migliore con i valori numerici.

Il K_I ricavato analiticamente viene poi confrontato con i valori di K_I calcolati numericamente per il provino SENB con la sola cricca e con quelli ricavati per il modello SENB con intagli e cricca. Da questo confronto è possibile determinare la zona di influenza degli intagli.

L'andamento di K_I calcolato analiticamente per cricche con dimensioni che vanno da 4.1 mm a 5 mm è riportato in figura 5.19:

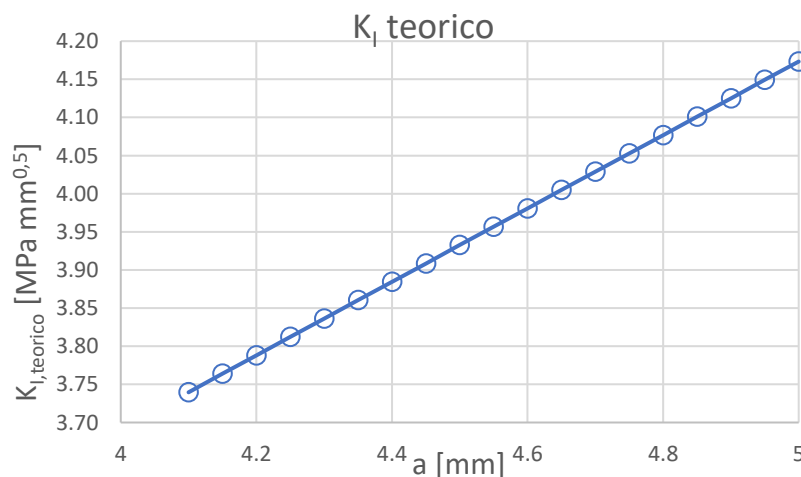


Fig.5.19: andamento di K_I al variare della dimensione di cricca per un provino SENB. Il valore del SIF è calcolato con la formula analitica di Brown [8]

5.2.3 K_I numerico del provino SENB criccato

Per il provino SENB con la sola cricca si è utilizzato l'elemento PLANE 183 e una conformazione della mesh simile a quella introdotta nel paragrafo 5.1.5. Attraverso l'analisi FEM si è definito il SED (vedi espressione 5.19), poi con l'espressione 5.20 si calcola il valore di K_I . Nella figura di seguito è riportato l'andamento del K_I al variare della dimensione della cricca, quindi confrontato con il $K_{I,teorico}$ introdotto nel paragrafo precedente:

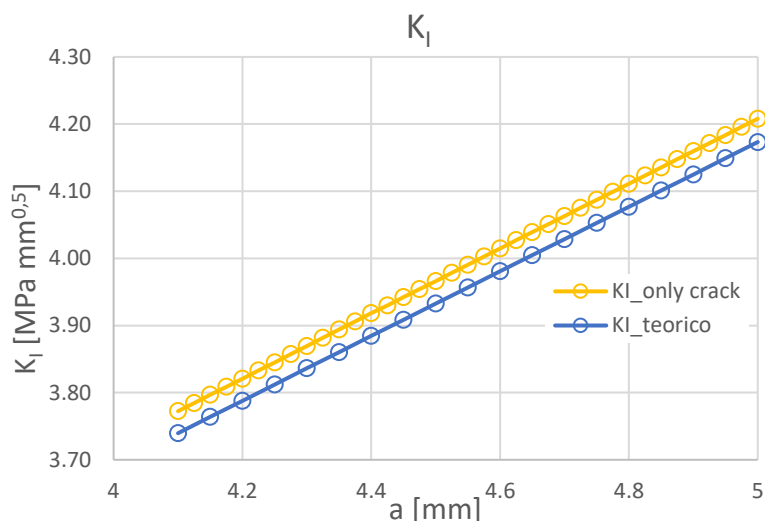


Fig.5.20: andamento del K_I al variare della dimensione della cricca per un provino SENB solamente criccato. Nel diagramma vi è il confronto tra il K_I teorico e quello calcolato con il SED

5.2.4 Valutazione dell'influenza dell'intaglio a flessione

Per valutare l'influenza dell'intaglio si è creato un codice APDL (riportato in appendice D1) in cui si fa variare la dimensione della pre-cricca a_{PC} e la lunghezza dell'intaglio da Razor Blading a_{RB} . Gli intervalli di variazione dei due parametri sono i seguenti:

- l'intaglio da Razor Blading a_{RB} varia tra 0.05 mm a 0.5 mm con degli step di variazione $\Delta a_{RB}=0.025$ mm;
- lunghezza della pre-cricca a_{PC} varia tra 0.025 mm a 0.5 mm con degli step di variazione $\Delta a_{PC}=0.025$ mm;

Per ogni lunghezza a_{RB} il codice valuta il SED relativa a ogni lunghezza della pre-cricca. Si otterranno quindi diversi grafici con gli andamenti di K_I al variare di a (per analizzare i dati si è creato un codice MatLab riportato in appendice D2). Nel seguito vengono riportati solo alcuni grafici a livello esemplificativo per evidenziare come varia l'andamento di K_I per i diversi valori di a_{RB} . In particolare, si è deciso di riportare l'andamento di K_I al variare di a per:

- $a_{RB}=0$ mm. Andamento valido sia per $r_{RB}=0.05$ mm e $r_{RB}=0.025$ mm;
- $a_{RB}=0.075$ mm: intaglio da RB molto piccolo rispetto all'involuppo costruito rispetto al pre-intaglio a_n ;
- $a_{RB}=0.2$ mm: lunghezza intermedia;
- $a_{RB}=0.425$ mm: lunghezza prossima a soddisfare la condizione di involuppo.

Per quanto riguarda la simbologia, si è utilizzato:

- ' $K_{I,teorico}$ ' per indicare il SIF calcolato analiticamente; '
- ' K_I SED only crack' per indicare il valore del SIF calcolato numericamente per il provino SENB solamente criccato
- ' K_I SED' per indicare il SIF calcolato per il provino SENB intagliato e criccato.

Inoltre, nei vari grafici di seguito riportati, vi sono delle rette verticali che servono ad indicare delle lunghezze di riferimento:

- la retta rossa indica la lunghezza del pre-intaglio a_n ;
- la retta viola indica la lunghezza dell'intaglio, quindi la somma di pre-intaglio più intaglio da RB ($a_1 = a_n + a_{RB}$);
- la retta verde indica la lunghezza dell'inviluppo costruito rispetto al pre-intaglio $a_{n,in}$;
- la retta blu indica la lunghezza dell'inviluppo costruito rispetto all'intaglio da RB $a_{RB,in}$;

Pre-intaglio completamente raccordato

In figura 5.21 è riportato l'andamento di K_I al variare di a per $a_{RB}=0$ mm; vi è inoltre riportato l'andamento dell'errore al variare di a per il pre-intaglio completamente raccordato. L'errore è stato calcolato come:

$$errore\% = \frac{K_{I,SED} - K_{I,teorico}}{K_{I,teorico}} * 100$$

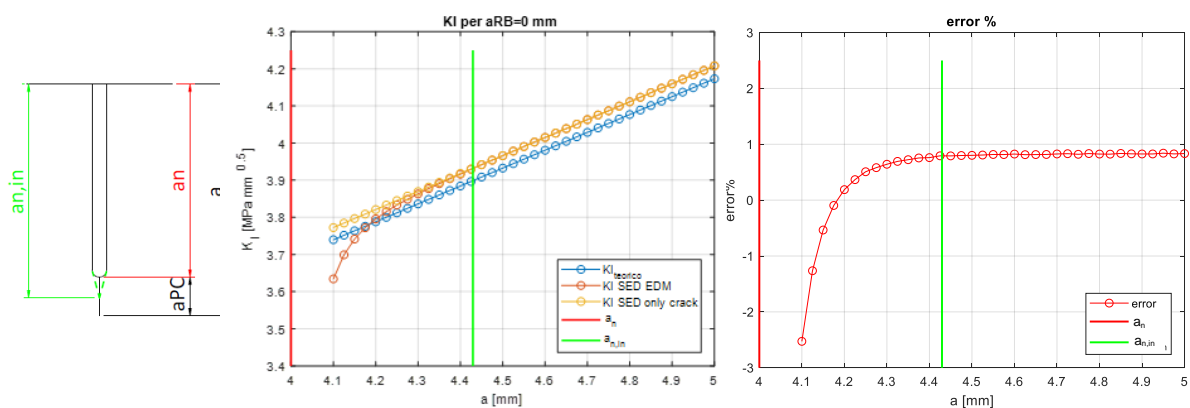
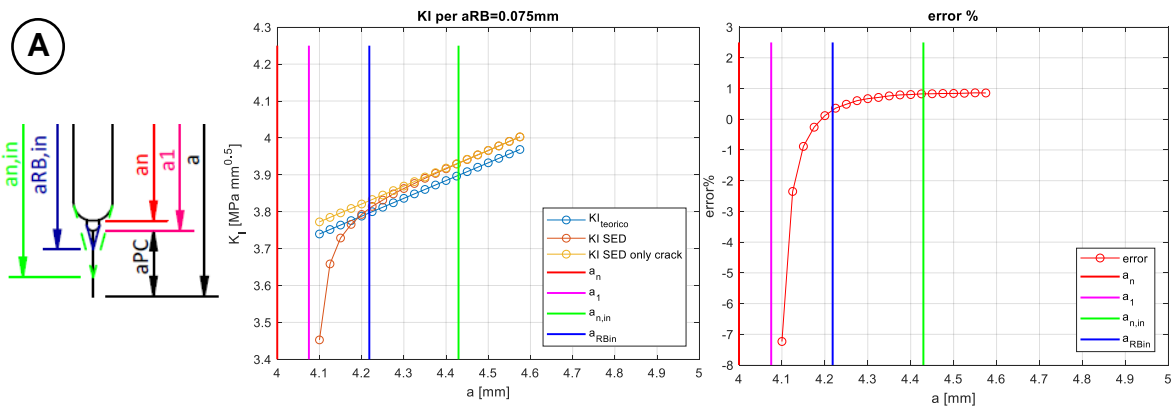


Fig:5.21: valutazione dell'andamento di K_I per un provino SENB che presenta solo il pre-intaglio completamente raccordato. Partendo da sinistra si ha: lo schema sintetico di pre-intaglio e pre-crack considerati; l'andamento di K_I al variare di a ; l'andamento dell'errore al variare di a

Andamenti di K_I per $r_{RB}=0.05$ mm

In figura 5.22 sono riportati gli andamenti di K_I per le diverse lunghezze dell'intaglio da RB, con:

- pre-intaglio completamente raccordato;
- $r_{RB}=0.05$ mm;



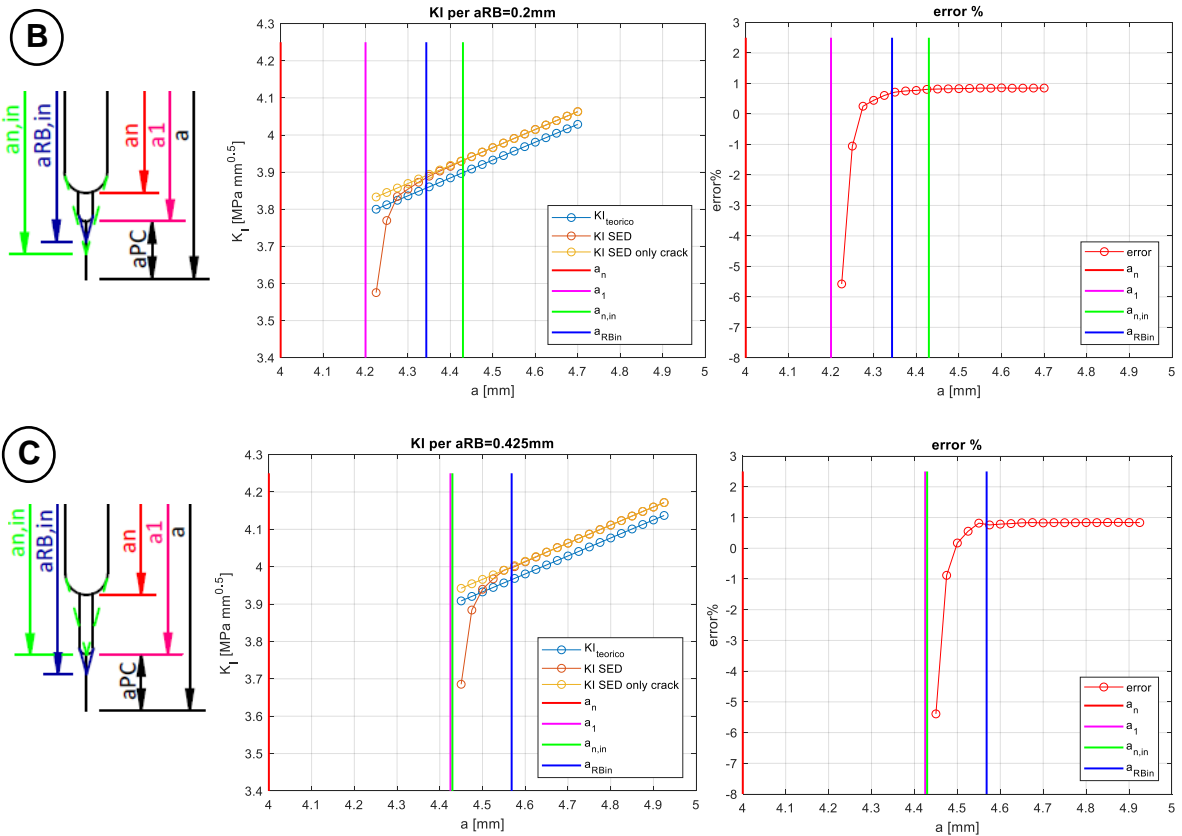


Fig.5.22: andamento di K_I al variare della dimensione di cricca e al variare della dimensione dell'intaglio da RB con un raggio di raccordo $r_{RB}=0.05$ mm e per un pre-intaglio completamente raccordato. A sinistra è riportato in maniera schematica lo schizzo delle caratteristiche di intaglio e cricca considerate. I grafici di A) sono relativi ad una lunghezza di intaglio $a_{RB}=0.075$ mm; quelli di B) a una lunghezza $a_{RB}=0.2$ mm e quelli di C) a una lunghezza $a_{RB}=0.425$ mm.

Dai grafici di figura 5.21 e 5.22 è possibile osservare che in tutte le condizioni di intaglio, il campo tensionale della cricca è influenzato da quest'ultima quando è di piccole dimensioni. Si può però affermare che la convergenza con l'andamento dei valori del SENB solamente criccato avviene leggermente prima rispetto alla condizione di involuppo $a_{n,in}$ imposta dalla normativa ASTM (vedi fig.5.21 e 5.22 A e B). Per quanto riguarda i grafici di figura 5.22 C, quando $a_{RB} \approx a_{n,in}$, si ha che la convergenza avviene per valori di a maggiori al valore di $a_{n,in}$. Questo fatto permette già di affermare che la condizione di involuppo proposta da normativa ASTM è valida fintanto che l'intaglio da RB è corto, altrimenti anche quest'ultimo risulta avere un'influenza non indifferente sul campo tensionale della cricca. Facendo sempre riferimento alla figura 5.22, si può notare che all'aumentare della lunghezza a_{RB} la convergenza di K_I è più veloce, ovvero servono pre-cricche a_{PC} più corte per uscire dal campo di influenza dell'intaglio. Ciò si osserva più chiaramente nel grafico di figura 5.28.

Andamenti di K_I per $r_{RB}=0.025$ mm

In figura 5.23 sono riportati gli andamenti di K_I per le diverse lunghezze dell'intaglio da RB, con:

- pre-intaglio completamente raccordato;
- $r_{RB}=0.025$ mm;

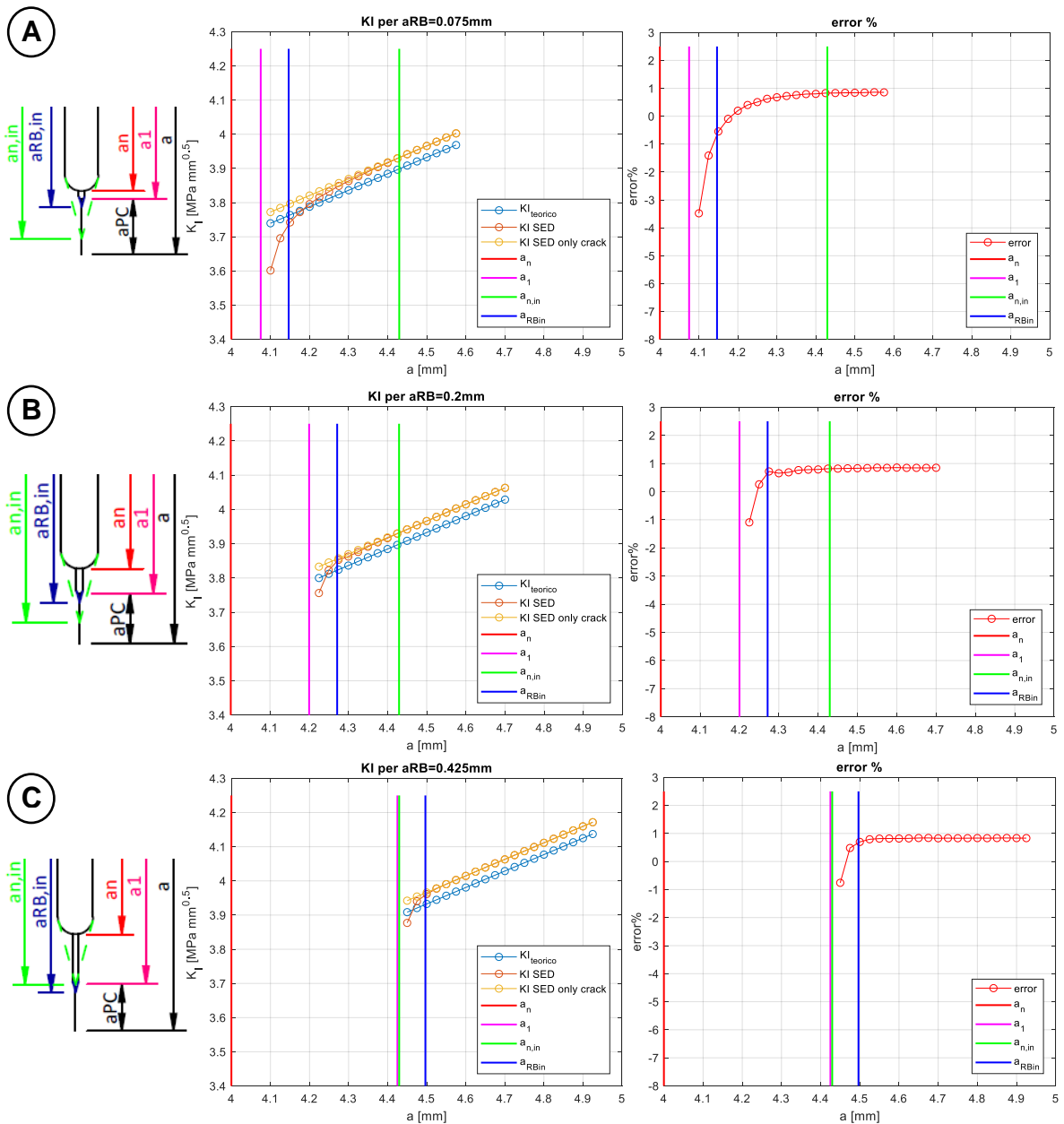


Fig.5.23: andamento di K_I al variare della dimensione di cricca e al variare della dimensione dell'intaglio da RB con un raggio di raccordo $r_{RB}=0.025 \text{ mm}$ e per un pre-intaglio completamente raccordato. A sinistra vi è riportato in maniera schematica lo schizzo delle caratteristiche di intaglio e cricca considerate. I grafici di A) sono relativi ad una lunghezza di intaglio $a_{RB}=0.075 \text{ mm}$; quelli di B) a una lunghezza $a_{RB}=0.2 \text{ mm}$ e quelli di C) a una lunghezza $a_{RB}=0.425 \text{ mm}$.

Anche per i grafici di figura 5.23 è possibile fare considerazioni analoghe a quelle fatte per i grafici di figura 5.22, poiché l'andamento è molto simile. A parità di lunghezza dell'intaglio da RB, comparando i grafici di figura 5.22 con quelli di figura 5.23, si nota che la convergenza di K_I avviene più velocemente nel caso di $r_{RB}=0.025$ (quindi nel caso dei grafici di fig.5.23). Questo è legato al fatto che, essendo l'intaglio da RB più stretto, si crea una zona di influenza più piccola (l'intaglio si comporta in modo simile a una vera e propria cricca).

Pre-intaglio con gli spigoli vivi (intaglio critico)

In figura 5.24 è riportato l'andamento di K_I al variare di a per $a_{RB}=0 \text{ mm}$; vi è inoltre riportato l'andamento dell'errore al variare di a per il caso di pre-intaglio critico (vedi fig. 5.7).

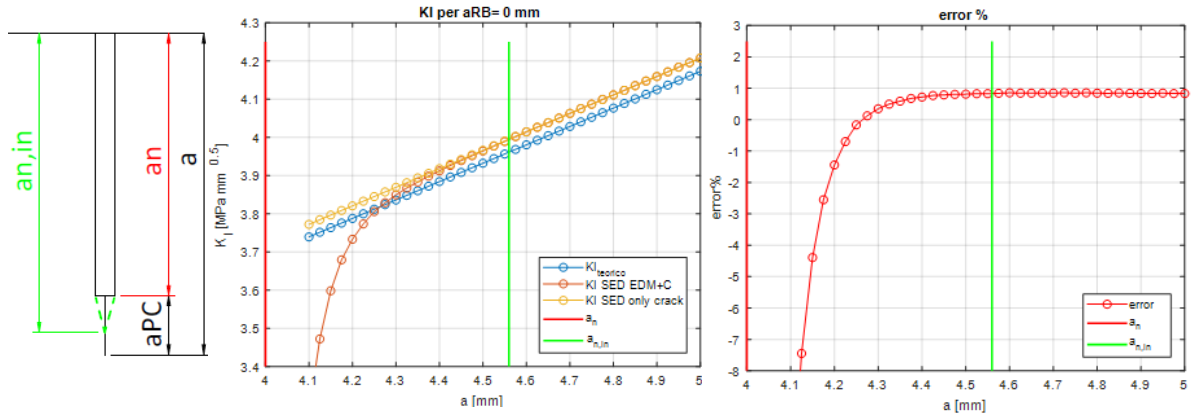


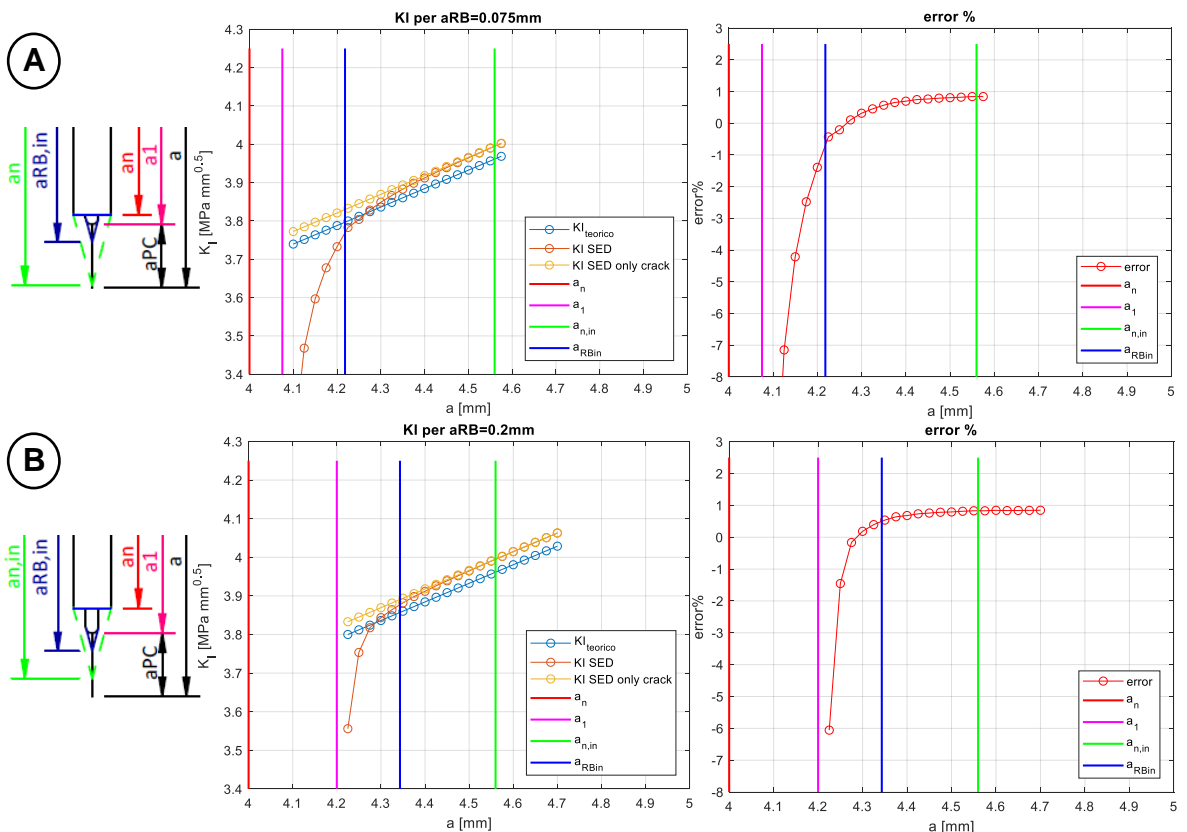
Fig.5.24: valutazione dell'andamento di K_I per un provino SENB che presenta solo il pre-intaglio critico. Partendo da sinistra si ha: lo schema sintetico del pre-intaglio e della pre-cricca considerati; l'andamento di K_I al variare di a ; l'andamento dell'errore al variare di a

Se si confrontano i grafici di figura 5.24 con quelli di figura 5.21, si può osservare che in questo caso l'intaglio ha una maggiore influenza sul campo tensionale definito dalla cricca. Ciò significa che a parità di lunghezza a_n e di larghezza del pre-intaglio, se esso presenta degli spigoli vivi o è poco raccordato, allora è richiesta una pre-cricca a_{PC} più lunga di un pre-intaglio completamente raccordato.

Andamenti di K_I per $r_{RB}=0.05$ mm

In figura 5.25 sono riportati gli andamenti di K_I per le diverse lunghezze dell'intaglio da RB, con:

- pre-intaglio critico;
- $r_{RB}=0.05$ mm;



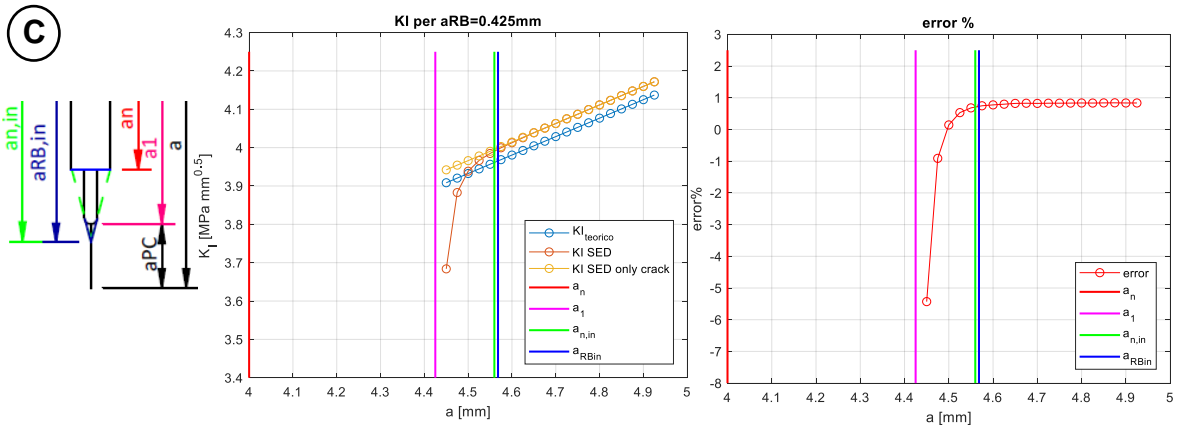
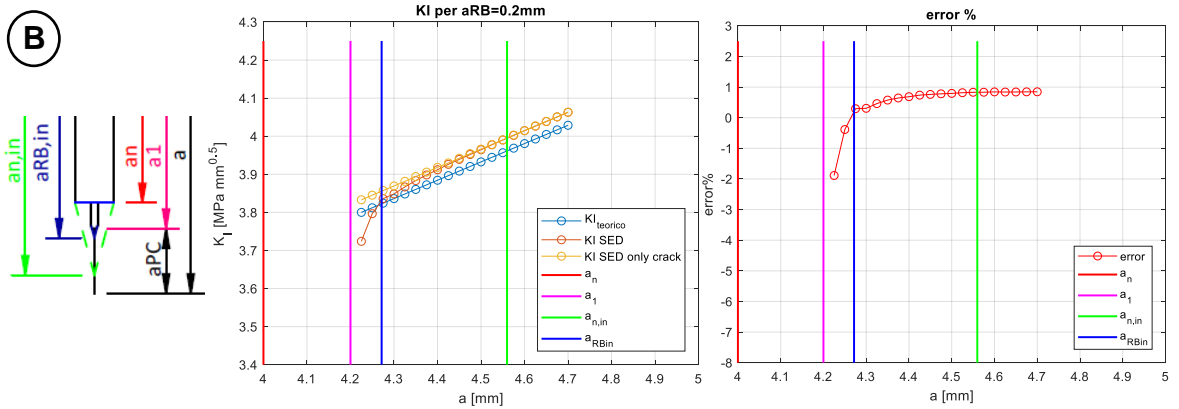
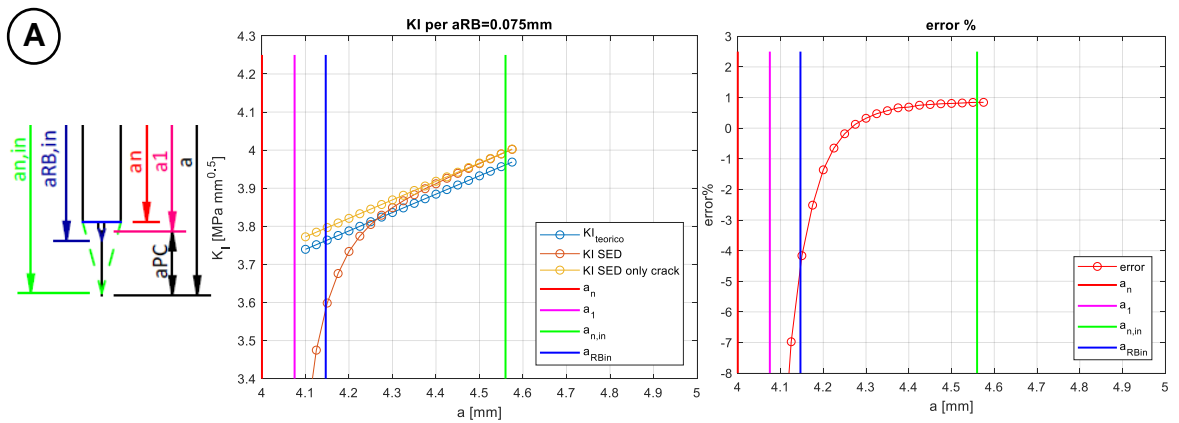


Fig.5.25: andamento di K_I al variare della dimensione di cricca e al variare della dimensione dell'intaglio da RB con un raggio di raccordo $r_{RB}=0.05$ mm e per un pre-intaglio critico. A sinistra vi è riportato in maniera schematica lo schizzo delle caratteristiche di intaglio e cricca considerate. I grafici di A) sono relativi ad una lunghezza di intaglio $a_{RB}=0.075$ mm; quelli di B) a una lunghezza $a_{RB}=0.2$ mm e quelli di C) a una lunghezza $a_{RB}=0.425$ mm.

Andamenti di K_I per $r_{RB}=0.025$ mm

In figura 5.26 sono riportati gli andamenti di K_I per le diverse lunghezze dell'intaglio da RB, con:

- pre-intaglio critico;
- $r_{RB}=0.025$ mm;



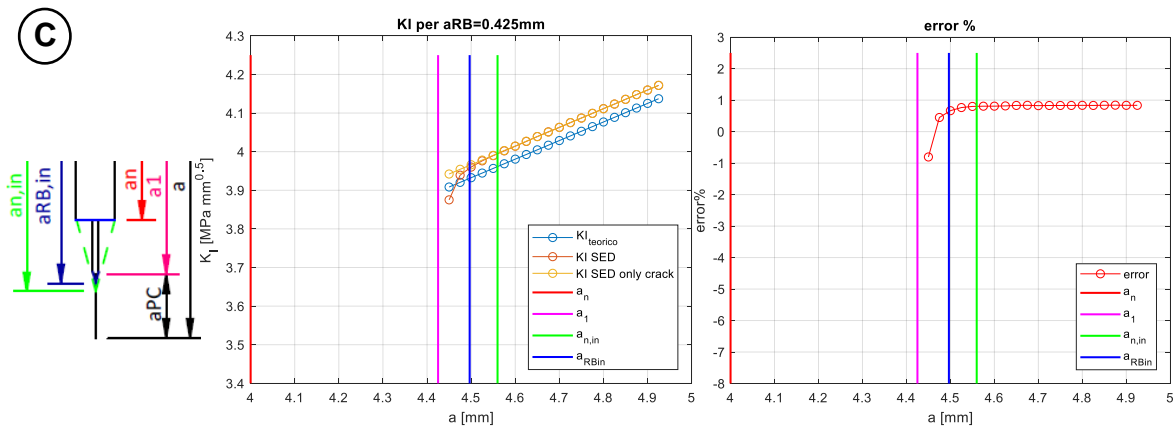


Fig.5.26: andamento di K_I al variare della dimensione di cricca e al variare della dimensione dell'intaglio da RB con un raggio di raccordo $r_{RB}=0.025\text{mm}$ e per un pre-intaglio critico. A sinistra vi è riportato in maniera schematica lo schizzo delle caratteristiche di intaglio e cricca considerate. I grafici di A) sono relativi ad una lunghezza di intaglio $a_{RB}=0.075\text{ mm}$; quelli di B) a una lunghezza $a_{RB}=0.2\text{ mm}$ e quelli di C) a una lunghezza $a_{RB}=0.425\text{ mm}$.

Gli andamenti dei grafici di figura 5.25 e 5.26 sono simili a quelli di figura 5.22 e 5.23, ma la convergenza del K_I del provino SENB intagliato è più lenta per la maggiore influenza dell'intaglio a spigolo vivo.

Diagramma riassuntivo

Noti i diversi andamenti di K_I è possibile definire un diagramma che, al variare della dimensione dell'intaglio da RB, riporta la lunghezza minima della pre-cricca $a_{PC,min}$ tale da uscire dal campo di influenza dell'intaglio. Per costruire questo diagramma, per ogni lunghezza a_{RB} , è stata considerata la lunghezza della pre-cricca a_{PC} che definisce un errore del 0.3% tra il valore di K_I del provino SENB intagliato e criccato e il valore del SENB solamente criccato (vedi fig.5.27):

$$errore\% = \frac{K_{I,SED} - K_{I,only\ crack}}{K_{I,only\ crack}} 100$$

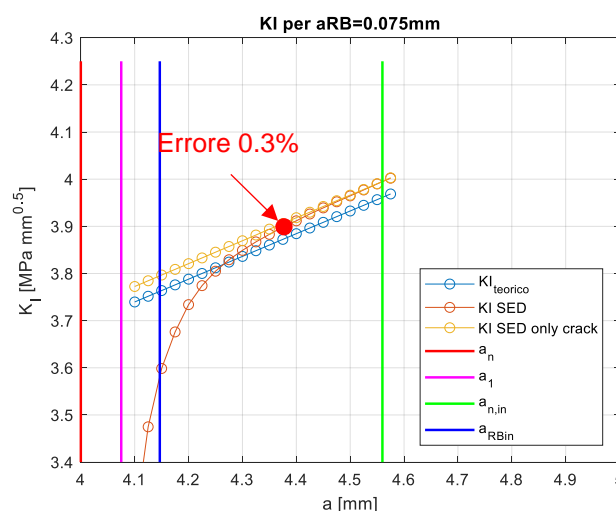


Fig. 5.27: in figura è riportata in maniera esemplificativa la selezione dell' $a_{PC,min}$ per cui non vengono percepiti gli effetti dell'intaglio. Fissato a_{RB} , si è scelta una lunghezza della pre-cricca a_{PC} tale da definire un errore inferiore al 0.3% tra il K_I calcolato per un SENB intagliato e criccato e il K_I di un SENB solamente criccato.

In figura 5.28 sono riportati gli andamenti delle dimensioni delle pre-cricche al variare di a_{RB} nel caso in cui l'intaglio da RB abbia un raggio di raccordo $r_{RB}=0.05$ mm:

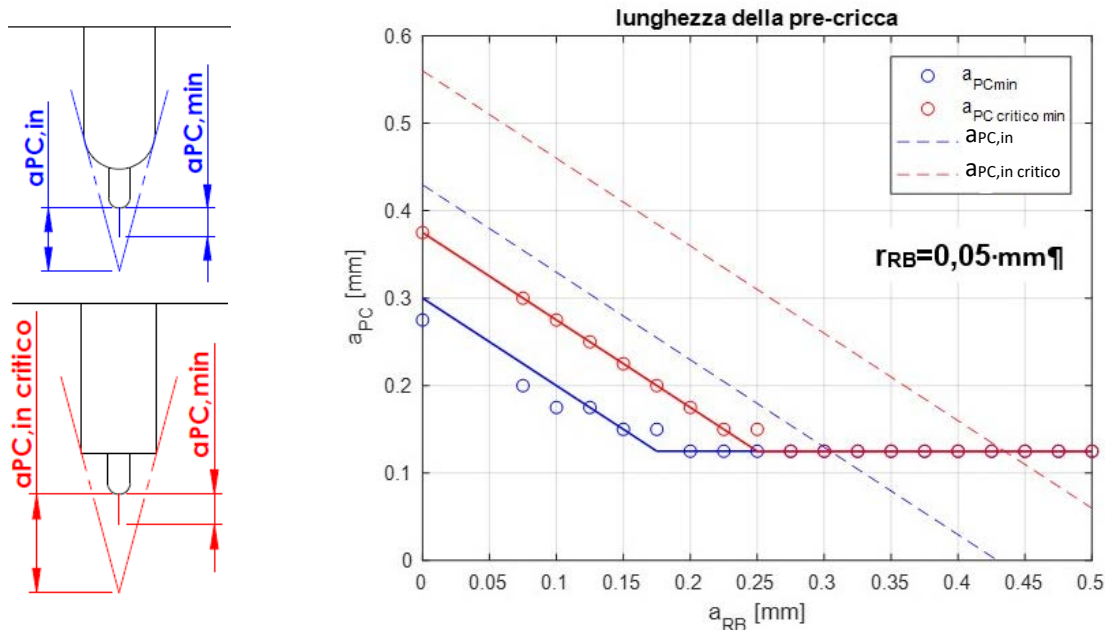


Fig.5.28: dimensione minima della pre-cricca al fine di evitare l'influenza dell'intaglio al variare della dimensione di a_{RB} . Il grafico è valido per un intaglio da RB con raggio di raccordo $r_{RB}=0.05$ mm. In blu è riportato l'andamento nel caso si abbia un pre-intaglio completamente raccordato, mentre in rosso nel caso si abbia un pre-intaglio a spigolo vivo

Le linee tratteggiate in blu e in rosso indicano, per una data dimensione dell'intaglio da RB, la lunghezza che dovrebbe avere la pre-cricca per soddisfare la condizione di involuppo imposta dalla normativa ASTM [1]. Le rette sono ricavate sottraendo alle espressioni 5.1 e 5.2 la dimensione del pre-intaglio a_n e a_{RB} .

Le linee continue del grafico di figura 5.28 interpolano i risultati ottenuti numericamente. Si nota che per dimensioni contenute dell'intaglio da RB la pendenza dei dati numerici è pari alla pendenza delle rette tratteggiate. Le linee interpolanti di questa parte di dati sono traslate verso il basso rispetto alle rette tratteggiate. Per dimensioni maggiori di a_{RB} si nota che l'andamento dei dati assume un valore costante, ad indicare che il campo tensionale della pre-cricca è maggiormente influenzato dall'intaglio da RB. Queste osservazioni permettono di affermare che:

- per dimensioni contenute dell'intaglio da RB è valido applicare la condizione di involuppo in corrispondenza del pre-intaglio. Non è possibile farlo per tutte le dimensioni dell'intaglio da RB, poiché se questo è lungo influenza comunque il campo tensionale della cricca;
- attraverso un'opportuna analisi numerica è possibile adottare dimensioni della pre-cricca inferiori rispetto a quelle imposte da normativa, potendo quindi risparmiare tempo e ridurre i carichi da applicare nel compression pre-cracking.
- è possibile individuare una dimensione ottima dell'intaglio da RB. $a_{RB,ott}$ è individuato dal gomito che si forma tra i due segmenti della medesima linea interpolante, in quanto minimizza la dimensione della pre-cricca a_{PC} . Per un intaglio da RB con $r_{RB}=0.05$ mm il punto di ottimo lo si ha per $a_{RB}=0.175$ mm nel caso di pre-intaglio totalmente raccordato, mentre lo si ha per $a_{RB}=0.25$ mm per il caso di pre-intaglio a spigolo vivo. È insensato avere intagli a_{RB} maggiori di $a_{RB,ott}$, poiché si spreca maggior tempo per preparare tale intaglio, per poi dover comunque realizzare la pre-cricca con la stessa dimensione.

In figura 5.29 sono riportati le diverse dimensioni delle pre-cricche al variare di a_{RB} nel caso di $r_{RB}=0.025$ mm:

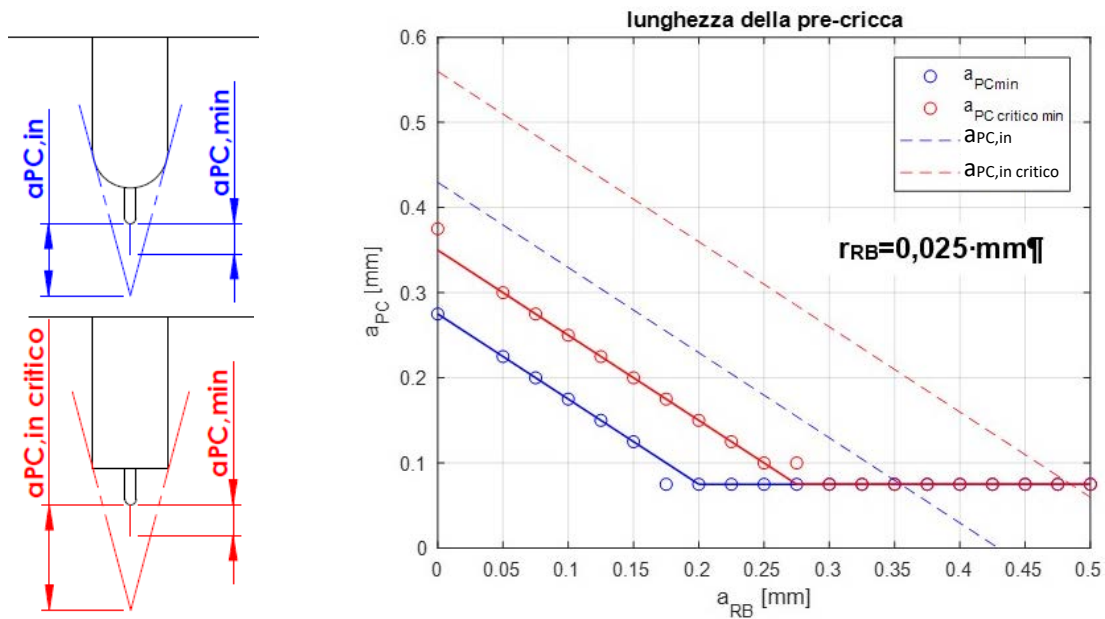


Fig.5.29: dimensione minima della pre-cricca per evitare l'influenza dell'intaglio al variare della dimensione di a_{RB} . Il grafico è valido per un intaglio da RB con raggio di raccordo $r_{RB}=0.025$ mm. In blu è riportato l'andamento nel caso in cui si abbia un pre-intaglio completamente raccordato, mentre in rosso nel caso in cui si abbia un pre-intaglio a spigolo vivo

Per un intaglio da RB con raggio di raccordo $r_{RB}=0.025$ mm è possibile fare le stesse considerazioni. In questo caso è possibile osservare che per l' $a_{RB,ott}$ (per un pre-intaglio completamente raccordato $a_{RB,ott}=0.2$ mm, mentre per un pre-intaglio critico $a_{RB,ott}=0.275$ mm) si ha una dimensione più piccola della pre-cricca rispetto al caso di intaglio da RB con $r_{RB}=0.05$ mm. Questo è dovuto al fatto che in quest'ultimo caso il raggio di raccordo dell'intaglio da RB è più contenuto, motivo per cui l'influenza sulla cricca è minore. Tuttavia, il punto di ottimo si sposta verso destra rispetto al caso di $r_{RB}=0.05$ mm e ciò è dovuto al fatto che l'effetto del pre-intaglio è più importante.

5.2.5 Valutazione dei carichi

I provini SENB forniti da Sacmi sono realizzati in 42CrMo4, che ha le seguenti caratteristiche:

- Tensione di snervamento $\sigma_s=750$ MPa;
- Tensione di rottura $\sigma_R=1000$ MPa.

Note queste caratteristiche è possibile stimare i carichi da applicare nel compression pre-cracking per ottenere la lunghezza desiderata della pre-cricca. Adottando lo schema di carico a flessione a quattro punti si ha la distribuzione delle tensioni lorde riportata in figura 5.30:

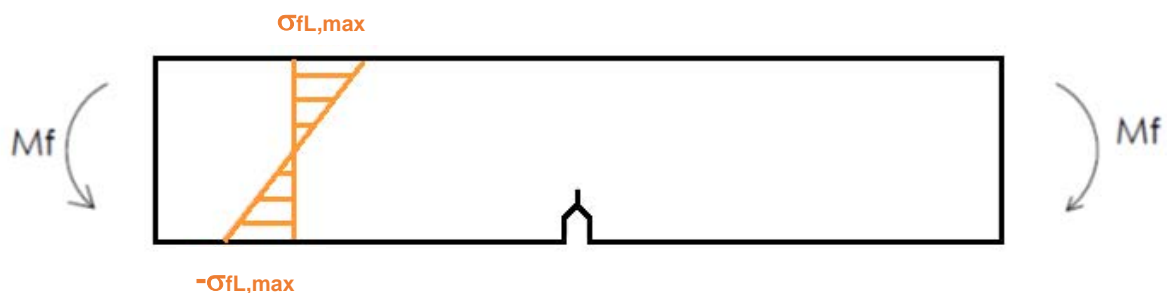


Fig.5.30: andamento delle tensioni realizzando il CPC con flessione a quattro punti.

Attraverso le espressioni 5.12, 5.13 e 5.21 è possibile calcolare la tensione lorda massima in modulo da applicare nei cicli di compression pre-cracking. Nel grafico di figura 5.31 è riportata la tensione

massima lorda da applicare al variare della dimensione di a_{RB} per avere la corrispettiva pre-cricca individuata nei grafici 5.28 e 5.29:

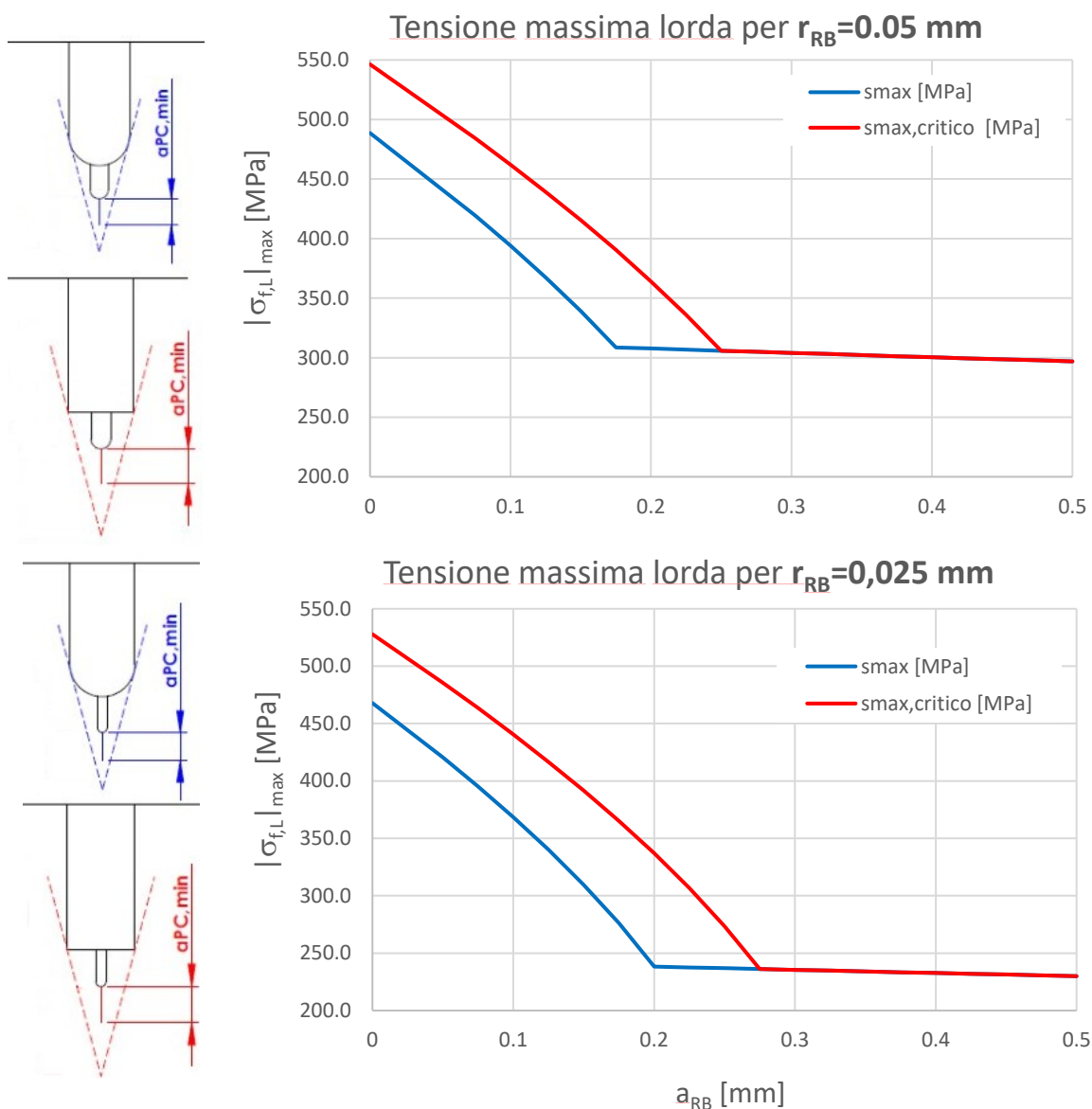


Fig.5.31: andamento della tensione massima lorda al variare della dimensione dell'intaglio da RB da applicare nel CPC per ottenere una pre-cricca pari a quella riportata nelle figure 5.28 e 5.29. Il primo grafico definisce l'andamento delle tensioni nel caso in cui l'intaglio da RB abbia $r_{RB}=0.05$ mm e il secondo riporta l'andamento delle tensioni per un intaglio da RB con $r_{RB}=0.025$ mm.

Le tensioni riportate nei grafici di figura 5.31 sono le tensioni massime in modulo che vengono applicate nei cicli di compressione pre-cracking (vedi fig. 5.32). Le tensioni lordhe applicate sono inferiori alla tensione di snervamento del materiale, condizione che è verificata anche in corrispondenza della sezione netta.

Come viene consigliato da Zerbst et all. [3] e da Tampering e Pippan [4] è bene adottare un rapporto di ciclo $R=20$. Conseguo che la tensione minima in modulo è data da:

$$|\sigma_{fL,min}| = \frac{|\sigma_{fL,min}|}{R} \quad (5.22)$$

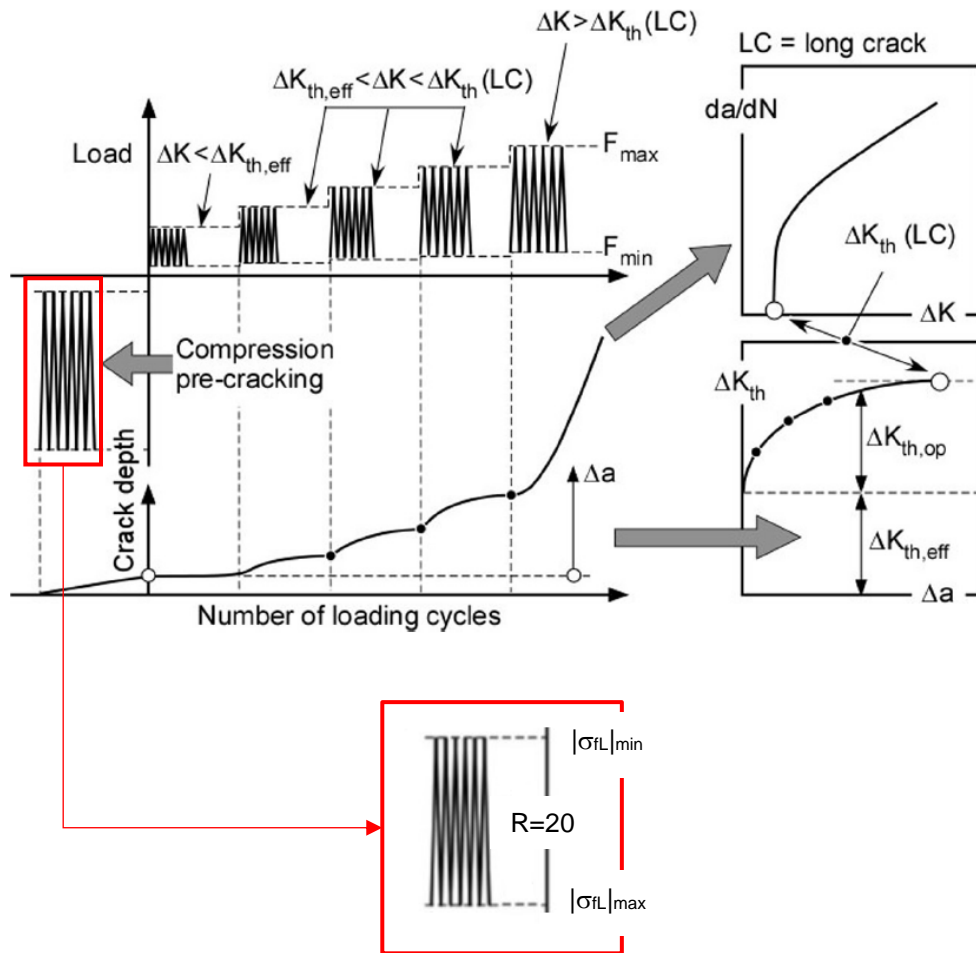


Fig.5.32: schema di carico per ottenere la curva R [3]. Nell'area evidenziata in rosso sono riportate le tensioni lorde massime e minime in modulo che si hanno nella zona del provino SENB con le fibre compresse

Dato che si sta valutando la realizzazione del compression pre-cracking con flessione a quattro punti, si ha che in corrispondenza dell'intaglio le fibre sono compresse, ma come si osserva dalla figura 5.30 le fibre opposte sono sollecitate da cicli in pura trazione. Conseguo che per realizzare correttamente la pre-cricca si deve verificare che nelle fibre tese l'ampiezza di tensione sia inferiore al limite di fatica del materiale in modo da garantire che la cricca non nasca in punti indesiderati. Per verificare tale condizione è stata valutata l'ampiezza di tensione in corrispondenza delle fibre tese (vedi fig. 5.33):

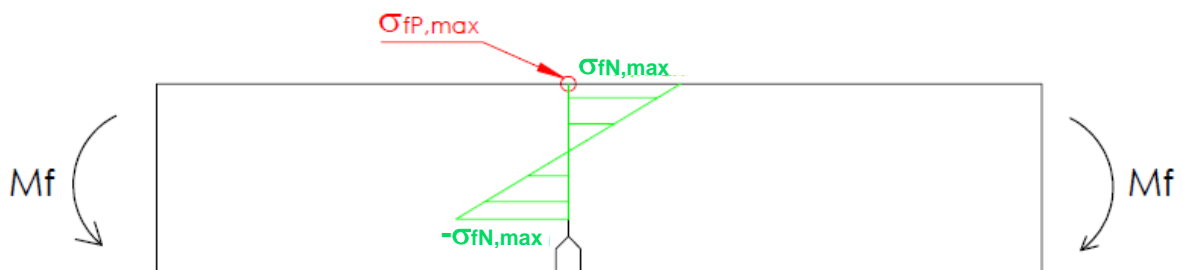


Fig. 5.33: nella flessione a quattro punti durante il compression pre-cracking si crea nella sezione netta una distribuzione a farfalla come quella riportata in figura. L'ampiezza di tensione puntuale delle fibre tese è stata valutata attraverso il FEM nel punto rosso indicato

L'andamento dell'ampiezza di tensione puntuale calcolata al variare della dimensione dell'intaglio da RB è riportato nella seguente figura:

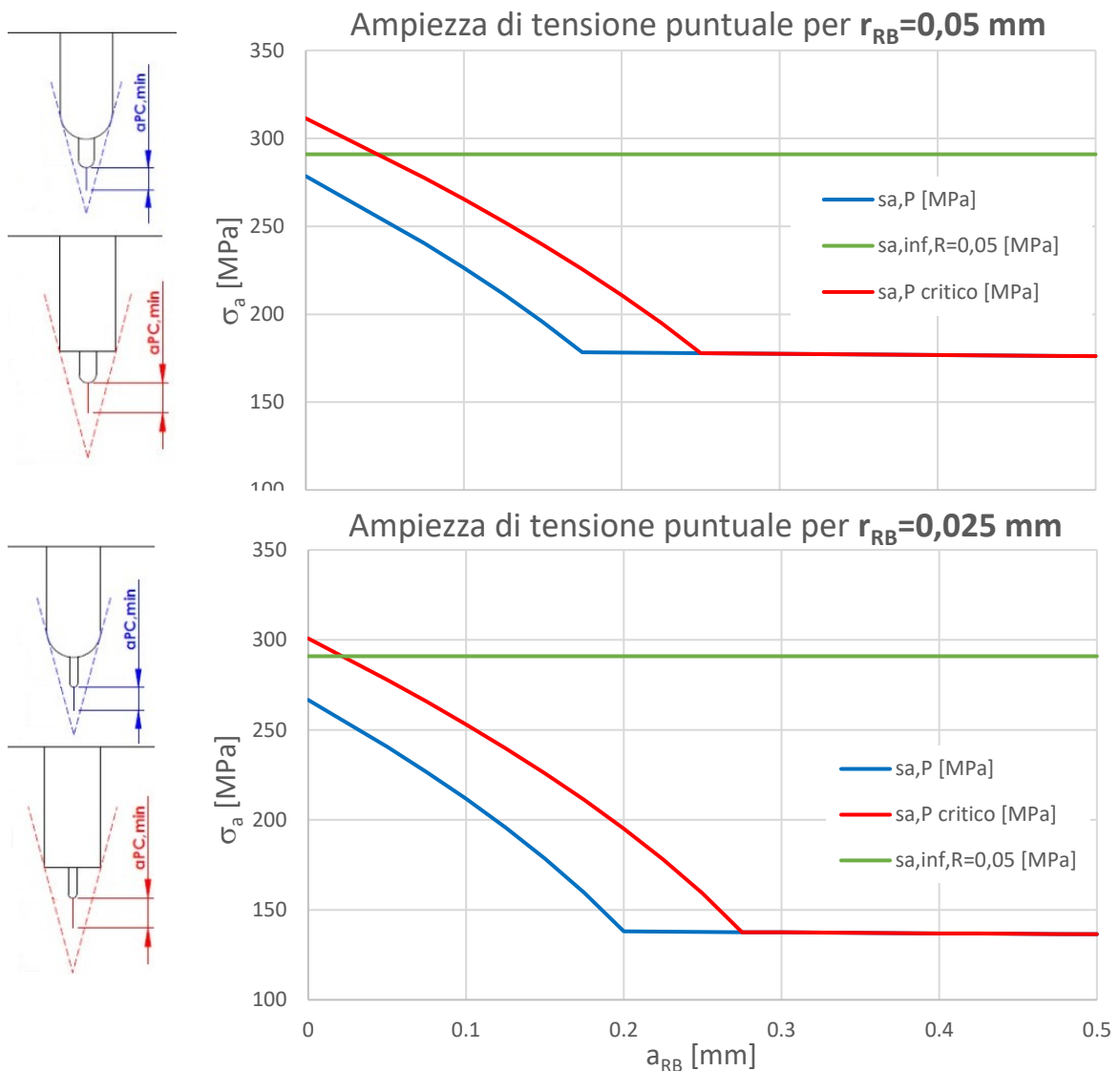


Fig.5.34: andamento dell'ampiezza di tensione puntuale valutata in corrispondenza delle fibre tese nel CPC. L'ampiezza di tensione è riportata al variare della dimensione dell'intaglio da RB. L'ampiezza di tensione puntuale è legata ai valori di tensione lorda riportata nei grafici di figura 5.31. Il primo grafico definisce l'andamento delle tensioni nel caso in cui l'intaglio da RB abbia $r_{RB}=0.05$ mm e il secondo riporta l'andamento delle tensioni per un intaglio da RB con $r_{RB}=0.025$ mm.

Nei diagrammi di figura 5.34 è riportato in verde il limite a fatica per il materiale considerato (42CrMo4). Il limite a fatica è stato calcolato nel seguente modo:

$$\sigma_{a\infty,R=-1} = \frac{\sigma_R}{2} = \frac{1000}{2} = 500 \text{ [MPa]}$$

Tale limite è stato diviso per i coefficienti 1.06 e 1.1 per tenere conto rispettivamente della dimensione del provino e della finitura superficiale. Ne risulta che $\sigma_{a\infty,R=-1}^* = 428.8 \text{ MPa}$. Inoltre, c'è da considerare che i cicli di carico della parte a trazione hanno $R=0.05$ (inverso del rapporto di ciclo della zona in compressione), quindi è necessario adottare il limite a fatica per un rapporto di ciclo costante diverso da $R=-1$:

$$\sigma_{a\infty,R=0.05}^* = \frac{\sigma_R \sigma_{a\infty,R=-1}^*}{\sigma_R + \sigma_{a\infty,R=-1}^* \frac{R+1}{1-R}} = 291 \text{ MPa}$$

Dai diagrammi di figura 5.34 si osserva che l'ampiezza di tensione puntuale è quasi sempre inferiore al limite di fatica calcolato. Di conseguenza non dovrebbero nascere delle cricche nella parte in trazione del provino durante il processo di compression pre-cracking. Nel caso in cui il pre-intaglio risulti a spigolo vivo allora per piccoli valori di a_{RB} potrebbero nascere delle cricche nella parte a trazione. Dopo questa verifica è necessario assicurarsi che la forza che la macchina deve applicare non superi il suo limite massimo. La Schenck che ha un limite dinamico di forza pari a 80 kN. Ricordando lo schema di carico di figura 4.5 (vedi fig.5.35) e considerando che la macchina deve creare una tensione massima lorda pari a quella riportata nel diagramma di figura 5.31, si ha che la forza che deve esercitare è così calcolabile:

$$F_{max} = 2 \frac{\sigma_{fL,max} B W^2}{6 * \frac{90 - 50}{2}} [N] \tag{5.23}$$

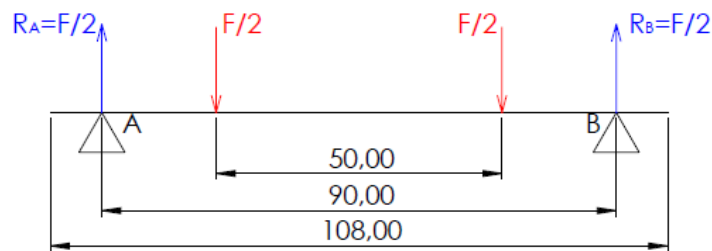
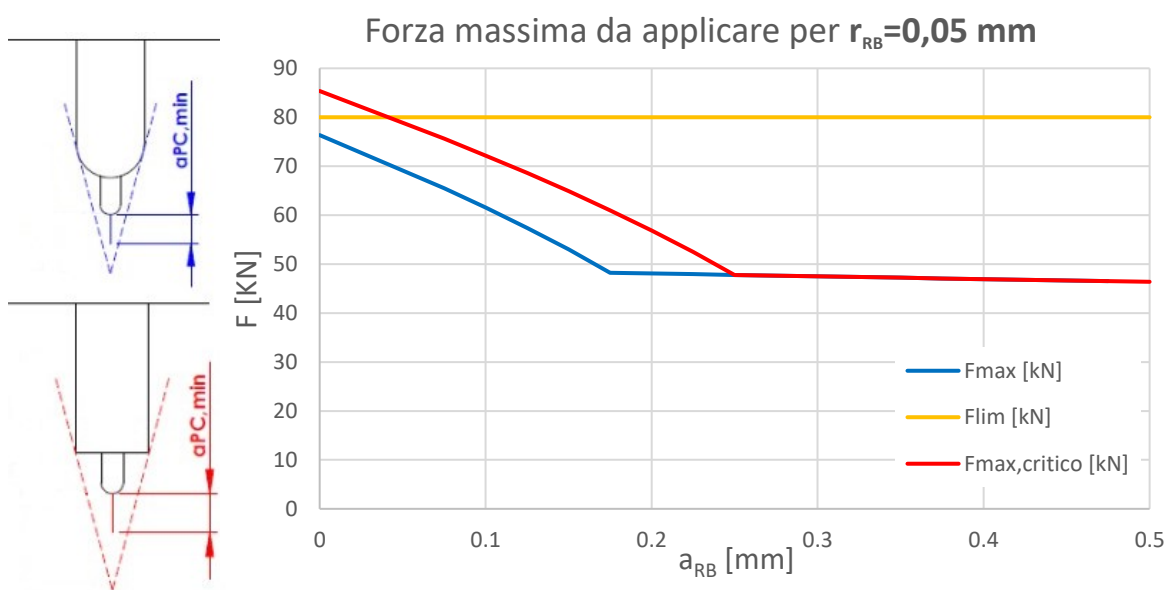


Fig. 5.35: schema di carico del provino SENB sottoposto a flessione a 4 punti. Le misure sono da considerarsi in millimetri

Utilizzando l'espressione 5.23 per ogni valore di tensione dei diagrammi di figura 5.31, si ottiene l'andamento della forma massima da applicare al variare della dimensione di a_{RB} :



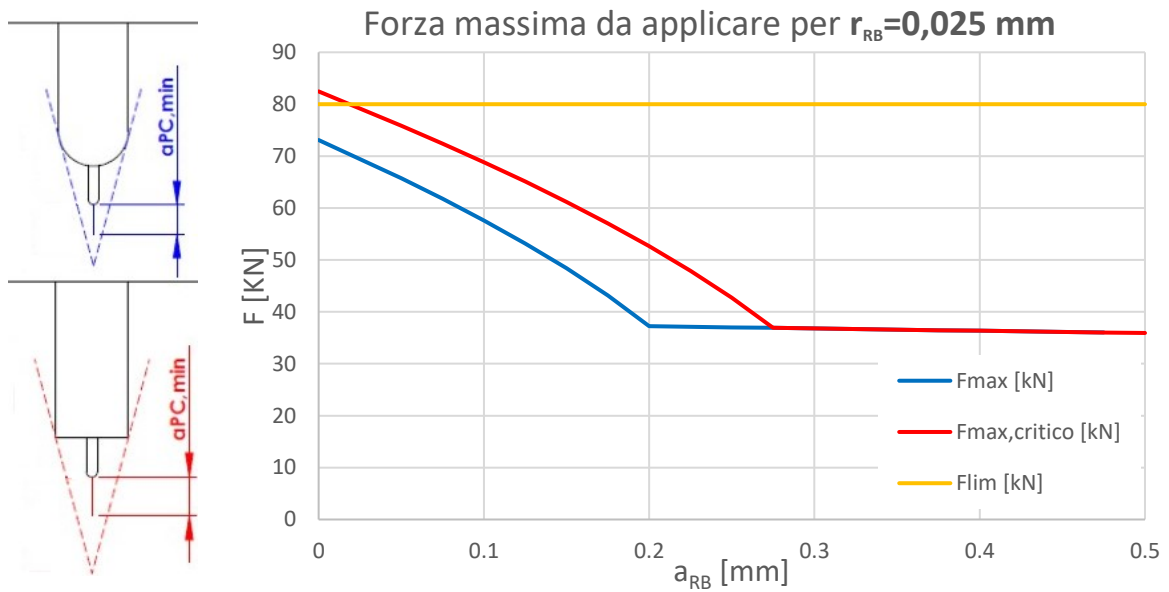


Fig.5.36: andamento della forza massima in modulo da applicare al provino SENB per la flessione a quattro punti durante il compression pre-cracking. La forza massima è riportata al variare della dimensione dell'intaglio da RB. Il primo grafico definisce la forza massima nel caso in cui l'intaglio da RB abbia $r_{RB}=0.05$ mm e il secondo riporta la forza per un intaglio da RB con $r_{RB}=0.025$ mm.

Dai grafici di figura 5.36 si osserva che solo per pre-intagli con una lunghezza a_{RB} corta la forza da applicare è superiore al limite massimo della macchina di 80 kN.

5.3 Analisi del componente caricato a puro carico assiale

5.3.1 Carichi applicati

Per effettuare quest'analisi è stata applicata una pressione con distribuzione costante pari a 1 MPa (vedi fig.5.37):



Fig.5.37: configurazione di carico e vincoli utilizzati nel modello numerico. In riferimento al piano di propagazione della cricca, la condizione di simmetria è applicata solo nella sezione resistente.

5.3.2 Formula analitica

La formula analitica utilizzata per il calcolo di K_I è quella di Tada [8]. In figura 5.38 è riportato lo schema di carico per il quale è valida l'espressione 5.24:

$$K_I = \alpha \sigma_g \sqrt{\pi a}$$

$$\alpha = \sqrt{\frac{2W}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2W} \frac{0.752 + 2.02 \left(\frac{a}{W}\right) + 0.37 \left(1 - \sin \frac{\pi a}{2W}\right)^3}{\cos \frac{\pi a}{2W}}} \quad (5.24)$$

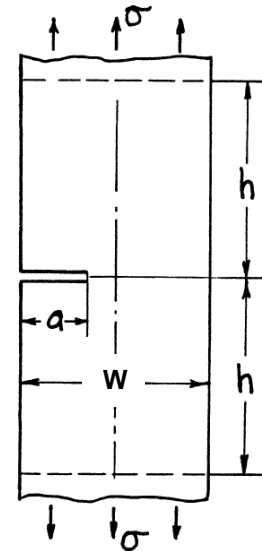


Fig. 5.38: formulazione di Tada per il calcolo analitico del K_I [8]

Il K_I così calcolato garantisce un errore inferiore al 0.5% per ogni rapporto a/W

Il K_I ricavato analiticamente sarà poi confrontato con i valori di K_I calcolati numericamente per il provino SENB con la sola cricca e con quelli del modello SENB con intagli e cricca. Da questo confronto è possibile determinare la zona di influenza degli intagli.

L'andamento di K_I calcolato analiticamente per cricche con dimensioni che vanno da 4.1 mm a 5 mm è riportato in figura 5.39:

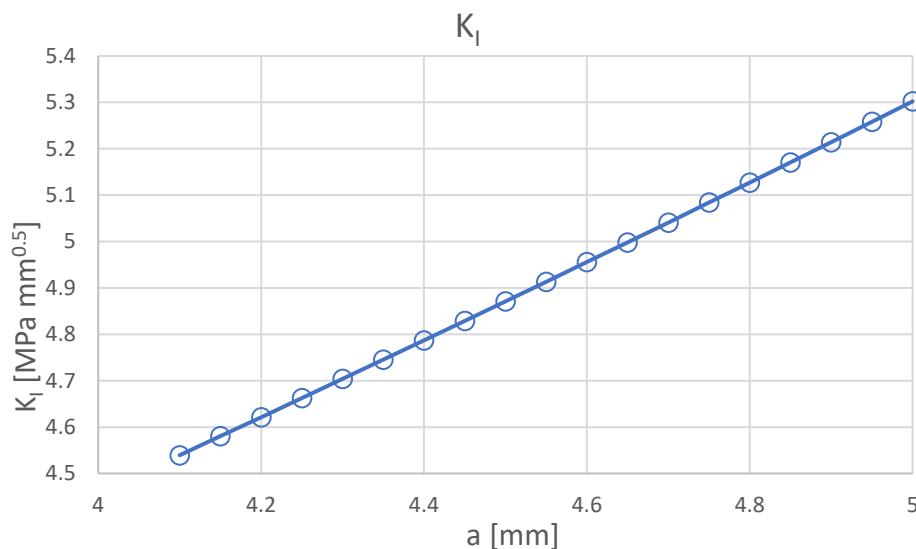


Fig.5.39: andamento di K_I al variare della dimensione di cricca per un provino SENB. Il valore dello SIF è calcolato con la formula analitica di Tada [8]

5.3.3 K_I numerico del SENB criccato

Per il provino SENB con la sola cricca si è utilizzato l'elemento PLANE 183 e una conformazione della mesh simile a quella introdotta nel paragrafo 5.1.5. Definito il SED (vedi espressione 5.19), si calcola il valore del K_I a livello numerico utilizzando l'espressione 5.20. Nella figura di seguito è riportato l'andamento del K_I al variare della dimensione della cricca, ed è confrontato con il $K_{I,teorico}$ introdotto nel paragrafo precedente:

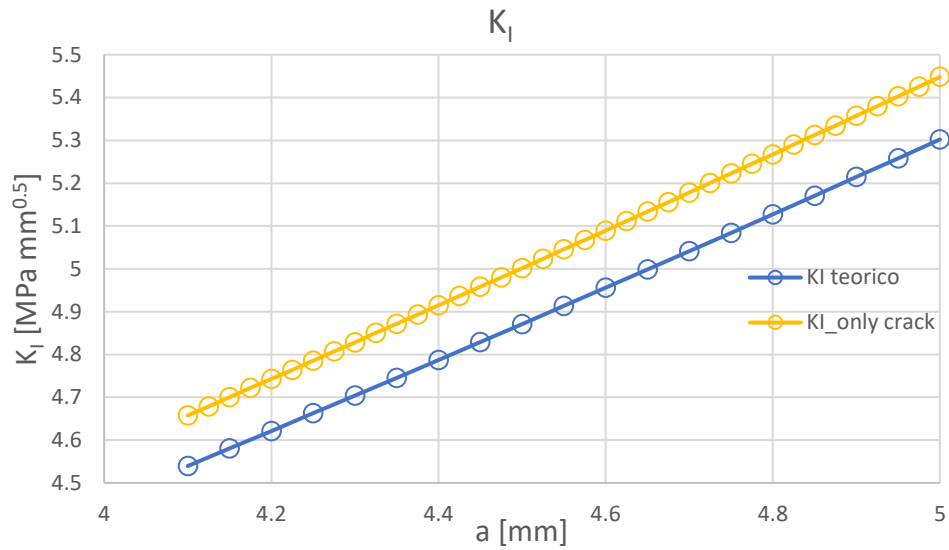


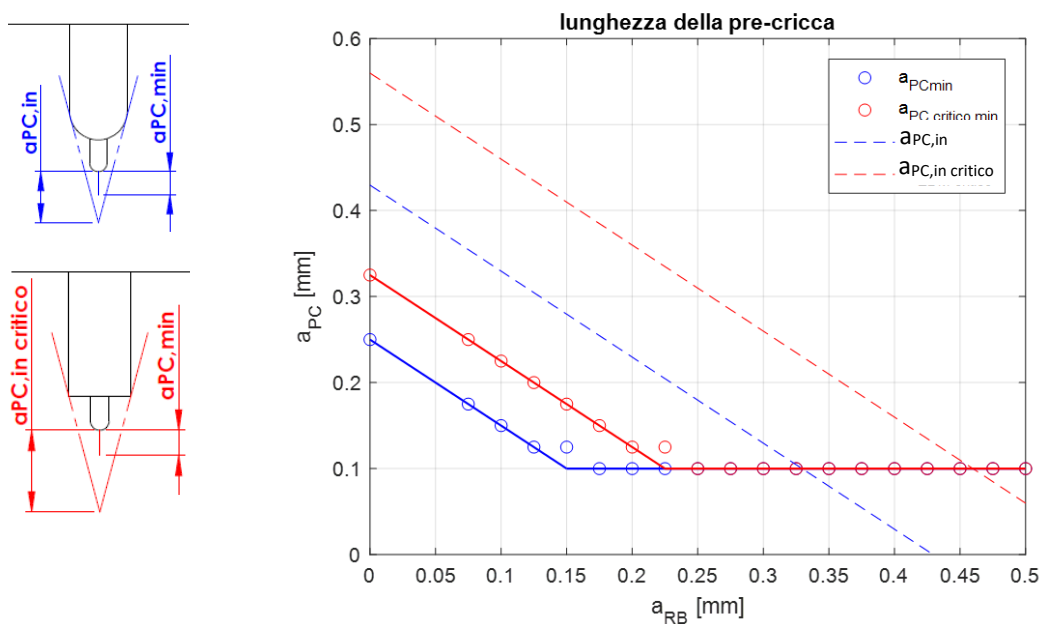
Fig.5.40: andamento di K_I al variare della dimensione della cricca per un provino SENB solamente criccato. Nel diagramma vi è il confronto tra il K_I teorico e quello calcolato con il SED

5.3.4 Valutazione dell'influenza dell'intaglio a puro carico assiale

Per effettuare quest'analisi è stato realizzato un codice APDL che è simile a quello riportato in appendice D1. Rispetto a questo codice varia solo il tipo di carico.

Per quanto riguarda i tipi di intaglio analizzati e la procedura seguita per effettuare l'analisi si riveda il paragrafo 4.2.4.

I grafici esemplificativi di come varia l'andamento di K_I al variare della dimensione dell'intaglio da RB sono riportati in appendice D3 in modo da alleggerire l'esposizione in quanto anche per questi valgono le riflessioni fatte nel paragrafo 5.2.4. Qui di seguito si riportano i risultati significativi dell'analisi. In figura 5.41 sono riportate le diverse dimensioni minime della pre-cricca al variare della dimensione di a_{RB} .



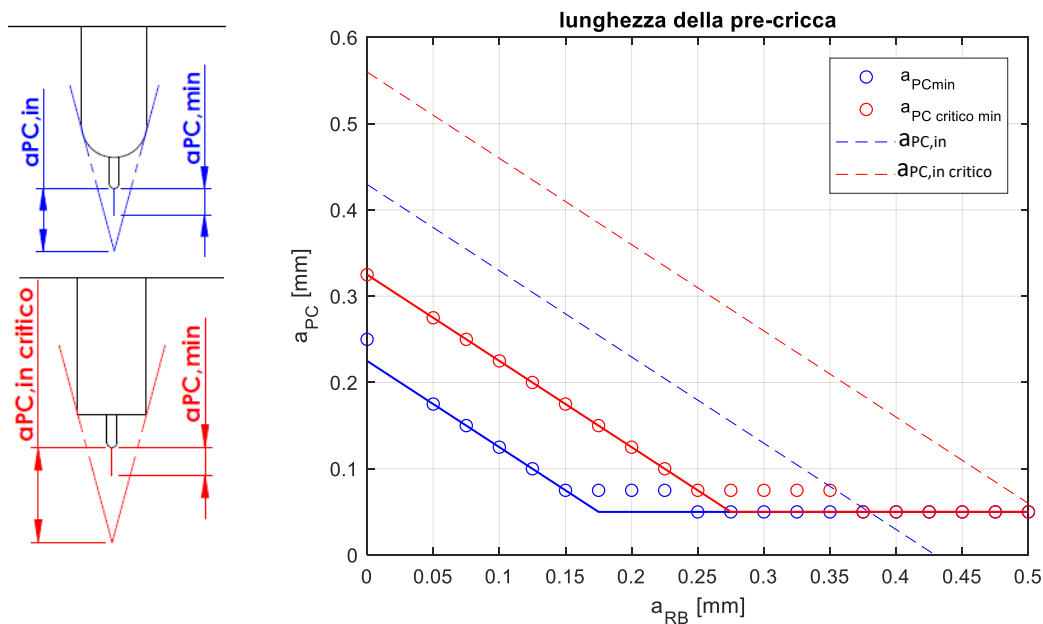


Fig.5.41: dimensione minima della pre-cricca tale da evitare l'influenza dell'intaglio al variare della dimensione di a_{RB} . Il primo grafico è valido per un intaglio da RB con raggio di raccordo $r_{RB}=0.05$ mm; il secondo è valido per un intaglio da RB con raggio di raccordo $r_{RB}=0.025$ mm. In blu è riportato l'andamento nel caso in cui si abbia un pre-intaglio completamente raccordato, mentre in rosso l'andamento nel caso in cui si abbia un pre-intaglio a spigolo vivo

Anche in questo caso si possono fare le stesse considerazioni riportate nel paragrafo 5.2.4 per le figure 5.28 e 5.29. Facendo un confronto tra i grafici di figura 5.41 e quelli di figura 5.28 e 5.29, si nota che per una sollecitazione di pura compressione assiale (il caso in esame in questo paragrafo), a parità di pre-intaglio e intaglio da RB, sono richieste delle pre-cricche a_{PC} più contenute rispetto ad una sollecitazione flessionale. Questo è dovuto probabilmente ad una maggiore uniformità della sollecitazione nel caso della compressione assiale.

5.3.5 Valutazione dei carichi

L'andamento delle tensioni lorde è riportato in figura 5.42:

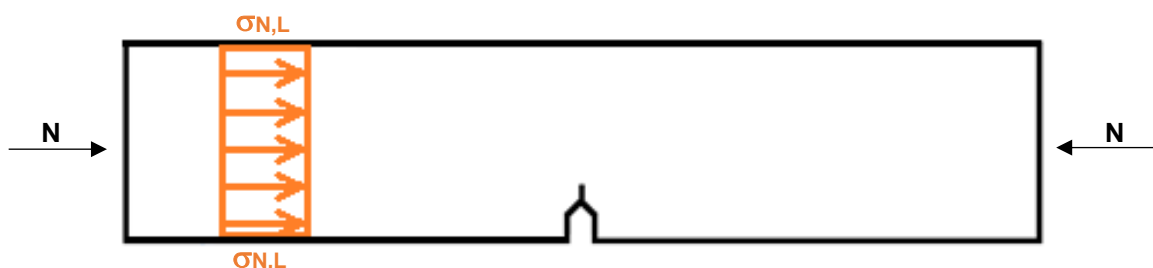


Fig.5.42: andamento delle tensioni realizzando il compression pre-cracking con puro sforzo normale.

Attraverso le espressioni 5.12, 5.13 e 5.24 è possibile calcolare la tensione lorde di compressione. Nel grafico di figura 5.43 è riportata la tensione lorde massima in modulo da applicare al variare della dimensione di a_{RB} per avere la corrispettiva pre-cricca introdotta nei grafici di figura 5.41:

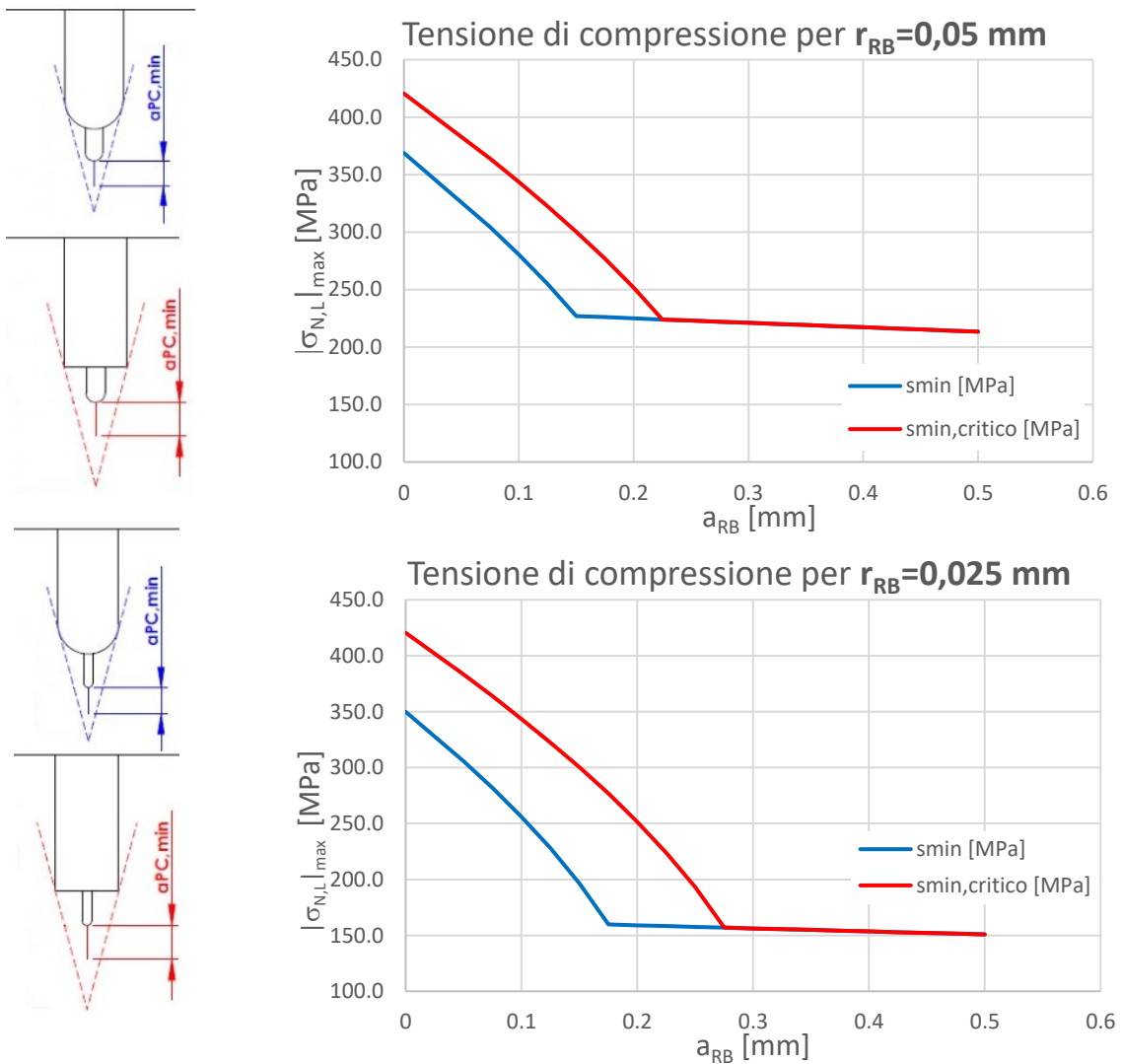


Fig.5.43: andamento della tensione massima lorda in modulo al variare della dimensione dell'intaglio da RB. La tensione massima lorda è la tensione da applicare nei cicli di compressione pre-cracking per ottenere una pre-cricca pari alla lunghezza riportata nei grafici di figura 5.41. Il primo grafico definisce l'andamento delle tensioni nel caso in cui l'intaglio da RB abbia $r_{RB}=0.05$ mm e il secondo riporta l'andamento delle tensioni per un intaglio da RB con $r_{RB}=0.025$ mm.

In figura 5.45 sono riportate le tensioni massime in modulo in corrispondenza della sezione netta del provino. Queste servono a verificare che non ci sia una plasticizzazione generalizzata della sezione.

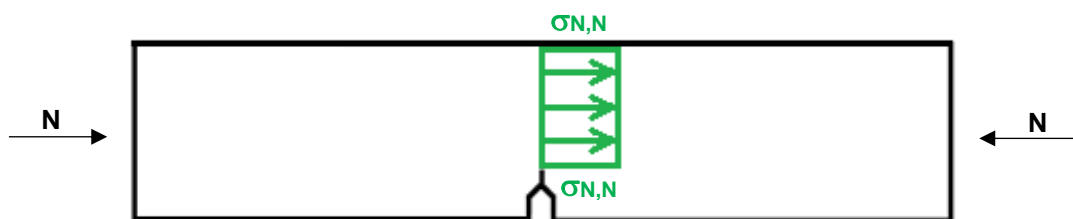


Fig.5.44: andamento delle tensioni di compressione in corrispondenza della sezione netta.

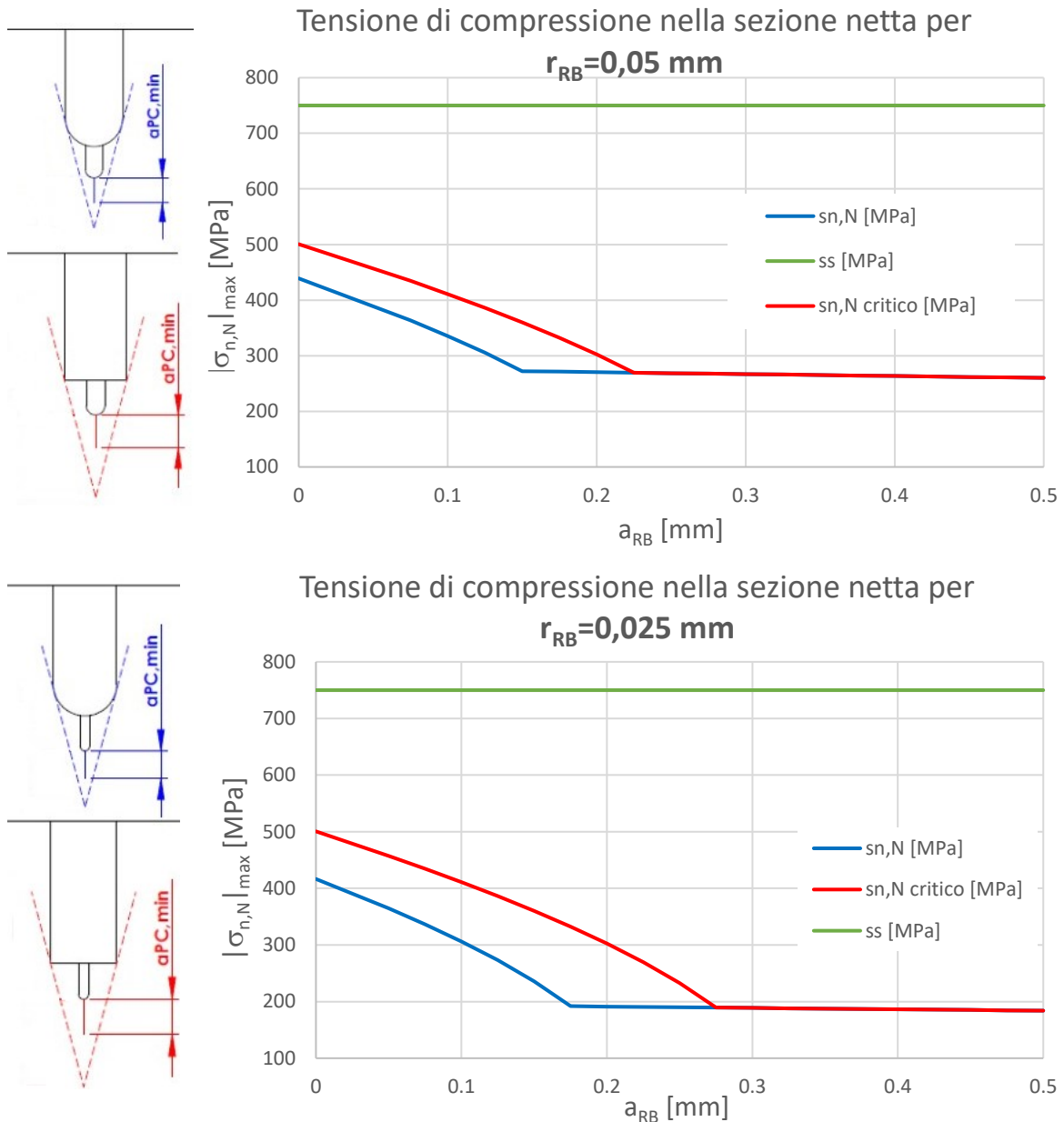
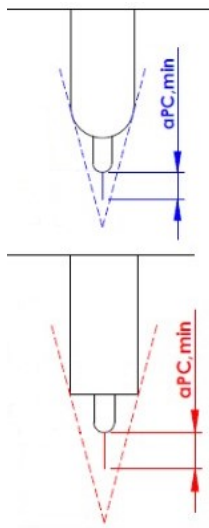


Fig.5.45: andamento della tensione massima in modulo nella sezione netta. Le tensioni sono riportate al variare della dimensione dell'intaglio da RB. Il primo grafico definisce l'andamento delle tensioni nel caso in cui l'intaglio da RB abbia $r_{RB}=0.05$ mm e il secondo riporta l'andamento delle tensioni per un intaglio da RB con $r_{RB}=0.025$ mm.

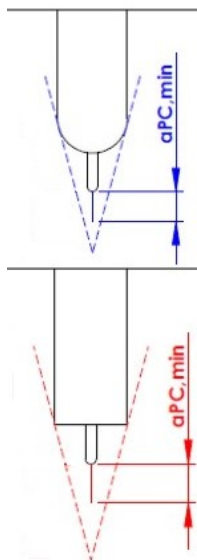
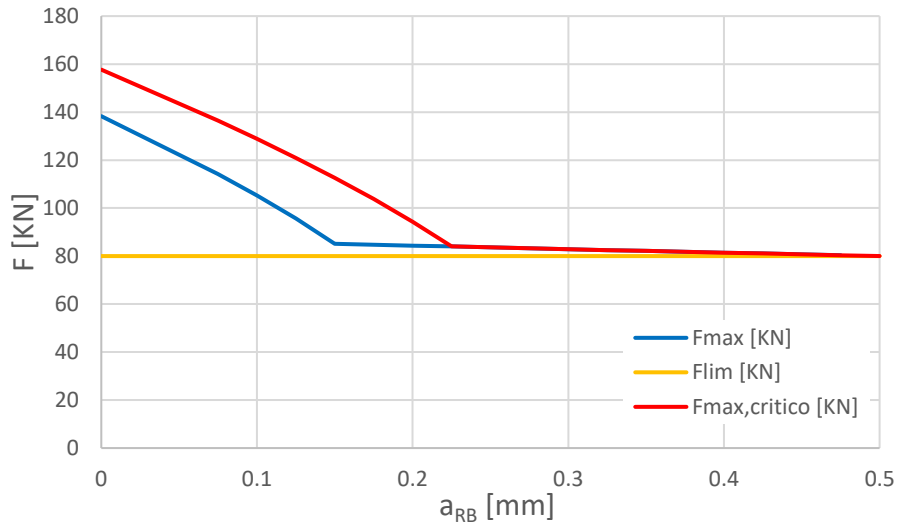
Le tensioni nette sono inferiori alla tensione di snervamento del 42CrMo4, non si incorrono problemi di plasticizzazione in tutta la sezione del provino. Per calcolare la tensione minima in modulo applicata durante i cicli di compressione, si fa riferimento sempre all'equazione 5.22.

Effettuando il compression pre-cracking con un carico puramente assiale, si ha un rischio inferiore di innesco di cricche in zone indesiderate del provino.

Anche in questo caso si verifica che le forze che devono essere applicate per generare le tensioni desiderate per il compression pre-cracking siano inferiori al limite dinamico massimo della macchina di prova. In figura 5.46 è riportato l'andamento della forza massima che deve essere applicata al variare della dimensione di a_{RB} :



Forza massima da applicare per $r_{RB}=0,05$ mm



Forza massima da applicare per $r_{RB}=0,025$ mm

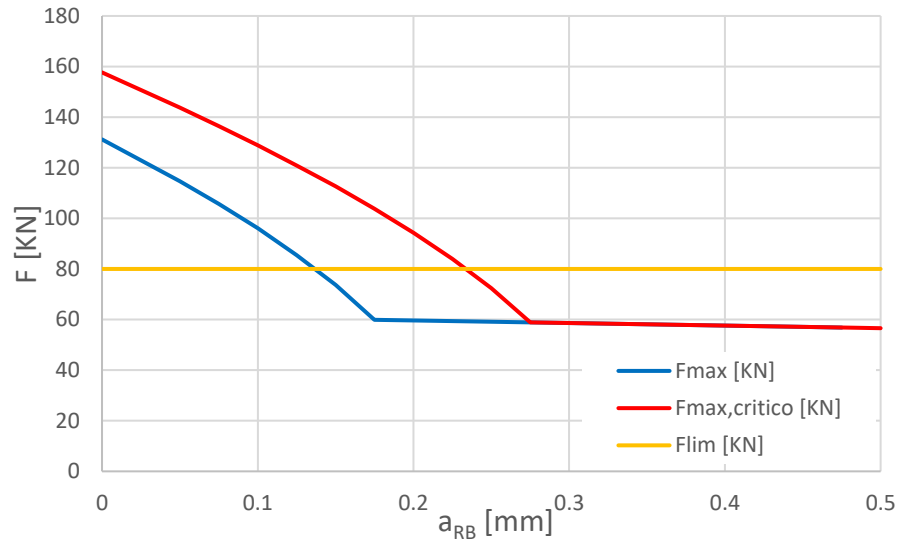


Fig.5.46: andamento della forza massima applicata al provino SENB per il compression pre-cracking con sforzo normale. La forza massima è riportata al variare della dimensione dell'intaglio da RB. In giallo è riportato il limite dinamico della Schenck. Il primo grafico definisce la forza massima nel caso in cui l'intaglio da RB abbia $r_{RB}=0.05$ mm e il secondo riporta la forza per un intaglio da RB con $r_{RB}=0.025$ mm.

Con uno sforzo puramente normale si devono applicare forze nettamente superiori rispetto al compression pre-cracking effettuato con la flessione a quattro punti (si confrontino le figure 5.36 e figura 5.46). Come si osserva dai grafici di figura 5.46, con un raggio di raccordo $r_{RB}=0.05$ mm la forza che dovrebbe essere applicata supera sempre la forza massima ammessa dalla Schenck, mentre nel caso di intaglio da RB con $r_{RB}=0.025$ si scende sotto la forza limite solo per lunghezze a_{RB} sufficientemente lunghe. Da queste osservazioni si deve abbandonare l'idea di realizzare il compression pre-cracking con sforzi normali utilizzando la Schenck.

5.4 Analisi del componente caricato a trazione considerando il serraggio delle ganasce

5.4.1 Carichi applicati

Nel paragrafo precedente si è studiato il caso del provino SENB sollecitato a puro carico assiale. In realtà, quando il provino è montato nelle ganasce della macchina di prova, esso non viene sollecitato da uno sforzo assiale puro, in quanto nasce anche una componente flessionale dovuta al modo in cui viene afferrato il provino. Le ganasce della macchina serrano il provino per una certa lunghezza, andando a vincolare la deformazione di questa parte di materiale. Inoltre, il carico applicato dalla macchina di prova rimane nella direzione assiale di carico facendo sì che l'intera deformazione del provino si sviluppi in questa direzione (in figura 5.47 è riportato il confronto tra la deformata di un provino sollecitato da uno sforzo puramente assiale e da un provino in cui si è tenuto conto dell'effetto delle ganasce. In figura è rappresentato il provino sollecitato da uno stato di trazione in modo da rendere più chiara la deformazione, ma effetti simili si presenterebbero nel caso della compressione se si considera il materiale lineare elastico):

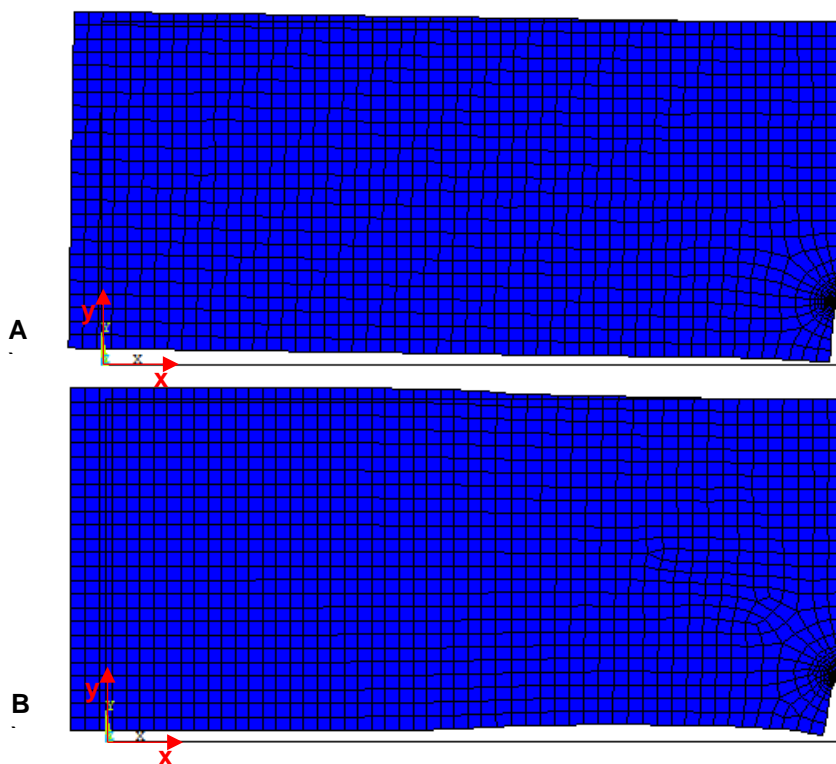


Fig.5.47: sono riportate le deformate di metà provino SENB caricato a trazione. A) è la deformata del provino SENB con carico puramente assiale; B) deformata del provino SENB con carico assiale ed effetto delle ganasce

Il vincolo introdotto dall'afferraggio fa sì che l'asse di carico non passi per il baricentro della sezione resistente nel piano di propagazione della cricca, definendo la nascita di un momento che tende a chiudere la cricca. In figura 5.48 è riportato l'andamento delle tensioni lungo x per il caso di provino sollecitato da pura trazione e per provino in cui è considerato l'effetto di serraggio delle ganasce:

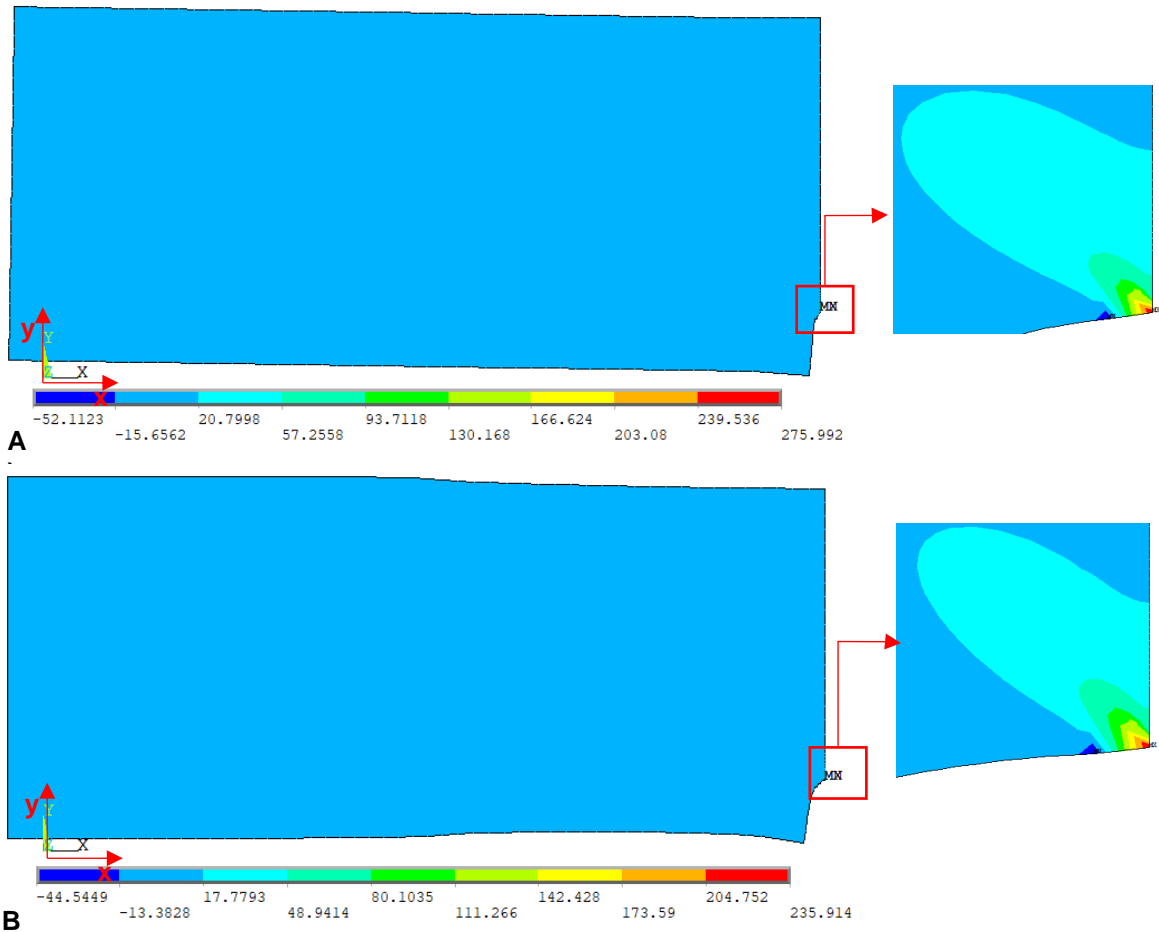


Fig.5.48: Andamento delle tensioni σ_{xx} . A) andamento delle tensioni nel provino sollecitato a pura trazione; B) andamento delle tensioni nel provino sollecitato a trazione una volta considerato l'effetto delle ganasce.

Come si può osservare da figura 5.48, l'effetto di chiusura della cricca è confermato dall'andamento delle tensioni poichè in corrispondenza dell'apice cricca del provino in cui si considera l'effetto delle ganasce la tensione massima registrata è più bassa rispetto a quella del provino in pura trazione. Ritornando alla valutazione dello SIF al variare della dimensione della cricca, è stata valutata la seguente configurazione

una pressione con distribuzione costante pari a 1 MPa (vedi fig.5.49);

- l'effetto delle ganasce attraverso i comandi di coupling presenti in Ansys. Il coupling è stato applicato per il grado di libertà U_x a tutti i nodi presenti all'interno dell'area verde in figura 5.49.
- condizione di simmetria in corrispondenza del piano di propagazione della cricca

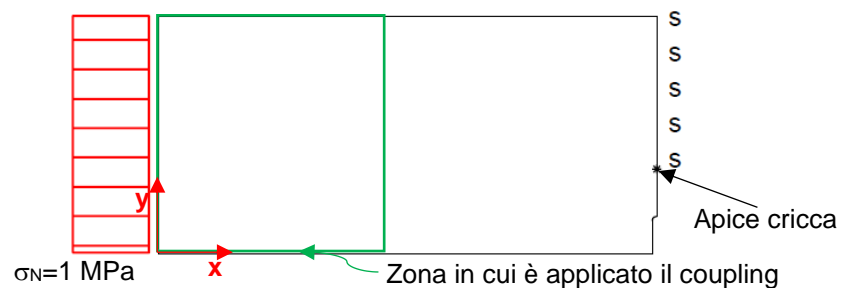


Fig.5.49: configurazione di carico e vincoli utilizzati nel modello numerico. In riferimento al piano di propagazione della cricca, la condizione di simmetria è applicata solo nella sezione resistente.

5.4.2 Formula analitica

Nel modello numerico si sta considerando l'effetto delle ganasce, ma a livello analitico non esiste nessuna formula per il calcolo di K_I che consideri queste condizioni di carico. Tuttavia, nei dati qui di seguito si riporta comunque l'andamento di K_I al variare della dimensione di cricca calcolato con l'equazione 5.24, in modo da dare un'idea più chiara di quale sarebbe l'errore commesso se non venisse considerato l'effetto di vincolo prodotto dalle ganasce.

5.4.3 K_I numerico del SENB criccato

Per il provino SENB con la sola cricca si è utilizzato l'elemento PLANE 183 e una conformazione della mesh simile a quella introdotta nel paragrafo 5.1.5. Definito il SED (vedi espressione 5.19), si calcola il valore di K_I a livello numerico utilizzando l'espressione 5.20. Nella figura di seguito è riportato l'andamento di K_I al variare della dimensione della cricca, ed è confrontato con il $K_{I,teorico}$ calcolato con l'espressione 5.24:

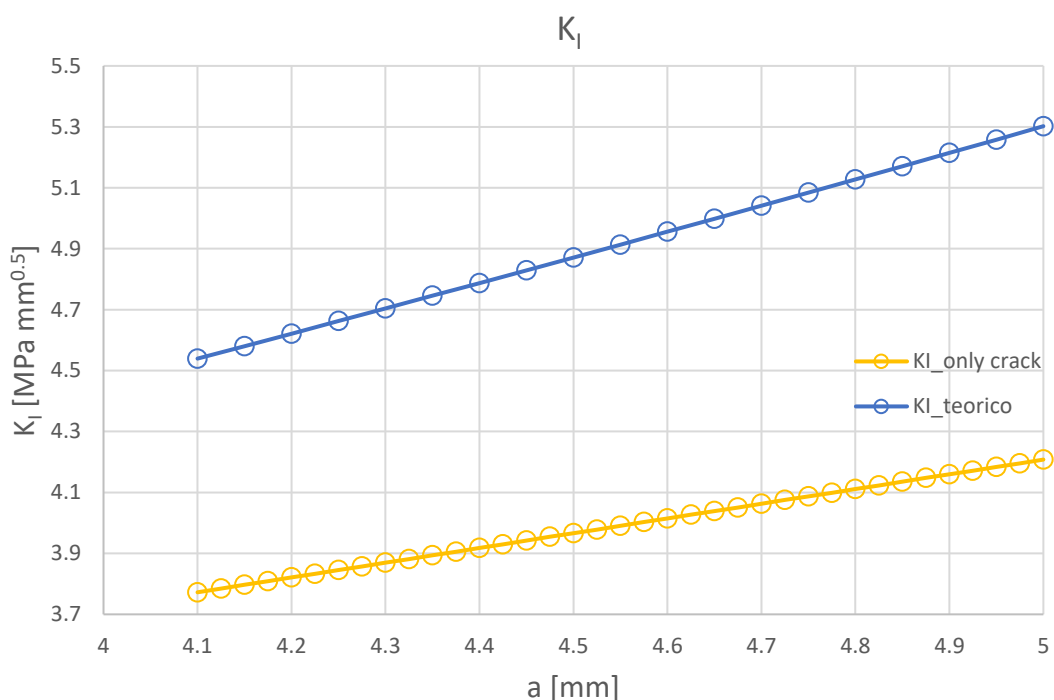


Fig.5.50: andamento di K_I al variare della dimensione della cricca per un provino SENB solamente criccato. Nel diagramma vi è il confronto tra il K_I teorico e quello calcolato con il SED

Dal diagramma di figura 5.50 si nota che trascurare l'effetto del momento introdotto dall'afferraggio del provino significherebbe introdurre un errore non indifferente sulla stima del SIF.

5.4.4 Valutazione dell'influenza dell'intaglio a trazione

Per effettuare quest'analisi si è realizzato un codice APDL che è simile a quello riportato in appendice D1. Rispetto a questo codice varia solo il tipo di carico.

Per quanto riguarda i tipi di intaglio analizzati e la procedura seguita si può fare riferimento al paragrafo 5.2.4.

I grafici esemplificativi di come varia l'andamento di K_I al variare della dimensione dell'intaglio da RB sono riportati in appendice D4 in modo da alleggerire la trattazione, in quanto anche per questi valgono le riflessioni fatte nel paragrafo 5.2.4. Vengono riportati qui di seguito i risultati più significativi dell'analisi.

In figura 5.51 sono riportate le diverse dimensioni minime della pre-cricca al variare della dimensione di a_{RB} . Per la scelta di questi valori si ritiene accettabile un errore del 0.5% (si rimanda al paragrafo 5.2.4 per l'analisi dei criteri di scelta dei risultati)

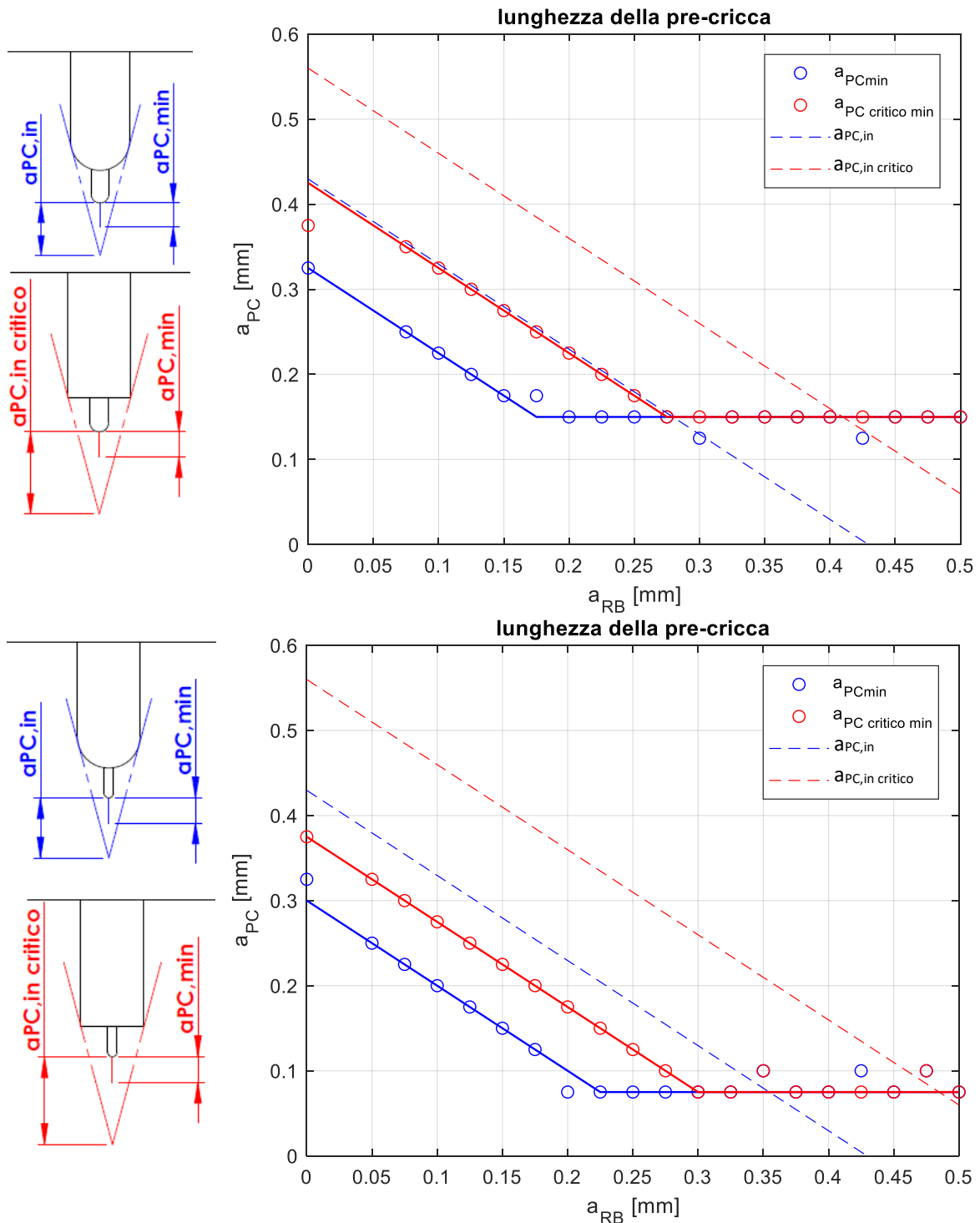


Fig.5.51: dimensione minima della pre-cricca al fine di evitare l'influenza dell'intaglio al variare della dimensione di a_{RB} . Il primo grafico è valido per un intaglio da RB con raggio di raccordo $r_{RB}=0.05$ mm; il secondo è valido per un intaglio da RB con raggio di raccordo $r_{RB}=0.025$ mm. In blu è riportato l'andamento nel caso in cui si abbia un pre-intaglio completamente raccordato, mentre in rosso nel caso in cui si abbia un pre-intaglio a spigolo vivo

Anche in questo caso si possono fare le stesse considerazioni riportate nel paragrafo 5.2.4 per le figure 5.28 e 5.29.

5.4.5 Valutazione dei carichi

L'andamento delle tensioni lorde è riportato in figura 5.52:

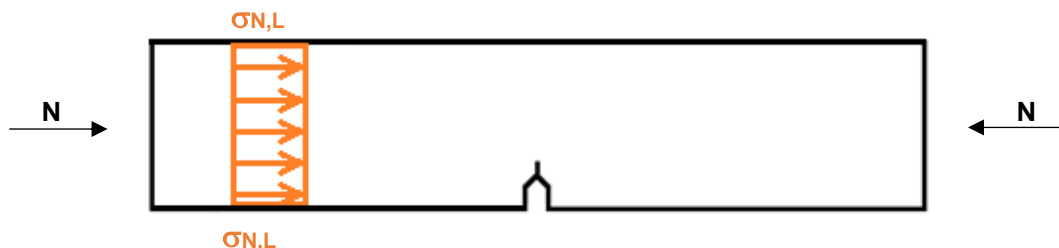


Fig.5.52: andamento delle tensioni dovute al compression pre-cracking con sforzo assiale.

Attraverso le espressioni 5.12, 5.13 e 5.24 è possibile calcolare la tensione lorde di compressione. Nel grafico di figura 5.53 è riportata la tensione lorde massima in modulo da applicare al variare della dimensione di a_{RB} per avere la corrispettiva pre-cricca introdotta nei grafici di figura 5.51:

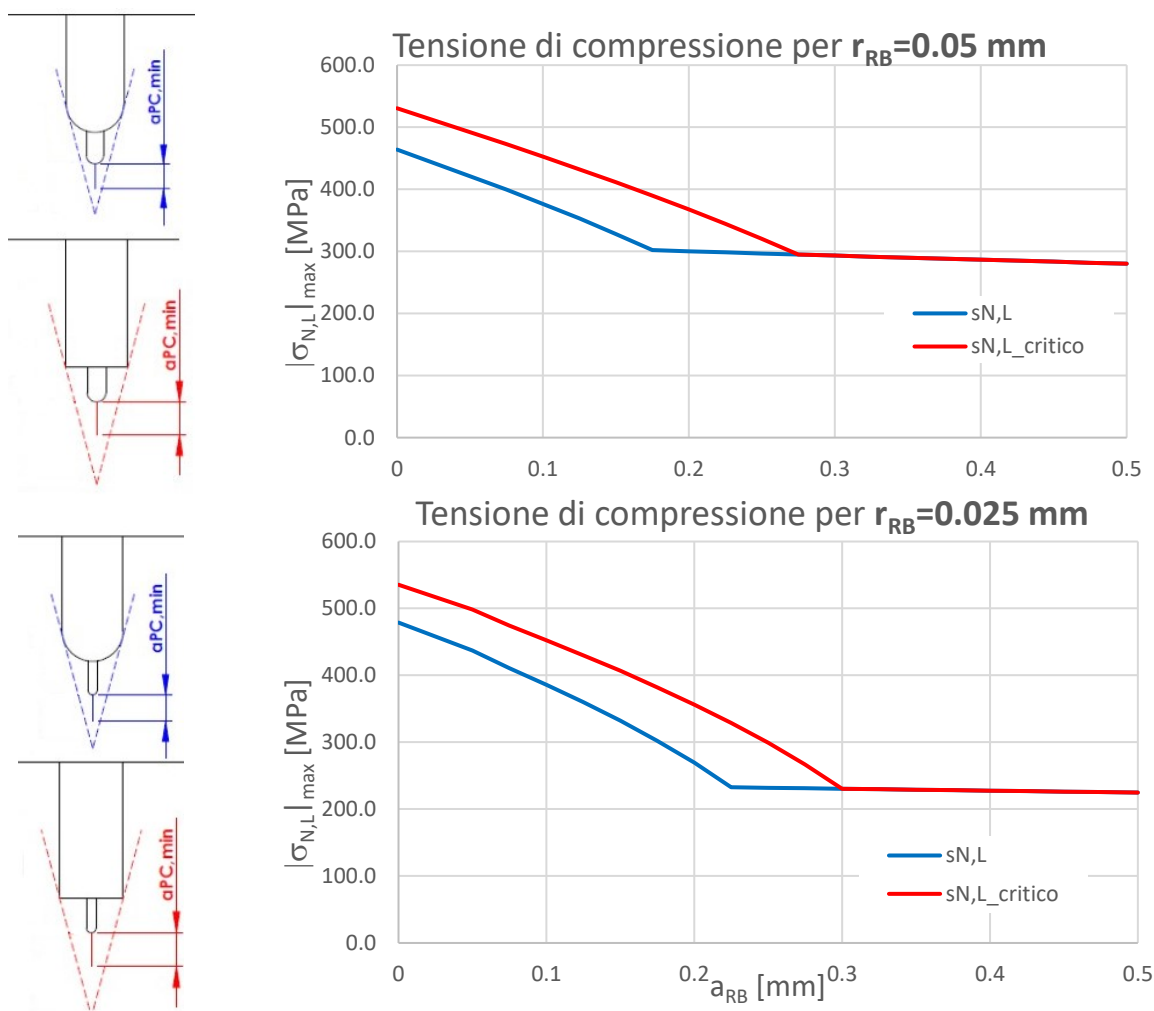


Fig.5.53: andamento della tensione massima lorde in modulo al variare della dimensione dell'intaglio da RB. La tensione massima lorde è la tensione da applicare nei cicli di compression pre-cracking per ottenere una pre-cricca pari alla lunghezza riportata nei grafici di figura 5.51. Il primo grafico definisce l'andamento delle tensioni nel caso in cui l'intaglio da RB abbia $r_{RB}=0.05$ mm e il secondo riporta l'andamento delle tensioni per un intaglio da RB con $r_{RB}=0.025$ mm.

In figura 5.55 sono riportate le tensioni massime in modulo in corrispondenza della sezione netta del provino e servono a verificare che non ci sia una plasticizzazione generalizzata della sezione.

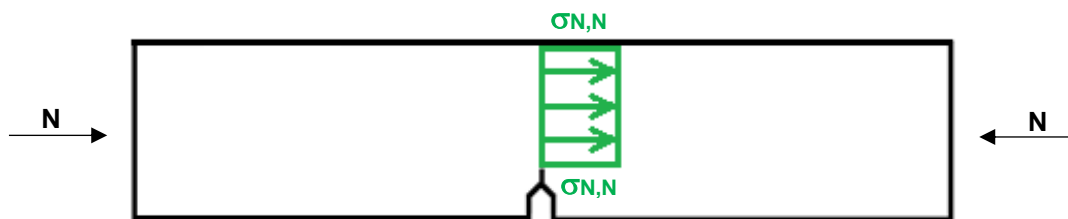


Fig.5.54: andamento delle tensioni di compressione in corrispondenza della sezione netta.

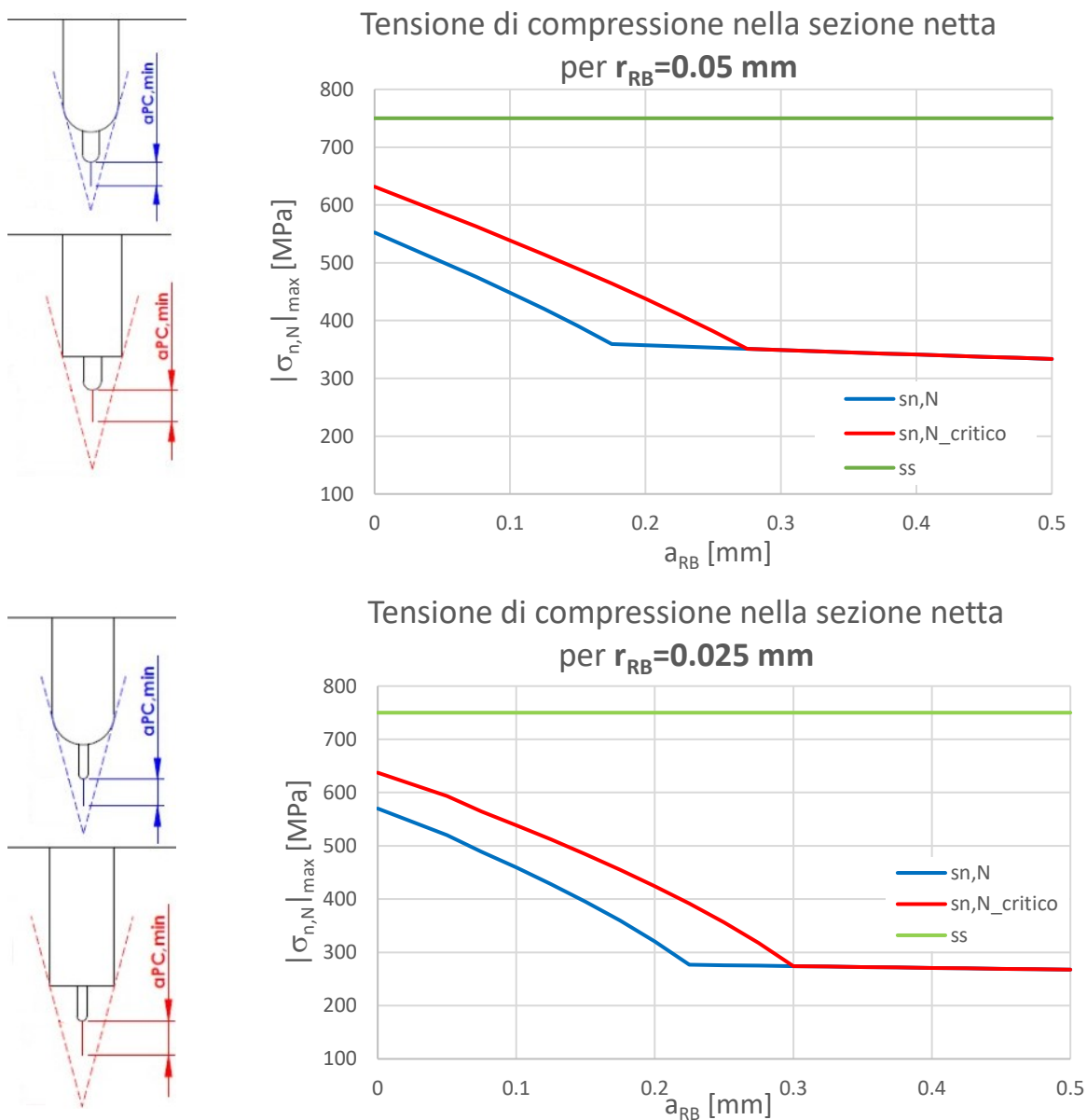


Fig.5.55: andamento della tensione massima in modulo nella sezione netta. Le tensioni sono riportate al variare della dimensione dell'intaglio da RB. Il primo grafico definisce l'andamento delle tensioni nel caso in cui l'intaglio da RB abbia $r_{RB}=0.05$ mm e il secondo riporta l'andamento delle tensioni per un intaglio da RB con $r_{RB}=0.025$ mm.

Le tensioni nette sono inferiori alla tensione di snervamento del 42CrMo4, non si incorrono in problemi di plasticizzazione di tutta la sezione del provino. Per calcolare la tensione minima in modulo applicata durante i cicli di compressione, si fa riferimento sempre all'equazione 5.22.

Effettuando il compression pre-cracking con un carico puramente assiale, si ha un rischio inferiore nell'innesco di cricche in zone indesiderate del provino.

Anche in questo caso si verifica che le forze che devono essere applicate per generare le tensioni desiderate per il compression pre-cracking siano inferiori al limite dinamico massimo della macchina di prova. In figura 5.56 è riportato l'andamento della forza massima che deve essere applicata al variare della dimensione di a_{RB} :

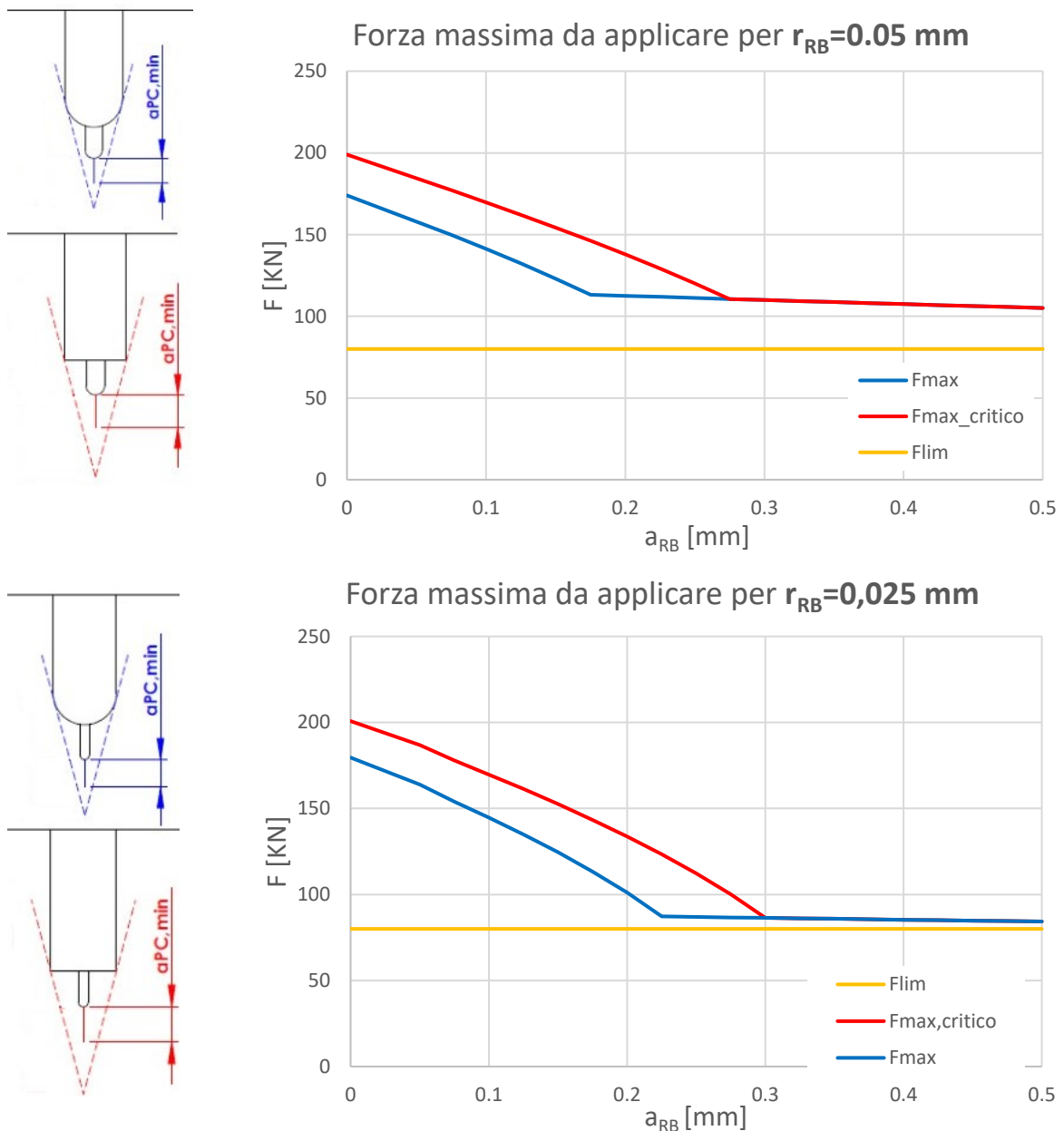


Fig.5.56: andamento della forza massima applicata al provino SENB per il compression pre-cracking con sforzo normale. La forza massima è riportata al variare della dimensione dell'intaglio da RB. In giallo è riportato il limite dinamico della Schenck Il primo grafico definisce la forza massima nel caso in cui l'intaglio da RB abbia $r_{RB}=0.05$ mm e il secondo riporta la forza per un intaglio da RB con $r_{RB}=0.025$ mm.

Come si osserva dai grafici di figura 5.6 sia con raggio $r_{RB}=0.05$ mm che con $r_{RB}=0.025$ mm si deve applicare una forza che supera la forza dinamica massima ammissibile dalla Schenck. Inoltre,

facendo un confronto tra i grafici di figura 5.46 e quelli di figura 5.56, è possibile notare che in questi ultimi è necessario applicare delle forze maggiori a parità di dimensione dell'intaglio da RB. Ciò è dovuto a due aspetti legati al vincolo introdotto dal serraggio del provino sulle ganasce:

- il momento che è introdotto a causa del serraggio tende a chiudere la cricca con conseguente riduzione dell'influenza del campo tensionale singolare. Ne consegue allora che per avere la medesima lunghezza della pre-cricca a_{PC} che si ha in un provino in pura compressione, è necessario aumentare il carico;
- se si confrontano i grafici di figura 5.41 con quelli di figura 5.51, si nota che nel caso del provino in cui si considera l'effetto delle ganasce, vi è una maggiore influenza dell'intaglio, perciò a parità di intaglio da Razor Blading è necessario creare una a_{PC} più lunga con il conseguente aumento dei carichi richiesti.

In conclusione, stimando la dimensione della cricca con la formula 5.6 non è possibile effettuare il compression pre-cracking con puro sforzo assiale utilizzando la Schenck, poiché si supererebbe il suo limite.

5.5 Conclusioni

Da quest'analisi si possono ricavare molteplici informazioni utili per la fase di preparazione del provino SENB e per la successiva determinazione della curva R. I risultati ottenuti possono essere riassunti nei seguenti punti:

- il pre-intaglio definisce un'influenza non indifferente sullo stato tensionale del componente e per questo motivo è necessario creare una pre-cricca a_{PC} che sia sufficientemente lunga. L'influenza prodotta dall'intaglio non dipende solo dalla sua larghezza h , ma dipende (come si può vedere dalle figure 5.28, 5.29, 5.41 e 5.51) anche dalla geometria dell'apice del pre-intaglio (vedi fig. 5.57):

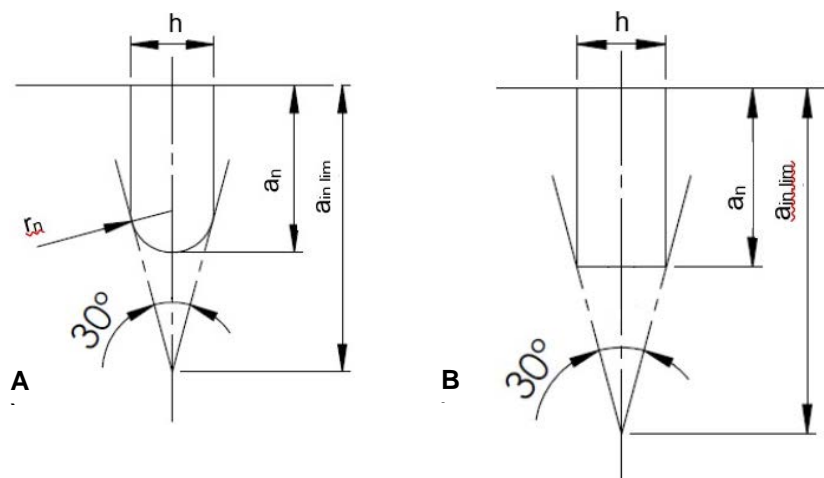


Fig.5.57: configurazioni limite degli intagli ottenibili. A) intaglio completamente raccordato; B) intaglio con spigoli vivi.

Le due geometrie di figura 5.57 sono le due condizioni limite di intaglio, cui si aggiungono tutte le condizioni intermedie che hanno un raggio di raccordo $r < r_n$. L'intaglio A di figura 5.57 rappresenta la condizione ideale, quella che comporta la minor influenza sul campo tensionale del provino SENB, mentre la geometria B rappresenta la condizione più critica. Essa comporta una maggiore influenza sul campo tensionale.

- La condizione di involuppo proposta dalla normativa ASTM (vedi linee tratteggiate e con apertura di 30° di figura 5.57) è generalmente valida per poter stimare in condizioni di sicurezza la dimensione della pre-cricca a_{PC} necessaria ad uscire dalla zona di influenza del pre-intaglio (vedi figure 5.28, 5.29, 5.41 e 5.51). Questa condizione può non verificarsi nel caso in cui l'intaglio da RB sia molto lungo poiché quest'ultimo influenza significativamente il campo tensionale.
- La condizione di involuppo sovrastima la zona di influenza dell'intaglio, consegue che per soddisfare questa condizione devono essere applicate delle forze elevate per avere una

sufficiente lunghezza della pre-cricca. Dato che la lunghezza a_{PC} dipende dalla tensione di snervamento del materiale (vedi espressione 5.6), se si hanno materiali alto-resistenziali come il 42CrMo4, le forze che devono essere applicate possono raggiungere valori veramente elevati. Per questo motivo potrebbe essere utile effettuare un'analisi numerica lineare (esposta nei paragrafi precedenti) per stimare con precisione qual è il campo di influenza dell'intaglio determinando la lunghezza minima $a_{PC,min}$ necessaria al fine di ridurre quanto possibile le forze necessarie da applicare.

- Attraverso un'analisi numerica è possibile anche definire la lunghezza dell'intaglio da RB ottimale $a_{RB,ott}$, ovvero la lunghezza dell'intaglio da RB che rende minima la pre-cricca da realizzare mantenendo contenuti i tempi di realizzazione dell'intaglio a_{RB} (vedi figg. 5.28, 5.29, 5.41 e 5.51).
- Effettuare il compression pre-cracking a flessione a quattro punti è generalmente più conveniente in termini di carichi rispetto al caso di CPC con carichi puramente assiali (vedi figure 5.36, 5.43 e 5.53). Tuttavia, con questa modalità di esecuzione del CPC si rischia di avere l'innescò di cricche nella parte delle fibre tese del provino. Per questo motivo è consigliata una verifica a fatica (vedi fig.5.34).

BIBLIOGRAFIA

- [1] ASTM E647
- [2] ISO 12108:2018
- [3] B. Tabernig, R. Pippan. Determination of the length dependence of the threshold for fatigue crack propagation. *Engineering Fracture Mechanics* 69 (2002) 899–907
- [4] Uwe Zerbst, Michael Vormwald, Reinhard Pippan, Hans-Peter Gänser, Christine Sarrazin-Baudoux, Mauro Madia. About the fatigue crack propagation threshold of metals as a design criterion - A review. *Engineering Fracture Mechanics* 153 (2016) 190–243
- [5] T.L. Anderson *Fracture Mechanics: Fundamentals and Application – Fourth Edition* - CRC Press Taylor & Francis Group 6000 Broken Sound Parkway NW, Suite 300 Boca Raton
- [6] P. Lazzarin e R. Zambardi A finite-volume-energy based approach to predict the static and fatigue behavior of components with sharp V-shaped notches. *International Journal of Fracture* volume 112, pp. 275–298 (2001)
- [7] G. Meneghetti, A. Campagnolo Progettazione a fatica di componenti meccanici indeboliti da intagli a V a spigolo vivo – Applicazione ai giunti saldati. Corso di costruzioni di macchine 2
- [8] H. Tada, P.C.Paris, G.R.Irwin. *The stress analysis of cracks handbook*. ASME press-Third edition

CAPITOLO 6

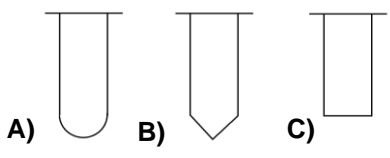
Intagli da Razor Blading

Prima di dare inizio alle prove sperimentali si è ritenuto opportuno testare la macchina per il Razor Blading e valutare quale sia la procedura più adeguata per ottenere un buon intaglio da RB. Si ricorda che lo scopo per cui si è deciso di applicare il Razor Blading è quello di ottenere un intaglio acuto con un piccolo raggio di raccordo (quanto più simile ad una cricca) in modo da:

- agevolare l'innesco della pre-cricca (un intaglio acuto crea un campo tensionale singolare che dipende dall'angolo di apertura dell'intaglio);
- contenere le tensioni residue legate al processo di Compression Pre-Cracking (CPC): con un intaglio acuto che agevoli l'innesco della cricca risulta possibile contenere le forze durante il CPC e a fine processo si hanno tensioni residue ridotte.

In tabella 6.1 è stata raccolta una serie di parametri che si desidera valutare al fine di determinarne l'eventuale influenza sul processo di realizzazione dell'intaglio da RB:

Tabella 6.1: parametri che potrebbero influire sul processo da RB

Componente	Caratteristica	Parametro	Descrizione dell'ipotesi
Provino	Geometria	Spessore B	All'aumentare dello spessore B del provino aumenta la zona di contatto del tagliente della lama; ciò potrebbe causare intagli α_{RB} più corti o peggiori rispetto a provini con uno spessore più contenuto
		Geometria intaglio	<p>Come introdotto nel paragrafo 4.2, il pre-intaglio può avere differenti geometrie: in figura 6.1 se ne riportano in maniera schematica i possibili profili:</p>  <p>Fig. 6.1: possibili profili di pre-intaglio</p> <p>Non è detto che tutti i profili possano giovare al processo di Razor Blading. Ad esempio, un pre-intaglio di tipo C potrebbe non agevolare la definizione di un punto di innesco costante dell'intaglio da RB e quindi rende difficile riprendere l'intaglio da RB una volta sostituita la lama.</p>
		Forma del provino	Provini a sezione rettangolare (es. SENB) o cilindrica potrebbero comportare intagli da RB differenti. Si nota ad esempio come con un provino a sezione cilindrica aumenti la zona di contatto lama-provino all'aumentare della profondità dell'intaglio da RB.
	Materiale	Durezza	All'aumentare della durezza del provino aumenta l'usura della lama.
		Microstruttura	Microstrutture particolari potrebbero definire usure più o meno accentuate della lama
Lama	Geometria	Spessore	All'aumentare dello spessore aumenta la rigidità e robustezza della lama, con la possibilità di applicare forze normali F_N più elevate

			senza incorrere in flessioni indesiderate della lama. Potrebbe inoltre diminuire l'usura di quest'ultima.
		Angolo di apertura della lama	All'aumentare dell'angolo di apertura della lama aumenta l'apertura dell'intaglio da RB, che risulterà meno simile ad una cricca.
	Materiale	Durezza	All'aumentare della durezza diminuisce la sua usura, con la possibilità di creare intagli da RB più profondi.
		Rigidezza	Più è rigida la lama, minore è la possibilità che si fletta.
Pasta diamantata	Dimensione particelle	La dimensione delle particelle di diamante che sono in sospensione nella pasta possono variare la geometria finale dell'intaglio. Grandi particelle potrebbero definire un intaglio da RB con raggio di raccordo non trascurabile, mentre particelle troppo piccole potrebbero non agevolare la creazione dell'intaglio da RB.	
	Quantità di pasta utilizzata		

Valutando i parametri introdotti nella tabella 6.1 si possono definire:

- la velocità ottimale da utilizzare nel processo per ottenere intagli da RB che abbiano lunghezza adeguate, mantenendo contenuto il tempo di lavorazione;
- il carico normale F_N ottimale al fine di ottenere un intaglio da RB acuto.

6.1 Valutazione delle velocità di rotazione della macchina

Prima di procedere con la realizzazione degli intagli da RB è stata valutata la velocità a vuoto della macchina, ovvero la velocità nel caso in cui la lama non sfrega sul provino e in cui si mette in movimento solo il sistema di trasmissione di figura 3.5, riportato qui di seguito:

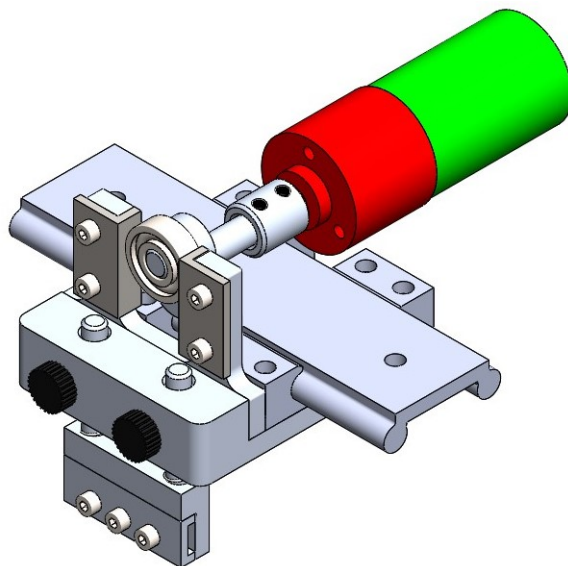


Fig. 6.2: Parti della trasmissione in movimento nella valutazione della velocità a vuoto della camma

Per questa valutazione sono stati utilizzati:

- la fotocamera di un cellulare per la registrazione della rotazione della camma;
- Kinovea: un programma che permette di riprodurre video e di tracciare la traiettoria di particolari punti selezionati nel video.

Per valutare le diverse velocità della camma è stata regolata la tensione di alimentazione del motore attraverso il PWM. Per ogni configurazione è stato registrato un video, per mezzo del quale si è ricavata la velocità di rotazione della camma, così definita:

$$n = \frac{\Delta n}{\Delta t} \text{ [giri/min]} \quad (6.1)$$

Le velocità di rotazione della camma calcolate per le diverse configurazioni del PWM sono riportate in fig. 6.3:

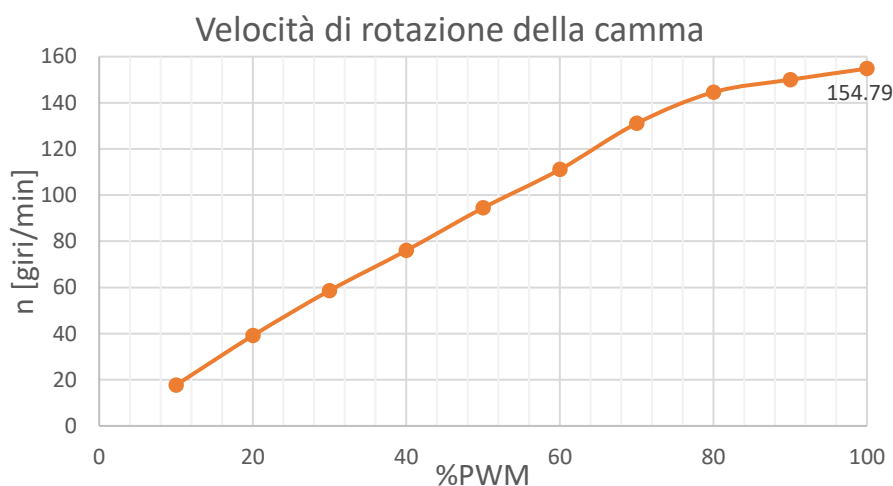


Fig. 6.3: velocità di rotazione della camma a vuoto

Dal diagramma si osserva che l'andamento della velocità è pressappoco lineare al variare della regolazione del PWM. È stato registrato un valore nullo di velocità per un valore del regolatore PWM pari al 4%; ciò significa che la tensione di alimentazione del motore V_a non è sufficiente a vincere le resistenze del sistema. La velocità massima registrata è pari a 154.79 giri/minuto per PWM=100%. Considerando che il motoriduttore ha una velocità a vuoto di 166 rpm, è possibile affermare che il sistema di trasmissione adottato (vedi fig.6.2) ha un'ottima efficienza (circa pari al 93%). Nella valutazione della velocità di rotazione della camma è stata misurata anche la tensione di alimentazione del motore. Il suo andamento al variare della regolazione PWM è riportato nel grafico seguente:

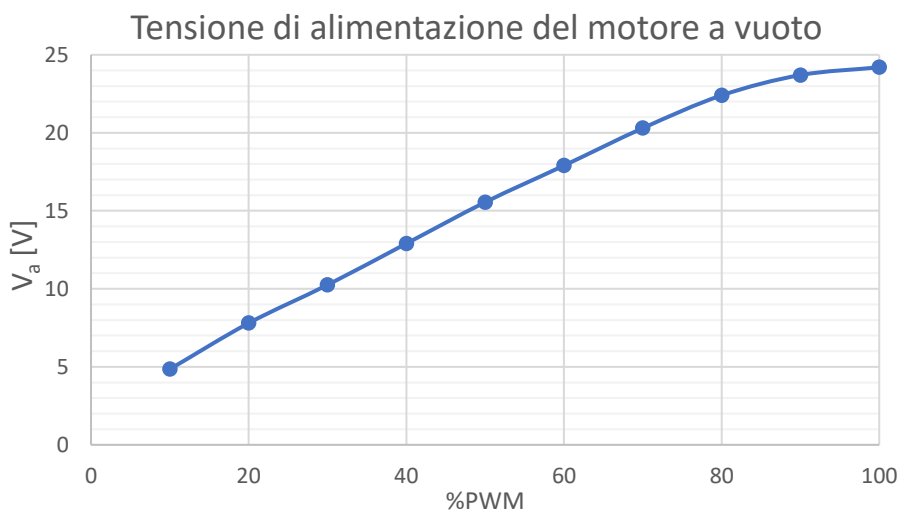


Fig.6.4: andamento della tensione al variare della regolazione del PWM

Anche per la tensione si ha un andamento pressappoco lineare. Si ha uno scostamento dalle condizioni di linearità nella fase finale della regolazione tra l'85% e il 100% del PWM.

6.2 Valutazione della rigidità delle molle

Le molle montate sugli steli, che sviluppano la forza normale F_N da applicare alla lama (vedi fig. 6.5), sono state acquistate da un ferramenta senza alcuna specifica:

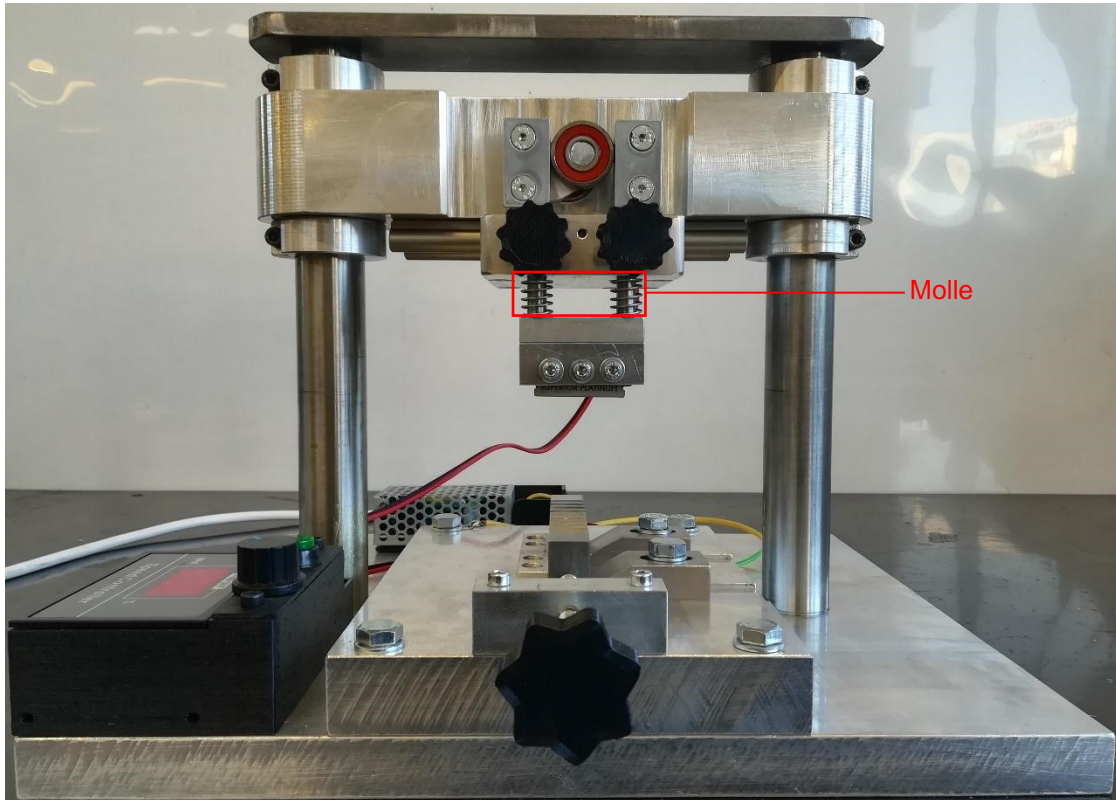


Fig.6.5: vista frontale della macchina per il Razor Blading. Sono evidenziate le molle.

Per valutare approssimativamente la forza che viene applicata alla lama è necessario caratterizzare le molle. Le molle acquistate hanno le seguenti caratteristiche:

- diametro del filo= 0.8 mm;
- diametro interno D_i = 11.7 mm;
- diametro esterno D_e = 13.3 mm;
- lunghezza a riposo della molla x_0 = 15.16 mm;
- lunghezza a compressione massima x_f = 5.7 mm.

La costante elastica delle due molle montate in parallelo (vedi fig.6.5) è stata definita andando a misurare la compressione delle molle Δx dovuta alla forza applicata (misurata con una bilancia). Sono state effettuate 5 misure, riportate in figura 6.6. I valori ottenuti hanno un andamento che è circa lineare; è dunque possibile definire la rigidità delle molle a partire dall'interpolazione lineare di questi valori. La rigidità delle molle k_{eq} è definita dal coefficiente angolare della retta interpolante ed è pari a 1.30 N/mm. Dato che le due molle sono in parallelo, si avrà che la rigidità di ogni singola molla è pari a $k_{eq}/2$, ovvero $k=0.75$ N/mm.

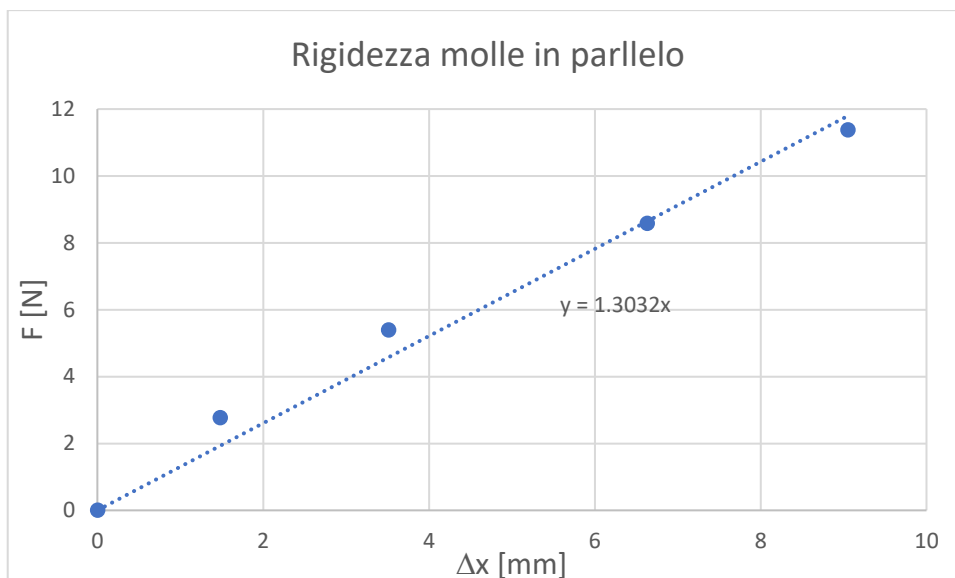


Fig.6.6: dati ricavati per la valutazione della rigidezza delle due molle di figura 6.5. La rigidezza equivalente k_{eq} delle due molle in parallelo è definita dal coefficiente angolare della retta interpolante ed è pari a 1.3 [N/mm].

6.3 Intagli da Razor Blading

Per valutare la procedura da adottare per realizzare un intaglio da Razor Blading adeguato e per quantificare i parametri di processo si è creato un provino come quello riportato in figura 6.7:

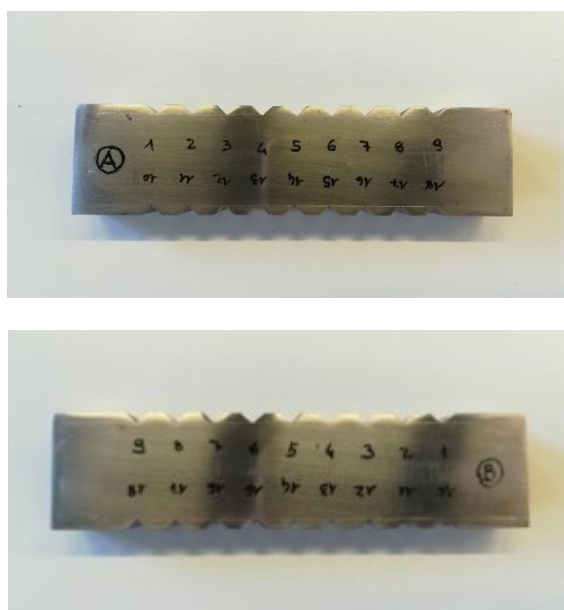


Fig.6.7: Provino utilizzato per valutare la creazione dell'intaglio da RB. Il provino è realizzato in C45 e ha le stesse dimensioni principali (l , W e B) dei provini in figura 4.8.

Il provino è realizzato in C45, lo stesso materiale utilizzato per i provini di figura 4.8, che sono impiegati per determinare la curva R utilizzando la tecnica DCPD. Conseguenza allora che, a seguito di questi intagli preliminari, si dovrebbero ricavare i parametri per avere intagli da RB adeguati anche sui provini SENB di fig.4.8. Come si vede da figura 6.7 il provino presenta una serie di intagli regolari su tutta la lunghezza. Questi intagli hanno una profondità costante di 2 mm e un'apertura di 90°. Sono

realizzati utilizzando una fresa a candela di diametro 10 mm. In figura 6.8 è riportata la geometria dell'intaglio.

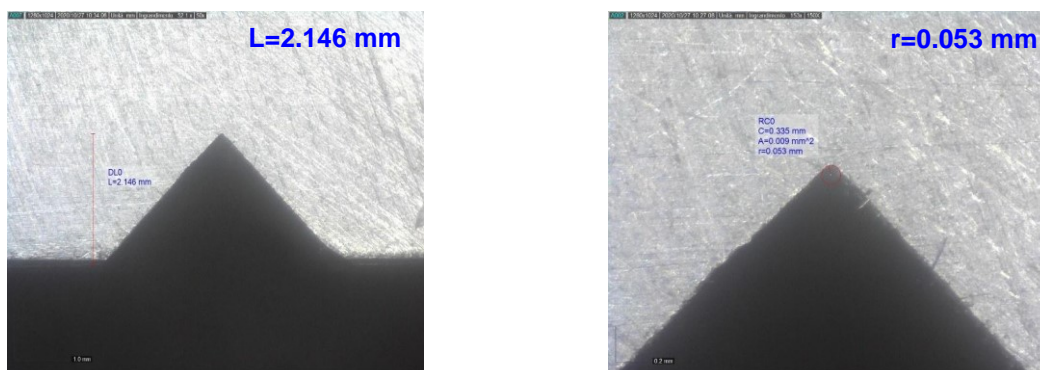


Fig.6.8: a destra la lunghezza $L=2.146$ mm del pre-intaglio realizzato con la fresa e a sinistra il suo raggio di raccordo $r=0.053$ mm

In figura 6.8 si può notare come il raggio di raccordo in questo caso sia già molto contenuto. In figura 6.7 si possono osservare la classificazione delle facce del provino (A e B) e la numerazione dei diversi intagli. Il nome delle prove riportate nel seguito è del tipo 'Pk', dove k si riferisce al corrispondente numero di intaglio. In ciascuna prova vengono misurate le seguenti grandezze in relazione ad entrambe le facce, in modo da raccogliere il maggior numero di informazioni:

- lunghezza dell'intaglio a_{RB} ;
- raggio di raccordo r_{RB} ;
- usura della lama.

Le misure vengono effettuate con il DinoLite

Prima di procedere con la realizzazione degli intagli da RB è stata realizzata un'incisione in prossimità dell'apice del pre-intaglio con il truschino (vedi fig.6.9) in modo da avere un punto di riferimento per la misurazione di a_{RB} .



Fig.6.9: incisione effettuata con il truschino per avere un riferimento nella fase di misurazione dell'intaglio da RB.

Le lamette utilizzate per generare l'intaglio sono ASTRA Superior Platinum, del tipo raffigurato in figura 6.10:

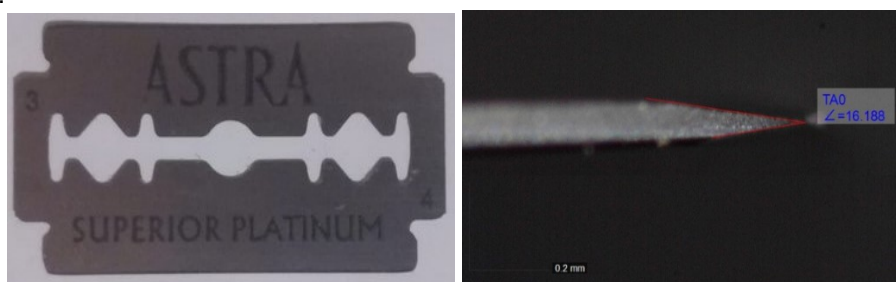


Fig.6.10: lametta utilizzata per la realizzazione degli intagli da RB. A sinistra una lametta ASTRA Superior Platinum; a destra si evidenzia l'angolo di apertura della lametta, pari a 16.18° .

Le lamette hanno un angolo di apertura che è circa 16° - 17° e una durezza pari a 717.8 HV (misura effettuata con una prova di microdurezza Vickers)

6.3.1 Intaglio da RB P4

Prima dell'inizio della prova l'intaglio P4 si presenta come in figura 6.11:



Fig.6.11: profilo del pre-intaglio P4 prima di iniziare l'intaglio da RB. È riportata anche la lunghezza di riferimento necessaria a ricavare a_{RB}

La configurazione utilizzata per realizzare l'intaglio da RB è la seguente:

- $\Delta x = 6,06$ mm (compressione delle molle);
- $F_N = \Delta x \cdot k = 6,06 \cdot 1,3 = 7,9$ N;
- PWM = 60% $\rightarrow n_R = 138$ rpm;
- la prova viene realizzata senza l'utilizzo di paste, quindi a secco;
- tempo di lavoro = 15 min.

In queste condizioni si è ottenuto l'intaglio da RB riportato nella seguente figura, in cui è indicato anche il valore dell'intaglio:

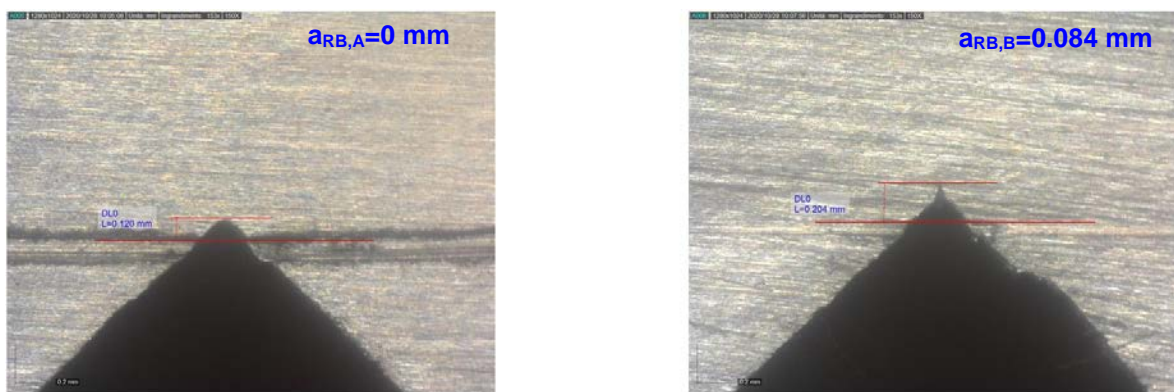


Fig.6.12: intaglio RB ottenuto per P4 dopo 15 min di lavoro. In figura sono riportati i valori di a_{RB} in millimetri.

Come si vede in figura 6.12, l'intaglio da RB è visibile solo nella faccia B. Dato che la lunghezza del pre-intaglio è pressappoco costante, questo indica che la lama è montata in modo inadeguato e ha lavorato solo parte dello spessore del provino o che ci sono problemi di altro tipo nella macchina per il RB. Si è quindi deciso di adoperare nuovamente l'intaglio P4, cercando di riposizionare correttamente la lama precedentemente usata. Sono stati quindi effettuati altri 15 min di lavoro (per un totale di 30 min di lavoro sull'intaglio P4), mantenendo costanti gli altri parametri. Sono stati ottenuti i risultati di figura 6.13:

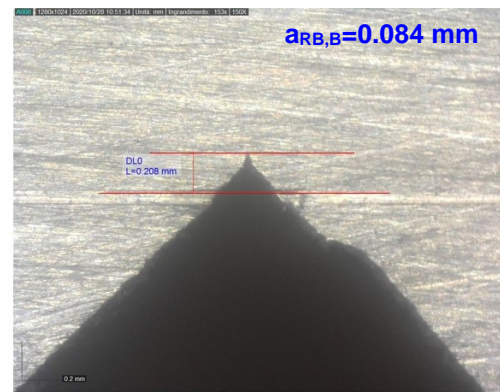
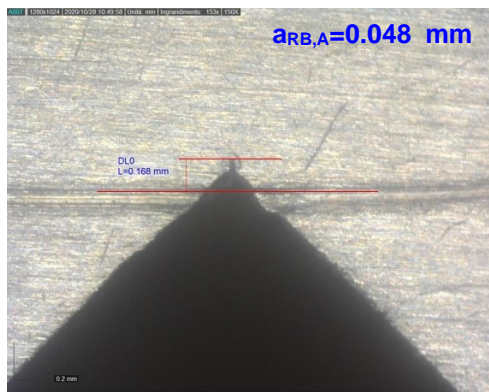


Fig.6.13: intaglio RB ottenuto per P4 dopo 30 min di lavoro. In figura sono riportati i valori di a_{RB} in millimetri.

Con il riposizionamento della lama si è ottenuto l'intaglio da RB anche nella faccia A del provino, mentre è rimasta invariata la profondità dell'intaglio nella faccia B. Ciò può essere dovuto a:

- un posizionamento corretto della lama, che ora lavora su tutto lo spessore. In questa ipotesi tutto lo spessore deve essere portato alla stessa profondità prima che $a_{RB,B}$ cresca ulteriormente. Questa ipotesi è plausibile in quanto, a seguito di un tempo di lavoro pari a quello impiegato per raggiungere le condizioni di fig. 6.12, la profondità $a_{RB,A}$ ottenuta è inferiore e ciò potrebbe essere dovuto al fatto che la lama è a contatto con una porzione maggiore di materiale;
- un posizionamento della lama più favorevole all'intaglio nella regione prossima alla faccia A.

A partire da queste osservazioni si è deciso di procedere con altri 20 min di lavoro per verificare se sia possibile ottenere un intaglio a_{RB} a profondità costante. Prima di procedere è stata sostituita la lama ormai usurata. Di seguito il risultato ottenuto:

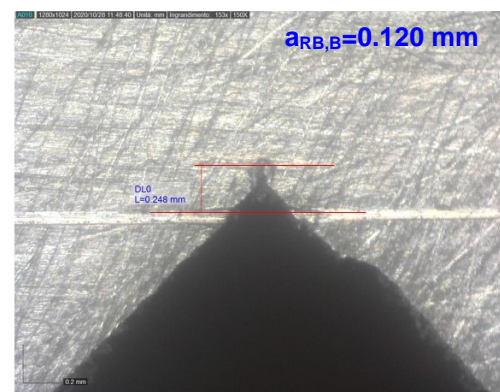
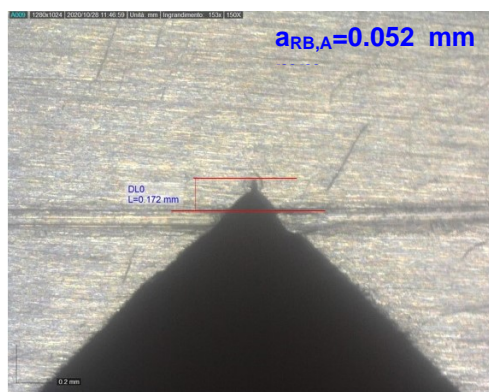


Fig.6.14: intaglio RB ottenuto per P4 dopo 50 min di lavoro. In figura sono riportati i valori di a_{RB} in millimetri.

Anche in questo caso si sono ottenute profondità differenti tra le due facce. In A si ottiene $a_{RB,A}=0.052$ mm, mentre in B si ottiene $a_{RB,B}=0.120$ mm. Questi risultati discordanti si potrebbero sempre imputare allo scorretto posizionamento della lama sul suo supporto. Reputo quindi che la difficoltà incontrata nel suo posizionamento sia legata ai giochi presenti nella macchina. Tali giochi sono presenti principalmente tra steli e supporto motore (vedi fig.6.15) e tra steli del porta lama e slitta (vedi fig.6.15). Un aspetto positivo delle prove effettuate è invece dato dal fatto che in tutti i casi l'intaglio da RB è molto acuto, al punto tale che risulta impossibile misurare il suo raggio di raccordo.

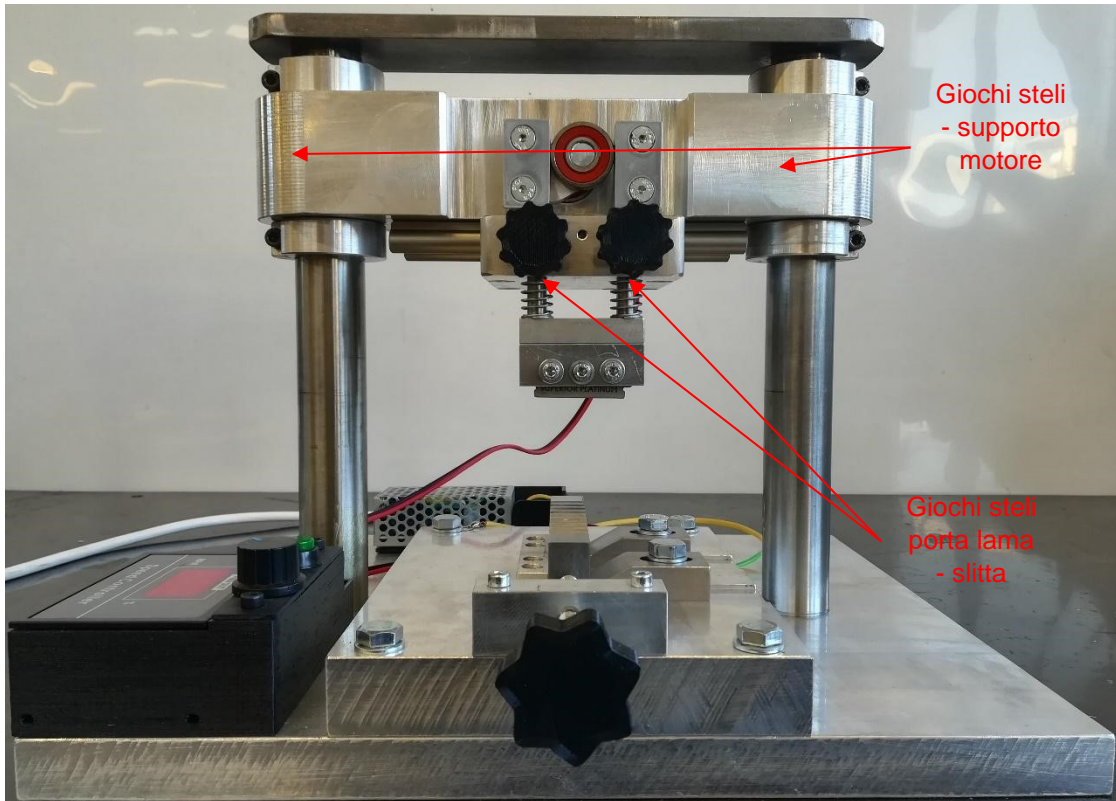


Fig.6.16: classificazione dei giochi presenti nella macchina per il RB. Questi giochi causano lo scorretto posizionamento della lama.

6.3.2 Intaglio da RB P8

Prima di ottenere dei risultati soddisfacenti si è dovuto realizzare una serie di prove in cui sono stati mantenuti circa costanti i parametri utilizzati per P4. Buoni risultati si sono ottenuti per l'intaglio P8. La configurazione iniziale dell'intaglio P8 è la seguente:

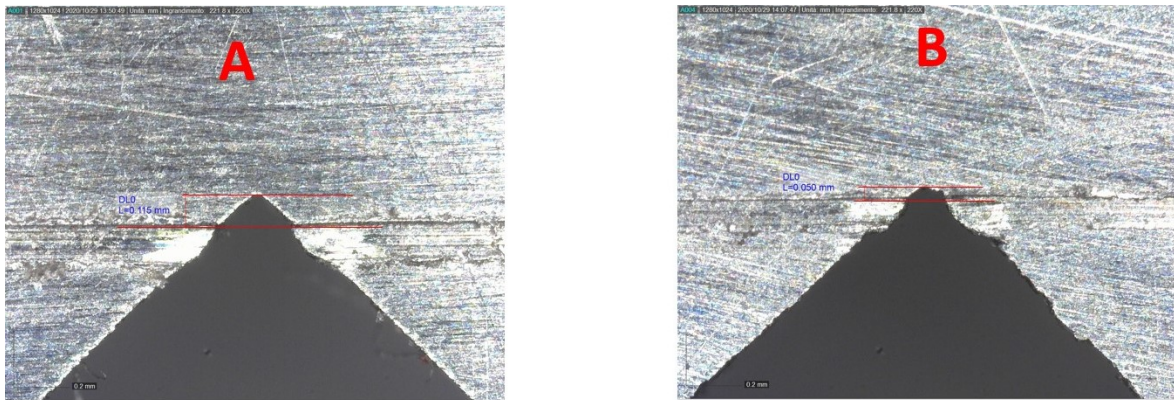


Fig.6.17: profilo del pre-intaglio P8 prima di iniziare l'intaglio da RB. È riportata anche la lunghezza di riferimento necessaria a ricavare a_{RB}

I parametri della prova sono i seguenti:

- $\Delta x = 6,6$ mm;
- $F_N = 6,6 * 1,3 = 8,58$ N;
- PWM = 60% $\rightarrow n_{RB} = 138$ rpm;
- lavorazione a secco;

- $t=25$ min.

L'intaglio ottenuto è riportato in figura 6.18:

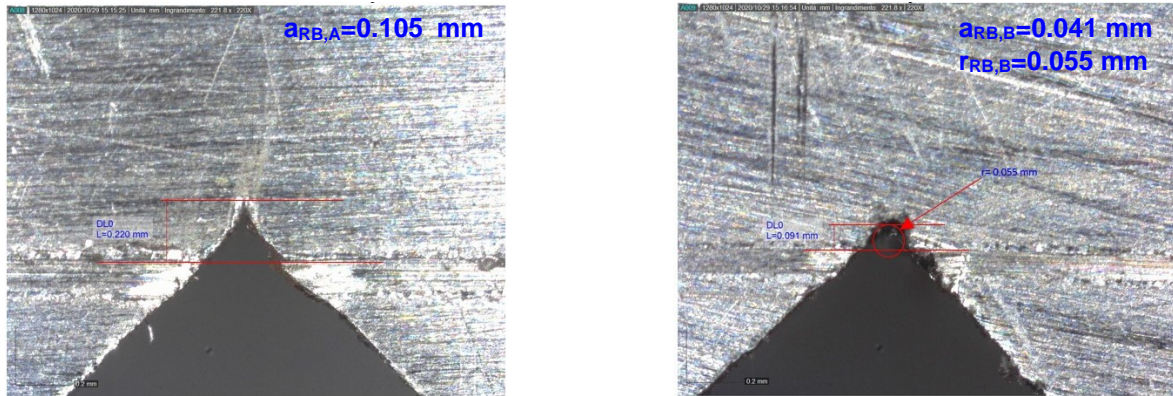


Fig.6.18: intaglio RB ottenuto per P8 dopo 25 min di lavoro. In figura sono riportati i valori di a_{RB} in millimetri

Anche nel caso di fig. 6.18 non si è ottenuto un intaglio da RB con profondità costante. Malgrado ciò, in questo caso si è sicuri che la lama abbia lavorato correttamente su tutta la superficie, assicurando un suo posizionamento pressoché adeguato. Nella faccia B del provino si misura un raggio di raccordo $r_{RB,B}=0.055$ mm, per il quale non riesco a supporre una possibile causa. Tuttavia, il valore del raggio di raccordo è accettabile e prossimo al valore considerato nell'analisi riportata nel capitolo 5. Per portare l'intaglio da RB allo stesso livello in corrispondenza delle due facce è stata sostituita la lama al fine di applicare altri 30 min di lavorazione, ottenendo i seguenti risultati:

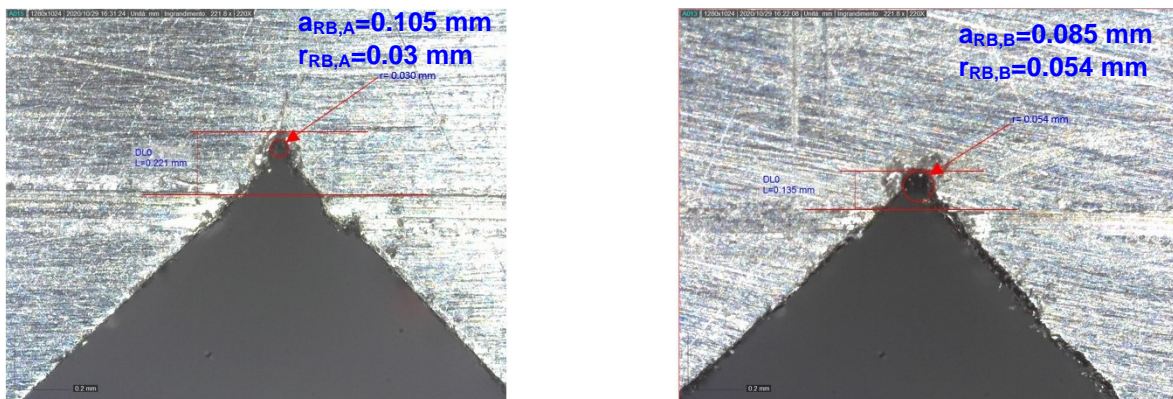


Fig.6.19: intaglio RB ottenuto per P8 dopo 55 min di lavoro. In figura sono riportati i valori di a_{RB} in millimetri.

La profondità dell'intaglio in corrispondenza della faccia A è rimasta invariata, ma è aumentata la profondità di $a_{RB,B}$. Vale quindi l'osservazione fatta precedentemente, secondo cui la lama sta portando a profondità costante l'intaglio da RB. In questo caso è nato un raggio di raccordo anche presso la faccia A, di dimensione $r_{RB,A}=0.030$ mm, mentre resta pressappoco costante $r_{RB,B}$, pari a 0.054 mm. Entrambi i valori si possono ritenere accettabili.

6.3.3 Intaglio da RB P9

Se nelle prove fino a P8 si è mantenuto un carico costante, pari a circa $F_N=8.5$ N, per P9 si è deciso di aumentare il carico portando a completa compressione le molle. La configurazione iniziale dell'intaglio P9 è riportata in fig. 6.20:

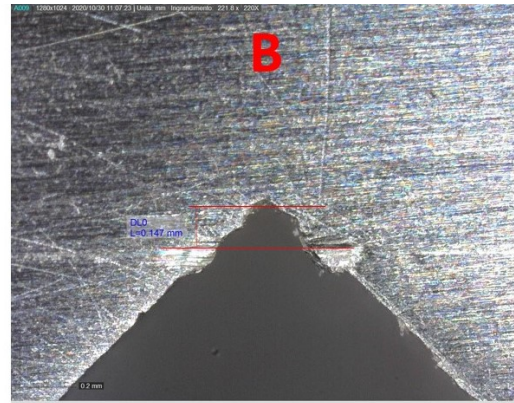
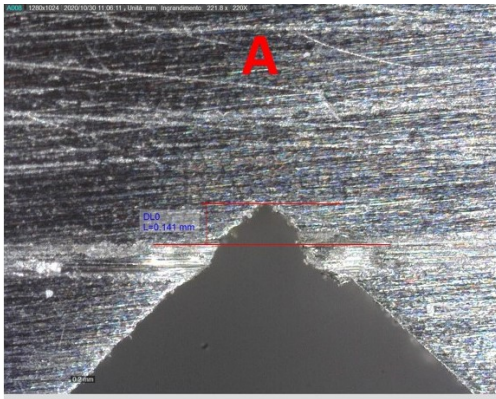


Fig.6.20: profilo del pre-intaglio P9 prima di iniziare l'intaglio da RB. È riportata anche la lunghezza di riferimento necessaria a ricavare a_{RB}

I parametri di processo adottati in questo caso sono:

- $\Delta x=9,6$ mm;
- $F_N=9,6*1,3=12,5$ N;
- PWM= 60% $\rightarrow n_R=132$ rpm;
- lavorazione a secco;
- $t=10$ min.

Aumentando il carico applicato alla lama, a parità di regolazione del PWM (60%), è scesa leggermente la velocità di rotazione della camma rispetto ai casi P4 e P8. Il calo di velocità è di solo 6 rpm, ed indica che la trasmissione della macchina per il RB non risente in maniera significativa delle variazioni di forza applicate alla lama. Ciò garantisce un certo margine nell'applicazione di forze normali di modulo maggiore.

Con tale carico, l'intaglio da RB ottenuto dopo 10 min di lavoro è quello riportato in fig. 6.21:

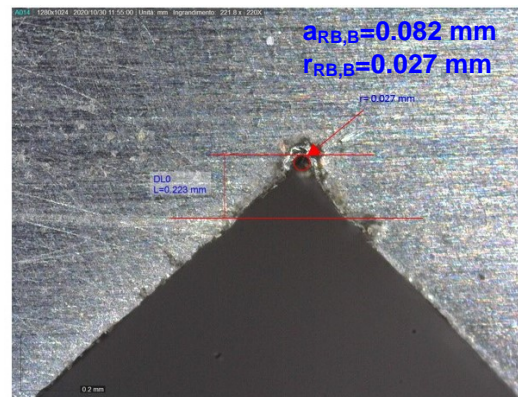
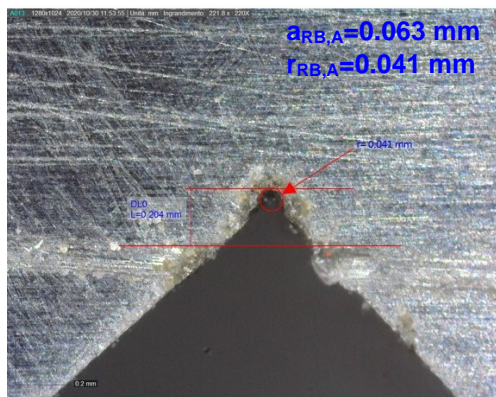


Fig.6.21: intaglio RB ottenuto in P9 dopo 10 min di lavoro. In figura sono riportati i valori di a_{RB} in millimetri.

Si è misurato l'intaglio in corrispondenza di entrambe le facce; esso risulta pressappoco simile. I raggi di raccordo sono rispettivamente $r_{RB,A}=0.041$ mm e $r_{RB,B}=0.027$ mm. La profondità dell'intaglio da RB ottenuta è maggiore rispetto a casi P4 e P8, nei quali il tempo di lavoro era superiore. Questo è dovuto all'incremento della forza applicata. In figura 6.21, per quanto non sia ben visibile, si nota che l'intaglio pare essere più profondo in corrispondenza delle superfici, condizione individuata anche negli intagli effettuati in precedenza. Per dare conferma a questa osservazione si è misurata l'usura della lama. In figura 6.22 è riportato il tagliente prima della lavorazione:

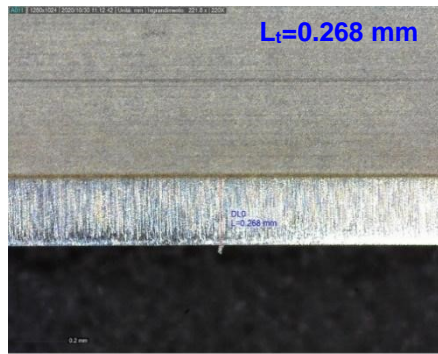


Fig.6.22: dimensione del tagliente della lama prima della lavorazione: $L_t=0.268$ mm

Dopo 10 minuti di lavoro, applicando $F_N=12,5$ N, la lama si presenta altamente usurata (vedi fig.6.23) anche se ha ancora tagliente disponibile:

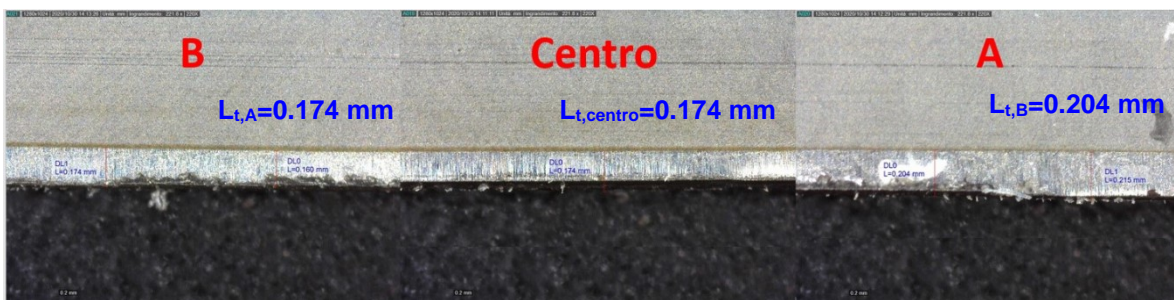


Fig.6.23: usura della lama nei suoi diversi punti di lavoro. La parte della lama che ha lavorato principalmente nella parte B del provino ha una lunghezza del tagliente $L_t=0.174$ mm, nella parte centrale $L_t=0.174$ mm e nella parte A $L_t=0.204$ mm.

Come si vede in figura 6.23, la lama è maggiormente usurata nella sua parte centrale e nella parte B, punti in cui ha lavorato maggiormente.

Una volta sostituita la lama, si è continuato lo stesso intaglio RB applicando altri 10 min di lavoro, ottenendo i seguenti risultati:

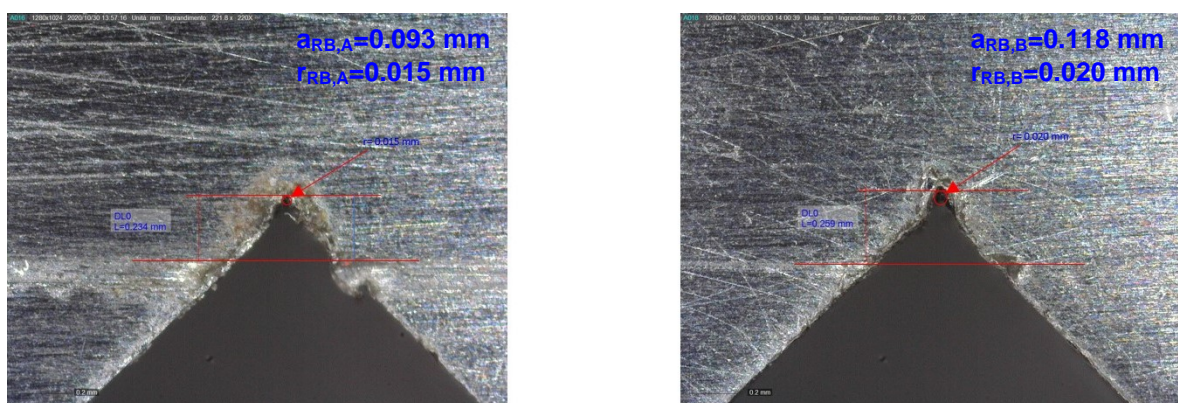


Fig.6.24: intaglio RB ottenuto in P9 dopo 20 min di lavoro. In figura sono riportati i valori di a_{RB} in millimetri.

A parità di tempo impiegato e di forza applicata, l'intaglio da RB è cresciuto meno e la lama si è usurata meno in termini relativi (vedi fig.6.25 e 6.26) rispetto alla prima lavorazione. Si suppone che nella prima lavorazione si possa essere incrudito l'apice dell'intaglio, rendendo così inefficace l'azione della lama e un aumento della profondità di a_{RB} . I raggi di raccordo degli intagli sono

$r_{RB,A}=0.015$ mm e $r_{RB,B}=0.020$ mm. In figura 6.25 è riportata la lunghezza del tagliente della seconda lama utilizzata per aumentare la profondità dell'intaglio per P9:

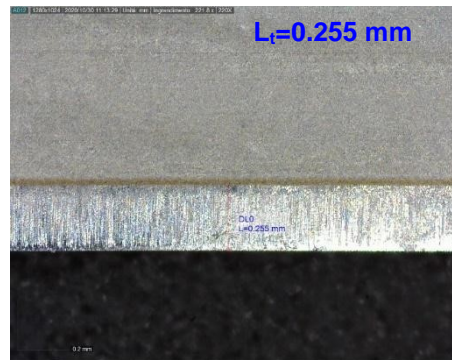


Fig.6.25: dimensione del tagliente della lama prima della lavorazione: $L_t=0.255$ mm

L'usura della lama è definita dalle immagini in figura 6.26:

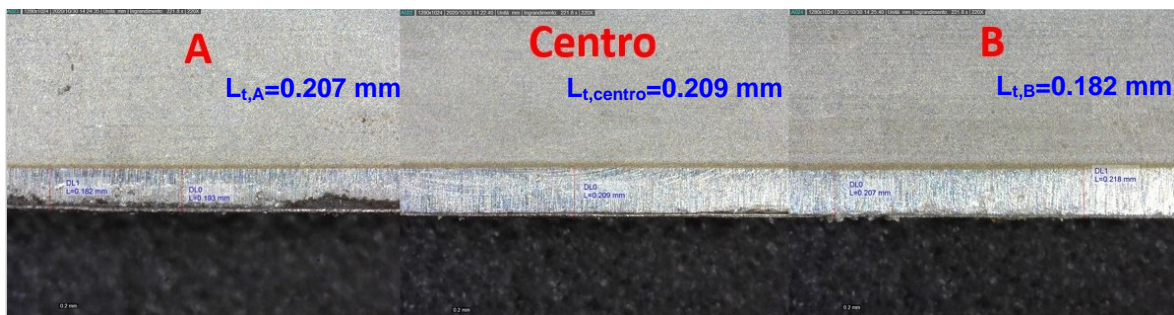


Fig.6.26: usura della lama nei suoi diversi punti di lavoro. La parte della lama che ha lavorato principalmente nella parte B del provino ha un $L_t=0.182$ mm, nella parte centrale $L_t=0.209$ mm e nella parte A $L_t=0.207$ mm.

6.3.4 Intaglio da RB P10

Gli intagli da RB sono stati finora realizzati a secco, ovvero senza l'uso di alcun tipo di pasta abrasiva o lubrificante. Maierhofer [1] consiglia di utilizzare una pasta diamantata per la realizzazione dell'intaglio da RB. La pasta dovrebbe agevolare la creazione dell'intaglio, permettendo la riduzione dei carichi normali F_N applicati alla lama. Con carichi minori la zona di materiale in cui la lama lavora dovrebbe risentire meno di fenomeni di plasticizzazione.

Alla luce di tali indicazioni, l'intaglio P10 è stato lavorato utilizzando una pasta diamantata da $3\ \mu\text{m}$ (vedi fig.6.27) acquistata sul sito RS components [2]. Inoltre, sono stati ridotti i carichi applicati rispetto ai casi visti in precedenza.

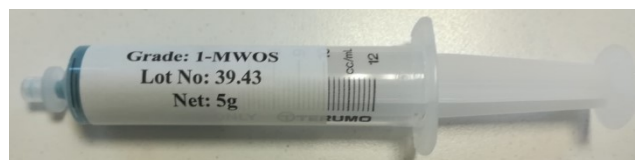


Fig.6.27: nella prima immagine è raffigurata pasta diamantata da $3\ \mu\text{m}$ [2]

Il profilo dell'intaglio prima di effettuare il RB è il seguente:

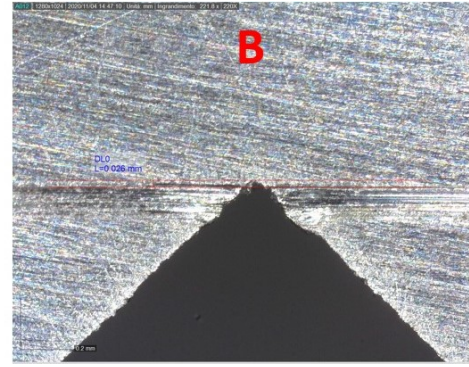
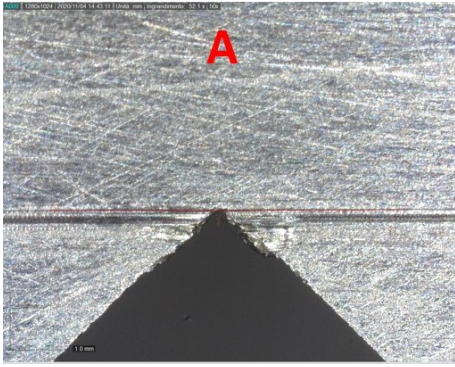


Fig.6.28: profilo del pre-intaglio P10 prima di iniziare l'intaglio da RB. È riportata anche la lunghezza di riferimento necessaria a ricavare a_{RB} .

I parametri impostati per la lavorazione sono:

- $\Delta x=4.20$ mm;
- $F_N=4.20 \cdot 1.3=5.46$ N;
- PWM= 60%;
- lavorazione con pasta diamantata 3 μm ;
- $t=20$ min.

L'intaglio ottenuto è riportato nella seguente figura:

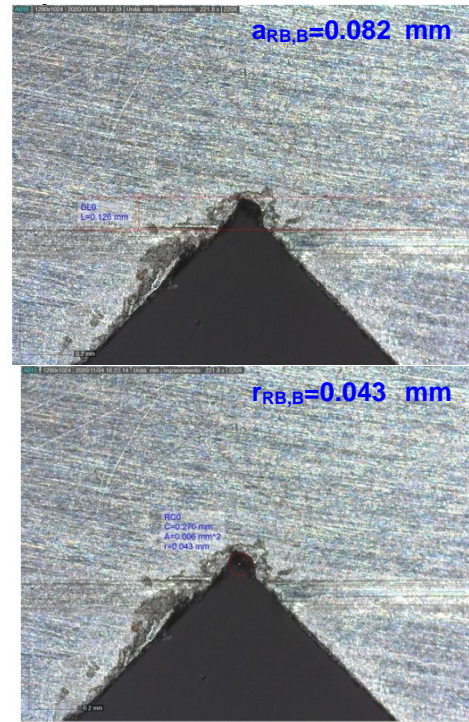
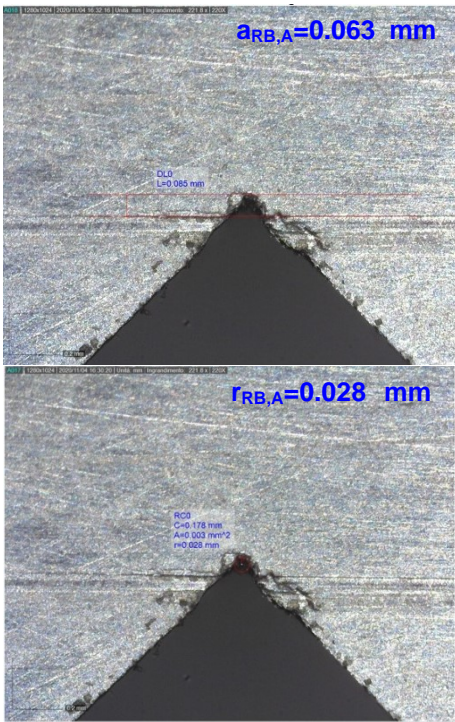


Fig.6.28: intaglio RB ottenuto per P10 dopo 20 min di lavoro. Nelle immagini della prima riga sono riportati i valori di a_{RB} (in millimetri), mentre nella seconda riga i valori dei raggi di raccordo r_{RB} (sempre in millimetri).

L'utilizzo della pasta diamantata sembra dare un contributo positivo alla realizzazione dell'intaglio, poiché a parità di tempo di lavoro rispetto a P4 e P8, ma con forze F_N inferiori, si è creato un intaglio dello stesso ordine di grandezza. Tuttavia, tale contributo non è evidente quanto si potesse sperare. Inoltre, sembrerebbe che l'utilizzo della pasta agevoli la formazione del raggio di raccordo, probabilmente perché la pasta trasportata dalla lama tende a usurare maggiormente la zona dell'apice dell'intaglio.

Anche in questo caso si è studiata l'usura della lama. Inizialmente il tagliente è quello riportato in fig. 6.29:

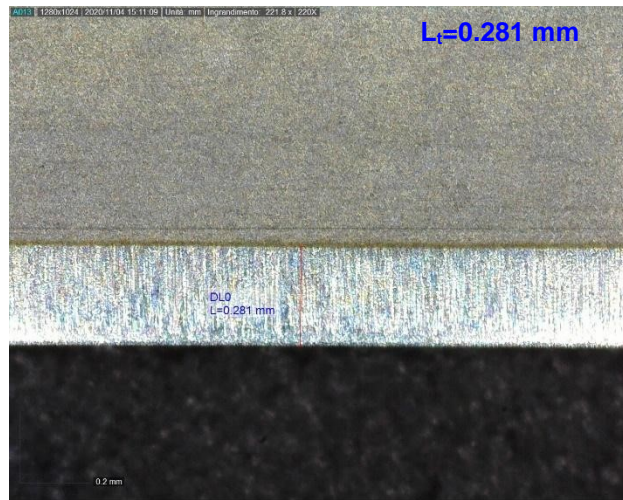


Fig.6.29: dimensione del tagliente della lama prima della lavorazione $L_t=0.281\text{ mm}$

Dopo 20 minuti di lavoro il tagliente è usurato nel seguente modo:

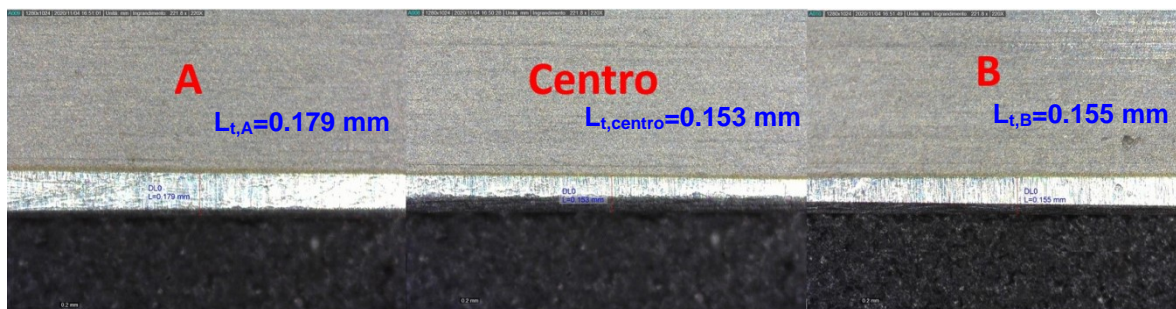


Fig.6.26: usura della lama nei suoi diversi punti di lavoro. La parte della lama che ha lavorato principalmente nella parte A del provino ha un lunghezza del tagliente pari a $L_t=0.179\text{ mm}$, nella parte centrale $L_t=0.153\text{ mm}$ e nella parte B $L_t=0.155\text{ mm}$.

In questo caso si nota che la parte centrale è più usurata rispetto alle aree A e B. Se la parte centrale della lama è maggiormente usurata, si rischia una lavorazione non uniforme, poiché la lama lavora maggiormente nei punti in cui il tagliente risulta nuovo. Quindi si potrebbero ottenere degli intagli più profondi in corrispondenza delle superfici del provino. Inoltre, in questo caso ci si aspettava che, diminuendo la forza F_N , anche la lama si sarebbe usurata meno; tuttavia essa ha subito livelli di usura superiori a quelli ottenuti con $F_{N,max}$ nella prima lavorazione di P9. Significa che la pasta diamanta ha agevolato l'usura della lama, causandone un consumo più veloce.

6.4 Conclusioni

Sicuramente le prova finora effettuate non sono sufficienti a caratterizzare in modo completo il RB o a valutarne tutti i fenomeni connessi. Si vuole comunque riportare nel diagramma di figura 6.30 i risultati ottenuti, in modo da trarre qualche conclusione dalle prove effettuate:

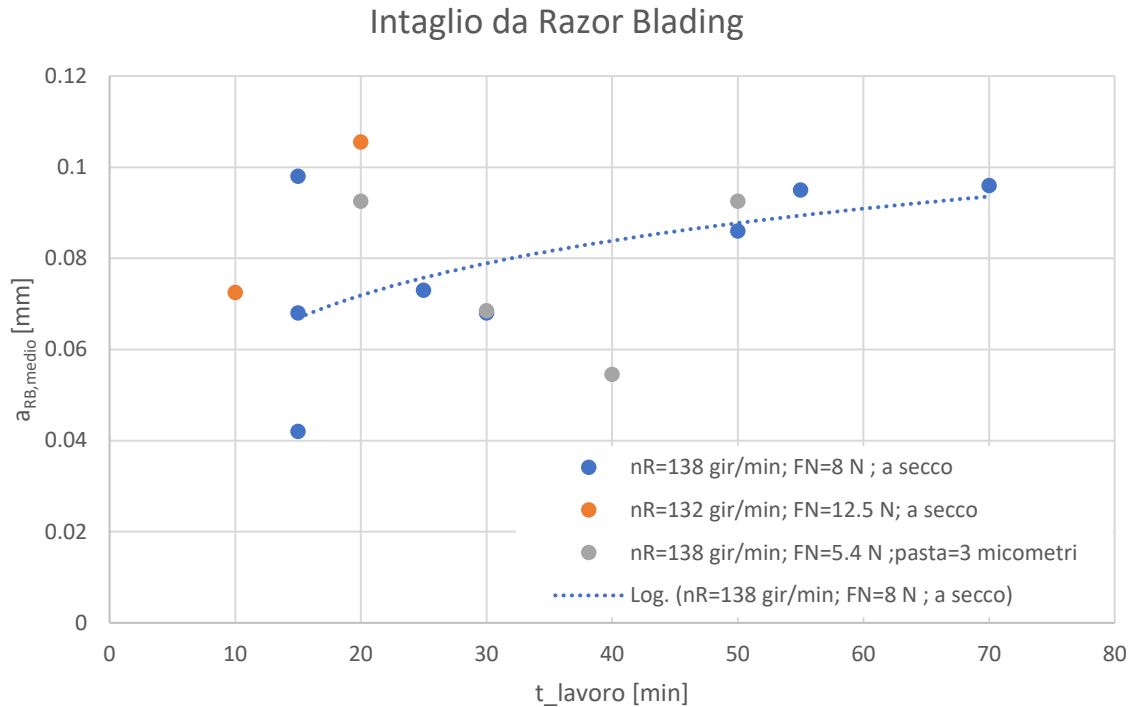


Fig.6.30: diagramma in cui sono riportate le lunghezze medie degli intagli da RB realizzati per i diversi pre-intagli.

Nel diagramma di figura 6.30 sono riportati i valori medi dell'intaglio da RB realizzato a partire dai diversi pre-intagli del provino di figura 6.7. Il valor medio dell'intaglio da RB è così calcolato:

$$a_{RB,medio} = \frac{a_{RB,A} + a_{RB,B}}{2} [mm] \quad (6.2)$$

Nel diagramma sono riportati:

- in blu le lunghezze ottenute per le configurazioni in cui $n_R=138$ rpm, $F_N=8$ N e la lavorazione viene eseguita a secco;
- in arancione le lunghezze ottenute per le configurazioni in cui $n_R=132$ rpm, $F_N=12.5$ N e la lavorazione avviene a secco;
- in grigio le lunghezze ottenute per le configurazioni in cui $n_R=138$ rpm, $F_N=5.4$ N e la lavorazione viene eseguita con pasta diamantata $3 \mu m$;

Dalla distribuzione dei punti è possibile affermare che la creazione dell'intaglio da RB non è ancora un processo ripetibile, però se si osserva l'interpolazione logaritmica dei punti blu è possibile notare che la lavorazione per creare l'intaglio da RB è più efficace nei primi minuti di lavoro. Ciò probabilmente è dovuto al fatto che la lama si usura dopo un certo periodo o al fatto che il materiale all'apice dell'intaglio incrudisce, comportando una maggiore difficoltà di lavorazione.

Altre osservazioni che si possono fare sono le seguenti:

- la pasta diamantata tende ad agevolare la formazione dell'intaglio da RB, rendendo possibile la riduzione della forza applicata. Tuttavia, si raggiungono le stesse profondità che si ottengono con lavorazioni a secco e la pasta tende ad usurare più velocemente la lama;
- il posizionamento della lama risulta essere un aspetto critico, con il rischio di realizzare l'intaglio da RB solo su una delle due superfici del provino. Per ridurre questo problema si devono ridurre i giochi presenti nella macchina (vedi fig. 6.16)
- l'usura maggiore della lama nella sua parte centrale può portare a profondità non costanti dell'intaglio da RB, ottenendo una profondità maggiore in prossimità delle superfici del provino.

BIBLIOGRAFIA

[1] Jürgen Maierhofer, Stefan Kolitsch, Reinhard Pippan, Hans-Peter Gänser, Mauro Madia, Uwe Zerbst. The cyclic R-curve – Determination, problems, limitations and application. *Engineering Fracture Mechanics* 198 (2018) 45–64.

[2] <https://it.rs-online.com/web/p/paste-diamantate/2186954/>

CAPITOLO 7

Prove sperimentali

7.1 Introduzione-procedura della prova

In questo capitolo si vogliono riportare i passaggi, e i dati ottenuti nella determinazione della curva R. Prima però si vuole riportare la procedura che si intende utilizzare per la determinazione della curva R. Procedendo per punti:

- 1) creazione del pre-intaglio a_n : nei provini SACMI (vedi fig.4.7) il pre-intaglio viene realizzato con l'EDM. Mentre per i provini di figura 4.8 che hanno i fori per il DCPD, vengono realizzati in laboratori di Costruzione di Macchine e il pre-intaglio deve essere realizzato con la sega;
- 2) realizzazione dell'intaglio da Razor Blading a_{RB} . L'intaglio da RB serve: ad agevolare la nascita della pre-cricca e ridurre i carichi nel compression pre-cracking (CPC) contenendo le tensioni residue a fine processo (vedi capitolo 1, capitolo 5 e capitolo 6);
- 3) effettuare il compression pre-cracking: serve ad innescare una vera e propria cricca che deve avere una lunghezza a_{PC} tale da uscire dalla zona di influenza dell'intaglio precedentemente creato. Il CPC è realizzato con cicli in pura compressione che adottano un rapporto di ciclo pari a $R=20$. Per determinare il carico da utilizzare nel CPC si fissa la lunghezza a_{PC} e dalla formulazione del raggio plastico si risale al range di carico da applicare;
- 4) determinazione della curva R: viene determinata partendo da carichi che definiscono un ΔK_I prossimo al $\Delta K_{th,eff}$. Quest'ultimo può essere stimato dalla formula proposta da [1]:

$$\Delta K_{I,eff} = 1.3 * 10^{-5} E [MPa m^{0.5}] \quad (7.1)$$

Dato che entrambi i provini utilizzati sono in acciaio, assumendo un modulo elastico $E=206000$ MPa si ottiene:

$$\Delta K_{th,eff} = 1.3 * 10^{-5} 206000 = 2.68 [MPa m^{0.5}]$$

Dopo l'arresto della cricca (è propagata di Δa) si procede ad aumentare il carico del 10%. L'incremento del carico dovrebbe garantire la riapertura della cricca la sua propagazione [2]. Con questo metodo si dovrebbero susseguire una serie di propagazioni e arresti della cricca, fino a quando non si supera il valore di soglia delle cricche lunghe $\Delta K_{th,LC}$ con cui la cricca propaga fino a rottura. Per gli acciai si può assumere un $\Delta K_{th,LC}$ pari a 8 MPa $m^{0.5}$.

La prova per la determinazione della curva R viene realizzata utilizzando un rapporto di ciclo $R=0.05$.

- 5) Valutazione del vero valore di $\Delta K_{th,eff}$. Questo valore può essere determinato con rapporti di ciclo $R=0.7$ poiché si è dimostrato [1] che per queste condizioni la cricca rimane sempre aperta senza sviluppare fenomeni di chiusura. Questo punto verrà definito tempo permettendo, poiché in questo caso si fa propagare la cricca ma si riducono gradualmente i carichi fino a raggiungere il suo l'arresto con il quale vien contraddistinto il $\Delta K_{th,eff}$.

7.2 Realizzazione del pre-intaglio

I provini forniti da SACMI (vedi fig.4.7) hanno già il pre-intaglio realizzato con l'EDM. Per i provini in C45 realizzati in laboratori di Costruzione di Macchine si deve realizzare il pre-intaglio con la sega (vedi fig.7.1).

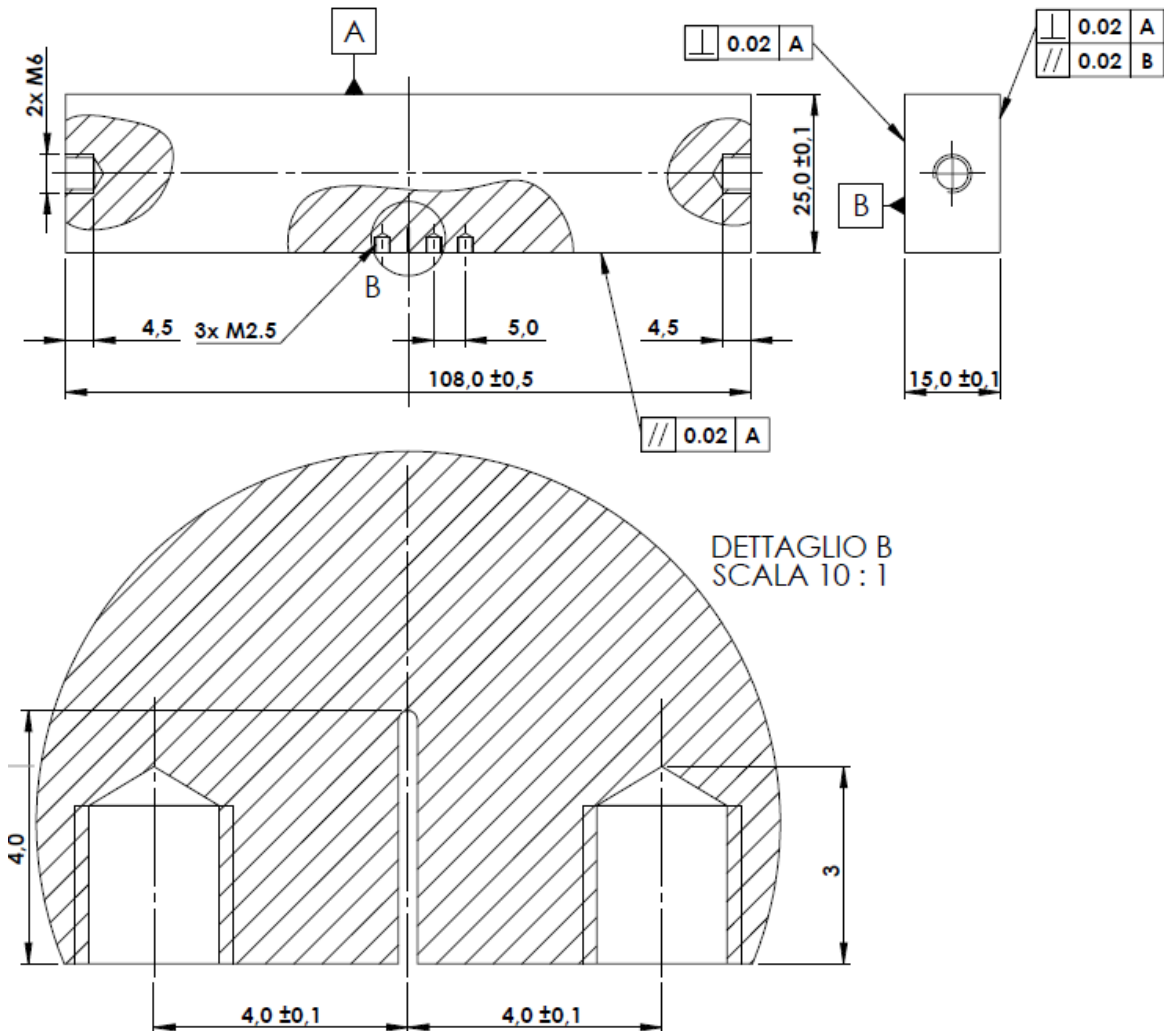


Fig.7.1: geometria del provino SENB realizzato in C45. In figura ci sono anche le caratteristiche del pre-intaglio

La normativa ISO [3] richiede che per un $W \leq 25$ mm la larghezza h del pre-intaglio sia inferiore ad 1 mm. L'unico strumento disponibile in laboratori che permette di rispettare questa condizione è la sega con lama di spessore 0.6 mm.

Nella realizzazione del pre-intaglio si deve garantire:

- Una sua profondità costante pari ad $a_n=4$ mm per l'intera larghezza B del provino. Condizione non molto semplice da rispettare dato che si realizza l'intaglio a mano libera
- Il suo parallelismo al piano di simmetria del provino. L'intaglio deve essere il più dritto possibile. Si è cercato di garantire questa condizione serrando il provino in morsa e appoggiando il fianco della lama della sega sulla morsa in modo da guidarla in un taglio verticale.

Rispettando queste condizioni si sono preparati tre provini SENB:

- SENB1;
- SENB2;
- SENB3.

Di seguito sono riportati i pre-intagli ottenuti con le relative lunghezze a_n e larghezze h . Si sono distinte con le lettere A e B le due facce del provino in cui è presente l'intaglio.

7.2.1 Pre-intaglio SENB1

Nella figura 7.2 è riportata lunghezza e larghezza del pre-intaglio sulla faccia A, mentre nella figura 7.3 è riportata la lunghezza e la larghezza sul lato B:

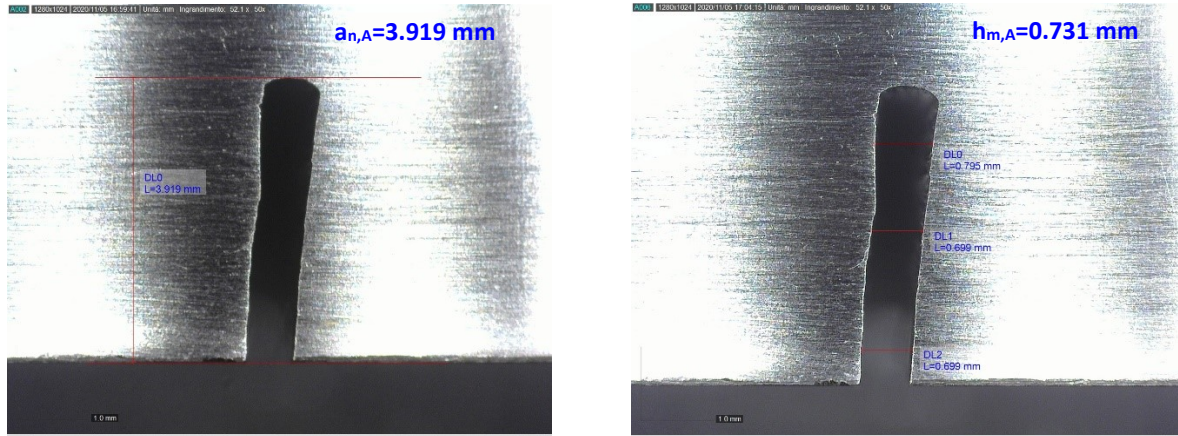


Fig.7.2: a sinistra è riportata la lunghezza del pre-intaglio nel lato A del provino SENB1, mentre a destra la sua larghezza media

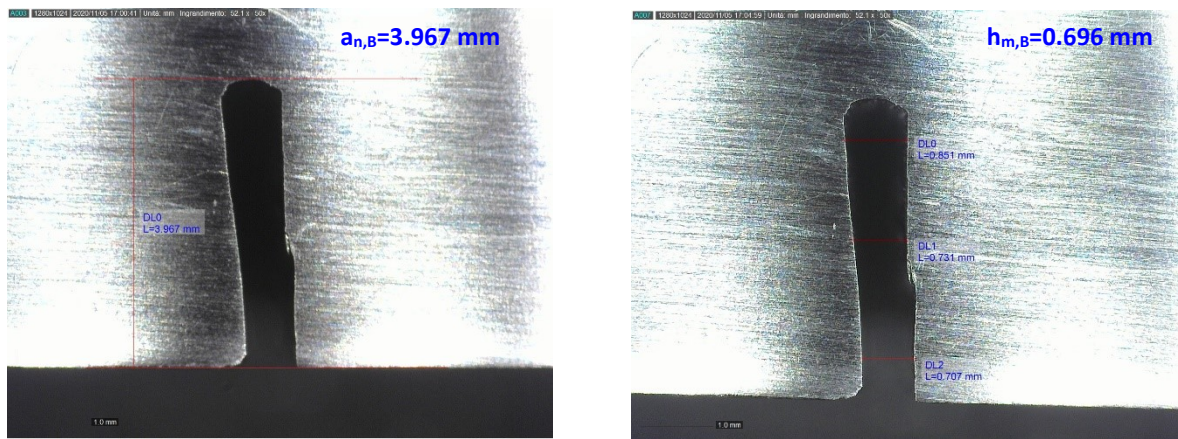


Fig.7.3: a sinistra è riportata la lunghezza del pre-intaglio nel lato B del provino SENB1, mentre a destra la sua larghezza media

7.2.2 Pre-intaglio SENB2

Nella figura 7.4 è riportata lunghezza e larghezza del pre-intaglio sulla faccia A, mentre nella figura 7.5 è riportata la lunghezza e la larghezza sul lato B:

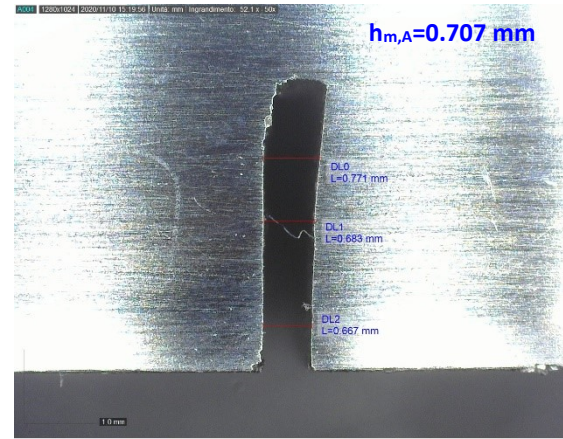
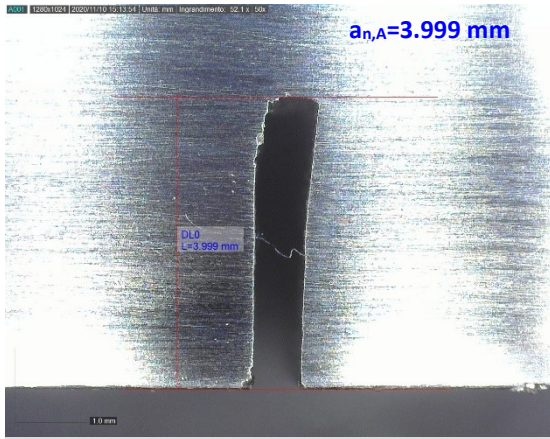


Fig.7.4: a sinistra è riportata la lunghezza del pre-intaglio nel lato A del provino SENB2, mentre a destra la sua larghezza media

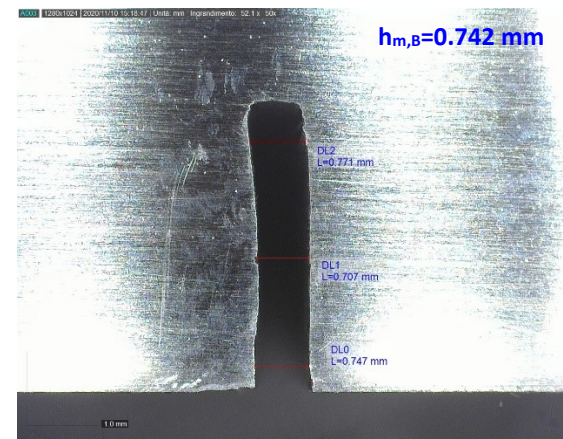
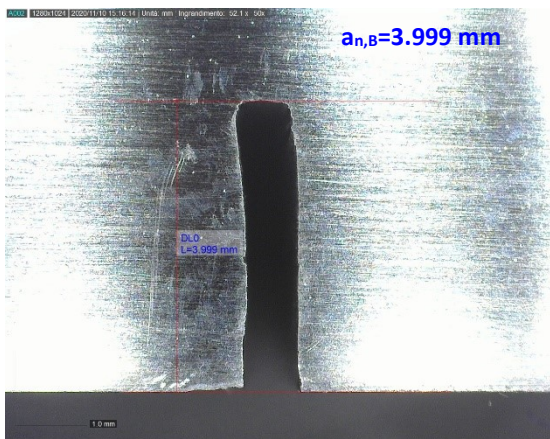


Fig.7.5: a sinistra è riportata la lunghezza del pre-intaglio nel lato B del provino SENB2, mentre a destra la sua larghezza media

7.2.3 Pre-intaglio SENB3

Nella figura 7.6 è riportata lunghezza e larghezza del pre-intaglio sulla faccia A, mentre nella figura 7.7 è riportata la lunghezza e la larghezza sul lato B:

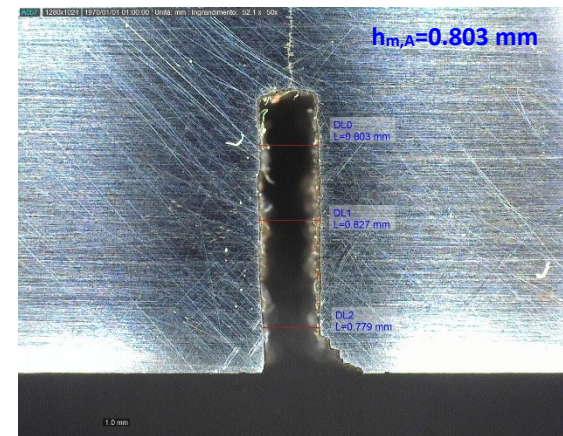
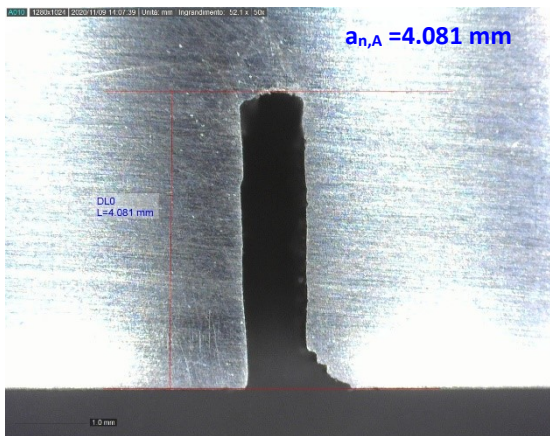


Fig.7.6: a sinistra è riportata la lunghezza del pre-intaglio nel lato A del provino SENB3, mentre a destra la sua larghezza media

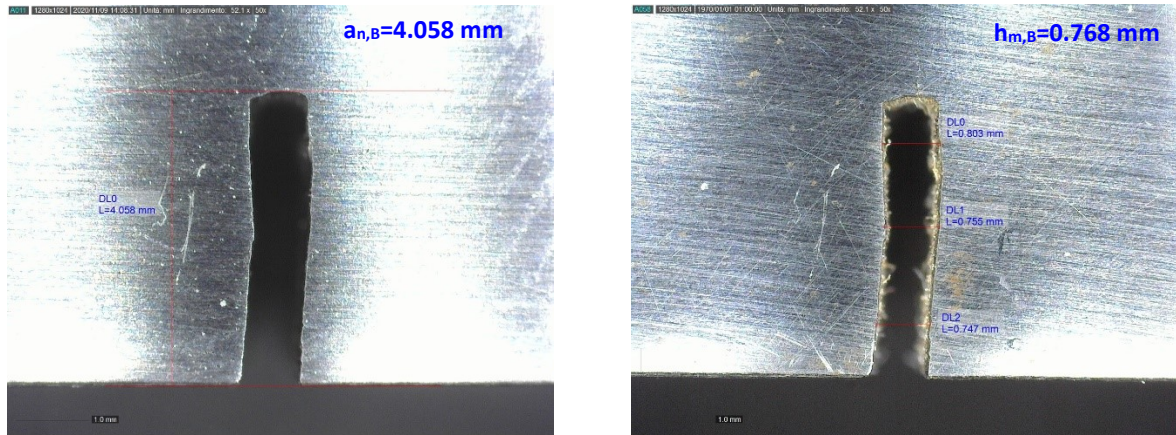


Fig.7.7: a sinistra è riportata la lunghezza del pre-intaglio nel lato B del provino SENB3, mentre a destra la sua larghezza media

Come si può vedere dalle immagini che vanno dalla 7.2 alla 7.7:

- La lunghezza a_n va da 3.919 mm a 4.081 mm che sono valori prossimi a 4 mm fissati dal disegno di figura 7.1;
- La larghezza media h_m va da 0.696 mm a 0.803 mm che sono inferiori al limite di 1 mm imposto dalla normativa ISO [3].

7.3 Intaglio da Razor Blading

L'intaglio da Razor Blading è fondamentale per:

- agevolare l'innesco della cricca. L'intaglio da RB è un intaglio acuto molto simile ad una cricca, quindi dovrebbe definire una condizione favorevole all'innesco di quest'ultima durante il processo di CPC;
- ridurre i carichi nel CPC. Grazie al fatto che l'innesco della cricca è agevolata dalla presenza dell'intaglio è possibile ridurre i carichi nel CPC. Riducendo i carichi si ottiene un'area plastica residua ridotta (significa avere tensioni residue ridotte). Tensioni residue contenute permettono di ottenere una curva R ripetibile [1].

Si ricorda che la normativa ASTM [4] richiede che la lunghezza dell'intaglio da RB più pre-cricca deve essere tale da definire che l'inviluppo costruito in corrispondenza dell'apice cricca non intersechi il pre-intaglio. Questa condizione serve a garantire che la pre-cricca sia sufficientemente lunga da uscire dalla zona di influenza dell'intaglio. Assumendo:

- una configurazione del pre-intaglio come quella di figura 7.8 che è la configurazione che definisce una maggiore influenza sulla cricca (pre-intaglio critico);
- una larghezza dell'intaglio $h_m=0.8$ mm;

si possono raccogliere tutti i pre-intagli dei SENB1, SENB2 e SENB3 rimanendo in vantaggi di sicurezza.

Secondo l'intaglio di figura 7.8, la condizione di involuppo posta da normativa ASTM è soddisfatta con una lunghezza $a_{n,in}$ pari a:

$$a_{n,in} = \frac{h}{2} \frac{1}{\tan 15} + a_n \quad (7.2)$$

Inserendo i valori:

$$a_{n,in} = \frac{0.8}{2} \frac{1}{\tan 15} + 4 = 5.49 \text{ mm}$$

Il che significa avere un intaglio da RB e una pre-cricca $a_{RB}+a_{PC}=1.49$ mm.

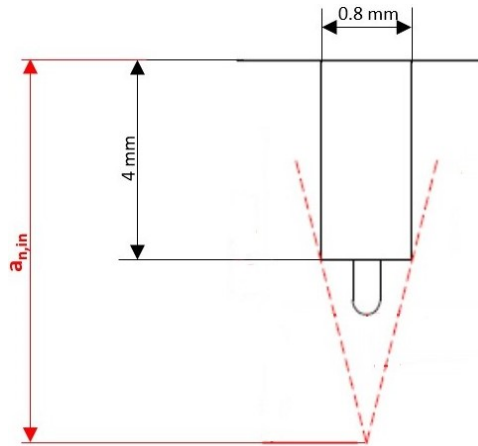


Fig.7.8: configurazione generica del pre-intaglio che permette di descrivere tutti gli intagli ottenuti nei provini SENB1, SENB2 e SENB3. In figura è riportata anche la lunghezza totale di intaglio più pre-cricca $a_{n,in}$ tale da soddisfare la condizione di inviluppo

Come viene riportato nel capitolo 5, la condizione di inviluppo posta dalla normativa ASTM pone una condizione sulla lunghezza a_{PC} di eccessiva sicurezza, che si ripercuote sui carichi da applicare nel CPC facendoli aumentare. Seguendo la logica di contenere il più possibile i carichi, si effettua l'analisi numerica proposta nel capitolo 5 per valutare la lunghezza minima $a_{PC,min}$ per uscire dall'influenza dell'intaglio. Inoltre, attraverso quest'analisi è possibile determinare anche il valore della lunghezza ottimale dell'intaglio da RB $a_{RB,ott}$. L'analisi numerica è condotta inserendo nel codice APDL in appendice D1 un pressione con distribuzione a farfalla (le prove per la determinazione della curva R sono condotte con carico flettente - flessione a quattro punti) e definendo l'intaglio di fig.7.9 (si riveda il paragrafo 5.2 per le caratteristiche della simulazione):

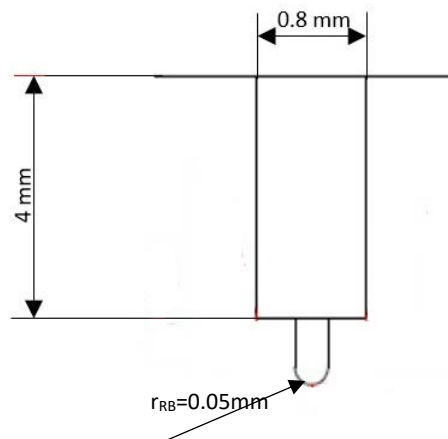


Fig.7.9: profilo dell'intaglio utilizzato nella simulazione numerica per valutare $a_{PC,min}$ e $a_{RB,ott}$

Dall'analisi numerica si ottengono i risultati raccolti nel diagramma di figura 7.10 (per ogni lunghezza a_{RB} viene selezionato il valore a_{PC} in modo tale che ci sia un errore del 3% tra il valore di K_I calcolato per SENB intagliato e criccato e il SENB solamente criccato)

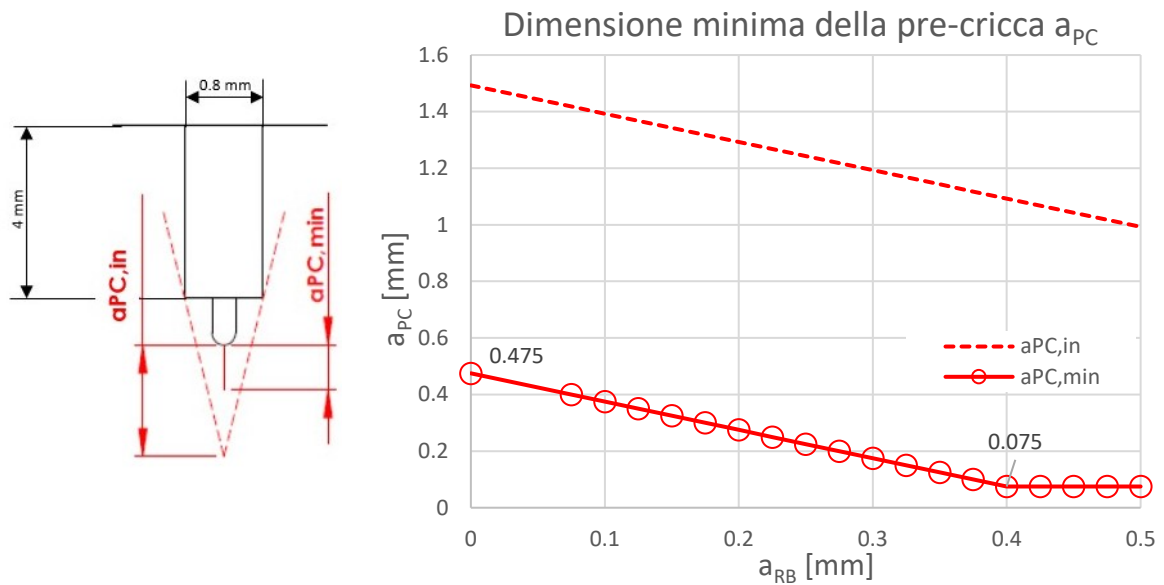


Fig.7.10: andamento della lunghezza della pre-cricca al variare della lunghezza a_{RB} . In rosso a tratto continuo i dati ottenuti dall'analisi numerica, mentre la linea tratteggiata indica la lunghezza della pre-cricca per soddisfare la condizione di involuppo

Nel grafico (vedi fig.7.10) la linea continua interpola i valori ottenuti dall'analisi numerica, mentre la linea a tratti definisce la lunghezza della pre-cricca $a_{PC,in}$ necessaria a soddisfare la condizione di involuppo. $a_{PC,in}$ è definita da:

$$a_{n,in} = \frac{h}{2 \tan 15} - a_{RB} \quad (7.3)$$

Come si osserva dal diagramma:

- la condizione di involuppo richiede una lunghezza della pre-cricca eccessivamente lunga rispetto alle lunghezza realmente necessaria per uscire dal campo di influenza dell'intaglio. Come si vedrà nel paragrafo successivo questo implicherebbe lavorare con carichi elevati.
- La lunghezza ottimale $a_{RB,opt}=0.4$ mm con la quale si ha una $a_{PC}=0.075$ mm. Dati i risultati ottenuti e riportati nel capitolo 6, ritengo estremamente difficile ottenere tale lunghezza dell'intaglio da RB.

7.3.1 Intaglio da RB SENB1

Per il processo di RB del SENB1 sono impostati i parametri:

- $F_N=6.09 \cdot 1.3=7.9$ N;
- PWM=60 % $\rightarrow n_R=138$ rpm
- Pasta diamantata 3 μ m
- t=30 min

Nella figura 7.11 è riportato l'apice del pre-intaglio nella faccia A prima del RB, mentre nella figura 7.12 è riportato l'apice del pre-intaglio nella faccia B:

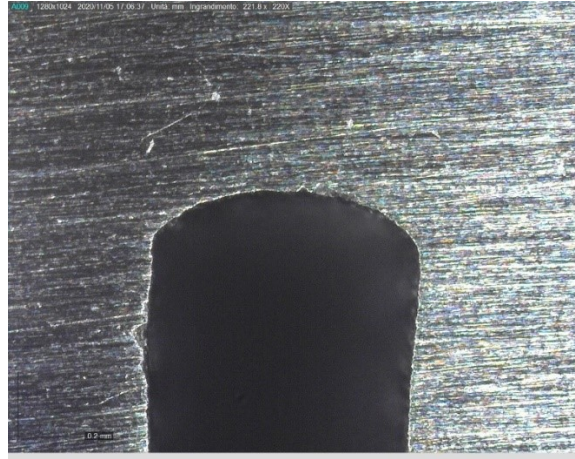


Fig.7.11: profilo del pre-intaglio nel lato A del SENB1

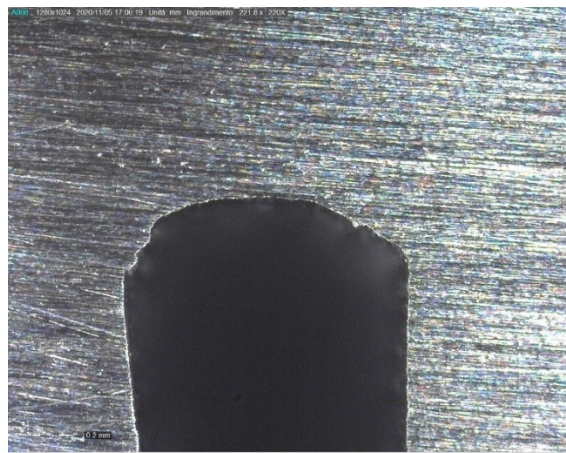


Fig.7.12: profilo del pre-intaglio nel lato B del SENB1

Dopo 30 minuti di lavorazione non si sono osservati intagli da RB in corrispondenza delle superfici A e B del provino. Tuttavia, inclinando il provino in modo da illuminare l'apice dell'intaglio è possibile individuare un'incisione dovuta al RB. Si è deciso di lasciare il provino in questa condizione senza riprendere il processo di RB, questo perché si è notato con pre-intagli simili che una volta smontato il provino dalla macchina è difficile rimontarlo e riprendere lo stesso intaglio precedentemente realizzato.

7.3.2 Intaglio da RB SENB2

Per il processo di RB del SENB2 sono impostati i parametri:

- $F_N=6.09*1.3=7.9$ N;
- PWM=60 % $\rightarrow n_R=138$ rpm
- Pasta diamantata 3 mm
- $t=40$ min

Nella figura 7.13 è riportato l'apice del pre-intaglio nella faccia A prima del RB, mentre nella figura 7.14 è riportato l'apice del pre-intaglio nella faccia B prima del RB:

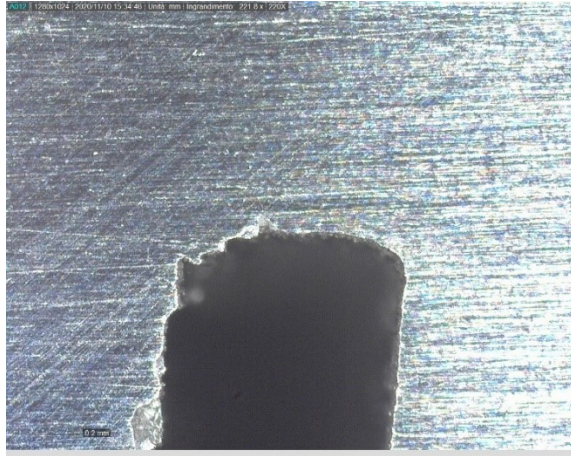


Fig.7.13: profilo del pre-intaglio nel lato A del SENB2

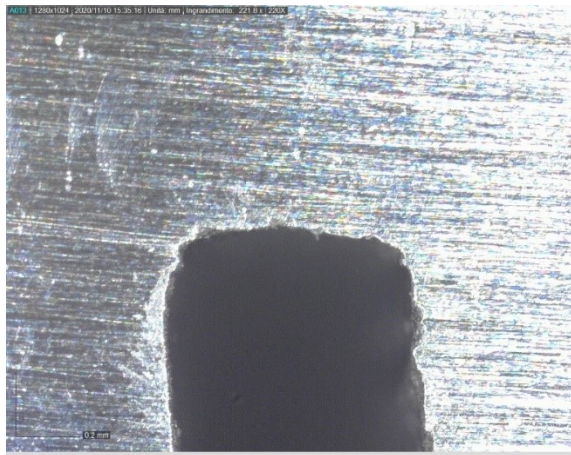


Fig.7.14: profilo del pre-intaglio nel lato B del SENB2

Anche in questo caso dopo 40 minuti di lavoro non è visibile nessun tipo di intaglio da RB in corrispondenza delle facce A e B, mentre si intravede l'intaglio nella parte centrale dello spessore B del provino. Si è scelto di concludere così l'operazione di RB.

7.3.3 Intaglio da RB SENB3

7.3.3.1 Problema di intaglio da RB su pre-intagli realizzati con la sega

Nei provini SENB1 e SENB2 non è possibile osservare l'intaglio da RB in corrispondenza delle facce A e B. Tuttavia, è possibile intravedere un'incisione da RB in corrispondenza della parte centrale dello spessore del provino B. La causa di questo fenomeno è da imputarsi alla profondità a_n del pre-intaglio, che non risulta essere costante per l'intero spessore B del provino. Infatti, quando si realizza un intaglio con la sega, il movimento della mano non è mai tale da mantenere la lama perpendicolare alla superficie di taglio, generando così un intaglio che ha il seguente profilo (vedi fig.7.15):

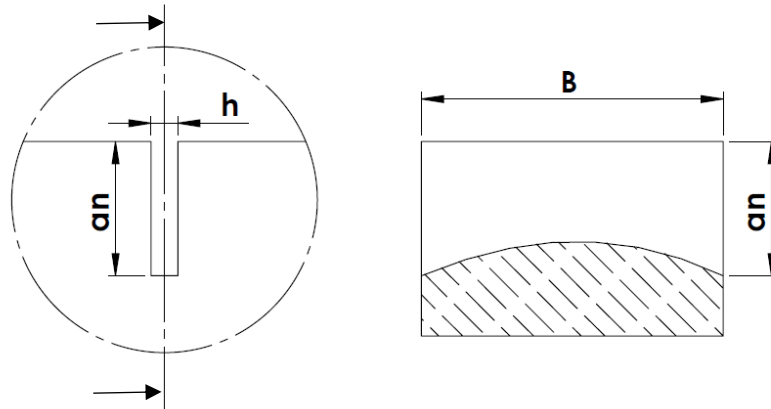


Fig.7.15: rappresentazione schematica dell'intaglio realizzato con la sega. A sinistra la geometria dell'intaglio e a destra il profilo dell'apice del pre-intaglio sull'intero spessore B

Il profilo dell'apice del pre-intaglio in figura 7.15 è messo in risalto per da far comprendere il fenomeno causa dal processo di taglio. Nella realtà questa condizione non è visibile ad occhio, ma è sufficiente a far nascere l'intaglio da RB solo nella parte centrale dello spessore. In figura 7.16 è riportato il profilo del pre-intaglio nel SENB2 una volta rotto in due parti:

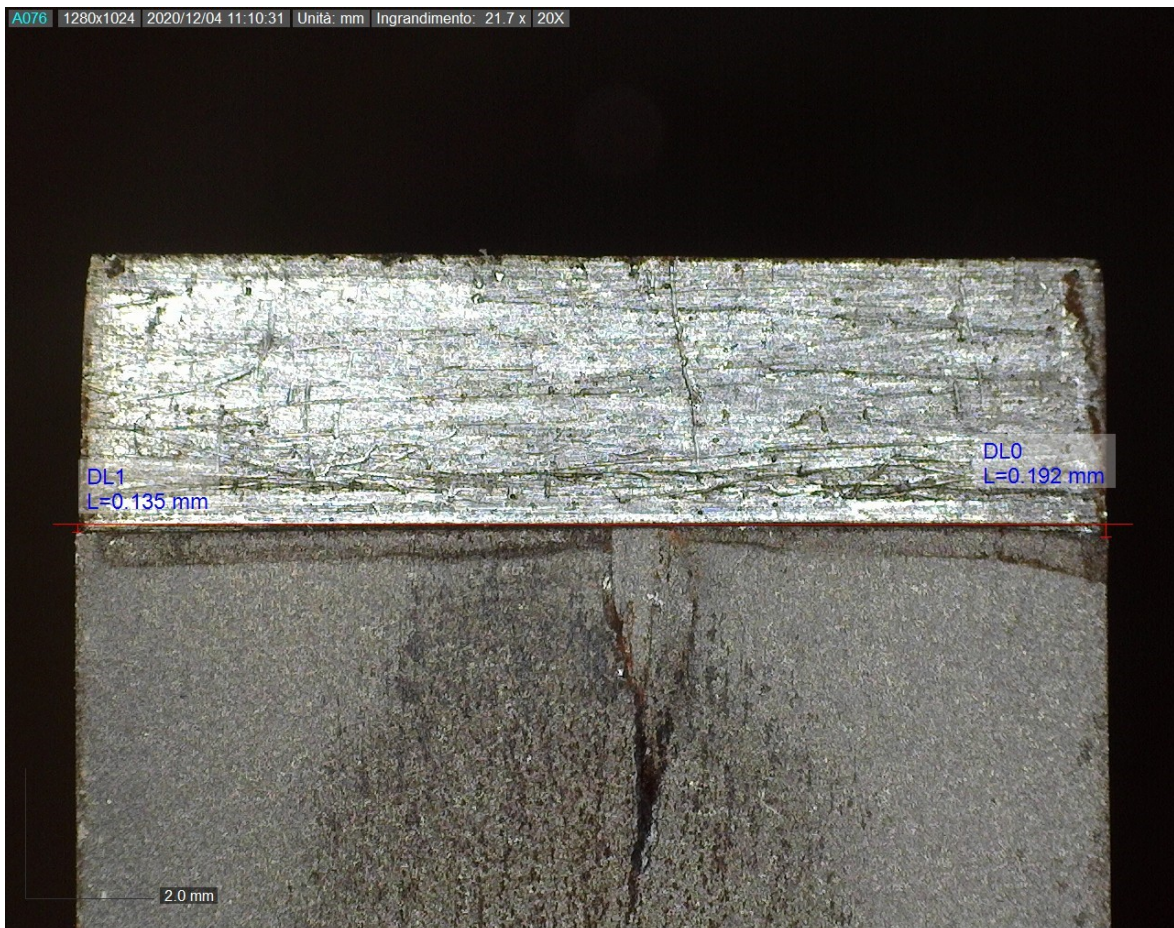


Fig.7.16: Curvatura dell'apice del pre-intaglio causata dalla sega. La differenza di profondità tra il centro dello spessore e le facce del provino, sono rispettivamente 0.135 mm e 0.192 mm

Come si può vedere dalla figura 7.16 c'è una differenza di profondità di circa 0.15 mm tra la parte centrale dello spessore e le superfici del provino. Considerando gli intagli ottenuti e riportati nel capitolo 6, sempre per provini in C45, è evidente che l'intaglio possa generarsi solo nella parte centrale del provino, poiché la lama del RB non riesce ad affondare sufficientemente per far comparire l'intaglio anche sulle superfici. Nella figura 7.17 è riportata la vista dall'alto del pre-intaglio del provino SENB2 rotto che dimostra effettivamente la presenza dell'intaglio da RB nella parte centrale.

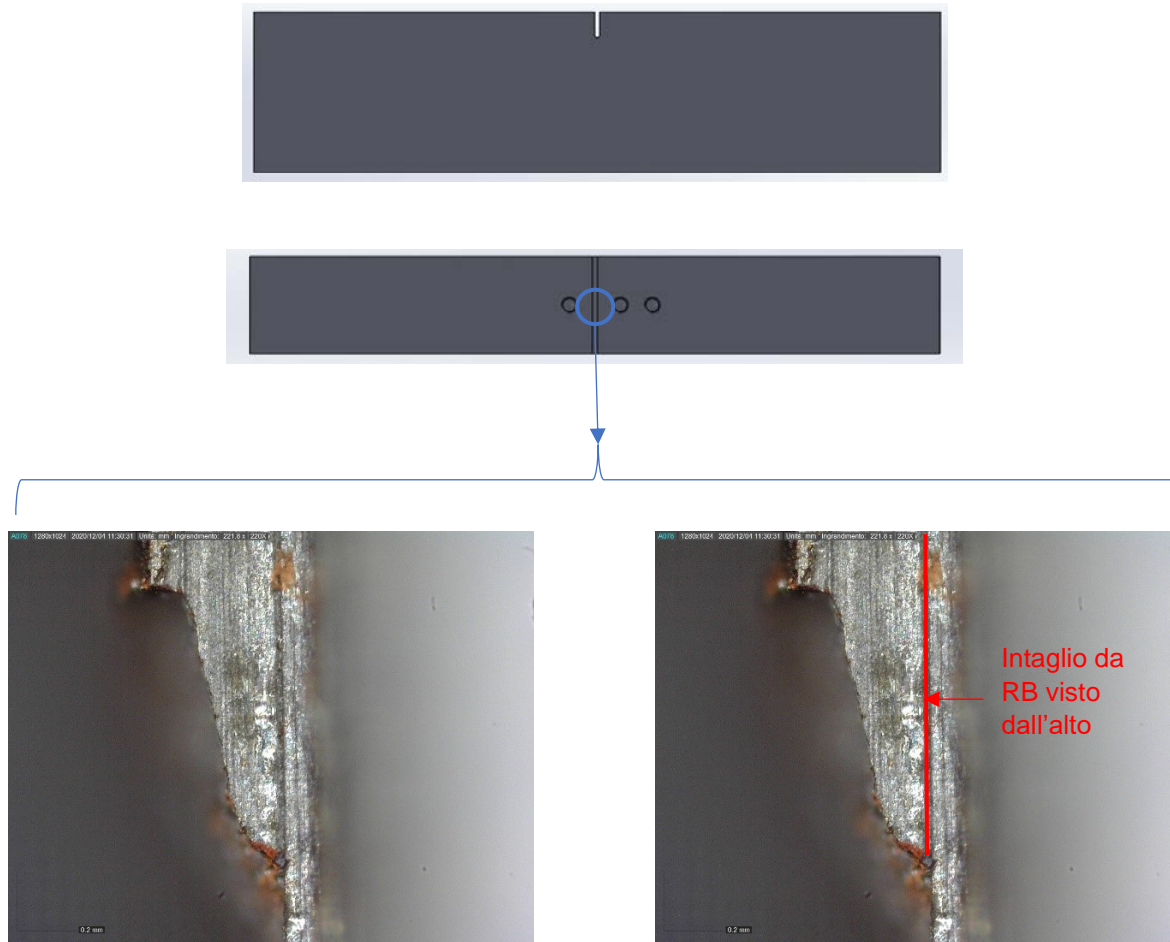


Fig.7.17: partendo dall'alto si ha la vista laterale del provino SENB2, a seguire immediatamente sotto la vista superiore del provino con individuazione della zona di osservazione del pre-intaglio e intaglio da RB. In basso si ha infine l'apice del pre-intaglio con intaglio da RB. È stato possibile realizzare la fotografia solo a provino rotto, quindi i tratti di discontinuità sono riferiti alla frattura del provino

7.3.3.2 Procedura realizzazione pre-intaglio e intaglio da RB

Appurata la difficoltà di realizzare un pre-intaglio a profondità costante con la sega e a mano libera, si è deciso di seguire la seguente procedura:

1. si realizza la maggior parte del pre-intaglio a mano libera, portandolo ad una profondità che è inferiore ad a_n (quota fissata a disegno) di qualche decimo di millimetro;
2. si ultima il pre-intaglio utilizzando la macchina da RB, montando nel porta lama uno spezzone di lama della sega (vedi fig.7.18). La rigidità della macchina dovrebbe garantire un affondamento uniforme della lama.

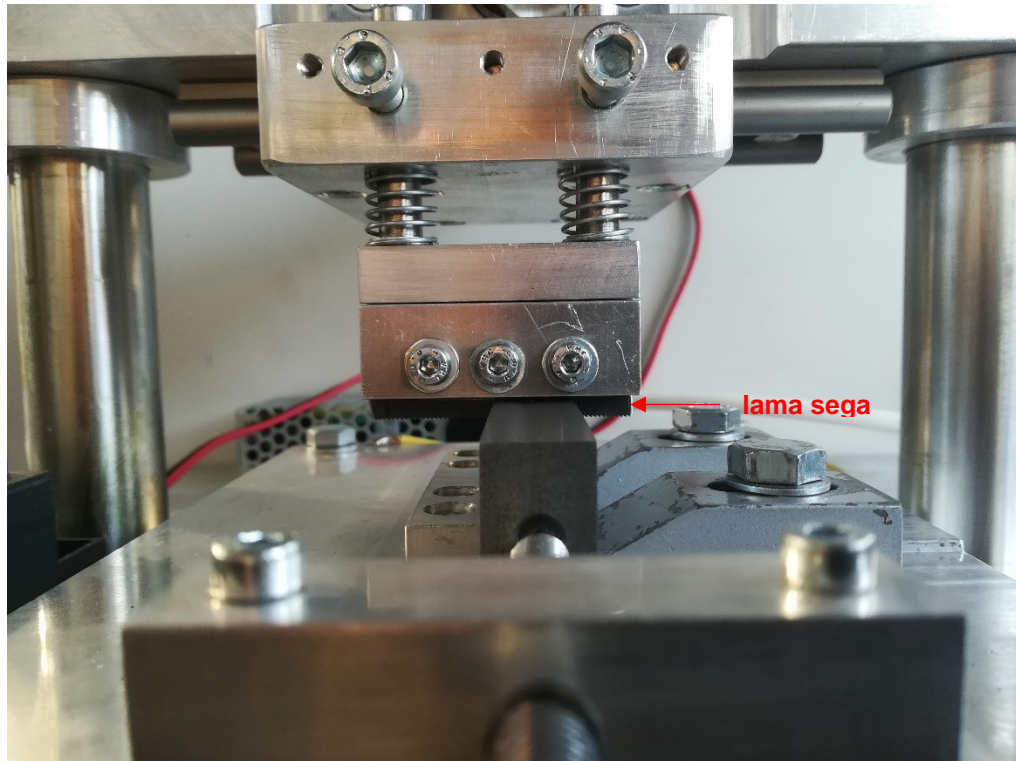


Fig.7.18: spezzone di lama della sega montata nella macchina per RB

3. prima di montare lo spezzone di lama nel supporto è bene segnare sulla lama dei riferimenti con un calibro o con il truschino in modo da poter assicurare che, una volta montata sul supporto, sporga in maniera costante per tutta la sua lunghezza;
4. Inserita la lama sul supporto, prima di serrare è meglio verificare il suo montaggio utilizzando il microscopio;
5. si monta il supporto sulla slitta;
6. si regola la posizione del provino in modo che il pre-intaglio realizzato permetta l'entrata della lama. Una volta regolato si serrano i cunei per mantenere in posizione il provino;
7. si regola l'altezza della traversa per definire la pre-compressione delle molle. La pre-compressione non deve essere eccessiva (circa 4-5 mm di compressione delle molle) in modo da lasciare la lama libera di lavorare. Inoltre, in questa circostanza non si bloccano le viti degli steli porta lama, in modo che la lama continui ad avanzare;
8. si avvia la lavorazione di sgrossatura. Da prove preliminari si è notato che anche la lama della sega montata sulla macchina da RB tende ad usurarsi maggiormente nella sua parte centrale con la flessione dei dentini. Ciò produce sempre un profilo dell'apice di intaglio come quello riportato in figura 7.15. Per questo motivo si è scelto di effettuare una sgrossatura, una lavorazione intermedia e la finitura. In tutte queste fasi si utilizzano sempre spezzoni nuovi di lama. Per la sgrossatura si lascia lavorare la lama per 15-20 minuti in modo da livellare tutto l'apice del pre-intaglio;
9. ultimata la sgrossatura si smonta la lama e si monta la lama per la lavorazione intermedia ripetendo i punti 3, 4, 5 e 7;
10. si avvia la lavorazione intermedia. Il tempo di lavoro è di circa 7-8 minuti in modo che la lama non si usuri eccessivamente e dia l'effetto di fig.7.15;
11. finita la lavorazione intermedia si smonta la lama e si sostituisce con quella nuova ripetendo i passaggi 3,4,5 e 7;
12. si avvia la finitura. In questo caso sono sufficienti 2-3 minuti di lavorazione in modo da portare ad una profondità costante il pre-intaglio.
13. si smonta la lama e anche il provino;
14. si verifica con il microscopio che la profondità del pre-intaglio sulle facce A e B sia all'incirca uguale. Altrimenti è necessario ripetere la procedura;

7.3.3.3 Intaglio da RB su provino SENB3

Ultimata la procedura introdotta nel paragrafo 7.3.3.2 è stato eseguito il RB sul provino SENB3. Per il processo di RB del SENB3 si sono impostati i seguenti parametri:

- $F_N=6.35*1.3=8.3$ N;
- PWM=60 % $\rightarrow n_R=138$ rpm
- Pasta diamantata $3\ \mu\text{m}$
- $t=25$ min

Nella figura 7.19 è riportato l'apice del pre-intaglio nella faccia A prima e dopo il RB, mentre nella figura 7.20 è riportato l'apice del pre-intaglio nella faccia B prima e dopo il RB:

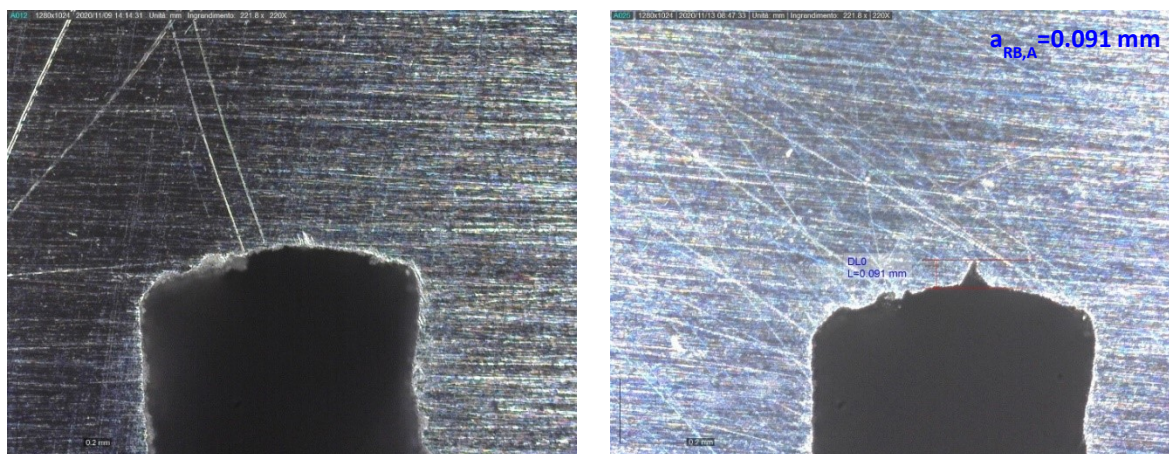


Fig.7.19: a sinistra profilo del pre-intaglio lato A del provino SENB2 prima del RB; a destra profilo del pre-intaglio dopo RB. Si nota la presenza dell'intaglio da RB pari a $a_{RB,A}=0.091$ mm

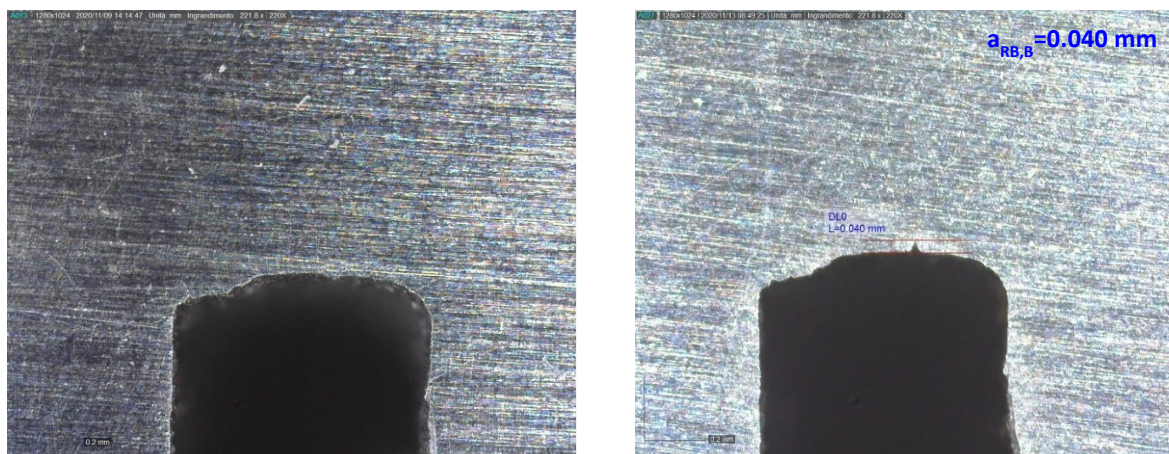


Fig.7.20: a sinistra profilo del pre-intaglio lato A del provino SENB2 prima del RB; a destra profilo del pre-intaglio dopo RB. Si nota la presenza dell'intaglio da RB pari a $a_{RB,A}=0.091$ mm

Grazie alla procedura riportata nel paragrafo 7.3.3.2 è stato ottenuto un intaglio da RB visibile anche nelle superfici del provino SENB3. L'intaglio da RB è distante dalla condizione di ottimo $a_{RB,ott}$ introdotta all'inizio de capitolo 7.3, ma per poter ottenere intagli da RB più profondi è necessario risolvere i problemi di usura della lama e far più passate su intagli da RB già realizzati. L'intaglio da RB ottenuto sul provino SENB3 è molto acuto e a spigolo vivo (è impossibile misurare un raggio di raccordo con gli ingrandimenti disponibili sul microscopio DinoLite), quindi, malgrado sia corto, dovrebbe essere sufficiente ad agevolare la nascita della cricca.

7.4 Compression Pre-Cracking

Il compression pre-cracking (CPC) permette di realizzare l'effettiva cricca nel provino SENB intagliato. La pre-cricca è il punto di partenza per la determinazione della curva R.

Il CPC prevede di realizzare la cricca con dei cicli in completa compressione con rapporto di ciclo $R=20$. Il vantaggio del CPC (si veda il paragrafo 1.4.1) è dato dalla possibilità di ottenere una cricca completamente aperta, condizione necessaria per ricavare la curva R [5]. Tuttavia, nel momento in cui si usa il CPC, è bene contenere i carichi utilizzati, in modo da ridurre le tensioni residue a fine processo. Elevate tensioni residue non permettono di ottenere delle curve R ripetibili.

7.4.1 Stima dei carichi per CPC in flessione a quattro punti

Come anticipato nel capitolo 5, si vuole realizzare il CPC applicando una flessione a quattro punti, poiché in questo modo è possibile contenere la forza che deve applicare la macchina di prova.

Nel capitolo 5 si sono riportati i carichi e le verifiche effettuate per i provini forniti da SACMI (vedi fig.4.7), che sono provini in 42CrMo4 con un intaglio di larghezza $h=0.3$ mm. Perciò si rende ora necessario ripetere i calcoli per i provini in C45 con larghezza dell'intaglio pari a $h\approx 0.8$ mm. Qui di seguito si riportano in maniera schematica i passaggi che sono stati effettuati seguendo la stessa logica impiegata per i calcoli del paragrafo 5.2.

L'andamento della dimensione della pre-cricca al variare dell'intaglio da RB è riportato nel seguente diagramma:

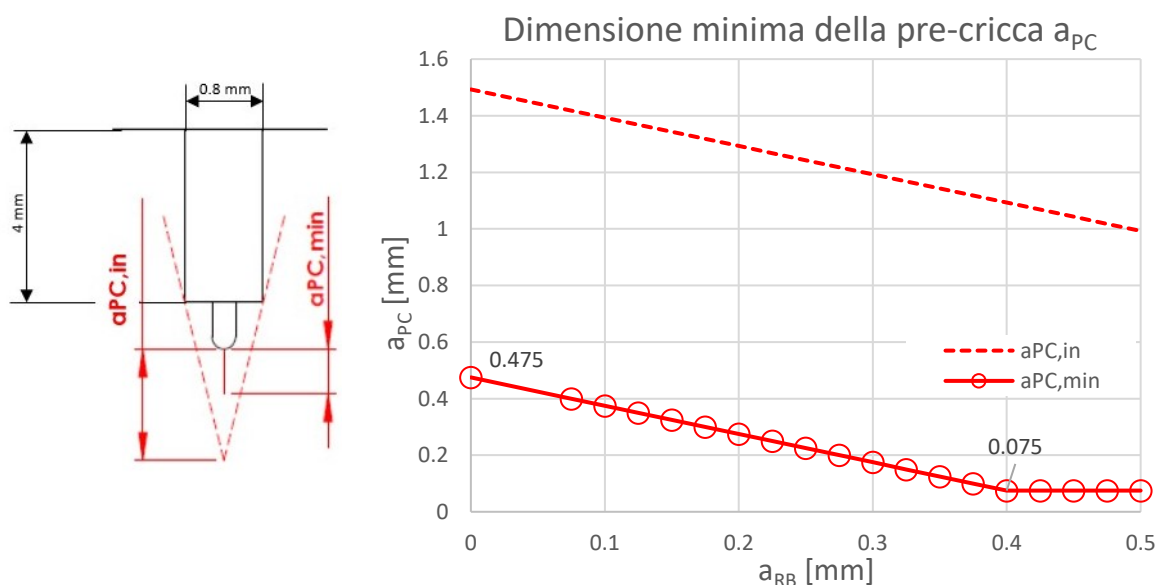


Fig.7.21: andamento della lunghezza della pre-cricca a_{PC} al variare di a_{RB} . In linea continua sono riportati i valori di $a_{PC,min}$ calcolati a livello numerico, mentre con la linea tratteggiata è riportato l'andamento della $a_{PC,in}$, lunghezza di pre-cricca necessaria a soddisfare la condizione di involuppo proposta dalla normativa ASTM [4].

Assumendo valido il raggio plastico della monotona senza redistribuzione delle tensioni e supponendo che nel provino SENB si verifichi uno stato di sollecitazione $PL\epsilon$, allora la dimensione della pre-cricca può essere stimata tramite la seguente espressione:

$$a_{PC} = r_y = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_s} \right)^2 \quad (7.3)$$

a_{PC} è noto e ricavabile dal diagramma di figura 7.21, quindi dall'espressione 7.3 si ricava il valore di K_I e la tensione lorda che deve essere applicata al SENB per ottenere la pre-cricca. In figura 7.22 è riportato l'andamento delle tensioni sul provino SENB sottoposto a flessione a 4 punti:

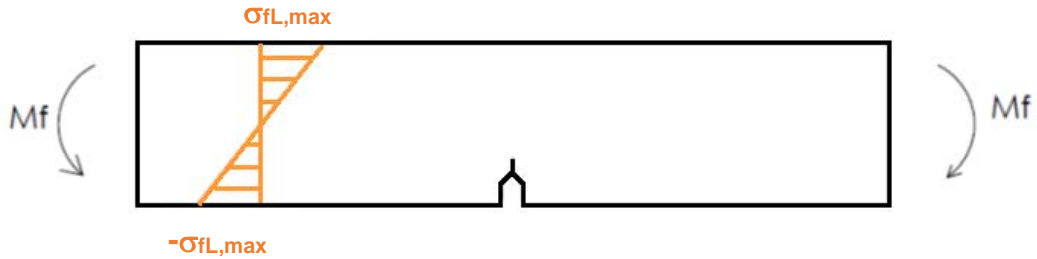


Fig.7.22: andamento delle tensioni lorde realizzando il CPC con flessione a quattro punti.

Nel diagramma di figura 7.23 è riportato l'andamento delle tensioni lorde massime in modulo al variare della dimensione dell'intaglio da RB:

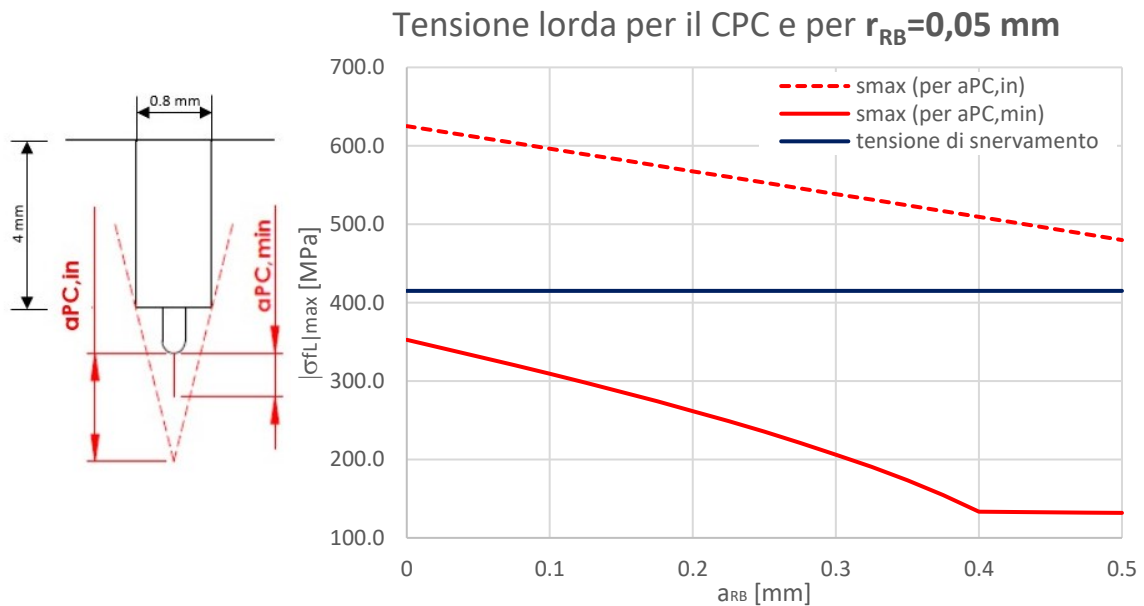


Fig.7.23: andamento della tensione lorde massima in modulo al variare della dimensione dell'intaglio da a_{RB} .

Si è assunta una tensione di snervamento del C45 pari a $\sigma_s=430$ MPa. Per soddisfare la condizione di involuppo imposta dalla normativa si dovrebbero snervare le fibre esterne del materiale per ogni valore dell'intaglio da RB. Lo snervamento del materiale potrebbe tuttavia compromettere la prova sperimentale e in tal senso andrebbe evitato. Nel caso in cui si accetti il valore di tensione calcolato per ottenere $a_{PC,min}$ non si incontrano problemi di snervamento.

Per l'effetto della flessione parte delle fibre del provino sono in trazione, quindi è necessario verificare che l'ampiezza della tensione puntuale (vedi fig.7.24) in corrispondenza del lato fibre tese non superi il limite a fatica del materiale, con l'indesiderata possibilità di innesco di una cricca anche in questo punto.

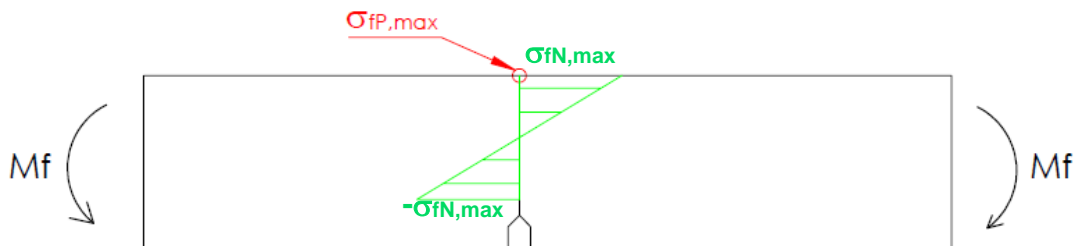


Fig.7.24: tensioni in corrispondenza della sezione netta e individuazione della tensione puntuale sul lato fibre tese

L'andamento dell'ampiezza di tensione puntuale è riportato nel diagramma di figura 7.25:

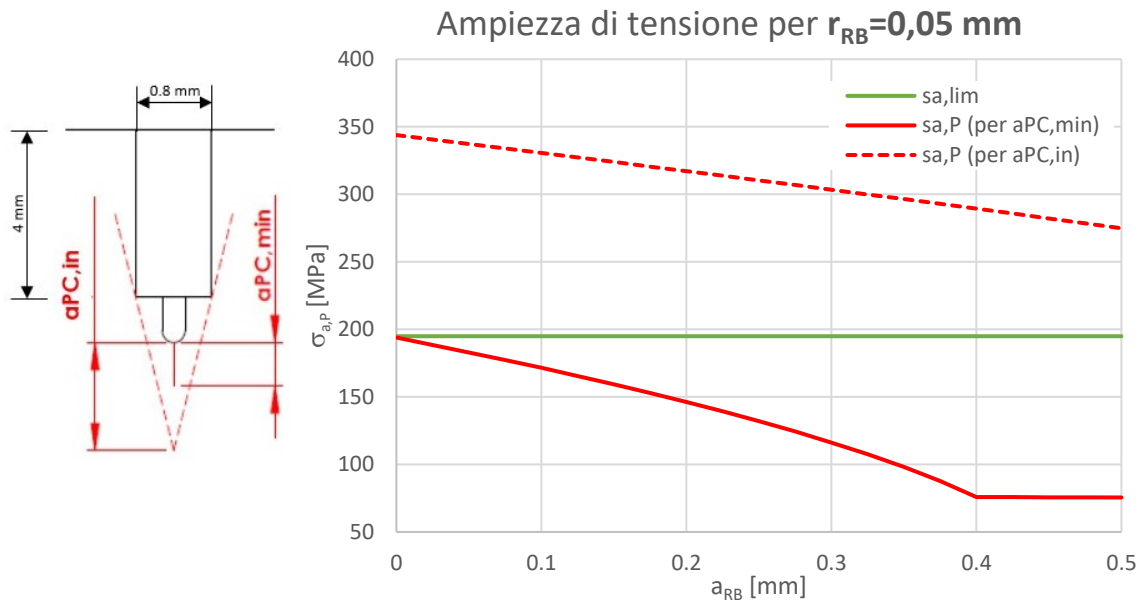


Fig.7.25: Andamento dell'ampiezza di tensione puntuale al variare della dimensione a_{RB} .

Nei diagrammi di figura 7.25 è riportato in verde il limite a fatica per il materiale considerato. Il limite a fatica è stato calcolato nel seguente modo:

$$\sigma_{a\infty,R=-1} = \frac{\sigma_R}{2} = \frac{670}{2} = 335 [MPa]$$

Tale limite è stato diviso per i coefficienti 1.06 e 1.1 per tenere conto rispettivamente della dimensione del provino e della finitura superficiale. Ne risulta che $\sigma_{a\infty,R=-1}^* = 287 MPa$. Inoltre, c'è da considerare che i cicli di carico della parte a trazione hanno $R=0.05$ (inverso del rapporto di ciclo adottato per la zona in compressione), quindi è necessario calcolare il limite a fatica per un rapporto di ciclo costante diverso da $R=-1$:

$$\sigma_{a\infty,R=0.05}^* = \frac{\sigma_R \sigma_{a\infty,R=-1}^*}{\sigma_R + \sigma_{a\infty,R=-1}^* \frac{R+1}{1-R}} = 194.9 MPa$$

Dal diagramma di figura 7.25 si nota che nel caso si adottino i carichi necessari a ottenere $a_{PC,min}$, allora si lavora sempre al di sotto del limite di fatica per ogni punto del provino. Invece, se si vuole soddisfare la condizione di inviluppo, allora nella parte delle fibre tese si supera il limite a fatica per ogni valore di a_{RB} .

Si conclude l'analisi dei carichi valutando le forze che devono essere applicate dalla macchina. L'andamento della forza massima è riportato nel diagramma di figura 7.26:

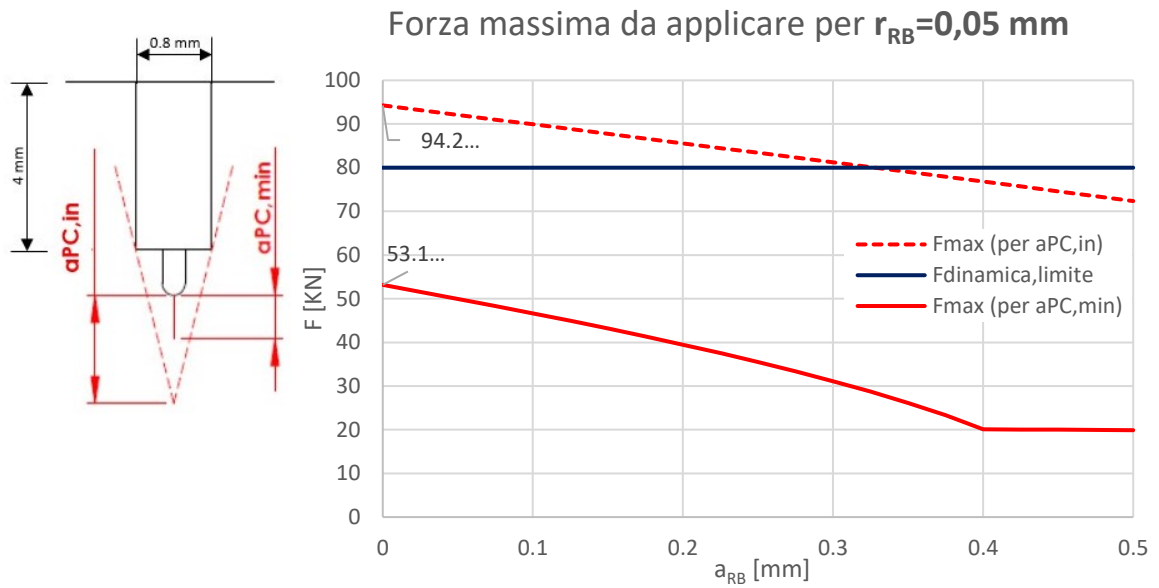


Fig.7.26: andamento della forza massima da applicare per realizzare la pre-cricca.

Per $a_{PC,min}$ le forze massime sono sempre inferiori al limite dinamico massimo della macchina, mentre le forze da applicare per ottenere $a_{PC,in}$ richiedono il superamento del limite di 80 kN per la maggior parte dei valori di a_{RB} .

In appendice E sono riportate le caratteristiche della macchina di prova e la procedura che è stata utilizzata per impostare prove con carichi ciclici.

7.4.2 CPC a flessione a quattro punti per SENB1

L'attrezzatura montata sulla Schenck e utilizzata per la flessione a quattro punti è riportata in figura 7.27.

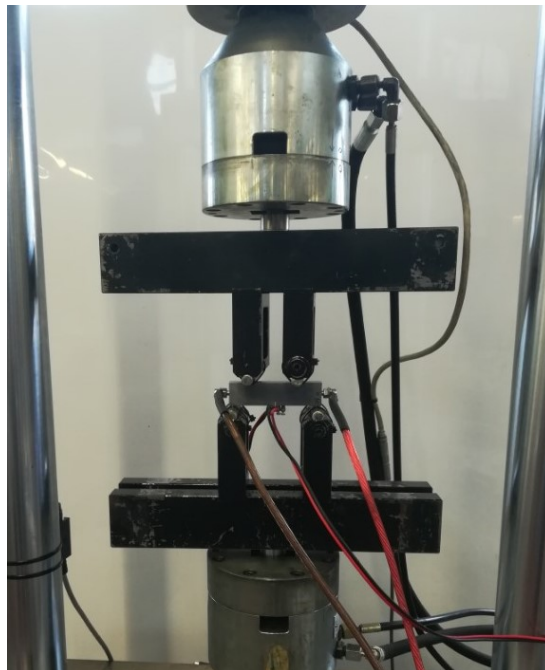


Fig.7.27: Attrezzatura utilizzata per la flessione a quattro punti. In figura sono montati anche tutti i cavi per il DCPD

Prima di avviare la prova devono essere definiti i carichi che la macchina deve applicare. Tutti i calcoli riportati nel paragrafo 7.4.2 sono stati effettuati ipotizzando che l'intaglio sia una cricca; tale assunzione potrebbe aver influito sul valore di forza stimato per avere una certa lunghezza di pre-cricca. Per questo motivo, per esser sicuri che nel primo provino nasca una cricca, si è scelto di adottare una forza massima compresa tra l'andamento necessario a soddisfare la condizione di inviluppo e l'andamento stimato per ottenere $a_{PC,min}$ (vedi fig.7.26). Considerando che nel provino SENB1 non è possibile stimare la dimensione di a_{RB} , si è scelto un range di carico pari a $\Delta F=75$ kN, il che significa:

- $|F|_{max}=78.95$ kN. È un valore intermedio tra i 94.2 kN richiesti per soddisfare la condizione di inviluppo e i 53.1 kN richiesti per realizzare $a_{PC,min}$ per $a_{RB}=0$ mm (vedi fig.7.26);
- $|F|_{min}=3.95$ kN

Il massimo valore della forza è tale da portare a snervamento parte delle fibre tese, zona in cui potrebbe nascere una cricca dato che si supera il limite a fatica. Tuttavia, si accetta di correre tale rischio, poiché la soluzione alternativa sarebbe di allungare il pre-intaglio. Questa soluzione alternativa è indesiderata poiché richiederebbe modifiche alla macchina per il RB.

Come viene riportato in appendice E2, per effettuare prove con cicli di carico utilizzando la Schenck si devono inserire i valori di forza media e ampiezza di forza (riportati con il segno corretto da inserire nel controllo):

- $F_m=-41.45$ kN (forza media);
- $F_a=37.5$ kN (ampiezza di forza);
- $f=1$ Hz.

Inseriti i valori dei carichi si avvia la prova.

La prova ha avuto durata breve, poiché il provino è scivolato dall'attrezzatura (vedi fig.7.28) e quest'ultima si è danneggiata. Le probabili cause di ciò sono le seguenti:

- lo spessore ridotto del provino ($B=15$ mm), che non permette un appoggio adeguato dell'attrezzatura;
- le dimensioni notevoli dell'attrezzatura;
- un piccolo disallineamento del provino (circa 1 mm) rispetto all'asse di carico, con la nascita di un momento fuori piano.

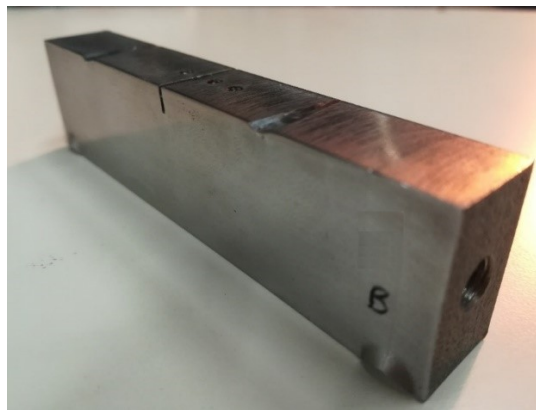


Fig. 7.28: zone plasticizzate del provino SENB1 dopo che è scivolato al di fuori degli appoggi a causa di un momento flettente fuori piano

Dati i carichi che devono essere applicati e l'attrezzatura a disposizione si suppone quindi che sia troppo complicato eseguire il CPC con la flessione a quattro punti. Per questo motivo si sceglie di eseguire il CPC con carico assiale.

7.4.3 Stima dei carichi per CPC con carico assiale

Dato che già con il CPC a flessione a quattro punti si lavora al limite delle prestazioni dinamiche della macchina, con il CPC a carico assiale si è sicuri di superare i valori di forza limite. Tuttavia, si ritiene quanto meno utile fare le verifiche necessarie. Per il calcolo dei carichi si segue la logica utilizzata nel paragrafo 5.4 in cui si considera l'effetto del serraggio delle ganasce.

La tensione massima lorda in modulo (vedi fig.7.29) che deve essere generata per definire la nascita della cricca è riportata in figura 7.30 ed è calcolata facendo riferimento all'equazione 7.3:

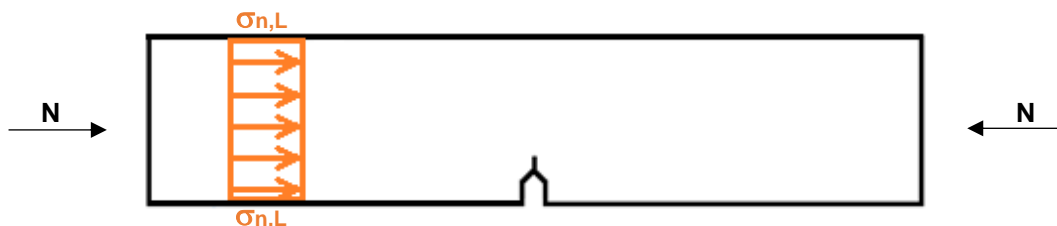


Fig.7.29: andamento delle tensioni dovute al CPC con sforzo assiale.

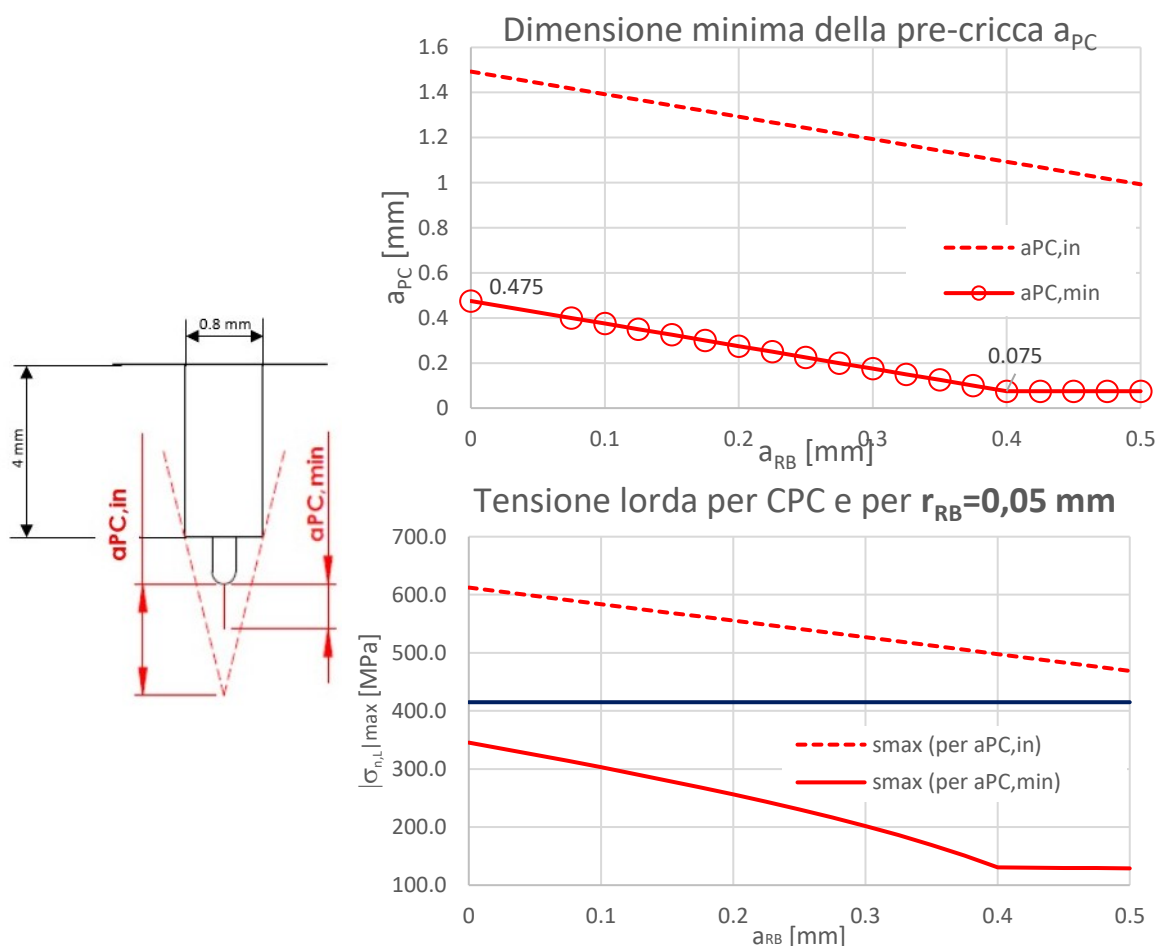


Fig.7.30: il primo diagramma rappresenta la lunghezza a_{PC} al variare di a_{RB} . Il secondo diagramma riporta le tensioni massime lorde in modulo che devono essere applicate per ottenere nel CPC per ottenere la pre-cricca individuata

Come si osserva dal secondo diagramma di figura 7.30 per ottenere una pre-cricca tale da soddisfare la condizione di involuppo il materiale si snerva.
L'andamento delle tensioni nella sezione netta (vedi fig. 7.31) al variare della dimensione di a_{RB} è riportato in figura 7.32:

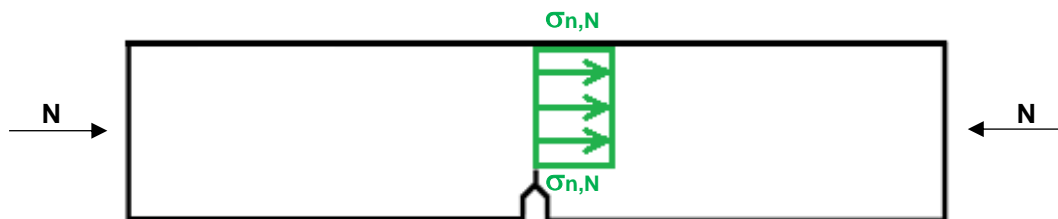


Fig.7.31: andamento delle tensioni di compressione in corrispondenza della sezione netta.

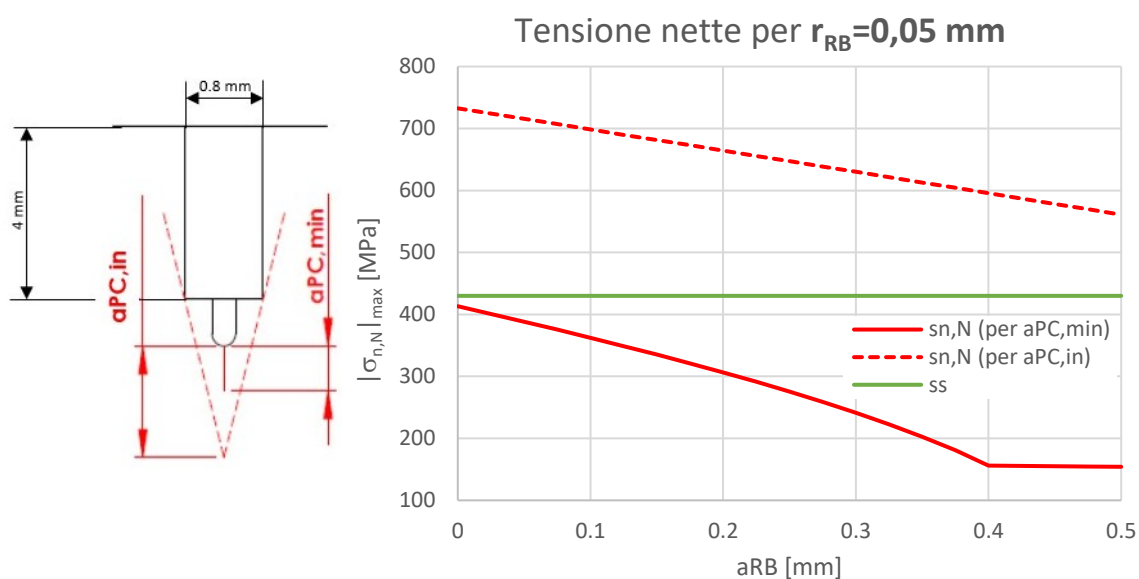


Fig.7.32: andamento delle tensioni nette in modulo al variare di a_{RB} per ottenere la relativa a_{PC}

Nel caso si voglia realizzare $a_{PC,in}$ per soddisfare le condizioni di involuppo, per alcuni valori di a_{RB} non si ha solo lo snervamento del materiale, ma si porta a rottura il componente stesso. Infine, le forze che devono essere applicate dalla macchina di prova per ottenere a_{PC} sono riportate nel diagramma di figura 7.33:

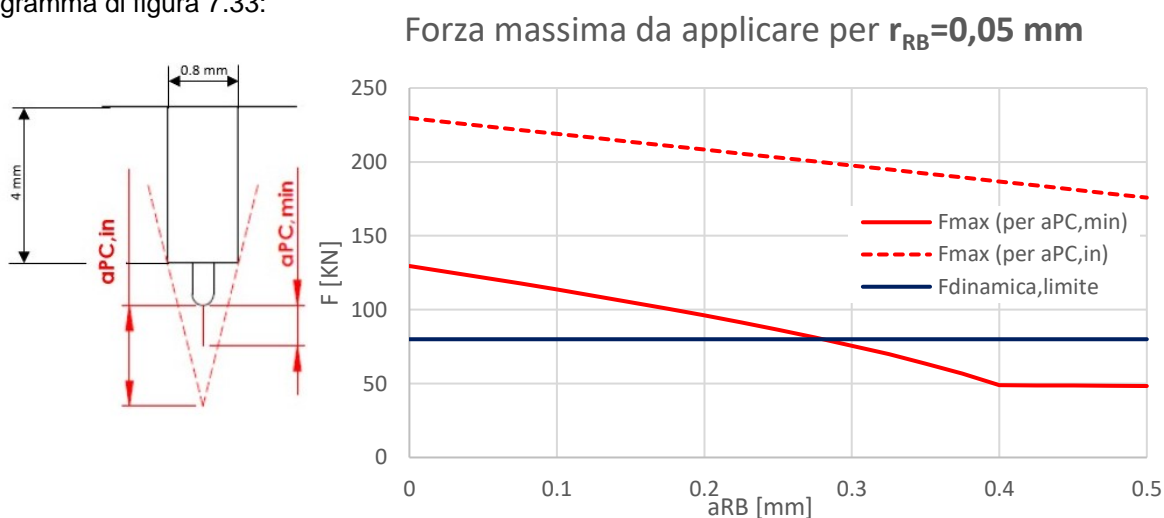


Fig.7.33: andamento della forza massima in modulo da applicare per ottenere le corrispettive a_{PC}

Come ci si aspettava si supera la forza massima della macchina sia nel caso in cui si adotti come riferimento $a_{PC,min}$ che $a_{PC,in}$.

7.4.4 CPC con carico assiale su provino SENB1

Il provino SENB1 è stato montato nella Schenck nel modo riportato in figura 7.34:



Fig.7.34: montaggio del provino nella Schenck per effettuare il CPC con carichi puramente assiali

Dato che risulta impossibile adottare i carichi necessari stimati per ottenere la pre-cricca desiderata (vedi fig.7.33) si adottano le stesse condizioni di carico introdotte nel paragrafo 7.4.2:

- $\Delta F=75$ kN;
- $|F|_{max}=78.95$ kN;
- $|F|_{min}=3.95$ kN.

Analizzando i grafici delle figg. 7.33 e 7.32 è possibile verificare che questi carichi non comportano lo snervamento della sezione.

I dati inseriti nel controllo della macchina sono:

- $F_m=-41.45$ kN (forza media);
- $F_a=37.5$ kN (ampiezza di forza);
- $f=20$ Hz.

Dopo 109 029 cicli si è notata la presenza della cricca. Prima di arrestare la prova si sono effettuati altri 147 000 cicli (totale cicli 256 029) per verificare che la cricca si sia realmente arrestata e abbia consumato tutta la zona plastica ciclica [5]. Nel corso di questi ulteriori cicli la cricca ha avuto una crescita media di 0.24 mm, il che significa una velocità di propagazione $da/dN=1.63 \times 10^{-6}$ mm/ciclo. La normativa ISO [3] considera l'arresto della cricca a 10^{-8} mm/ciclo, mentre la normativa ASTM [4] fissa l'arresto ad una velocità di 10^{-7} mm/ciclo. Dato che questo provino aveva subito danni nel CPC a flessione a quattro punti si considera arrestata la cricca. In figura 7.35 è riportata la pre-cricca ottenuta:

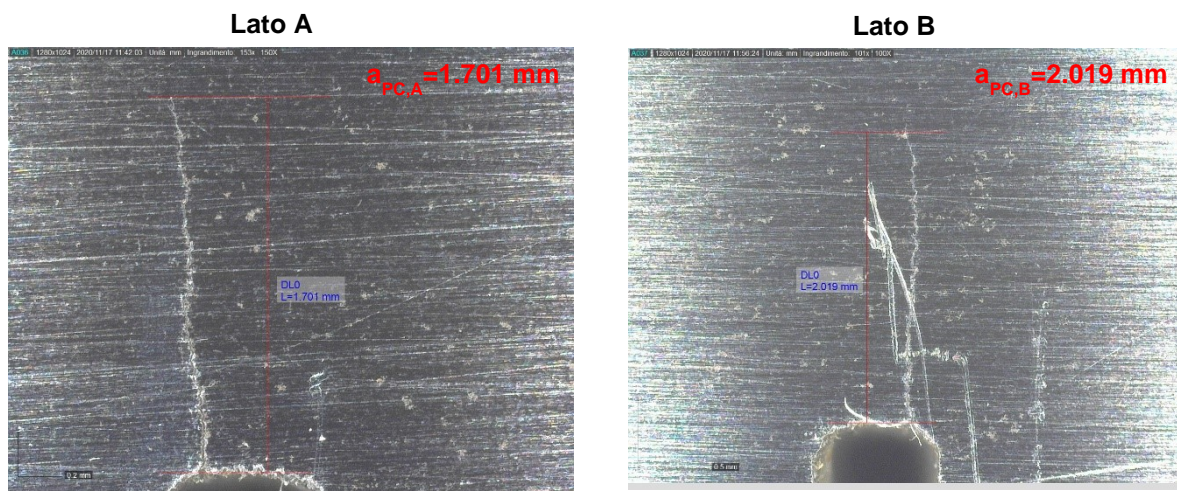


Fig.7.35: a sinistra la dimensione della pre-cricca nel lato A del provino SENB1, a destra la dimensione nel lato B

Il CPC ha avuto effetto creando una cricca di lunghezza media $a_{PC,m}=1.86$ mm (valore medio valutato considerando i valori di a_{PC} misurati sulle facce A e B). Dato il profilo dell'intaglio in cui $a_{RB}=0$ mm e facendo riferimento al diagramma di figura 7.10, la lunghezza della cricca $a_{PC,m}$ risulta superiore sia al valore stimato numericamente sia al valore imposto dall'inviluppo. Significa allora che i carichi utilizzati per il CPC sono eccessivamente elevati, tali da produrre una zona plastica monotona molto grande in cui far propagare la cricca. Questa prima prova porterebbe a supporre che la formula 7.3 determini una stima troppo conservativa della lunghezza della pre-cricca. Tuttavia, è necessario ricordare che questo provino ha subito dei cicli in flessione a 4 punti in cui è andato incontro a plasticizzazione, con la possibilità che si siano originati dei fenomeni che hanno agevolato la propagazione della cricca riportata in figura 7.35.

7.4.5 CPC con carico assiale su provino SENB2

Dati i risultati ottenuti per il SENB1, si è deciso di diminuire i carichi applicati per vederne gli effetti sulla pre-cricca. Le condizioni di carico assunte sono:

- $\Delta F=65$ kN;
- $|F|_{max}=68.42$ kN;
- $|F|_{min}=3.42$ kN.

I dati inseriti nel controllo della macchina sono:

- $F_m=-35.92$ kN (forza media);
- $F_a=32.5$ kN (ampiezza di forza);
- $f=20$ Hz.

Dopo 289299 cicli si è notata la presenza della cricca. Prima di arrestare la prova sono stati effettuati altri 150 000 cicli (totale cicli 439299), durante i quali la cricca è cresciuta di 0.07 mm con velocità pari a 4.67×10^{-7} mm/ciclo. In figura 7.36 è riportata la pre-cricca ottenuta:

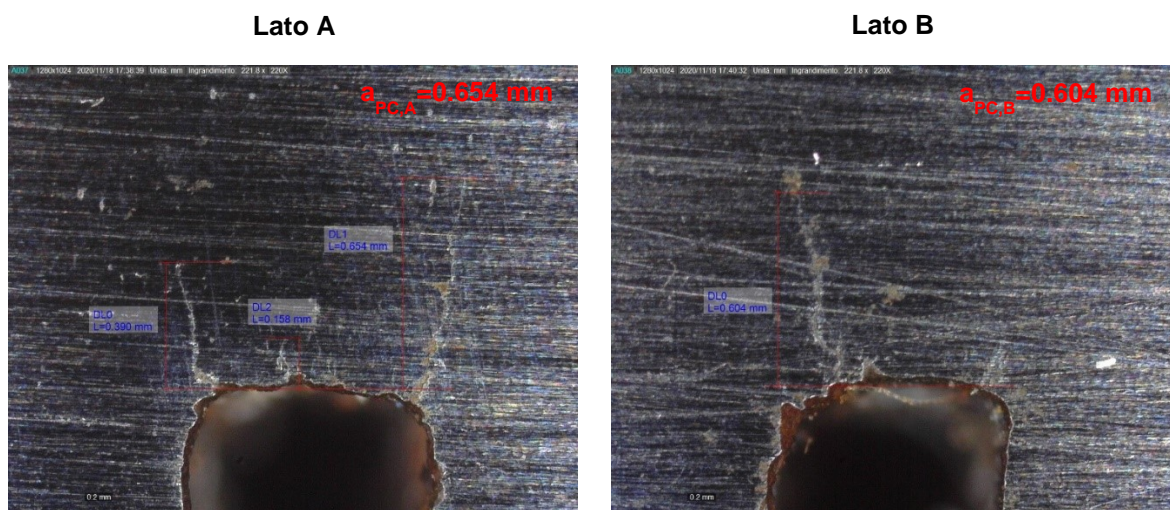


Fig.7.36: a sinistra la dimensione della pre-cricca nel lato A del provino SENB2, a destra la dimensione nel lato B

Il CPC ha avuto effetto creando una cricca di lunghezza media $a_{PC,m}=0.629$ mm (valore medio valutato considerando i valori di a_{PC} misurati sulle facce A e B). Considerando il profilo dell'intaglio in cui $a_{RB}=0$ mm e facendo riferimento al diagramma di figura 7.10, la lunghezza della cricca $a_{PC,m}$ risulta superiore al valore stimato numericamente; ciò significa che la lunghezza è tale da uscire dalla zona di influenza dell'intaglio. Dato che in questa prova sono stati applicati carichi inferiori rispetto alla precedente, la lunghezza a_{PC} ottenuta sembra confermare che la formula 7.3 per la stima dei carichi non è idonea.

Nel lato A (vedi fig. 7.36) si può osservare l'innescò di tre cricche in tre punti differenti, di lunghezza 0.654 mm, 0.390 mm e 0.158 mm. Queste cricche si sono innescate in punti in cui i denti della sega sono penetrati maggiormente nel materiale. Ottenere tre cricche è un aspetto indesiderato, poiché non è noto come si comportino ai fini della determinazione della curva R.

7.4.6 CPC con carico assiale su provino SENB3

Dati i risultati ottenuti per il SENB1 e SENB2, è stato deciso di diminuire ulteriormente i carichi, dato che nel provino SENB3 è presente anche l'intaglio da RB che dovrebbe agevolare la nascita della cricca. Le condizioni di carico assunte sono:

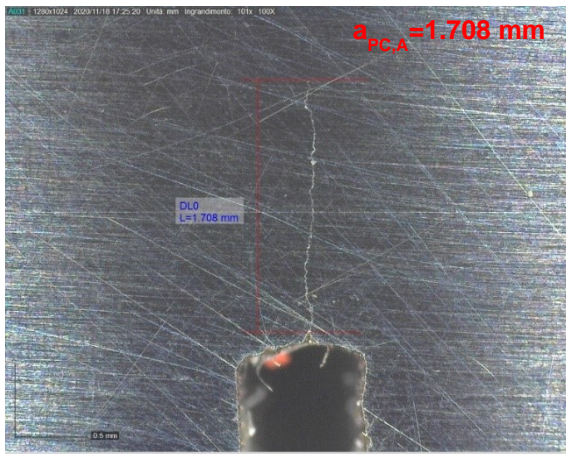
- $\Delta F=50$ kN;
- $|F|_{max}=52.63$ kN;
- $|F|_{min}=2.63$ kN.

I dati inseriti nel controllo della macchina sono:

- $F_m=-27.63$ kN (forza media);
- $F_a=25$ kN (ampiezza di forza);
- $f=20$ Hz.

Dopo 1 041 141 cicli si è notata la presenza della cricca. Prima di arrestare la prova sono stati effettuati altri 380 000 cicli (totale cicli 1 421 141), durante i quali la cricca è cresciuta di 0.27 mm con velocità pari a 7.10×10^{-7} mm/ciclo. In figura 7.37 è riportata la pre-cricca ottenuta:

Lato A



Lato B

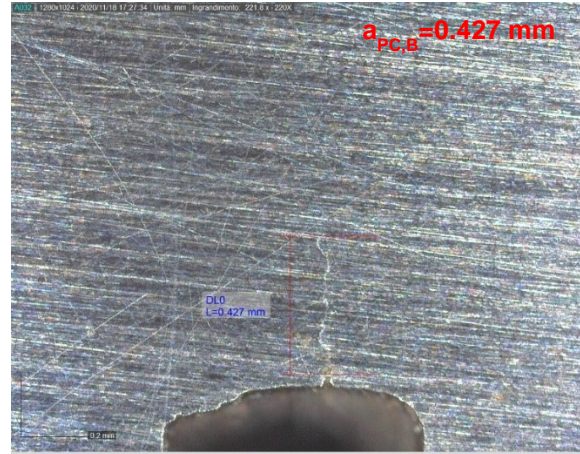


Fig.7.37: a sinistra la dimensione della pre-cricca nel lato A del provino SENB3, a destra la dimensione nel lato B

Come si può osservare dalla figura 7.36 la pre-cricca ha avuto origine in corrispondenza dell'intaglio da RB. Se questo si ripetesse in ulteriori prove si potrebbe affermare che l'intaglio da RB:

- agevola la nascita della pre-cricca, anche nel caso in cui tale intaglio sia di piccole dimensioni;
- permette di ridurre notevolmente i carichi del CPC;
- permette di localizzare il punto di innesco della cricca, cosa che non è successa nel caso dei provini SENB1 e SENB2.

7.4.7 Conclusioni per il CPC

A partire dai risultati ottenuti per le prove di CPC effettuate per i provini SENB1, SENB2 e SENB3 è possibile valutare quale delle formule introdotte per il calcolo del raggio plastico sia ideale per stimare la lunghezza di pre-cricca, in relazione al carico da utilizzare. Si ricordano qui di seguito le diverse formule disponibili in letteratura:

- Raggio plastico - monotona senza redistribuzione delle tensioni (MSRT)

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \rightarrow PL\sigma$$

$$r_y = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \rightarrow PL\epsilon$$

- Raggio plastico - monotona con redistribuzione delle tensioni (MCRT)

$$r_p = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \rightarrow PL\sigma$$

$$r_p = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \rightarrow PL\epsilon$$

- Raggio plastico - ciclica con redistribuzione delle tensioni (CCRT)

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

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

È possibile uguagliare tali equazioni alla lunghezza della pre-cricca e ottenere il carico che deve essere applicato. Nel diagramma di figura 7.38 sono riportati gli andamenti dei carichi al variare della dimensione di a_{PC} . Nel diagramma sono riportati gli andamenti ricavati per ciascuna equazione

considerata, riferiti al CPC con carico puramente assiale, una volta considerato l'effetto dell'afferraggio delle ganasce della macchina di prova (si veda il paragrafo 5.4).

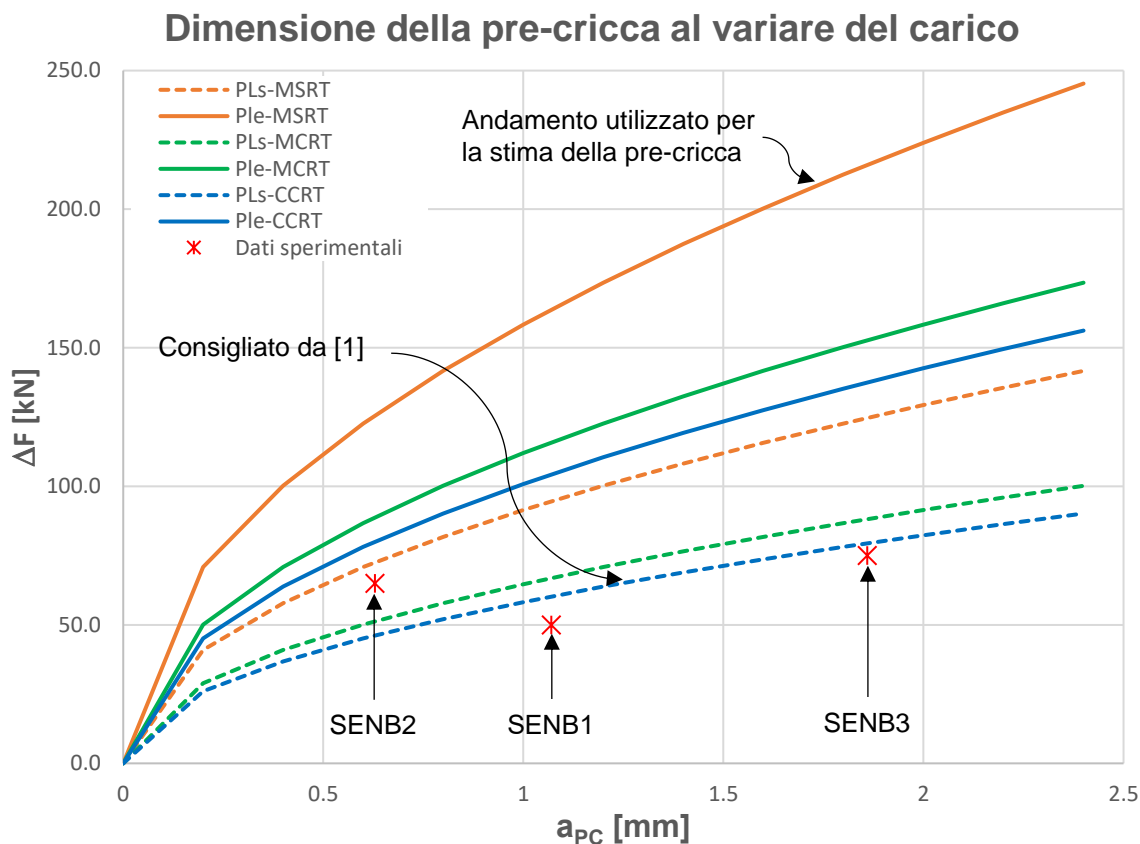


Fig.7.38: andamento dei carichi al variare della dimensione della pre-cricca a_{PC} . Sono riportati gli andamenti calcolati con le diverse formulazioni di raggio plastico. I carichi sono stati valutati per effettuare in CPC con sforzo puramente assiale e considerando l'effetto delle ganasce della macchina di prova. I punti in rosso sono i dati ottenuti dalle prove sperimentali.

Come si può osservare dal diagramma, i dati sperimentali sono nettamente distanti dall'andamento precedentemente considerato (curva continua arancione). Ciò significa che si stava sovrastimando in maniera eccessiva i carichi. Invece, sembra che i dati seguano l'andamento stimato considerando il raggio plastico della zona ciclica con redistribuzione delle tensioni (CCRT- PL_{σ}), andamento che viene consigliato da Maierhofer. Se si ipotizza valido l'andamento tratteggiato in blu, seguono le seguenti osservazioni:

- l'andamento è valido per uno stato di sollecitazione in PL_{σ} , condizione valida in corrispondenza delle superfici del provino SENB (vedi fig.4.15) ma non nella parte centrale dello spessore B del provino. Conseguenza che la cricca, nel CPC, potrebbe avere una propagazione non uniforme lungo lo spessore B del provino e quindi risulta difficile una sua stima adeguata.
- l'andamento è definito considerando il CCRT, tuttavia gli autori degli articoli [1] e [5] sostengono che a_{PC} dipenda dal raggio plastico monotono e non da quello della zona plastica ciclica. Probabilmente l'andamento blu tratteggiato è consigliato poiché verificato dal punto di vista sperimentale, ma non descrive realmente la zona plastica monotona che si viene a creare nella prima fase di carico nel CPC. Per questo motivo potrebbe risultare utile uno studio elasto-plastico per definire la zona plastica monotona al variare della geometria dell'intaglio e confrontare questo risultato con i dati sperimentali ottenuti.

7.5 Determinazione della curva R

7.5.1 Apparato sperimentale

7.5.1.1 Attrezzatura per l'applicazione carichi

L'attrezzatura per la flessione a quattro punti è riportata in figura 7.39. Nel montaggio del provino sull'attrezzatura è necessario garantire che la parte delle fibre tese si abbia in corrispondenza del lato del provino SENB con l'intaglio:

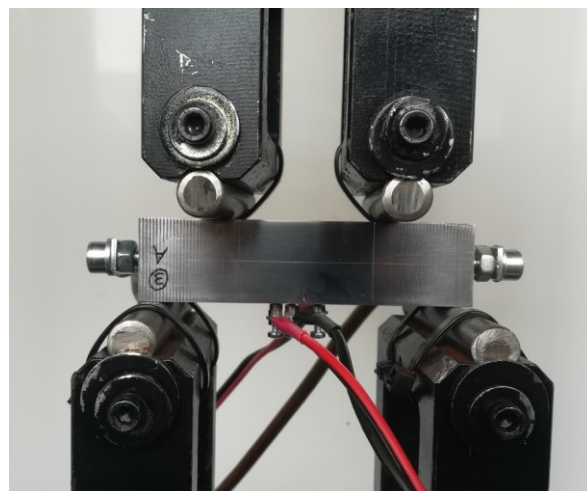
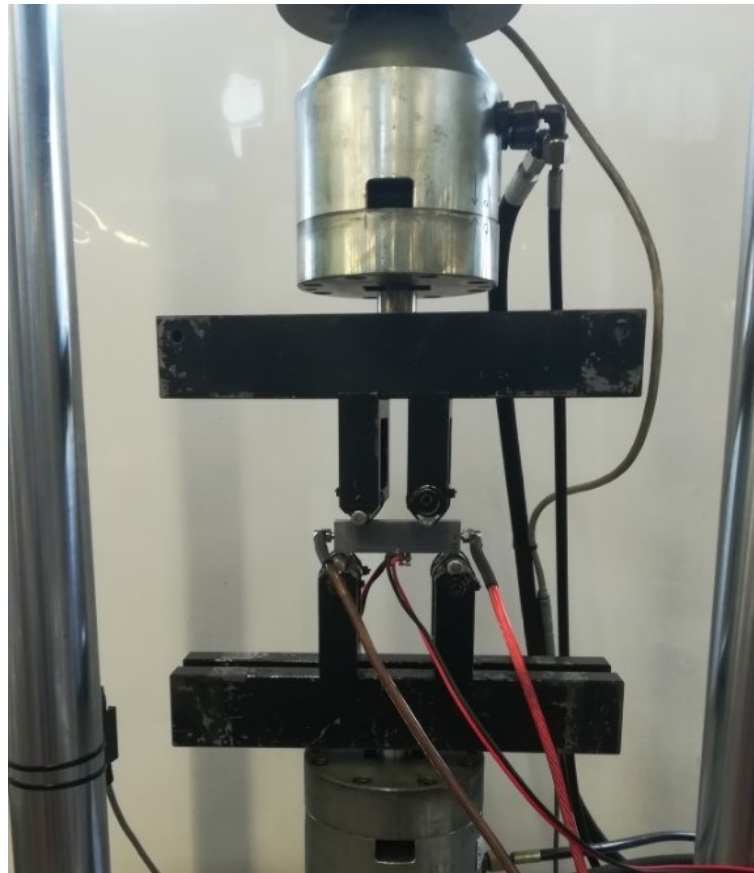


Fig.7.39: Attrezzatura utilizzata per la flessione a quattro punti dei provini SENB. Nell'immagine in basso è riportato l'ingrandimento del provino, per evidenziare che l'intaglio è sul lato fibre tese.

7.5.1.2 Sistema di misura della propagazione della cricca

Per misurare la propagazione della cricca si utilizza la tecnica DCPD. Con questa tecnica si impone il passaggio di una corrente costante lungo tutto il provino SENB; con dei pin (o viti) posti in prossimità del piano di propagazione della cricca (vedi fig. 4.8 per la posizione adottata nei SENB analizzati) si misura la differenza di potenziale (d.d.p.). Al propagare della cricca la sezione utile per il passaggio della corrente tende a diminuire (tale sezione corrisponde alla sezione resistente del provino). Conseguenza quindi che aumenta la caduta del potenziale misurata (aumenta il d.d.p.). Per convertire il potenziale misurato nella dimensione della cricca corrispondente si utilizza la formula di Johnson riportata in [1]:

$$a = \frac{2W}{\pi} \cosh^{-1} \left\{ \frac{\cosh\left(\frac{\pi y}{2W}\right)}{\cosh\left[\frac{\Delta V}{V_0} \cosh^{-1}\left(\frac{\cosh\left(\frac{\pi y}{2W}\right)}{\cos\left(\frac{\pi a_0}{2W}\right)}\right)\right]} \right\} \quad (7.4)$$

dove:

- W = larghezza del provino SENB. Nel caso in questione $W=25$ mm;
- y = distanza dell'asse del pin dal piano di propagazione della cricca. Nel caso analizzato $y=4$ mm;
- ΔV = tensione misurata tra i pin in un generico istante di tempo con cricca in fase di propagazione;
- V_0 =potenziale misurato prima di iniziare la prova;
- a_0 = lunghezza iniziale della cricca. Si inserisce il valore medio della dimensione misurata in corrispondenza delle superfici del provino SENB pre-criccato.

Per misurare la d.d.p. è stato utilizzato un sistema di misura Matelect, raffigurato in figura 7.40:

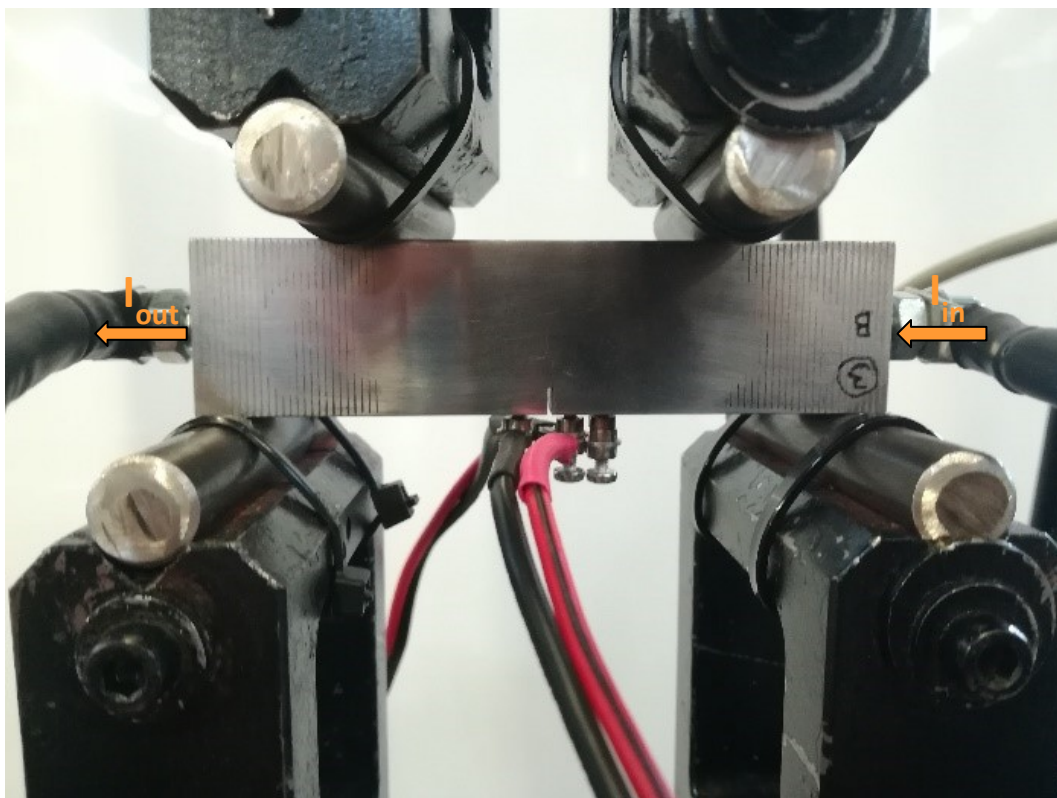


Fig.7.40: Matelect. Sistema di misura utilizzato per la misurazione della d.d.p. al propagare della cricca

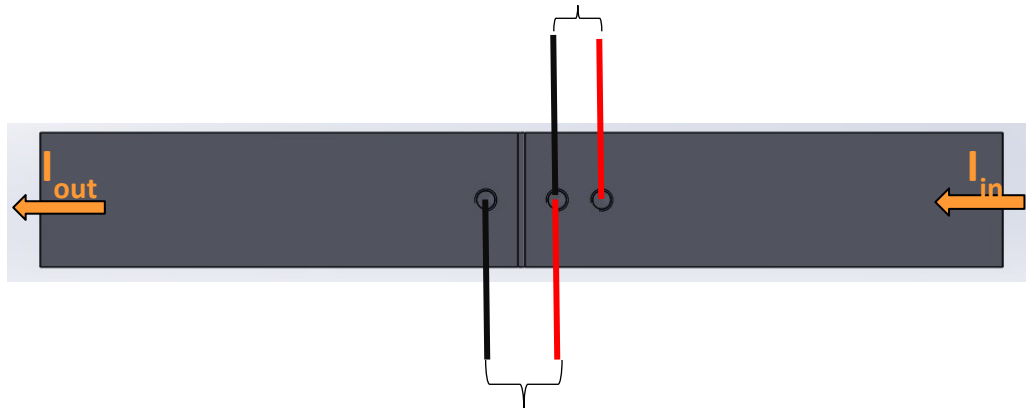
Nella Matelect sono presenti le seguenti porte:

- input e output della corrente impressa nel provino;
- porta x per la misurazione della d.d.p. per la propagazione della cricca;
- porta y per la misurazione della d.d.p. necessaria alla compensazione della variazione di temperatura
- porta per la lettura dei carichi. Questa porta permette il collegamento della Matelect al sistema di controllo della Schenck. In questo modo la Matelect rileva l'andamento del carico applicato e può acquisire la d.d.p. quando è applicato il carico massimo, che assicura la totale apertura della cricca (quest'ultima è l'opzione utilizzata per le prove sperimentali riportate qui di seguito, ma sono possibili anche altre opzioni di acquisizione).

Nella seguente figura sono riportati i collegamenti dei vari cavi sul provino:



Cavi per la porta Y. Misurano la d.d.p. per la compensazione della temperatura



Cavi per la porta X. Misurano la d.d.p. al fine di determinare la lunghezza della cricca

Fig.7.41: schema di collegamento dei cavi per rilevare la propagazione della cricca

La Matelect può essere controllata da remoto e permette di valutare l'andamento dei dati misurati dallo strumento. In figura 7.42 si riporta un esempio:

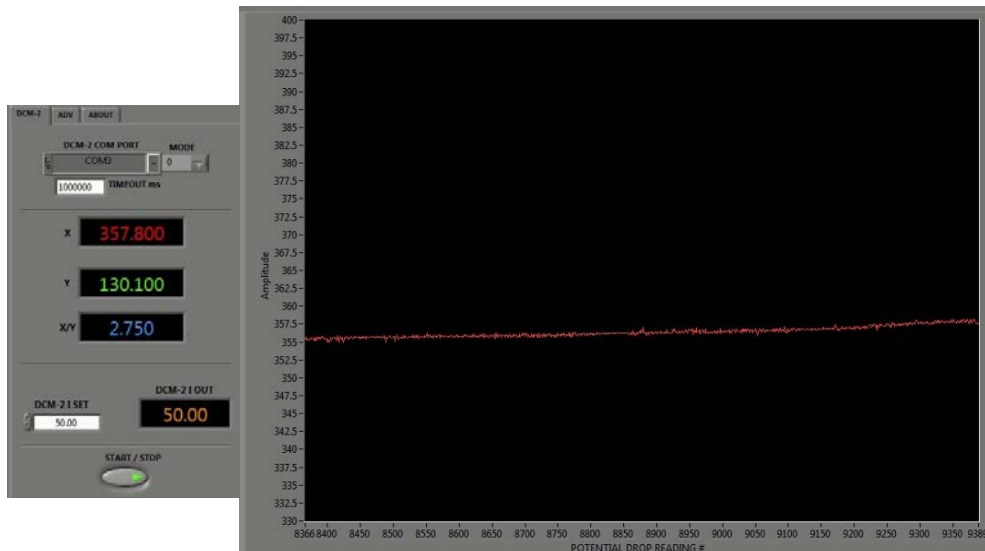


Fig.7.42: figura esemplificativa che riporta l'andamento della d.d.p. nello schermo del controllo remoto della Matelect

7.5.2 Determinazione della curva R per SENB2

Si è deciso di non valutare la curva R per il provino SENB1, poiché altamente danneggiato. Per quanto riguarda il provino SENB2, dopo aver sistemato l'apparato sperimentale, si procede all'applicazione dei carichi per ricavare la curva R con un rapporto di ciclo prossimo allo zero ($R=0.05$). Per la stima del carico da applicare è stata considerata l'equazione riportata in [1]:

$$\Delta K_{th,eff} = 1.3 * 10^{-5} E [MPa \sqrt{m}] \quad (7.5)$$

Considerando che i provini sono in C45, si assume $E=206000$ Mpa. Ne consegue:

$$\Delta K_{th,eff} = 1.3 * 10^{-5} 206000 = 2.6 [MPa \sqrt{m}]$$

Per rimanere in condizioni di sicurezza, si stima il primo carico da applicare assumendo $\Delta K_{th,eff} = 2.5 [MPa \sqrt{m}]$. Per la stima dei carichi si ricorda che la normativa riporta la seguente formulazione nel caso della flessione a quattro punti dei provini SENB:

$$K_I = \alpha \frac{F}{BW^{0.5}} [MPa m^{0.5}] \quad (7.6)$$

$$\alpha = 3(2 \tan \theta)^{0.5} \left[\frac{0.923 + 0.199(1 - \sin \theta)^4}{\cos \theta} \right] \quad (7.7)$$

Lo schema di carico è riportato in fig.7.43:

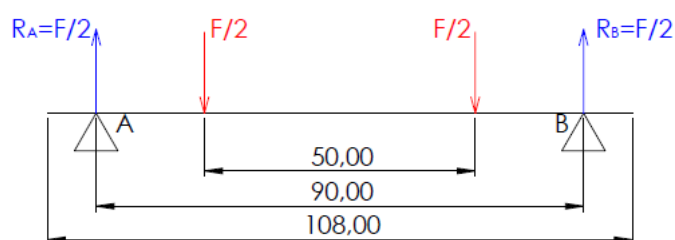


Fig.7.43: schema di carico per la flessione a quattro punti del provino SENB2

Nella tabella 7.1 sono riportati tutti i dati necessari per la stima del carico iniziale:

Tabella 7.1: dati riassunti del provino SENB2 prima di iniziare la prova

W [mm]	B [mm]	a _{0,m} [mm]	$\Delta K_{th,eff_teorico}$ [MPa m ^{0.5}]	V ₀ [μm]
25	15	4.623	2.5	336

In riferimento ai dati riportati in tabella 7.1, per definire un $\Delta K_{th,eff_teorico}$ con una cricca iniziale a_{0,m}, si deve applicare un range di forza pari a $\Delta F=3.14$ kN. Nella Schenck si sono inseriti i seguenti dati di configurazione:

- F_m=-1.74 kN;
- F_a=1.57 kN.

Nella tabella 7.2 sono riportati tutti gli step di carico che si vogliono realizzare. Ogni step di carico è stato determinato aumentando il range di carico precedente del 10%, come riportato in [1].

Tabella 7.2: step di carico a R=0.05 da realizzare

Step	Carichi				
	ΔF [kN]	F _{min} [kN]	F _{max} [kN]	F _m [kN]	F _a [kN]
0	3.14	0.17	3.31	-1.74	1.57
1	3.46	0.18	3.64	-1.91	1.73
2	3.80	0.20	4.00	-2.10	1.90
3	4.18	0.22	4.40	-2.31	2.09
4	4.60	0.24	4.84	-2.54	2.30
5	5.06	0.27	5.33	-2.80	2.53
6	5.56	0.29	5.86	-3.08	2.78
7	6.12	0.32	6.44	-3.38	3.06
8	6.73	0.35	7.09	-3.72	3.37
9	7.41	0.39	7.80	-4.09	3.70
10	8.15	0.43	8.58	-4.50	4.07
11	8.96	0.47	9.43	-4.95	4.48

Nel corso dei primi 8 step di carico sono stati effettuati diversi milioni di cicli, senza ottenere alcuna crescita della cricca. Con lo step di carico 9, $\Delta F=7.41$ kN, che definisce un $\Delta K(a_{0,m})=5.89$ MPa m^{0.5}, la cricca ha iniziato a crescere senza mai arrestarsi, portando a rottura il provino dopo 8 500 000 cicli. Tutti i dati ricavati sono stati utilizzati per definire la curva di Paris, che viene riportata nel prossimo paragrafo. Nel seguito si vuole invece analizzare la superficie di rottura per valutare quali possano esser state le cause che non hanno permesso la determinazione della curva R. In figura 7.44 è riportata la superficie di frattura del provino SENB2:



Fig.7.44: superficie di frattura del provino SENB2

Dalla figura 7.44 si nota che la cricca è propagata su due piani differenti per un tratto abbastanza grande, dopodiché si è unita in un unico fronte fino a portare il provino a rottura per schianto. La sezione ultima resistente è abbastanza contenuta; in corrispondenza di quest'ultima si individua una plasticizzazione dei fianchi del provino. In figura 7.45 è riportata la linea di spiaggia formata dall'arresto della cricca creato nel CPC:

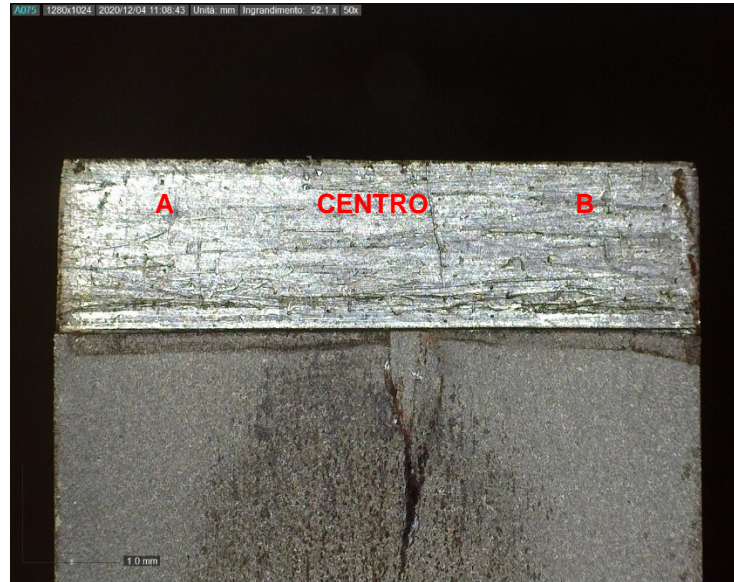


Fig.7.45: linea di spiaggia formata dall'arresto della cricca nel CPC

In figura 7.46 è riportata l'analisi nel dettaglio della linea di spiaggia:





Fig.7.46: si riporta in dettaglio la linea di spiaggia della pre-cricca. Procedendo in ordine dall'alto verso il basso si ha: il lato A del provino SENB2, la parte centrale e il lato B. Sono riportate in diversi punti le lunghezze della pre-cricca.

Come si osserva dalle figure 7.45 e 7.46 la cricca non è propagata in maniera costante, definendo un avanzamento maggiore in corrispondenza della superficie del provino rispetto alla parte centrale dello spessore. Questo andamento è opposto rispetto a quello che ci si aspettava considerando il diagramma di figura 7.47:

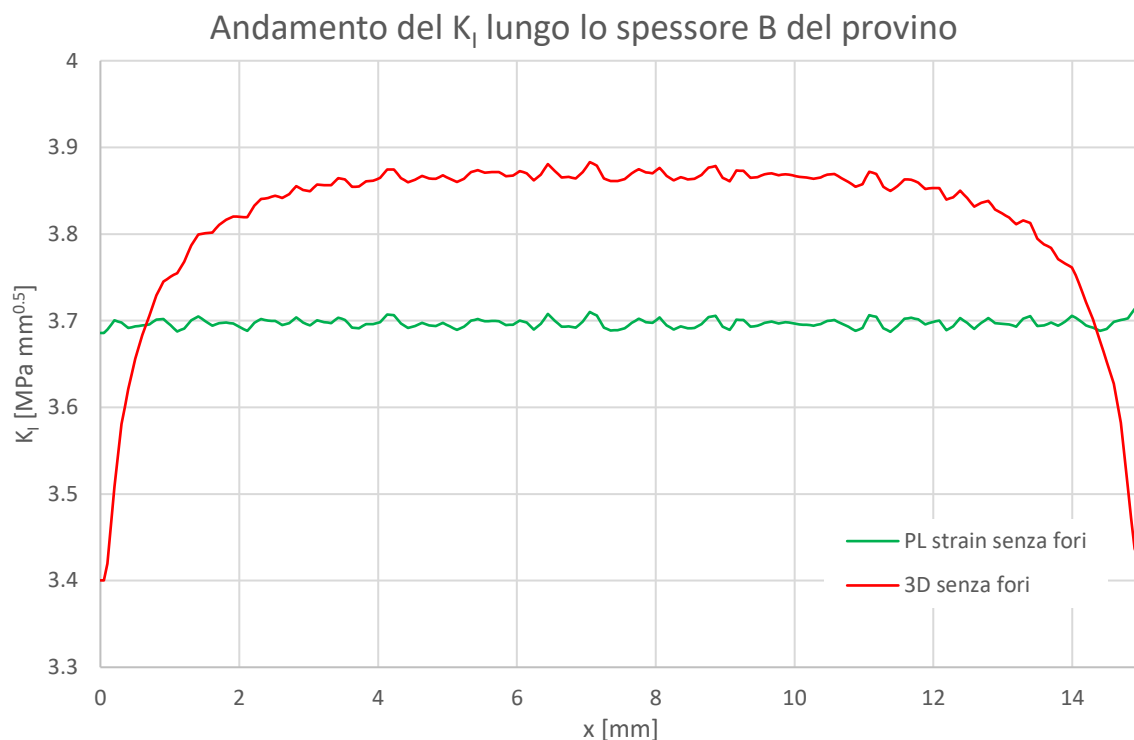


Fig. 7.47: andamento del K_I nel provino SENB senza fori per DCPD. Il provino è caricato con una distribuzione a farfalla con tensione massima in modulo pari a 1 MPa (si riveda paragrafo 4.4)

Il diagramma di figura 7.47 riporta lo SIF relativo a tutto lo spessore del provino SENB2. Il K_I è valutato per la flessione a quattro punti quando quest'ultima genera una tensione di 1 MPa. Dato che si è nell'ipotesi di comportamento lineare elastico è semplice il calcolo di ΔK_I per la condizione di carico dello step 9. L'andamento in verde riporta l'andamento nel caso in cui si imponga in tutto il provino il PL_{ε} , mentre in rosso è riportato l'andamento di K_I per il provino nelle condizioni reali di carico e vincolo. Seguendo l'andamento rosso, la pre-cricca sarebbe dovuta propagare maggiormente nella zona centrale dove il valore di K_I è maggiore e in maniera più contenuta in prossimità delle superfici, cosa che invece non è successa nel provino SENB2 (vedi fig. 7.46). Quest'effetto porta ad una sottostima della reale dimensione media della cricca; infatti, facendo riferimento alle misure evidenziate in figura 7.46, è possibile calcolare una lunghezza media della pre-cricca pari a $a_{0,m_effettivo}=4.406$ mm. Il valore stimato inizialmente con la misura della pre-cricca eseguita solo in superficie è $a_{0,m}=4.623$ mm. Sussiste una differenza del 5%.

Le possibili cause che non hanno permesso la determinazione della curva R sono:

- In riferimento al diagramma di figura 7.21, la lunghezza reale della pre-cricca non era sufficiente ad uscire dal campo di influenza del pre-intaglio, ritardandone la crescita;
- La pre-cricca non ha avuto un'adeguata crescita durante il CPC, lasciando una zona di tensioni residue che non hanno permesso la corretta determinazione della curva R. Ciò è evidente nel diagramma di figura 7.38, dove si osserva che il SENB2 è l'unico provino ad avere una pre-cricca al di sopra dell'andamento consigliato da [1].

7.5.2.1 Determinazione della curva di Paris

Dato che la prova non è andata a buon fine, si sfruttano i dati ricavati per la valutazione della curva di Paris del C45.

La velocità di propagazione della cricca è stata determinata con il metodo delle secanti riportato in normativa ISO [3]. La velocità di propagazione è così definita:

$$\left(\frac{\partial a}{\partial N}\right)_k = \left(\frac{\Delta a}{\Delta N}\right)_k = \frac{a_{k,f} - a_{k,i}}{N_{k,f} - N_{k,i}} \quad (7.8)$$

La 7.8 permette di calcolare la velocità di propagazione della cricca nell'intervallo k-esimo. Δa e ΔN sono intervalli finiti di variazione della dimensione di cricca e di numero di cicli rispettivamente. Le altre grandezze sono definite nel modo seguente:

- $a_{k,f}$ =dimensione finale della cricca per l'intervallo k-esimo;
- $a_{k,i}$ =dimensione iniziale della cricca per l'intervallo k-esimo;
- $N_{k,f}$ =numero di cicli a fine dell'intervallo k-esimo;
- $N_{k,i}$ =numero di cicli all'inizio dell'intervallo k-esimo.

Per ogni intervallo si calcola anche il valore medio della dimensione di cricca, definito come:

$$a_{k,m} = \frac{a_{k,f} + a_{k,i}}{2} \quad (7.9)$$

Per ogni valor medio della dimensione di cricca si calcola il relativo ΔK , utilizzando le equazioni 7.6 e 7.7. Per il calcolo del ΔK si utilizza il range di forza dello step di carico 9, quindi $\Delta F=7.41$ kN.

Nella figura 7.48 è ricavata la curva di Paris, dove i vari punti sono relativi a una variazione costante di Δa pari a $\Delta a=0.1$ mm:

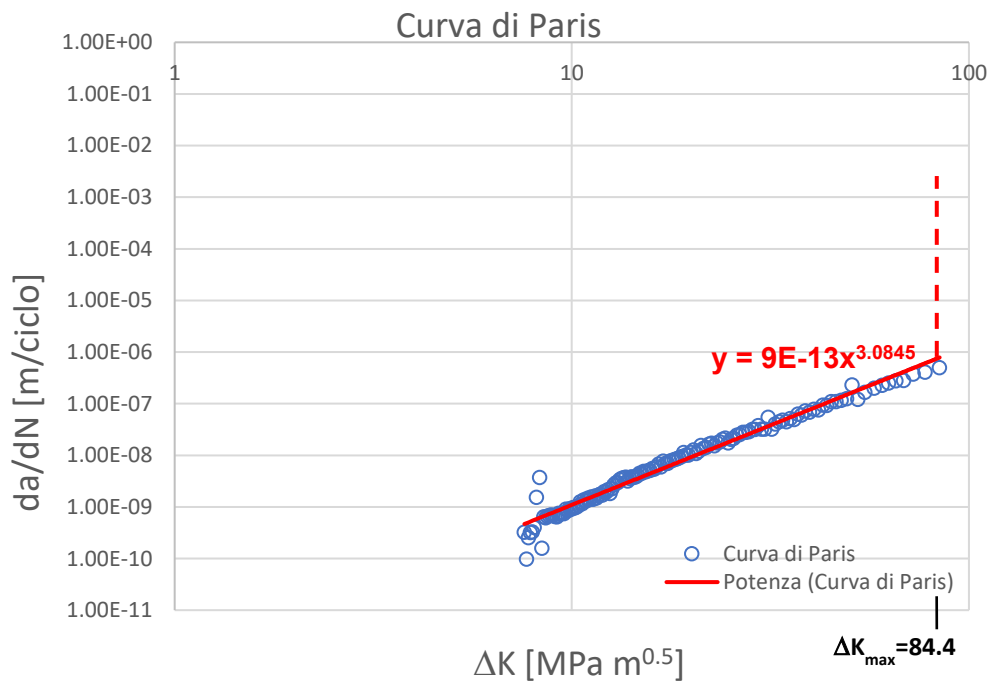


Fig.7.48: Curva di Paris ricavata per il provino SENB2 in acciaio C45. In rosso è riportata l'interpolazione dei dati ottenuti

Come si può osservare dall'equazione della retta interpolante i coefficienti della legge di Paris:

$$\frac{\partial a}{\partial N} = C \Delta K^n \quad (7.10)$$

sono:

- $C=9 \cdot 10^{-13}$ (m/ciclo)* $(1/(\text{MPa m}^{0.5}))^n$;
- $n=3.085$.

7.6 Conclusioni

Anche se non è stato possibile ricavare la curva R, si possono fare importanti osservazioni per future sperimentazioni sulla curva R. Le osservazioni sono raccolte nei seguenti punti:

- devono essere realizzati pre-intagli con larghezze h più contenute. In questo modo si riduce l'influenza del pre-intaglio sulla cricca, problema che può aver influito nella determinazione della curva R nel provino SENB2;
- il pre-intaglio deve avere una profondità costante in modo da garantire l'efficacia del RB su tutto lo spessore del provino. Nel caso in cui si realizzi il pre-intaglio con la sega, si consiglia di utilizzare la procedura riportata nel paragrafo 7.3.3.2;
- è importante creare l'intaglio da RB, poiché definisce il punto di innesco della cricca. Inoltre quest'ultimo va realizzato il più centrale possibile, in modo da avere la cricca in corrispondenza del piano di simmetria del provino
- si devono svolgere ulteriori prove di CPC per avere una stima più precisa dei carichi necessari per determinare una certa lunghezza della pre-cricca. Inoltre, queste prove potrebbero essere utili anche per definire il numero di cicli, o le velocità di propagazione da/dN , tali da garantire un completo sviluppo della pre-cricca;
- i carichi adottati per il CPC devono essere il più contenuti possibile, in modo da ridurre le tensioni residue che potrebbero influire sulla determinazione della curva R
- nella determinazione della curva R, una volta aumentato il carico, non è detto che la cricca inizi a propagare immediatamente; possono essere necessari alcune migliaia di cicli (es. 300 000 mila cicli)

BIBLIOGRAFIA

- [1]** Jürgen Maierhofer, Stefan Kolitsch, Reinhard Pippan, Hans-Peter Gänser, Mauro Madia, Uwe Zerbst. The cyclic R-curve – Determination, problems, limitations and application. *Engineering Fracture Mechanics* 198 (2018) 45–64.
- [2]** B. Tabernig, R. Pippan. Determination of the length dependence of the threshold for fatigue crack propagation. *Engineering Fracture Mechanics* 69 (2002) 899–907
- [3]** ISO 12108:2018
- [4]** ASTM-13a
- [5]** Uwe Zerbst, Michael Vormwald, Reinhard Pippan, Hans-Peter Gänser, Christine Sarrazin-Baudoux, Mauro Madia. About the fatigue crack propagation threshold of metals as a design criterion - A review. *Engineering Fracture Mechanics* 153 (2016) 190–243

CAPITOLO 8

Conclusioni

Nella tesi si è voluto introdurre la fase preparativa di un provino SENB che deve essere testato per la determinazione della curva R. Dai risultati sperimentali riportati nel paragrafo 7.5, si può dedurre come un buona preparazione del provino sia fondamentale per l'ottenimento della curva R. A causa delle tempistiche non è stato possibile determinare la curva R, ma dalle prove preliminari si è notato che la sua determinazione è molto delicata e che essa può essere affetta da molte variabili. Inoltre, determinare la curva R richiede tempi abbastanza lunghi. Le conclusioni di seguito riportate possono tornare utili per futuri sviluppi sull'argomento.

Pre-intaglio a_n

Il pre-intaglio a_n deve avere un larghezza h la più contenuta possibile in modo da ridurre l'influenza dell'intaglio sulla cricca. Si consiglia perciò di effettuare il pre-intaglio con tecniche quali l'EDM, con cui si riesce a realizzare pre-intagli con larghezza $h=0.3$ mm. Se invece si realizza l'intaglio con la sega, si devono utilizzare lame con spessore contenuto.

In ogni caso si deve assicurare un pre-intaglio con profondità costante, in modo da facilitare la realizzazione dell'intaglio da RB

Intaglio da Razor Blading

È molto importante la creazione di un intaglio da RB, poiché agevola l'innesco della cricca, con la possibilità di ridurre i carichi nel CPC. Inoltre, tale intaglio permette di definire il punto di innesco della cricca; ne consegue che se l'intaglio da RB è realizzato in corrispondenza del piano di simmetria del provino, si assicura che anche la pre-cricca sarà innescata e propagherà lungo questo piano (condizione desiderata). Per questo scopo si è realizzata una macchina apposita per la creazione dell'intaglio da RB (vedi fig.8.1):

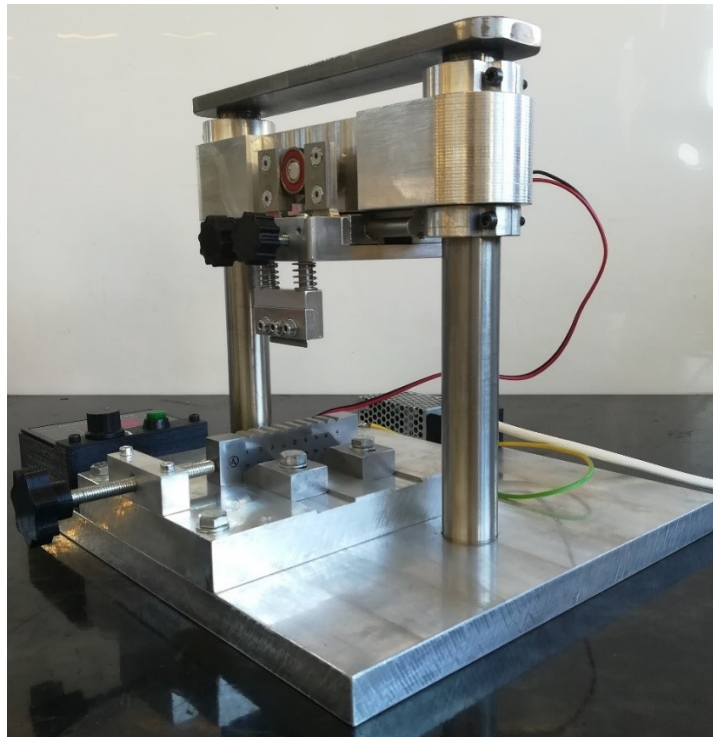


Fig.8.1: macchina per il Razor Blading

La macchina di figura 8.1 ha dato ottimi risultati nella creazione di intagli, come riportato nei capitoli 6 e 7. Tuttavia, per i prossimi provini SENB è opportuno individuare una geometria del pre-intaglio che agevoli il posizionamento della lama da RB in modo da poter riprendere lo stesso intaglio da RB anche dopo la sostituzione delle lame. In questo modo risulta probabilmente possibile realizzare intagli da RB più profondi di quelli ottenuti nel corso di questo lavoro di tesi.

Attraverso un'analisi numerica è possibile definire la lunghezza dell'intaglio da RB ottimale $a_{RB,ott}$, ovvero la lunghezza dell'intaglio da RB che rende minima la pre-cricca da realizzare mantenendo contenuti i tempi di realizzazione dell'intaglio a_{RB} (vedi figg. 5.28, 5.29, 5.41 e 5.51).

Compression Pre-Cracking

Il CPC è una fase fondamentale poiché si va a creare la pre-cricca, a partire dalla quale si valuterà la curva R. Alla luce della mia esperienza, ritengo utile effettuare ulteriori prove di CPC per valutare il legame tra i carichi applicati e le pre-cricche ottenibili. Si suppone che attraverso analisi più approfondite si possa individuare il numero di cicli o equivalentemente la velocità di propagazione da/dN in corrispondenza dei quali la pre-cricca è completamente sviluppata, in modo da ridurre a fine processo l'area plastica ciclica in cui si sviluppano tensioni residue che influenzano la determinazione della curva R.

APPENDICE A

A1 Codice APDL 'Mesh Fitta'

Il seguente codice APDL è il codice utilizzato per la valutazione del K_I nel caso in cui si utilizzi la sua definizione. Il codice permette di estrarre autonomamente:

- i nodi nella sezione resistente nel piano di cricca (fig. A 1.1);
- la coordinata x dei nodi sopra citati rispetto al sistema di riferimento di Ansys (fig. A 1.1);
- la tensione $\sigma_{yy}(x)$ in direzione x per ogni nodo considerato.

Questi dati vengono salvati nella cartella di lavoro in un file di testo intitolato 'RISULTATI_KI'.

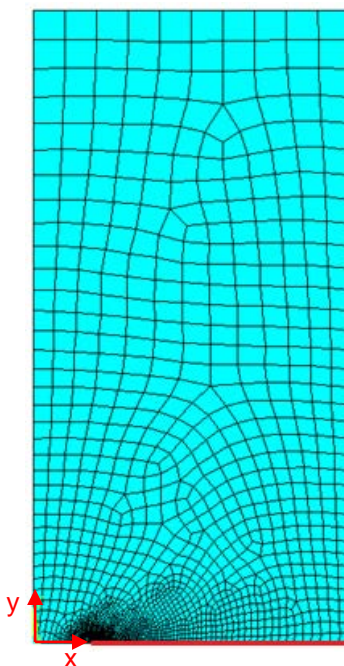


Fig. A1.1: questa figura fa riferimento all'esempio del paragrafo 2.2 per la valutazione del K_I di una cricca di 5 mm. I nodi che vengono selezionati dal codice sono quelli che giacciono sulla linea rossa che va da apice cricca fino alla fine del quarto di piastra. Il sistema di riferimento di Ansys è posto sullo spigolo inferiore sinistro della piastra

Inoltre, il codice ricostruisce la mesh e salva i risultati in maniera autonoma per tutte le cricche che vanno da 1 mm a 20 mm.

Il codice è il seguente:

```
/PREP7
! -----
! creazione file dei risultati RiSULTATI_KI.txt
*CFOPEN,'RISULTATI_KI','txt',,APPEND
*VWRITE,'N','X','SY
(A8,' ',A8,' ',A8)
*CFCLOS
! -----
! Tipo di elemento
ET,1,PLANE182
! definizione delle impostazioni di simple enhanced strn e PLe per l'elemento 1
KEYOPT,1,1,3
KEYOPT,1,3,2
```



```

KEYOPT,1,6,0
! -----
! definizione proprietà materiale elemento1
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,EX,1,,206000
MPDATA,PRXY,1,,0.3
! -----
! impostazioni ciclo DO
a_INI=1
a_FIN=20
STEP_INC=1
*DO,a,a_INI,a_FIN,STEP_INC
D=25-(a+1) ! lato destro su piano di cricca
S=a-1 ! lato sinistro su piano di cricca
ND=D*(70/20) ! numero di suddivisioni lato destro
NS=S*(20/4) ! numero di suddivisioni lato sinistro
! -----
! determinazione della geometria
! coordinata dell'apice cricca
X2=a
Y2=0
! coordinate dei punti in prossimità dell'apice cricca che servono a definire una zona per una mesh
! graduale
! si definiscono con il pedice P gli offset positivi rispetto l'apice cricca, mentre con N quelli negativi
XP1=a+0.1
XN1=a-0.1
YP1=0.1
XP2=a+0.4
XN2=a-0.4
YP2=0.4
XP3=a+0.8
XN3=a-0.8
YP3=0.8
XP4=a+0.01
XN4=a-0.01
YP4=0.01
! definizione dei KP della piastra
K,1,0,0
K,2,X2,Y2
K,3,25,0
K,4,25,50
K,5,0,50
! definizione dei KP dell'area da 0.1mm ad apice cricca
K,6,XP1,0
K,7,XN1,0
K,8,X2,YP1
K,9,XP1,YP1
K,10,XN1,YP1
! definizione dei KP dell'area da 0.4mm ad apice cricca
K,11,XP2,0
K,12,XN2,0
K,13,X2,YP2
K,14,XP2,YP2
K,15,XN2,YP2
! definizione dei KP dell'area da 0.8mm ad apice cricca

```

K,16,XP3,0
 K,17,XN3,0
 K,18,X2,YP3
 K,19,XP3,YP3
 K,20,XN3,YP3
 ! definizione dei KP dell'area da 0.01mm ad apice cricca
 K,21,XP4,0
 K,22,XN4,0
 K,23,X2,YP4
 K,24,XP4,YP4
 K,25,XN4,YP4
 ! lines del perimetro piastra
 L,17,1 !L1
 L,12,17 !L2
 L,7,12 !L3
 L,22,7 !L4
 L,21,6 !linea da vincolare L5
 L,6,11 !linea da vincolare L6
 L,11,16 !linea da vincolare L7
 L,16,3 !linea da vincolare L8
 L,3,4 !linea da vincolare L9
 L,4,5 !L10
 L,1,5 !L11
 ! lines per aree da 0.1mm
 L,23,8 !L12
 L,8,9 !L13
 L,10,8 !L14
 L,7,10 !L15
 L,6,9 !L16
 ! lines per aree da 0.5mm
 L,8,13 !L17
 L,13,14 !L18
 L,15,13 !L19
 L,12,15 !L20
 L,11,14 !L21
 L,9,14 !linea diagonale L22
 L,10,15 !linea diagonale L23
 ! lines per aree da 1mm
 L,13,18 !L24
 L,18,19 !L25
 L,20,18 !L26
 L,17,20 !L27
 L,16,19 !L28
 L,14,19 !linea diagonale L29
 L,15,20 !linea diagonale L30
 ! lines per aree da 0.01mm
 L,2,21 !L31 linee di perimetro legate all'area di 0.01 mm_da vincolare
 L,2,22 !L32 linee di perimetro legate all'are di 0.01 mm
 L,21,24 !L33
 L,22,25 !L34
 L,25,23 !L35
 L,23,24 !L36
 L,2,23 !L37
 L,25,10 !L38 linea diagonale area 0.1mm
 L,24,9 !L39 linea diagonale area 0.1mm
 ! creazione area

AL,32,34,35,37
AL,31,33,36,37
AL,4,34,38,15
AL,35,12,14,38
AL,5,16,39,33
AL,36,39,13,12
AL,3,15,23,20
AL,14,17,19,23
AL,13,22,18,17
AL,6,21,22,16
AL,2,20,30,27
AL,19,24,26,30
AL,18,29,25,24
AL,7,28,29,21
AL,1,27,26,25,28,8,9,10,11

!-----

! creazione mesh
LESIZE,31,,,30,4
LESIZE,33,,,15,1
LESIZE,36,,,15,1
LESIZE,39,,,40,15
LESIZE,37,,,30,4
LESIZE,5,,,70,3
LESIZE,6,,,28,15
LESIZE,7,,,8,2
LESIZE,12,,,32,12
LESIZE,16,,,21,5
LESIZE,21,,,12,2
LESIZE,28,,,11,1.5
LESIZE,22,,,22,6
LESIZE,29,,,7,1.8
LESIZE,13,,,12,1
LESIZE,17,,,15,6
LESIZE,18,,,9,1
LESIZE,24,,,5,1.8
LESIZE,25,,,9,1
LESIZE,32,,,30,4
LESIZE,34,,,15,1
LESIZE,35,,,15,1
LESIZE,38,,,40,15
LESIZE,4,,,70,3
LESIZE,3,,,28,15
LESIZE,2,,,8,2
LESIZE,15,,,21,5
LESIZE,20,,,12,2
LESIZE,27,,,11,1.5
LESIZE,23,,,22,6
LESIZE,30,,,7,1.8
LESIZE,14,,,12,1
LESIZE,19,,,9,1
LESIZE,26,,,9,1
LESIZE,8,,,ND,10
LESIZE,1,,,NS,6
LESIZE,9,,,35,3
LESIZE,10,,,10,1
LESIZE,11,,,35,3

```

MSHKEY,0
AMESH,ALL
! -----
! vincoli
DL,31, ,SYMM
DL,5, ,SYMM
DL,6, ,SYMM
DL,7, ,SYMM
DL,8, ,SYMM
DL,9, ,SYMM
! -----
! carichi
SFL,10,PRESS,-1
FISISH
! -----
! Lancio della soluzione
/SOL
SOLVE
FINISH
! -----
! postprocessing
/POST1
LSEL,S,,,31          !Seleziono la linea corrispondente all'apice di cricca
LSEL,A,,,5,8
NSLL,S,1            !Seleziono tutti i nodi all'apice cricca compresi i due di bordo

! _____ Genero il vettore contenente i risultati dell'analisi strutturale _____

! il seguente comando conta il numero di nodi inseriti nella linea selezionata, per i quali si estrar-
ranno ! i relativi valori
*GET,CrackTotalNodes,NODE,,COUNT
! si crea una matrice con 3 Colonne = (NodeNumb, X, Syy)
*DIM, RawData, ARRAY,CrackTotalNodes ,3 ,1
! il ciclo do permette di andare a riempire la matrice creata riga per riga
*DO,index,1,CrackTotalNodes
    *GET,RawData(index,1),NODE ,0 ,NUM ,MIN
    *GET,RawData(index,2),NODE ,RawData(index,1) ,LOC ,X
    *GET,RawData(index,3),NODE ,RawData(index,1) ,S ,Y
! L'ultimo *GET prendere come riferimento sempre la tensione normale alla bisettrice, non la mas-
sima principale (yy, non 11)
! Si va ad eliminare dalla selezione dei nodi all'apice di cricca il nodo appena processato, per pro-
seguire, fino ad esaurimento, con i nodi successivi
    NSEL,U,,,RawData(index,1)
*ENDDO
! Si scrivono i risultati sul file
*CFOpen,'RISULTATI_KI','txt',,APPEND
*VWRITE,RAWDATA(1),RAWDATA(1,2),RAWDATA(1,3)
(f6.1,' ',f12.6,' ',f12.6)
*CFCLOS
*del,RawData,,nopr
LSEL,ALL
NSEL,ALL
! -----
/PREP7
VCLEAR,ALL

```

ACLEAR,ALL
LCLEAR,ALL
KCLEAR,ALL

ACLEAR,ALL
ADELE,ALL
LDELE,ALL
KDELE,ALL

!-----
*ENDDO
!-----
FINISH

A2 Codice MatLab 'Calcolo KI_1_20'

Il codice MatLab riportato qui di seguito è stato utilizzato per l'analisi dei valori salvati nel file txt 'RISULTATI_KI' ottenuti dal codice precedente. Il codice fornisce in output:

- il grafico 'figura 1' dell'andamento delle tensioni σ_{yy} lungo x (in questo caso x è la coordinata del nodo rispetto all'apice cricca);
- il grafico doppio logaritmico 'figura 2' dell'andamento delle tensioni σ_{yy} lungo x. Il grafico comprende anche le rette che interpolano i risultati nell'intervallo in cui si ha la validità del capo tensionale singolare;
- il grafico doppio logaritmico 'figura 3' dell'andamento dei $K_{I,i}$ lungo x. Il grafico comprende anche le rette che interpolano i risultati nell'intervallo in cui si ha la validità del capo tensionale singolare;
- il vettore K_{Im} che raccoglie il valore medio dei SIF per le diverse dimensioni di cricca;
- la matrice mat_int che raccoglie l'intervallo di validità del campo tensionale singolare;
- la matrice mat_r1 che raccoglie nella prima colonna il coefficiente angolare e nella seconda colonna il valore costante delle rette interpolanti riportate in fig.2.11;
- la matrice mat_r2 che raccoglie nella prima colonna il coefficiente angolare e nella seconda colonna il valore costante delle rette interpolanti riportate in fig.2.12.

Il codice MatLab utilizzato per l'analisi è il seguente:

```
% lo script permette di analizzare i dati ottenuti da Ansys e quindi
% valutare l'andamento tensionale, e lo stress intensity factor per le
% cricche di dimensione che va da a a b
%%
clear all
close all
clc
% caricare la matrice RISULTATI_KI che contiene nella prima colonna i nodi,
% nella seconda le coordinate Xglobal e nella terza i valori delle tensioni
% Syy.
load('RISULTATI_KI.mat')
% si apre il grafico dell'andamento iperbolico delle tensioni ad apice
% cricca
figure(1)
% si apre il grafico in scala logaritmica delle tensioni ad apice cricca
figure(2)
% si apre il grafico in scala logaritmica del SIF
figure(3)
% si apre il vettore che contiene i SIF per le diverse cricche
vet_KI=zeros(20,1);
% si apre la matrice che contiene gli intervalli in cui vale il campo
% tensionale singolare
mat_int=zeros(20,2);
% matrice che contiene i coefficienti angolari e le costanti delle rette
% interpolanti dei diversi campi tensionali in scala logaritmica
mat_r1=zeros(20,2);
% matrice che contiene i coefficienti angolari e le costanti delle rette
% interpolanti dei diversi SIF in scala logaritmica
mat_r2=zeros(20,2);
% xf e xl definiscono la prima e l'ultimo riga di valori della matrice C
% legati alla cricca i-esima
xf=1; % x first
xl=0; % x last
% s la pendenza limite ed è quindi un parametro con il quale si definisce
% la precisione dei nodi che definisco il campo singolare. La precisione
% dei nodi scelti aumenta con l'aumentare della dimensione della cricca,
```

```

% questo perché con cricche molto corte servono mesh molto piccole per
% cogliere il campo tensionale singolare
s=0.492;
for i=1:20
    a=i;
    % definizione dei parametri di input per KI_fun
    g=ceil((25-(i+1))*(7/2)); % numero di nodi dipendenti dalla cricca
    xl=xf+(135+(1+g));
    C=RISULTATI_KI(xf:xl,:);
    N_Node=C(:,1);
    Xglobal=C(:,2);
    Syy=C(:,3);
    % si richiama la funzione per l'analisi dei dati
    [Xout,Syyout,Xsing,Syyint,pendenza,const,KIout,KIint,penden-
zaLKI,costLKI,KIm]=KI_fun(a,s,N_Node,Xglobal,Syy);
    % grafici dei risultati
    figure(1)
    plot(Xout,Syyout,'o-');
    hold on
    figure(2)
    loglog(Xout,Syyout,'o-');
    hold on
    loglog(Xsing,Syyint,'r','linewidth',1.3); %retta interpolante
    hold on
    figure(3)
    loglog(Xout,KIout,'o-');
    hold on
    loglog(Xsing,KIint,'r','linewidth',1.3); %retta interpolante del SIF
    hold on
    vet_KI(i)=KIm;
    mat_int(i,:)=[Xsing(1) Xsing(end)];
    mat_r1(i,:)=[pendenza const];
    mat_r2(i,:)=[pendenzaLKI costLKI];
    xf=xl+1;
    s=0.492+2.75E-4*(i+1);
end
figure(1)
grid on
xlabel('X [mm]');
ylabel ('\sigma_y_y [MPa]');
title('Campo tensionale ad apice cricca');
figure(2)
grid on
xlabel('log X [mm]');
ylabel ('log \sigma_y_y [MPa]');
title('Campo tensionale ad apice cricca');
figure(3)
grid on
xlabel('log X [mm]');
ylabel ('log K_I [MPa m^0.^5]');
title('Stress intensity factor');

```

Di seguito è riportata la function utilizzata nel codice. Questa funzione serve ad eliminare i nodi che non fanno parte del campo tensionale singolare.

```

% la funzione permette di calcolare il campo tensionale singolare e il
% valore del SIF
function [Xout,Syyout,Xsing,Syyint,pendenza,const,KIout,KIint,penden-
zaLKI,costLKI,KIm]=KI_fun(a,s,N_Node,Xglobal,Syy)
X= Xglobal-a;
%definizione della matrice B che contiene i vettori N_Node, X, Syy

```



```

B=[N_Node X Syy];
%ordinare la matrice B in ordine ascendente rispetto a X
[AS,I]=sort(X);
BS=B(I,:);
Xout=BS(:,2); %coordinate dei nodi rispetto al riferimento della cricca
Syyout=BS(:,3); %tensione dei nodi ordinate rispetto a Xout
%%
% determinazione dello stress intensity factor
% valutazione del campo tensionale singolare per il calcolo di KI
LX=log10(Xout);
LSyy=log10(Syyout);
LX=LX(2:end); %serve ad eliminare il punto di discontinuità (LX=0)
LSyy=LSyy(2:end); %serve ad eliminare il punto di discontinuità (LSyy=inf)
p=polyfit(LX,LSyy,1);%coefficiente angolare della retta interpolante
pendenza=p(1);
% si procede ora ad eliminare tutti i valori che non fanno parte del capo
% tensionale singolare. Per farlo si richiede che il coefficiente angolare
% della retta che interpola il campo tensionale non sia inferiore a 0.492
while abs(pendenza)<=s
    LX1=LX(2:end);
    LSyy1=LSyy(2:end);
    LX2=LX(1:end-1);
    LSyy2=LSyy(1:end-1);
    p1=polyfit(LX1,LSyy1,1);
    pendenza1=p1(1);
    p2=polyfit(LX2,LSyy2,1);
    pendenza2=p2(1);
    if abs(pendenza1)>=abs(pendenza2)
        LX=LX1;
        LSyy=LSyy1;
        pendenza=pendenza1;
    else
        LX=LX2;
        LSyy=LSyy2;
        pendenza=pendenza2;
    end
end
p=polyfit(LX,LSyy,1);
pendenza=p(1);
const=p(2);
%valori del campo singolare
Xsing=10.^LX; %coordinate dei nodi del campo singolare
Syysing=10.^LSyy; %tensioni del campo singolare
%tensioni della retta interpolante
Syyint=10.^(pendenza*LX+const);
% grafico del campo tensionale in scala loglog con retta interpolante
%calcolo dello SIF dell'intero campo tensionale
KIout=sqrt(2*pi)*(Syyout.*sqrt(Xout));
%calcolo dello SIF del campo singolare
KI=sqrt(2*pi)*(Syysing.*sqrt(Xsing));
pLKI=polyfit(LX,log10(KI),1);
pendenzaLKI=pLKI(1);
costLKI=pLKI(2);
KIint=10.^(pendenzaLKI*LX+costLKI);
%grafico del SIF
KIm= mean(KI); % valore medio del SIF
end

```

A3 Codice APDL 'PSM'

Il seguente codice APDL permette di ricavare le tensioni di picco e la dimensione della mesh al variare della dimensione della cricca a, la quale varia tra 1 mm a 20 mm. I risultati vengono salvati nella cartella di lavoro con il nome 'RESULT.dat'.

```
/PREP7
! -----
! creazione file dei risultati RESULTS.dat
*CFOOPEN,'RESULTS','dat',,APPEND
*VWRITE,'a','SY','d'
(A8,' 'A8,' 'A8)
*CFCLOS
! -----
! Tipo di elemento
ET,1,PLANE182
! definizione delle impostazioni di simple enhanced strn e PLe per l'elemento 1
KEYOPT,1,1,3
KEYOPT,1,3,2
KEYOPT,1,6,0
! -----
! definizione proprietà materiale elemento1
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,EX,1,,206000
MPDATA,PRXY,1,,0.3
! -----
! definizione parametri
w= 50 !larghezza piastra/provino in mm
! impostazioni ciclo DO
a_INI=1
a_FIN=20
STEP_INC=1
*DO,a,a_INI,a_FIN,STEP_INC
d=min(a, w/2-a)/3
! -----
! determinazione della geometria
! coordinata dell'apice cricca
X2=a
Y2=0
! keypoint
K,1,0,0,0,
K,2,X2,Y2,0,
K,3,25,0,0,
K,4,25,50,0,
K,5,0,50,0,
! lines
L,1,2
L,2,3
L,3,4
L,4,5
L,5,1
! creazione area
AL,1,2,3,4,5
! -----
! creazione della mesh
```

```

AESIZE,1,d,
MSHAPE,0,2D ! mesh piana a quadrilatero
MSHKEY,0 ! mesh free
AMESH,ALL
! -----
! imposizione dei vincoli
DL,2, ,SYMM
DL,3, ,SYMM
! -----
! applicazione del carico
SFL,4,PRES,-1,
FINISH
! -----
! soluzione
/SOL
SOLVE
FINISH
! -----
! postprocessing
/POST1
NSORT,S,Y,1,1
*GET,SY, SORT,0,MAX
*CFOPEN,'RESULTS','dat',,APPEND
*VWRITE,a,SY,d
(F5.2,' ',F8.5,' ',F8.5,)
*CFCLOS
! -----
/PREP7
ACLEAR,ALL
ADELE,ALL
LDELE,ALL
KDELE,ALL
! -----
*ENDDO
! -----
FINISH

```

A4 Fracture Tool-Ansys Workbench

Di seguito si vuole riportare in maniera schematica un breve tutorial su come calcolare lo Stress Intensity Factor utilizzando il Fracture Tool presente in Ansys Workbench e parametrizzando la simulazione. La parametrizzazione resa possibile da Ansys Workbench è molto utile nel caso si debbano ripetere simulazioni simili in cui variano alcuni parametri, come accade per la simulazione riportata nel paragrafo 2.4 dove si ha la cricca a che varia tra 1 mm e 20 mm. I parametri vengono impostati durante la preparazione del modello in Ansys Workbench. Si definiranno parametri di input, ovvero dei dati che devono essere inseriti manualmente dall'utente e parametri di output che vengono definiti dalla simulazione.

Entrati nella schermata principale di Workbench si seleziona l'analisi 'Static Structural', a questo punto si seguono in ordine i diversi punti proposti nella nuova finestra che appare (fig A4.1) e che vengono in seguito descritti:

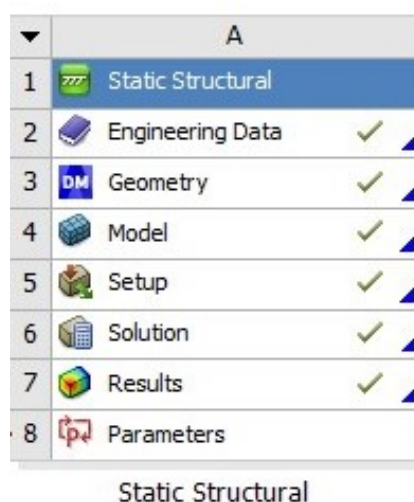


Fig. A4.1: Fasi di definizione e risoluzione del modello in Ansys Workbench

2) Engineering data

In questa sezione si vanno a definire tutti i parametri che caratterizzano il materiale preso in analisi. Per il calcolo del K_I è sufficiente inserire il modulo elastico e il modulo di Poisson. Per le simulazioni riportate nel paragrafo 2.6 si sono impostati:

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

Dato che sono sufficienti questi due parametri, è meglio andare ad eliminare tutti gli altri che non sono di interesse per il calcolo, come ad esempio le caratteristiche termiche del materiale.

3) Geometry

Una volta entrati nello spazio di modellazione 'Design Modeler' si va a realizzare la geometria del corpo. In questo caso si è modellata metà della piastra, sfruttando la sua simmetria rispetto al suo asse verticale (fig. A4.2). Si è definita con i comandi presenti un'area di larghezza 25 mm e lunghezza 100 mm. In corrispondenza del suo asse di simmetria orizzontale si è definita la cricca andandola a rappresentare leggermente aperta (0.02 mm di apertura-fig. A4.2), questo garantisce che quando si va a risolvere il modello FEM la cricca venga riconosciuta come vera e propria discontinuità presente nella piastra.

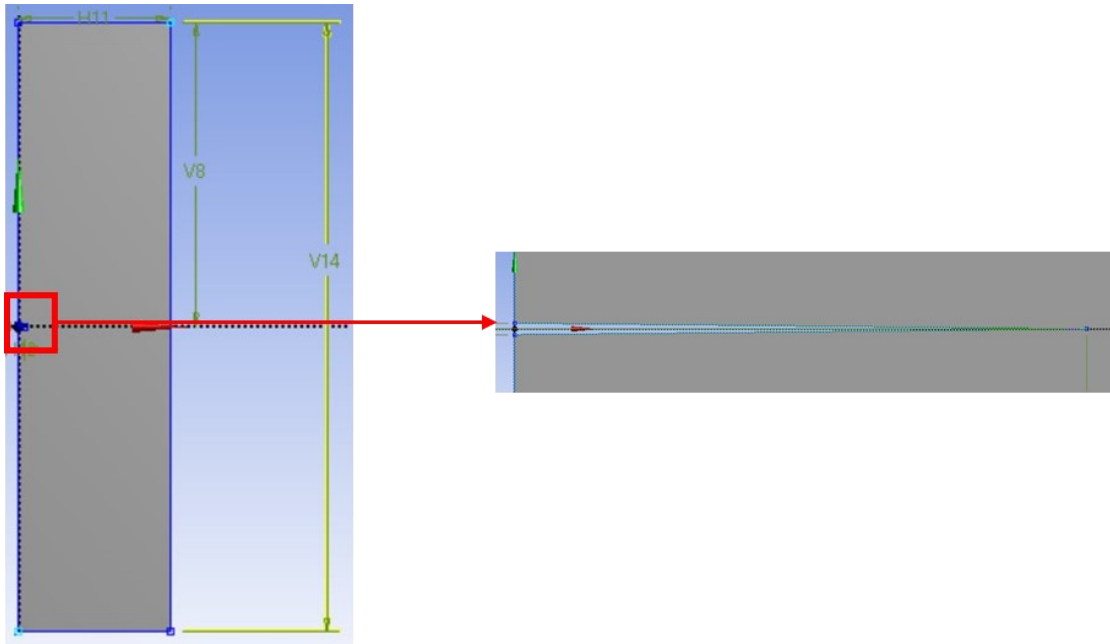


Fig. A4.2: Geometria utilizzata per il calcolo del KI riportato nel paragrafo 2.4

Inserite le quote per definire le diverse dimensioni della geometria rappresentata, si deve andare ad assegnare il loro valore corretto nella finestra in basso a sinistra. Il primo parametro da definire è legato alla lunghezza della cricca, quindi la quota che caratterizza questa grandezza, deve essere indicata come parametro (vedi fig.A4.3), per farlo è sufficiente cliccare sulla casella affianco alla quota facendo comparire il simbolo D:

Dimensions: 6	
<input type="checkbox"/> H11	25 mm
<input checked="" type="checkbox"/> D H12	1 mm
<input type="checkbox"/> V10	0,01 mm
<input type="checkbox"/> V14	100 mm
<input type="checkbox"/> V8	50 mm
<input type="checkbox"/> V9	0,01 mm

Fig. A4.3: Definizione del parametro che definisce la lunghezza della cricca a. Per il caso riportato nel paragrafo 2.4 H12 indica la lunghezza della cricca e la D a fianco definisce che tale grandezza sarà trattata come parametro di input

A questo punto è possibile uscire da 'Design Modeler', ma prima di passare al prossimo punto è necessario indicare che si desidera effettuare un'analisi bidimensionale, quindi rimanendo nel punto 3 nella finestra a destra della schermata base di Workbench, si seleziona 'Analysis type:2D' (fig.A4.4):

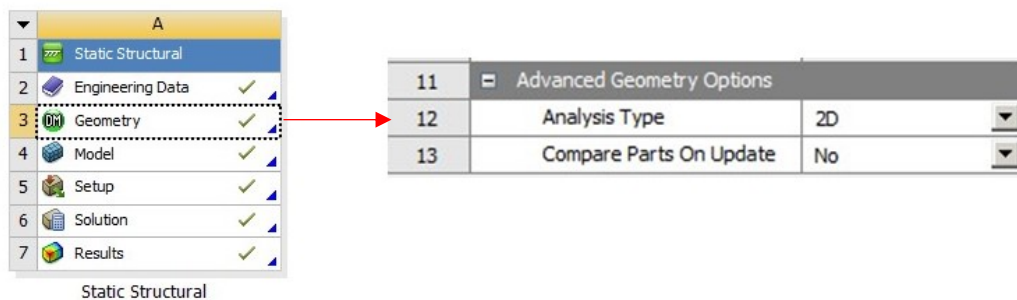


Fig. A4.4: comandi da impostare per effettuare un'analisi bidimensionale

4) Model

Nella nuova finestra che si apre una volta cliccato su Model si deve andare a definire la mesh, i carichi e in questo caso impostare i comandi 'Fracture' per poter definire il K_I .

Su 'Geometry' si definisce il tipo di sollecitazione del componente (vedi fig. A4.5). Per un componente criccato ad apice cricca generalmente è valido il Plane Strain.



Fig.A4.5: selezione del tipo di sollecitazione: 'Plane strain'

Per calcolare il K_I , si deve definire un sistema di riferimento in corrispondenza dell'apice della cricca (vedi fig.A4.6):

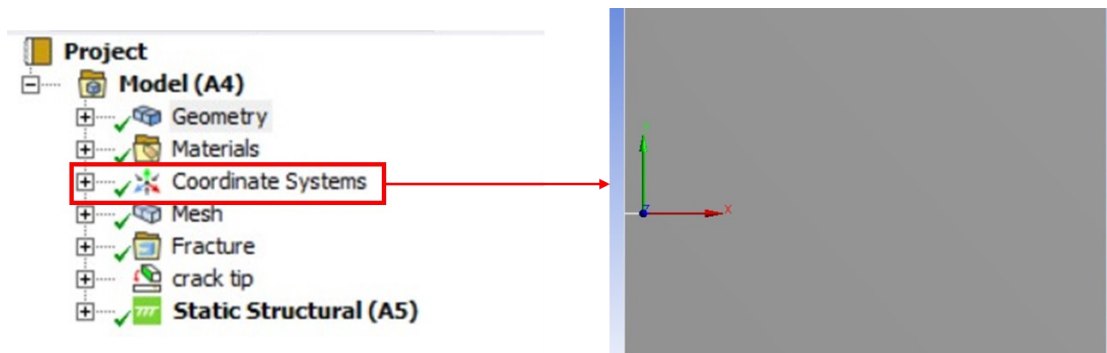


Fig. A4.6: Definizione del sistema di riferimento ad apice cricca.

Nella preparazione della mesh si definisce una dimensione globale degli elementi di 5 mm con ordine di integrazione quadratico (vedi fig. A4.7). Inoltre, è necessario andare a disattivare il comando 'Mesh Defeating', poiché questo comando va ad eliminare discontinuità o a raccordare intagli acuti nella fase di creazione della mesh. È evidente che in quest'analisi tale comando produrrebbe degli errori non trascurabili.

Si imposta il metodo di meshatura con elementi triangolari, tornando a selezionare un ordine quadratico del tipo di elemento. Dopodiché si definisce un infittimento (hard) della mesh in corrispondenza dei due fianchi di cricca (vedi fig. A4.7) in modo tale che gli elementi ad apice abbiano una dimensione circa pari a 0.1 mm. Nel caso in cui si scelga un infittimento che si basa sul numero di suddivisioni della linea, è bene andarlo ad impostare come parametro di input, poiché al crescere della dimensione di cricca è necessario aumentare il numero di suddivisioni, in modo da garantire sempre la convergenza dei risultati derivanti dall'uso del Fracture Tool.

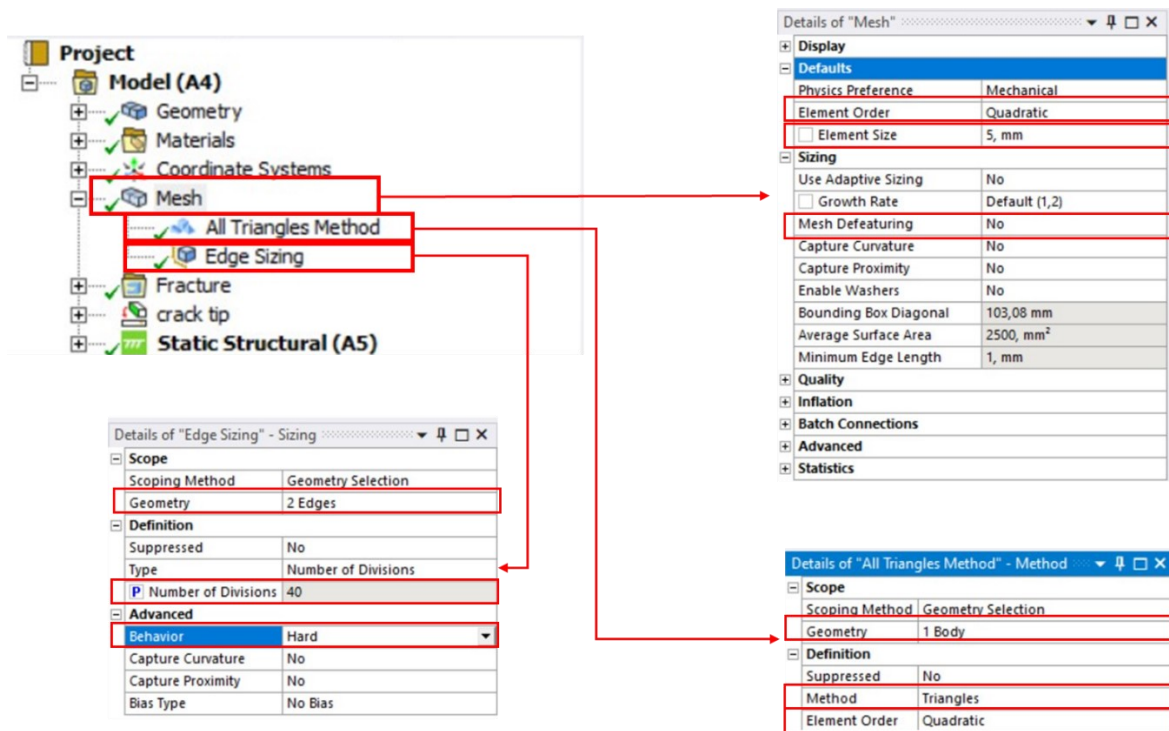


Fig. A4.7: sono riportate le diverse opzioni da selezionare per la creazione della mesh

La mesh che si ottiene è riportata in figura A4.8:

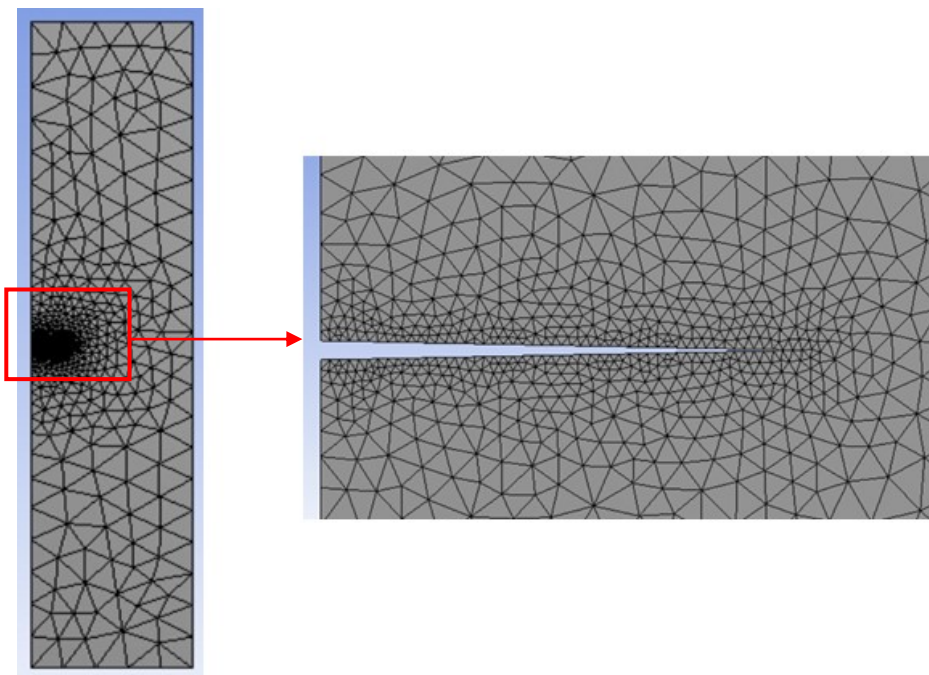


Fig. A4.8: configurazione della mesh per la semi-piastra criccata

A questo punto si passa a definire la 'Named Selection' con la quale si va a selezionare il Kaypoint ad apice cricca (vedi fig.A4.9) e poi si crea il 'Node Named Selection' che dal comando precedente seleziona il nodo in corrispondenza del Kaypoint (vedi fig.A4.9). Questa 'Node Named Selection' è nominata 'Crack Tip'. In questo modo si è caratterizzata l'apice della cricca che viene utilizzata nelle successive impostazioni.

Creata la voce 'Fracture' e selezionato il 'Pre-Meshed Crack' si vanno ad inserire la node named selection e il sistema di riferimento ad apice cricca definiti in precedenza (vedi fig. A4.9):

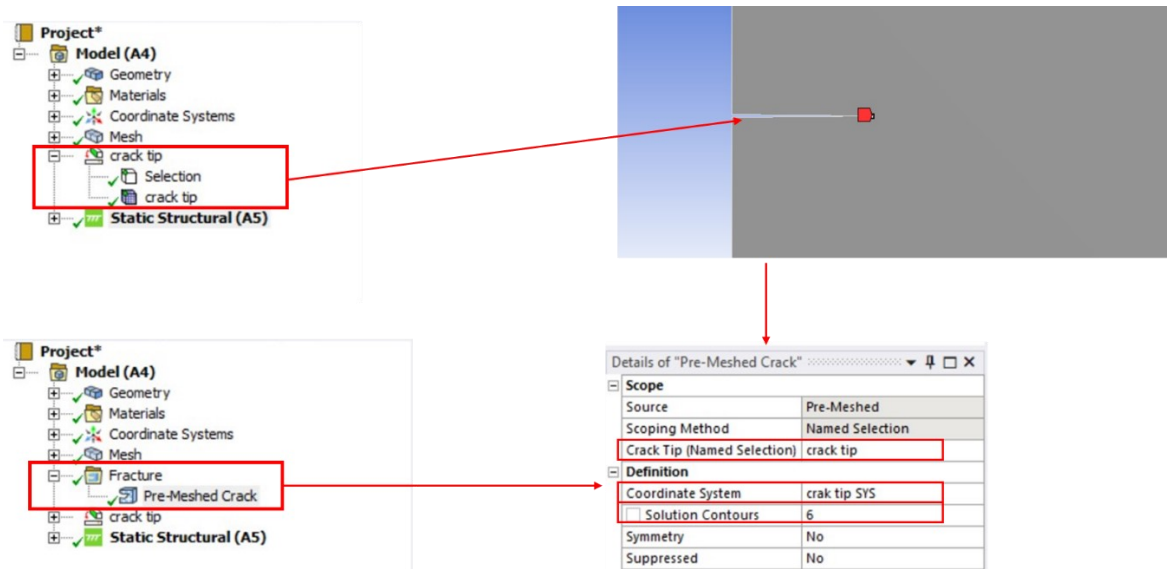


Fig.A4.9: passaggi e opzioni da selezionare per il calcolo del K_I utilizzando il Fracture Tool

La voce 'Solution Contours' indica il numero di iterazioni che viene utilizzato dal programma per andare a calcolare il valore del K_I .

Prima di lanciare la risoluzione del modello si assegnano i vincoli e i carichi. Nel bordo superiore della piastra si assegna una pressione di 1 MPa (vedi fig. A4.10 bordo evidenziato in rosso) mentre nel bordo laterale destro il vincolo 'Frictionless support' per simulare la simmetria della piastra, lo stesso vincolo viene utilizzato nel bordo inferiore (vedi fig. A4.10 bordo evidenziato in blu):

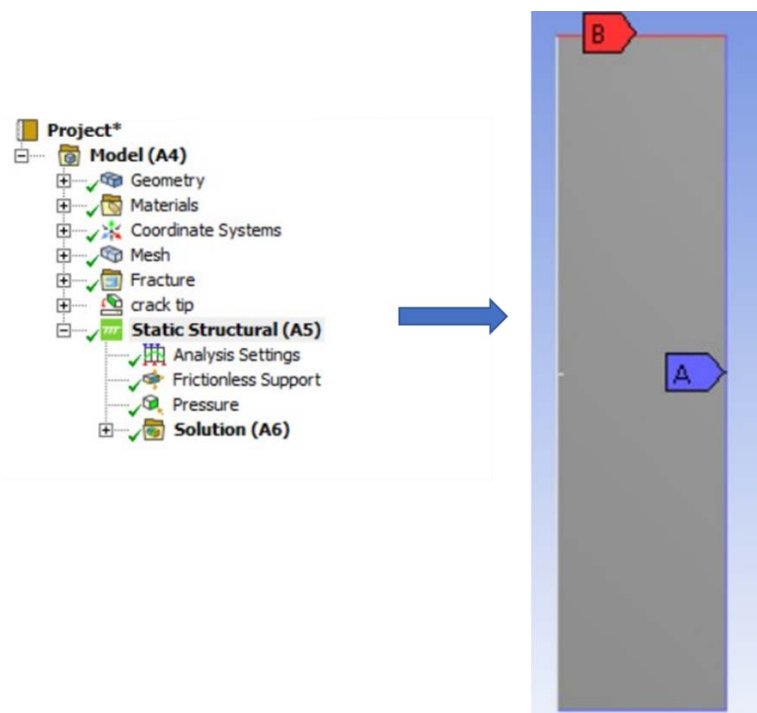


Fig. A4.10: vincoli e carichi applicati al modello

Infine, si inseriscono i risultati da visualizzare alla fine della simulazione. In questo caso si è inserita la deformazione totale del modello e il Fracture Tool, il quale permette di selezionare il calcolo dello SIF all'apice cricca. Terminata la simulazione, la deformazione che si ottiene per una cricca di 5 mm è riportata in figura A4.11:

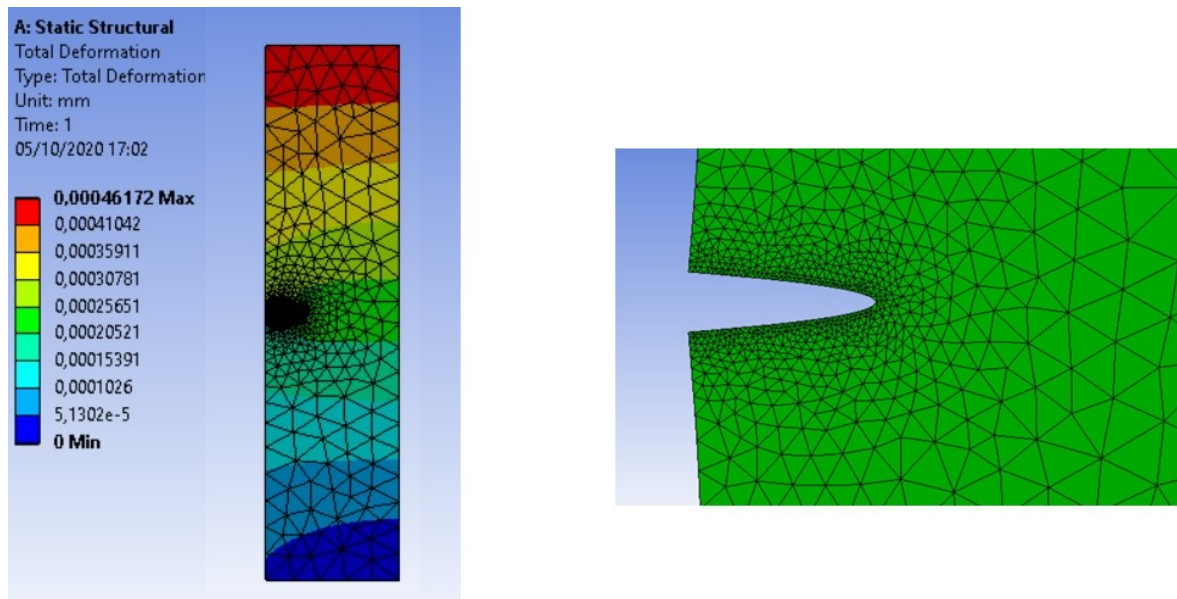


Fig.A4.11: Deformazioni della piastra con cricca $a=5$ mm e carico applicato di 1 MPa

Il valore del K_I è possibile leggerlo selezionando lo SIF all'interno del Fracture Tool. Sotto la voce 'Results' è riportato il valore del K_I calcolato e generalmente è già impostato nel valore ottenuto nell'ultima iterazione. Dato che si sta creando un'analisi parametrica, è necessario selezionare questo valore come parametro di output (vedi fig. A4.12).

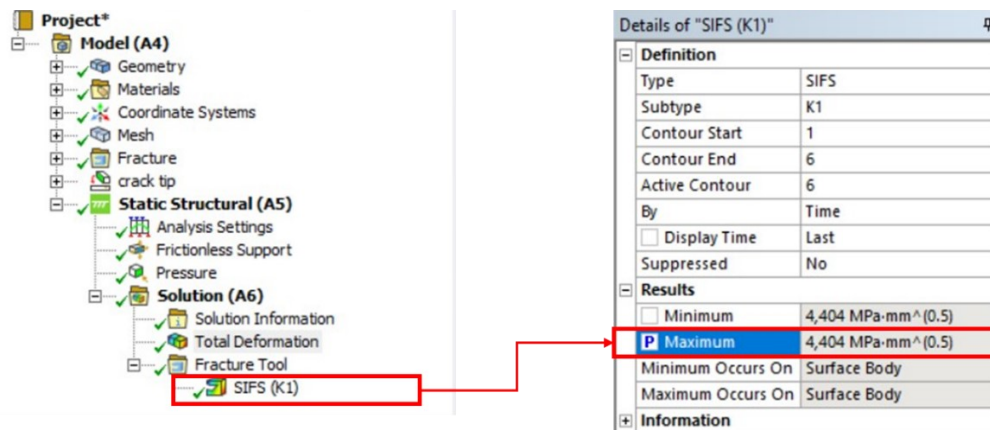


Fig.A4.12: definizione dello SIF come parametro di output

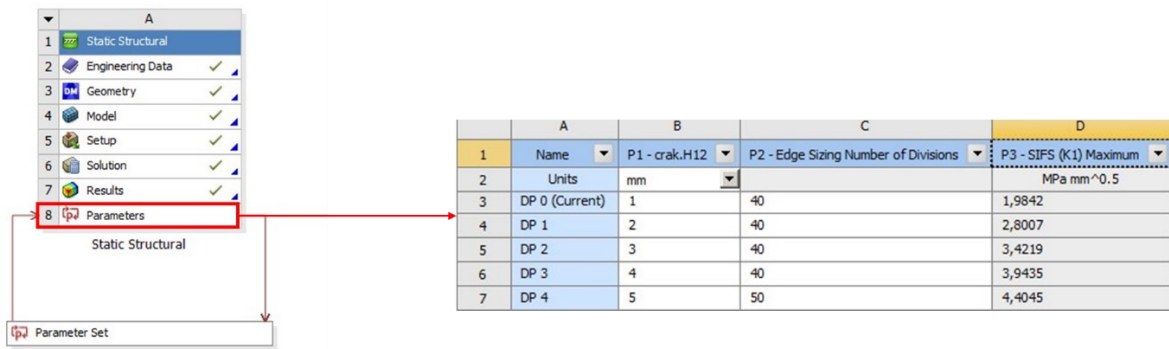
Si chiude la finestra di modellazione e si ritorna nella schermata principale di Workbench

8) Parameters

Si salta la descrizione delle voci 5,6 e 7 che sono rispettivamente Setup, Solution e Result poiché sono comprese in automatico nelle fasi descritte all'interno della voce 4 'Model'.

Sotto la voce 'Parameters' compare un nuovo blocco nominato 'Parameters set' (vedi Fig. A4.13) ed indica che si è impostata una simulazione di tipo parametrico. Da questa voce si possono andare ad inserire le diverse simulazioni che si vogliono effettuare andando quindi ad impostare i diversi

parametri di input (vedi fig.A4.13). Una volta risolti i diversi modelli, nella medesima tabella compaiono anche i risultati impostati come output.



	A	B	C	D
1	Name	P1 - crack.H12	P2 - Edge Sizing Number of Divisions	P3 - SIFS (K1) Maximum
2	Units	mm		MPa mm ^{0,5}
3	DP 0 (Current)	1	40	1,9842
4	DP 1	2	40	2,8007
5	DP 2	3	40	3,4219
6	DP 3	4	40	3,9435
7	DP 4	5	50	4,4045

Fig.A4.13: Tabella per l'inserimento dei parametri di input

APPENDICE B

B1 Datasheet alimentatore

Si riporta il datasheet dell'alimentatore utilizzato per il corretto funzionamento del motore in c.c.:



25W Single Output Switching Power Supply

RS-25 series



- Features :
- Universal AC input / Full range
- Protections: Short circuit / Overload / Over voltage
- Cooling by free air convection
- LED indicator for power on
- 100% full load burn-in test
- All using 105°C long life electrolytic capacitors
- Withstand 300VAC surge input for 5 second
- High operating temperature up to 70°C
- Withstand 5G vibration test
- No load power consumption < 0.5W
- High efficiency, long life and high reliability
- 3 years warranty

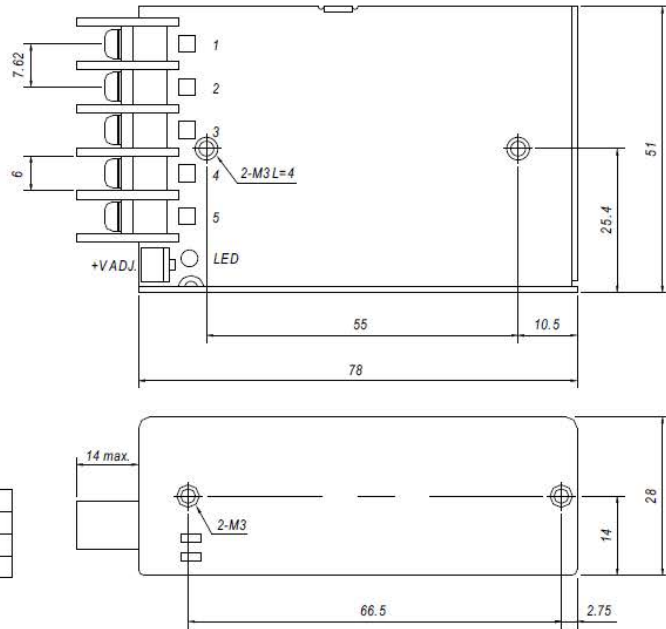


SPECIFICATION

MODEL	RS-25-3.3	RS-25-5	RS-25-12	RS-25-15	RS-25-24	RS-25-48	
OUTPUT	DC VOLTAGE	3.3V	5V	12V	15V	24V	48V
	RATED CURRENT	6A	5A	2.1A	1.7A	1.1A	0.57A
	CURRENT RANGE	0 ~ 6A	0 ~ 5A	0 ~ 2.1A	0 ~ 1.7A	0 ~ 1.1A	0 ~ 0.57A
	RATED POWER	19.8W	25W	25.2W	25.5W	26.4W	27.36W
	RIPPLE & NOISE (max.) Note.2	80mVp-p	80mVp-p	120mVp-p	120mVp-p	120mVp-p	200mVp-p
	VOLTAGE ADJ. RANGE	2.85 ~ 3.6V	4.75 ~ 5.5V	10.8 ~ 13.2V	13.5 ~ 16.5V	22 ~ 27.6V	42 ~ 54V
	VOLTAGE TOLERANCE Note.3	±3.0%	±2.0%	±1.0%	±1.0%	±1.0%	±1.0%
	LINE REGULATION Note.4	±0.5%	±0.5%	±0.5%	±0.5%	±0.5%	±0.5%
	LOAD REGULATION Note.5	±2.0%	±1.0%	±0.5%	±0.5%	±0.5%	±0.5%
	SETUP, RISE TIME	1800ms, 23ms/230VAC 4000ms, 30ms/115VAC at full load					
HOLD UP TIME (Typ.)	80ms/230VAC 14ms/115VAC at full load						
INPUT	VOLTAGE RANGE	88 ~ 264VAC 125 ~ 373VDC (Withstand 300VAC surge for 5sec. Without damage)					
	FREQUENCY RANGE	47 ~ 63Hz					
	EFFICIENCY(Typ.)	73.5%	78.5%	81.5%	83.5%	86%	85%
	AC CURRENT (Typ.)	0.7A/115VAC 0.4A/230VAC					
	INRUSH CURRENT (Typ.)	COLD START 30A/230VAC					
LEAKAGE CURRENT	<2mA/ 240VAC						
PROTECTION	OVERLOAD	110 ~ 180% rated output power Protection type : Hiccup mode, recovers automatically after fault condition is removed					
	OVER VOLTAGE	3.8 ~ 4.45V	5.75 ~ 6.75V	13.8 ~ 16.2V	17.25 ~ 20.25V	27.6 ~ 32.4V	55.2 ~ 64.8V
ENVIRONMENT	WORKING TEMP.	-20 ~ +70°C (Refer to "Derating Curve")					
	WORKING HUMIDITY	20 ~ 90% RH non-condensing					
	STORAGE TEMP., HUMIDITY	-40 ~ +85°C, 10 ~ 95% RH					
	TEMP. COEFFICIENT	±0.03%/°C (0 ~ 50°C)					
	VIBRATION	10 ~ 500Hz, 5G 10min./1cycle, period for 60min. each along X, Y, Z axes					
SAFETY & EMC (Note 6)	SAFETY STANDARDS	UL60950-1, TUV EN60950-1 approved					
	WITHSTAND VOLTAGE	I/P-O/P:3KVAC I/P-FG:1.5KVAC O/P-FG:0.5KVAC					
	ISOLATION RESISTANCE	I/P-O/P, I/P-FG, O/P-FG:100M Ohms / 500VDC / 25°C / 70% RH					
	EMC EMISSION	Compliance to EN55022 (CISPR22) Class B, EN61000-3-2,-3					
	EMC IMMUNITY	Compliance to EN61000-4-2,3,4,5,6,8,11, light industry level, criteria A					
OTHERS	MTBF	309.7Khrs min. MIL-HDBK-217F (25°C)					
	DIMENSION	78*51*28mm (L*W*H)					
	PACKING	0.2Kg; 60pcs/13Kg/0.46CUFT					
NOTE	<ol style="list-style-type: none"> 1. All parameters NOT specially mentioned are measured at 230VAC input, rated load and 25°C of ambient temperature. 2. Ripple & noise are measured at 20MHz of bandwidth by using a 12" twisted pair-wire terminated with a 0.1uf & 47uf parallel capacitor. 3. Tolerance : includes set up tolerance, line regulation and load regulation. 4. Line regulation is measured from low line to high line at rated load. 5. Load regulation is measured from 0% to 100% rated load. 6. The power supply is considered a component which will be installed into a final equipment. The final equipment must be re-confirmed that it still meets EMC directives. For guidance on how to perform these EMC tests, please refer to "EMI testing of component power supplies." (as available on http://www.meanwell.com) 						

■ Mechanical Specification

Case No.931A Unit:mm

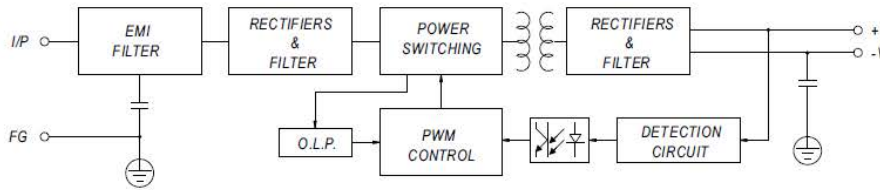


Terminal Pin No. Assignment

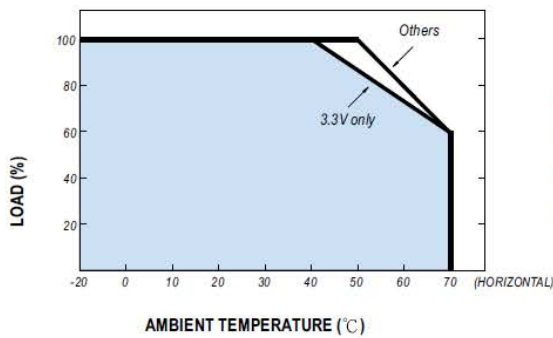
Pin No.	Assignment	Pin No.	Assignment
1	AC/L	4	DC OUTPUT -V
2	AC/N	5	DC OUTPUT +V
3	FG		

■ Block Diagram

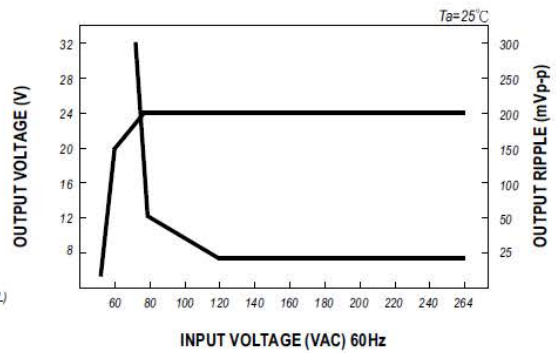
fosc : 60KHz



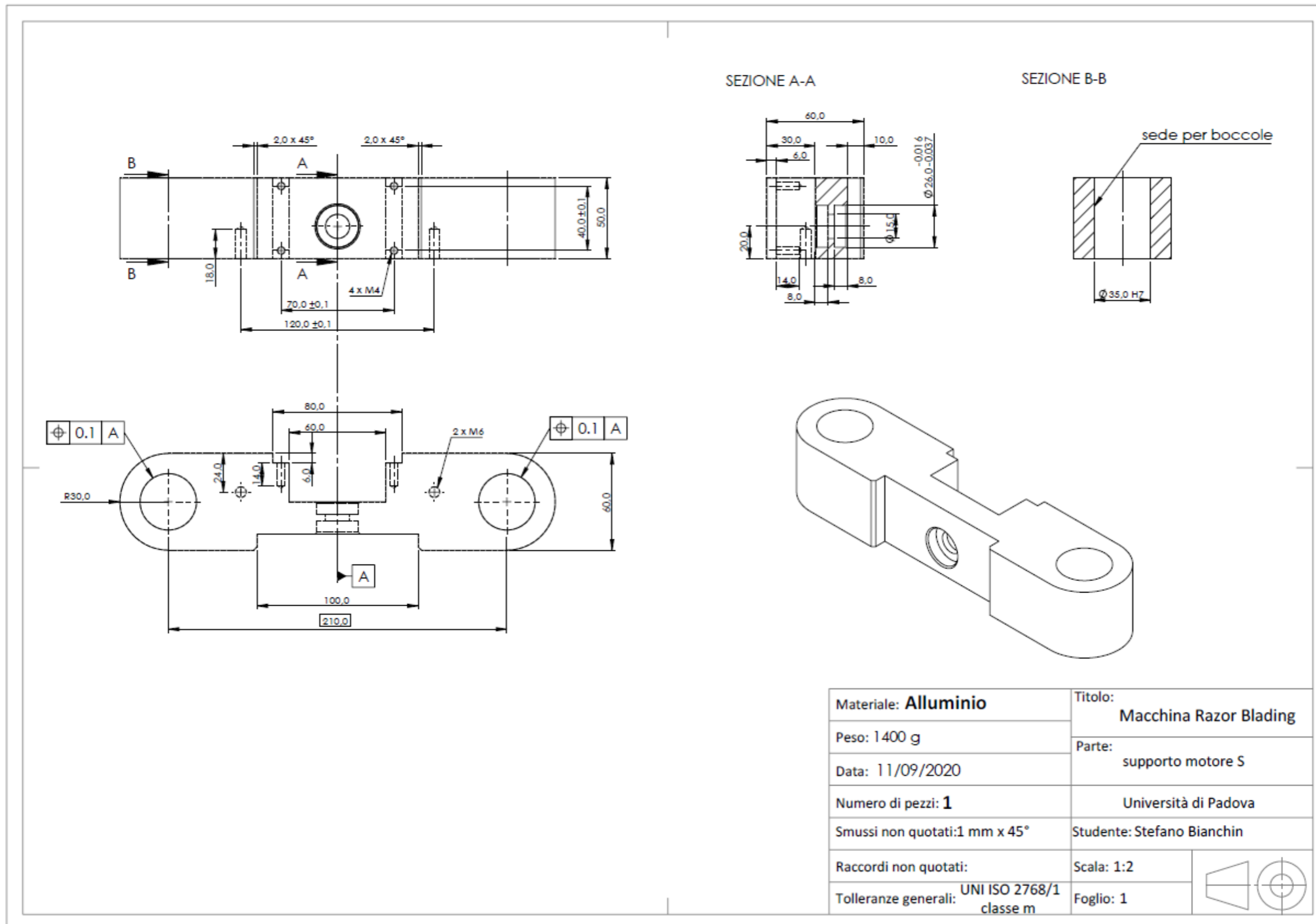
■ Derating Curve

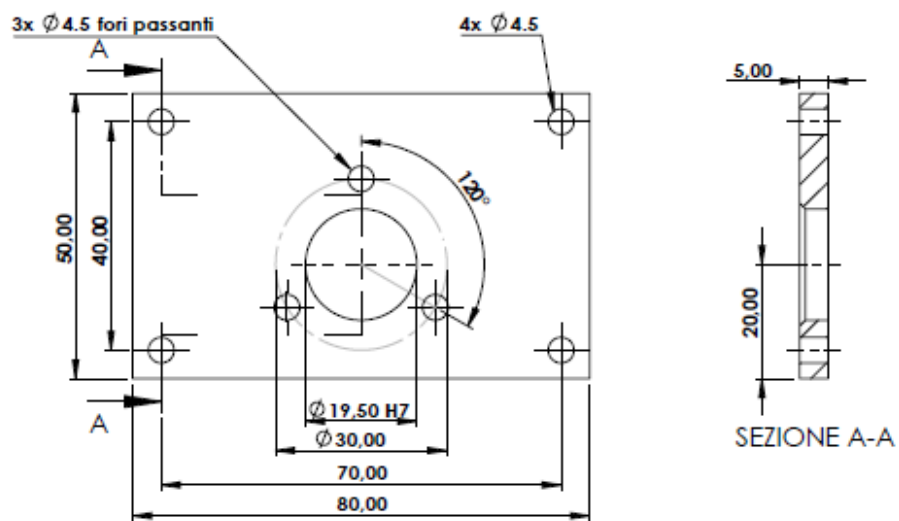


■ Static Characteristics (24V)



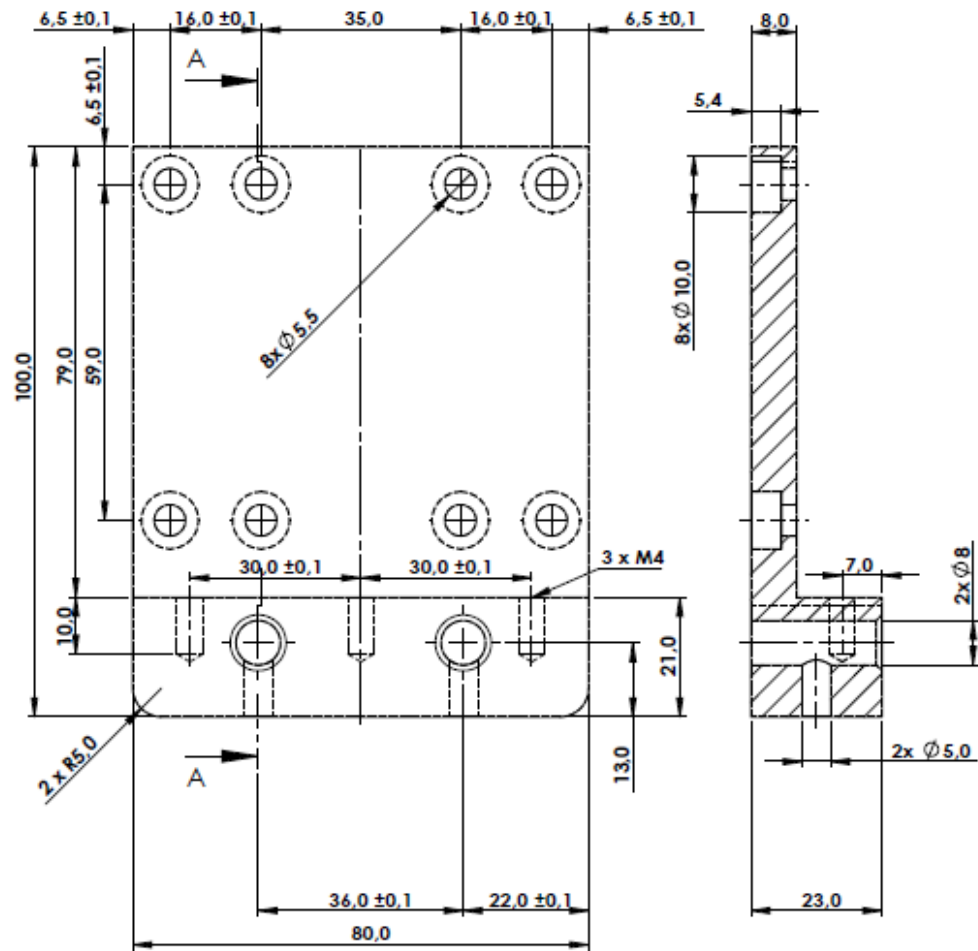
B2 Messe in tavola dei pezzi per la realizzazione della macchina per il Razor Blading



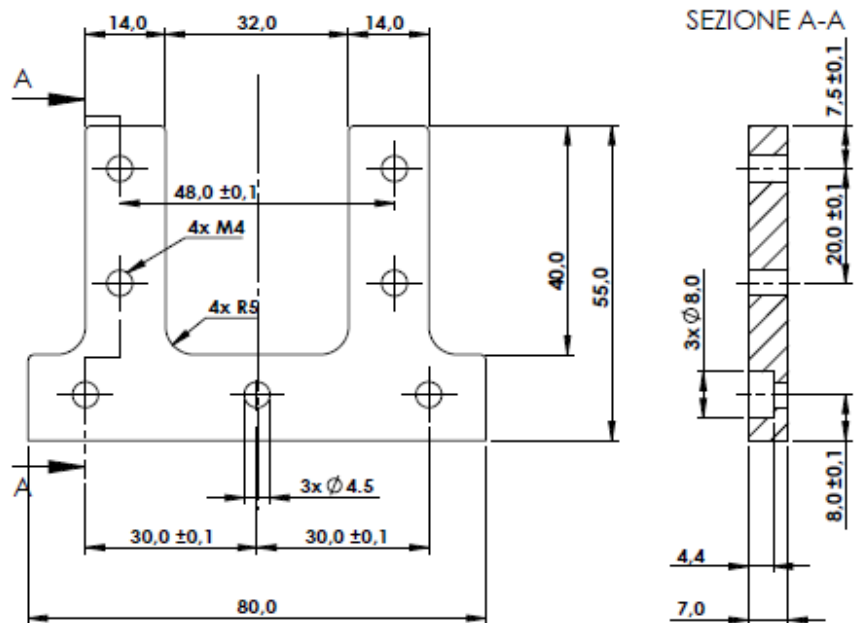


Materiale: Alluminio	Titolo: Macchina Razor Blading	
Peso: 50 g	Parte: Piastra supporto motore	
Data: 01/09/2020	Università di Padova	
Numero di pezzi: 1	Studente: Stefano Bianchin	
Smussi non quotati:	Scala: 1:1	
Raccordi non quotati:	Foglio: 2	
Tolleranze generali: UNI ISO 2768/1 classe m		

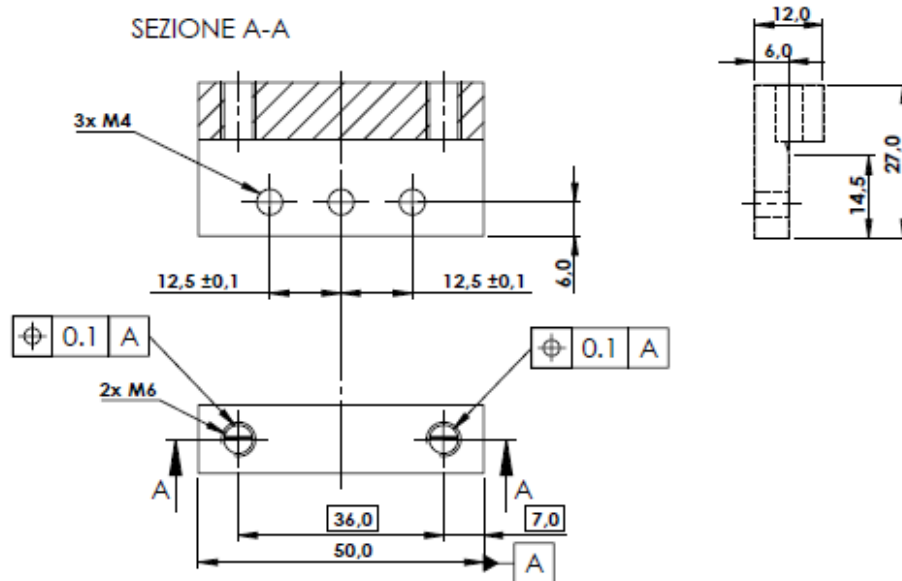
SEZIONE A-A
SCALA 1:1



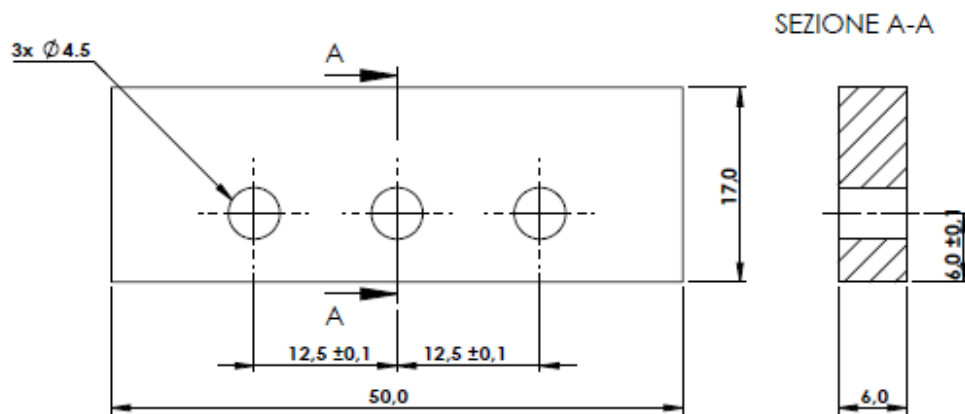
Materiale: Alluminio	Titolo: Macchina Razor Blading	
Peso: 200 g	Parte: Slitta	
Data: 01/09/2020	Università di Padova	
Numero di pezzi: 1	Studiante: Stefano Bianchin	
Smussi non quotati:	Scala: 1:1	
Raccordi non quotati:	Foglio: 3	
Tolleranze generali: UNI ISO 2768/1 classe m		



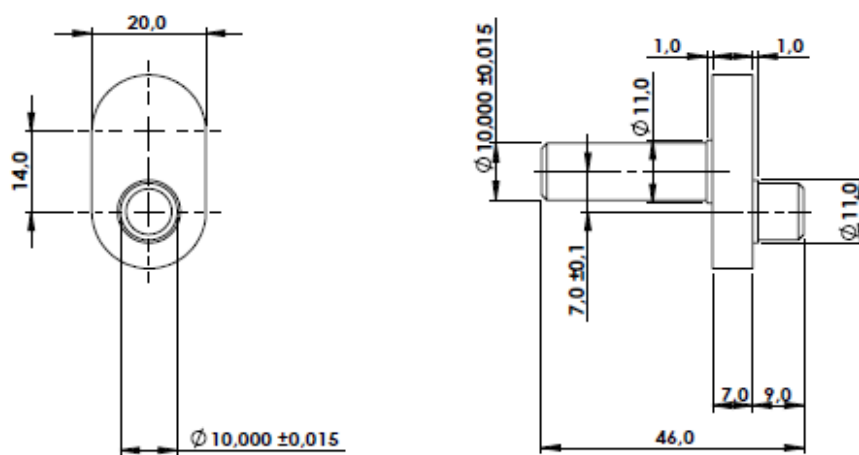
Materiale: Alluminio	Titolo: Macchina Razor Blading	
Peso: 40 g	Parte: Piastra camma	
Data: 02/08/2020	Università di Padova	
Numero di pezzi: 1	Studiante: Stefano Bianchin	
Smussi non quotati:	Scala: 1:1	
Raccordi non quotati:	Foglio: 4	
Tolleranze generali: UNI ISO 2768/1 classe m		



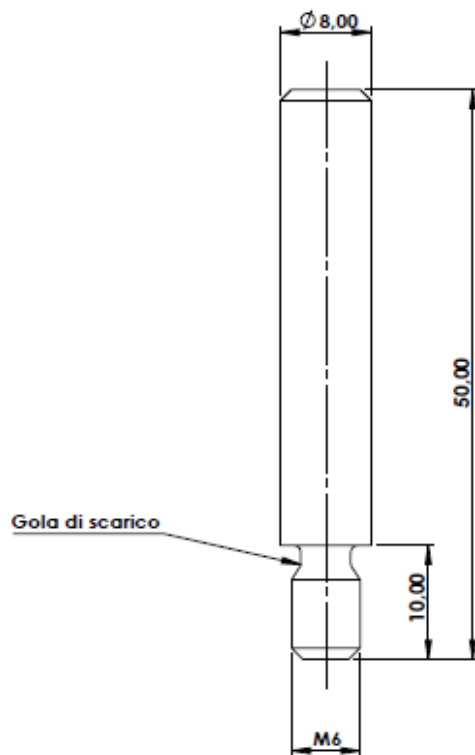
Materiale: Alluminio	Titolo: Macchina Razor Blading	
Peso: 30 g	Parte: Supporto lama doppio stelo S	
Data: 31/08/2020	Università di Padova	
Numero di pezzi: 1	Studente: Stefano Bianchin	
Smussi non quotati:	Scala: 1:1	
Raccordi non quotati:	Foglio: 5	
Tolleranze generali: UNI ISO 2768/1 classe m		



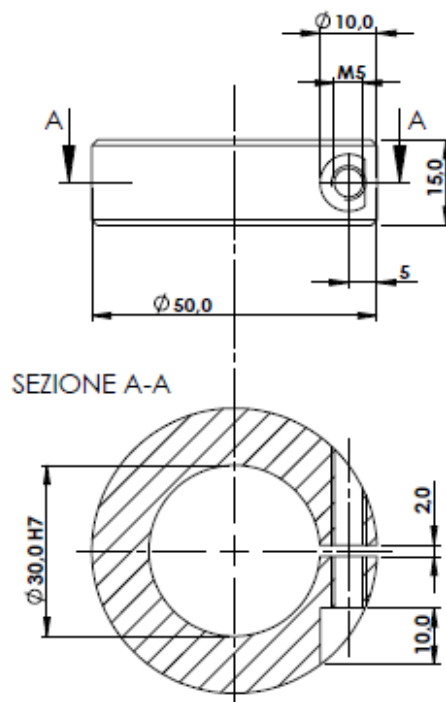
Materiale: Alluminio	Titolo: Macchina Razor Blading	
Peso: 20 g	Parte: Fissaggio lama doppio stelo S	
Data: 31/08/2020	Università di Padova	
Numero di pezzi: 1	Studente: Stefano Bianchin	
Smussi non quotati:	Scala: 2:1	
Raccordi non quotati:	Foglio: 6	
Tolleranze generali: UNI ISO 2768/1 classe m		



Materiale: Alluminio	Titolo: Macchina Razor Blading	
Peso: 20 g	Parte: camma S	
Data: 22/10/2020	Università di Padova	
Numero di pezzi: 1	Studente: Stefano Bianchin	
Smussi non quotati: 1mm x 45°	Scala: 1:1	
Raccordi non quotati:	Foglio: 7	
Tolleranze generali: UNI ISO 2768/1 classe m		

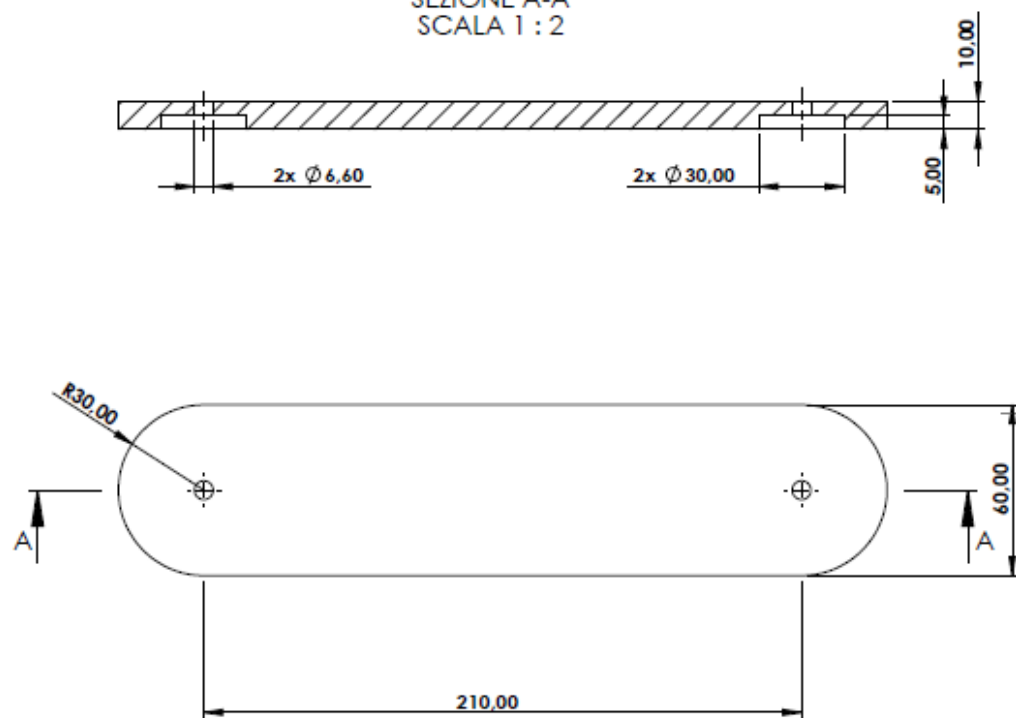


Materiale: Acciaio	Titolo: Macchina Razor Blading	
Peso:	Parte: Stelo porta lama S	
Data: 31/08/2020	Università di Padova	
Numero di pezzi: 2	Studente: Stefano Bianchin	
Smussi non quotati:	Scala: 2:1	
Raccordi non quotati:	Foglio: 8	
Tolleranze generali: UNI ISO 2768/1 classe m		

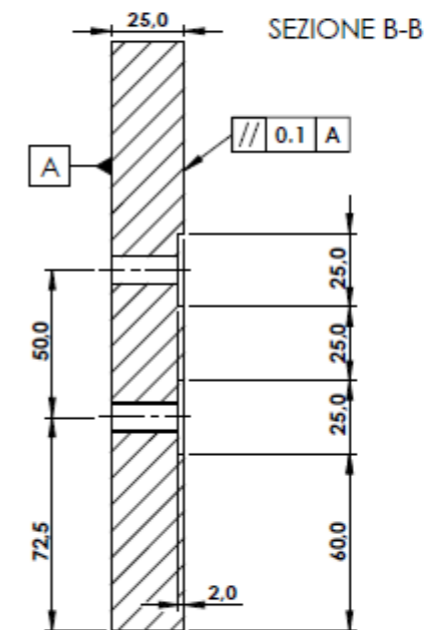
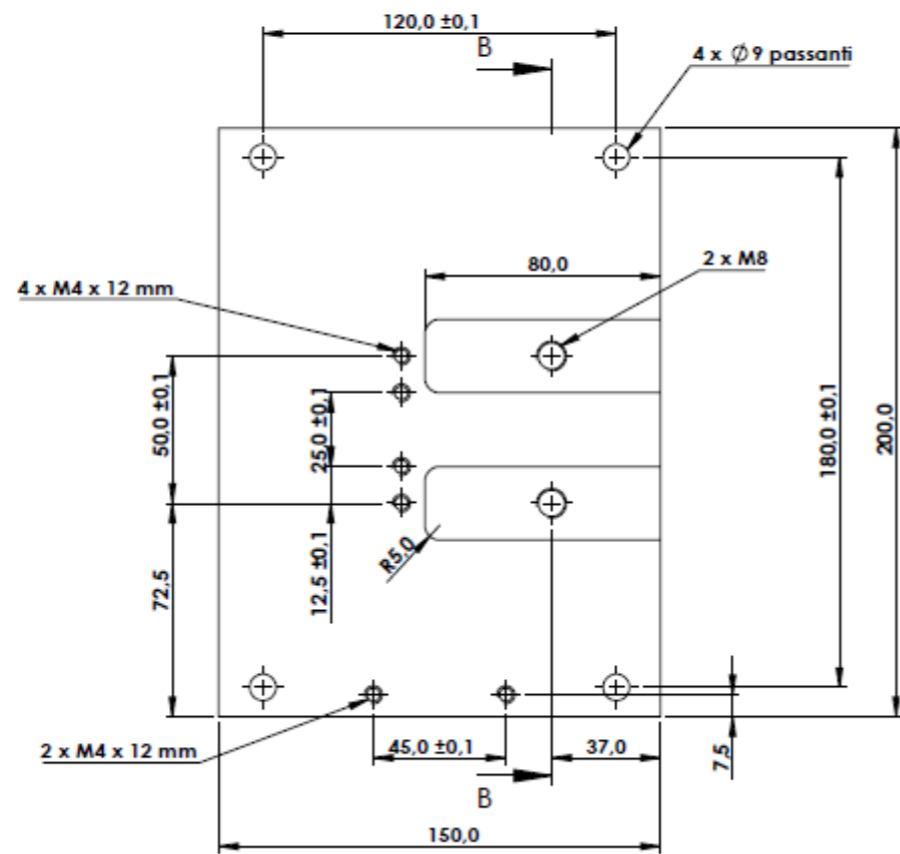


Materiale: Alluminio	Titolo: Macchina Razor Blading	
Peso: 50 g	Parte: Anello di fissaggio	
Data: 18/08/2020	Università di Padova	
Numero di pezzi: 4	Studente: Stefano Bianchin	
Smussi non quotati:	Scala: 1:1	
Raccordi non quotati:	Foglio: 9	
Tolleranze generali: UNI ISO 2768/1 classe m		

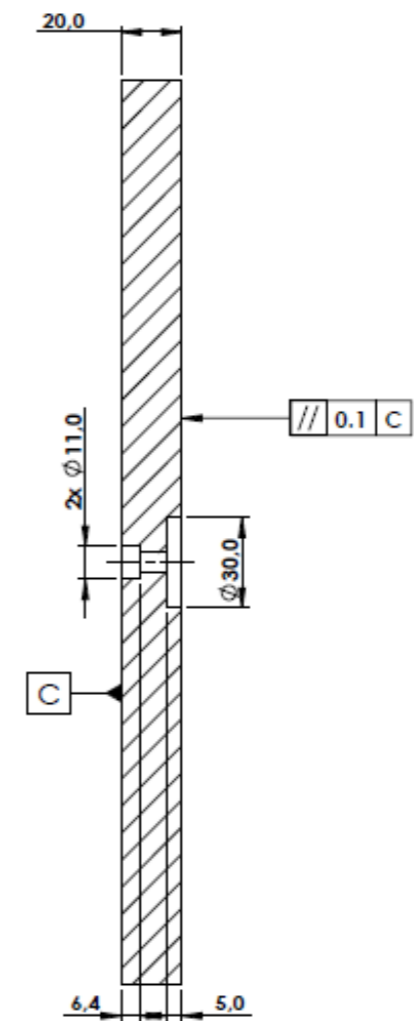
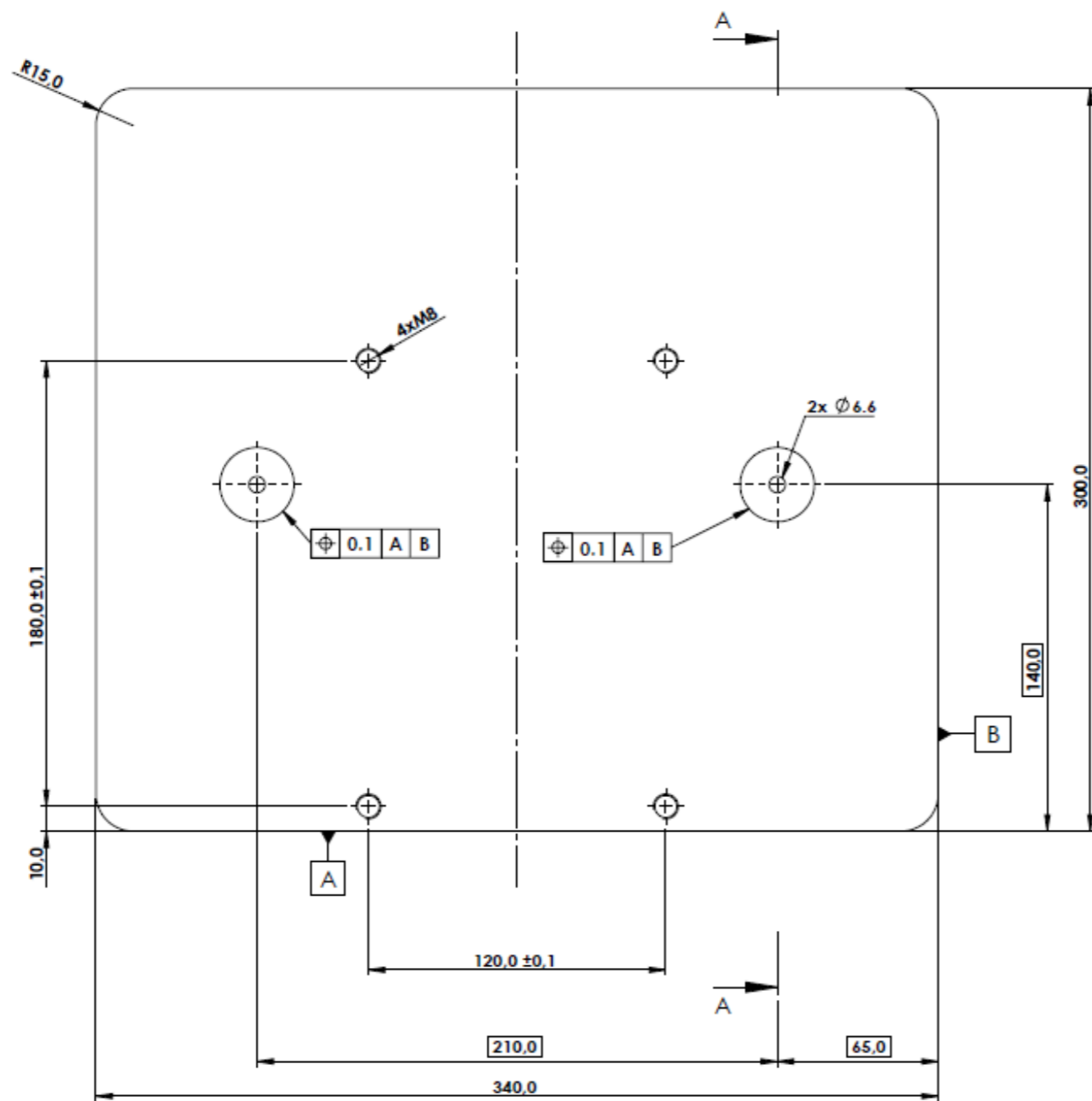
SEZIONE A-A
SCALA 1 : 2



Materiale: Alluminio	Titolo: Macchina Razor Blading	
Peso:	Parte: Piastra di bloccaggio	
Data: 01/09/2020	Università di Padova	
Numero di pezzi: 1	Studente: Stefano Bianchin	
Smussi non quotati:	Scala: 1:2	
Raccordi non quotati:	Foglio: 10	
Tolleranze generali: UNI ISO 2768/1 classe m		

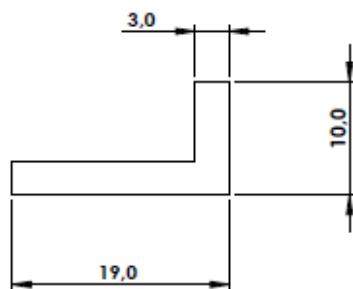
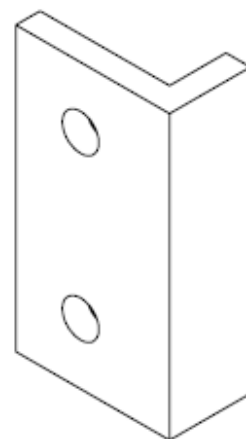
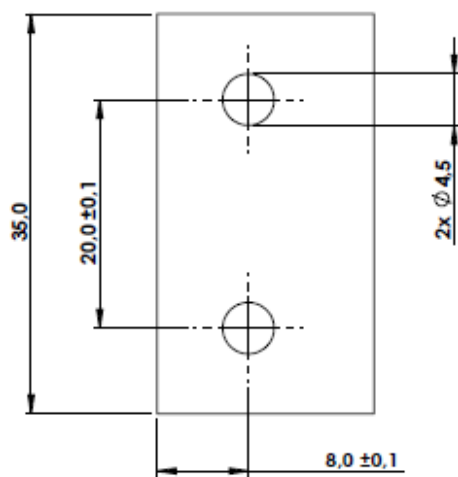


Materiale: Alluminio	Titolo: Macchina Razor Blading	
Peso: 2 kg	Parte: Piastra di rialzo	
Data: 31/08/2020	Università di Padova	
Numero di pezzi: 1	Studente: Stefano Bianchin	
Smussi non quotati:	Scala: 1:2	
Raccordi non quotati:	Foglio: 11	
Tolleranze generali: UNI ISO 2768/1 classe m		



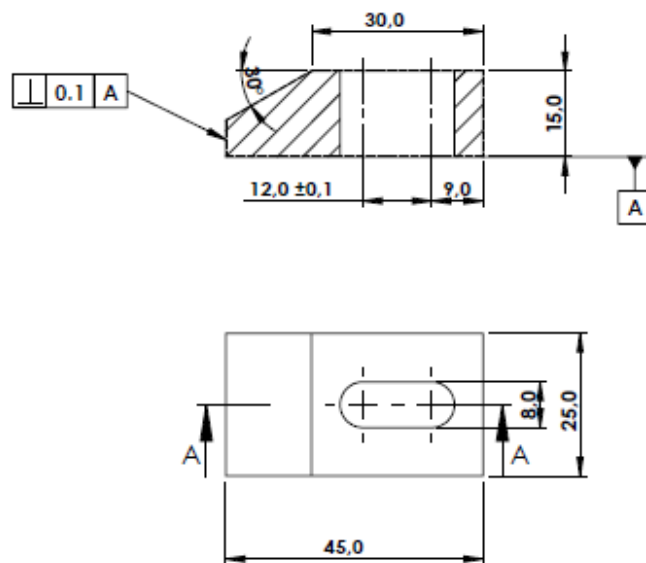
SEZIONE A-A
SCALA 1 : 2

Materiale: Alluminio	Titolo: Macchina Razor Blading	
Peso: 5.4 kg	Parte: Piastra portante	
Data: 31/08/2020	Università di Padova	
Numero di pezzi: 1	Studente: Stefano Bianchin	
Smussi non quotati:	Scala: 1:2	
Raccordi non quotati:	Foglio: 12	
Tolleranze generali: UNI ISO 2768/1 classe m		



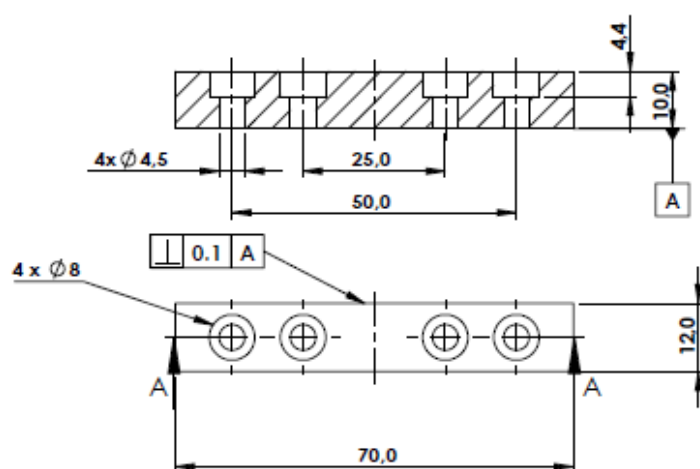
Materiale: Acciaio	Titolo: Macchina Razor Blading	
Peso: 20 g	Parte: piastrine anti usura S	
Data: 02/09/2020	Università di Padova	
Numero di pezzi: 2	Studente: Stefano Bianchin	
Smussi non quotati:	Scala: 2:1	
Raccordi non quotati:	Foglio: 13	
Tolleranze generali: UNI ISO 2768/1 classe m		

SEZIONE A-A



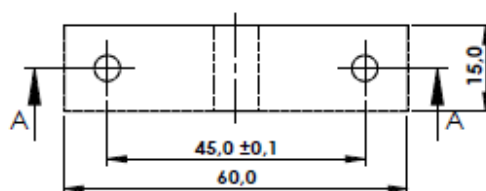
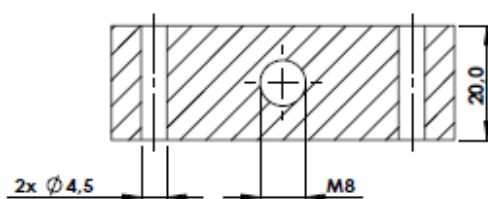
Materiale: Acciaio	Titolo: Macchina Razor Blading	
Peso: 100 g	Parte: Cuneo fissaggio provino	
Data: 03/08/2020	Università di Padova	
Numero di pezzi: 2	Stefano Bianchin	
Smusi non quotati:	Scala: 1:1	
Raccordi non quotati:	Foglio: 14	
Tolleranze generali: UNI ISO 2768/1 classe m		

SEZIONE A-A

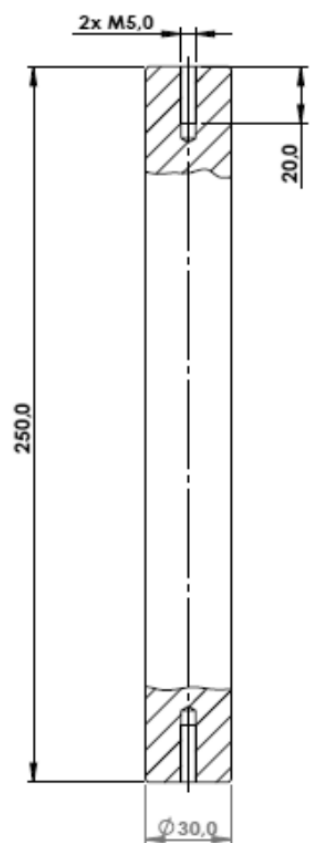


Materiale: Alluminio	Titolo: Macchina Razor Blading	
Peso: 20 g	Parte: Supporto provino	
Data: 03/08/2020	Università di Padova	
Numero di pezzi: 1	Studente: Stefano Bianchin	
Smusi non quotati:	Scala: 1:1	
Raccordi non quotati:	Foglio: 15	
Tolleranze generali: UNI ISO 2768/1 classe m		

SEZIONE A-A



Materiale: Alluminio	Titolo: Macchina Razor Blading	
Peso: 45 g	Parte: Blocchetto posizionamento provino	
Data: 03/08/2020	Università di Padova	
Numero di pezzi: 1	Studente: Stefano Bianchin	
Smussi non quotati:	Scala: 1:1	
Raccordi non quotati:	Foglio: 16	
Tolleranze generali: UNI ISO 2768/1 classe m		



Materiale: Acciaio	Titolo: Macchina Razor Blading	
Peso: 1400 g	Parte: Stelo Guida	
Data: 02/09/2020	Università di Padova	
Numero di pezzi: 2	Studiante: Stefano Bianchin	
Smussi non quotati:	Scala: 1:2	
Raccordi non quotati:	Foglio: 17	
Tolleranze generali: UNI ISO 2768/1 classe m		

APPENDICE C

C1 Fracture Tool: 'Arbitrary Crack'-Ansys Workbench

Di seguito si vuole riportare in maniera schematica un breve tutorial su come calcolare lo Stress Intensity Factor utilizzando il Fracture Tool, in particolare il comando 'Arbitrary Crack' presente in Ansys Workbench. Si descrive anche la parametrizzazione della posizione dei fori per un provino SENB per DCPD. I parametri vengono impostati durante la preparazione del modello in Ansys Workbench. Si definiranno parametri di input, ovvero dati che devono essere inseriti manualmente dall'utente e parametri di output che vengono ricavati dalla simulazione. La simulazione che ha prodotto i risultati del paragrafo 4.4 ha un modello tridimensionale in cui si è valutato il K_I per ogni nodo dell'apice di cricca.

Entrati nella schermata principale di Workbench si seleziona l'analisi 'Static Structural', a questo punto si seguono in ordine i diversi punti proposti nella nuova finestra che appare (fig. C1.1) e che vengono in seguito descritti:

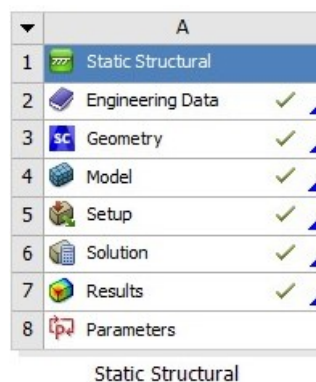


Fig. C1.1: Fasi di definizione e risoluzione del modello in Ansys Workbench

2) Engineering data

In questa sezione si vanno a definire tutti i parametri che caratterizzano il materiale preso in analisi. Per il calcolo del K_I è sufficiente inserire il modulo elastico e il modulo di Poisson. Per le simulazioni riportate nel paragrafo 4.4 si sono impostati:

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

Dato che sono sufficienti questi due parametri, è meglio andare ad eliminare tutti gli altri che non sono di interesse per il calcolo, come ad esempio le caratteristiche termiche del materiale.

3) Geometry

Una volta entrati nello spazio di modellazione 'SpaceClaim' si realizza la geometria del corpo. In questo caso si è semplificato il provino SENB di figura 4.8 modellando solo il parallelepipedo che lo contraddistingue e i fori per la misurazione della d.d.p. (vedi fig.C1.2). Nel solido di figura C1.2 non è presente la cricca, la quale viene definita in seguito all'interno di 'Model' (vedi punto 4). Per creare in seguito la cricca, è necessario definire una superficie che la rappresenti. Ci si posiziona in corrispondenza del piano di propagazione della cricca e si traccia un rettangolo che intersechi il solido per la stessa lunghezza della cricca (vedi fig.C1.3), una volta torni sull'ambiente 3D cliccando su 'Retun to 3D mode' (vedi fig.C1.3), il rettangolo diventa un elemento superficie.

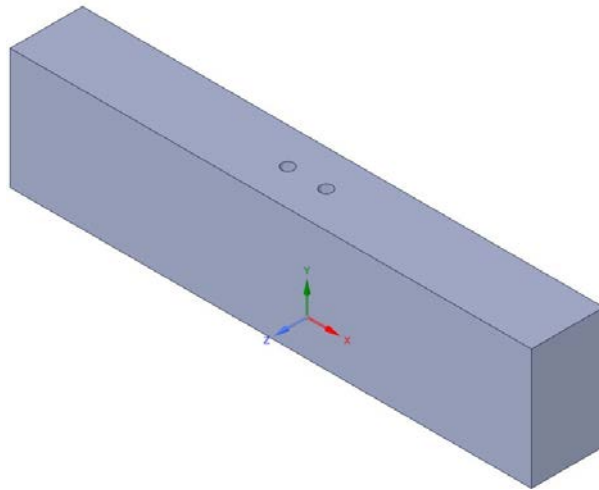


Fig.C1.2: solido tridimensionale creato su 'SpaceClaim' per valutare l'effetto dei fori sulla cricca

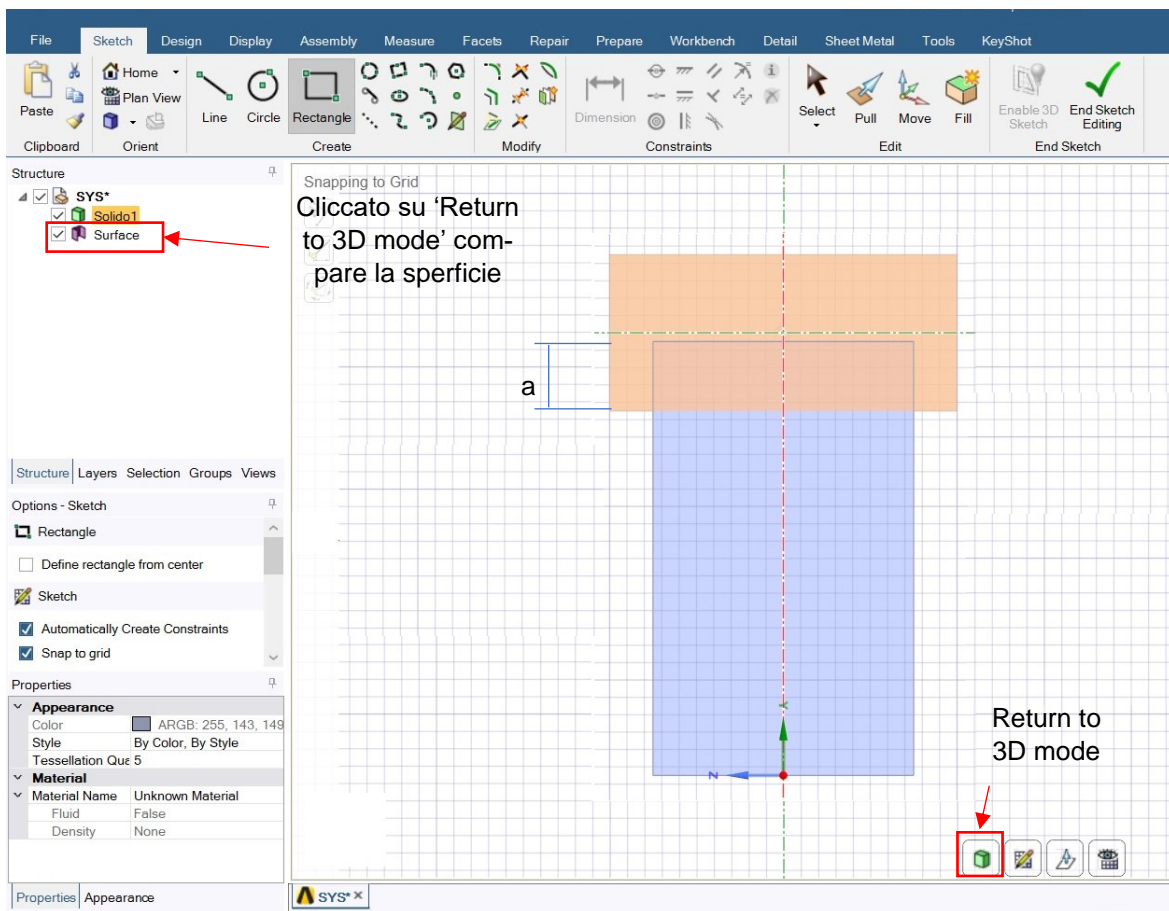


Fig.C1.3: creazione della superficie necessaria per la definizione della cricca. Nella creazione del rettangolo l'unica quota che è importante verificare e la profondità con la quale il rettangolo interseca il solido, poichè tale parte rappresenterà i fianchi di cricca

Dai passaggi precedenti si è ottenuto un solido più una superficie che interseca il solido (vedi fig.C1.4).

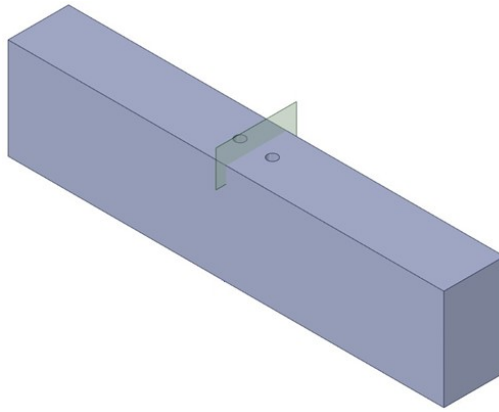


Fig.C1.4: Solido del SENB e superficie che lo interseca. La superficie serve a definire la cricca

Prima di uscire dall'ambiente di modellazione si deve impostare come parametro di input la distanza dei fori dal piano di propagazione della cricca. Riferendosi alla figura C1.5 si effettuano i seguenti passaggi per definire la distanza dei fori parametrica:

- Sulla barra dei comandi si clicca su Sketch;
- Si seleziona la funzione Move;
- Si seleziona l'asse del foro. Una volta selezionato comparirà un sistema di riferimento legato al foro;
- Del sistema di riferimento del foro si seleziona l'asse x;
- Si va a cliccare su 'Rule' e compare la simbologia di quota che parte dall'origine del sistema di riferimento foro e segue il cursore del mouse. Per bloccare la quota si deve selezionare un'entità geometrica. Dato che si vuole valutare a quale distanza posizionare i fori perché essi non vadano a mettere in ombra la cricca, si seleziona la superficie che rappresenta la cricca. Affianco al valore numerico della quota compare una 'P' cliccandovi si rende parametro tale quota e nella voce 'Groups' compare 'Grup1' che sta ad indicare il parametro appena creato. Questo parametro può essere modificato nella finestra principale di Workbench senza entrare su Space Claim
- Si ripete la stessa operazione anche per l'altro foro

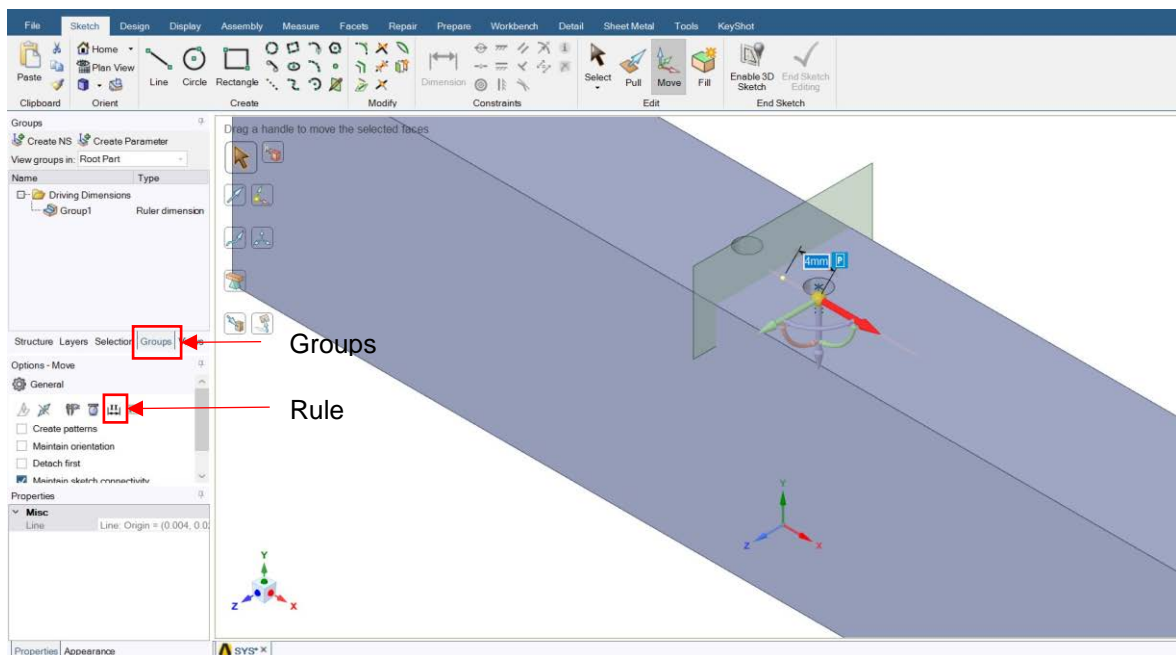


Fig.C1.5: figura illustrativa per definire un parametro geometrico

Ritornati sulla schermata principale di Workbench si verifica che la simulazione si impostata su un modello 3D (vedi fig.C1.6):

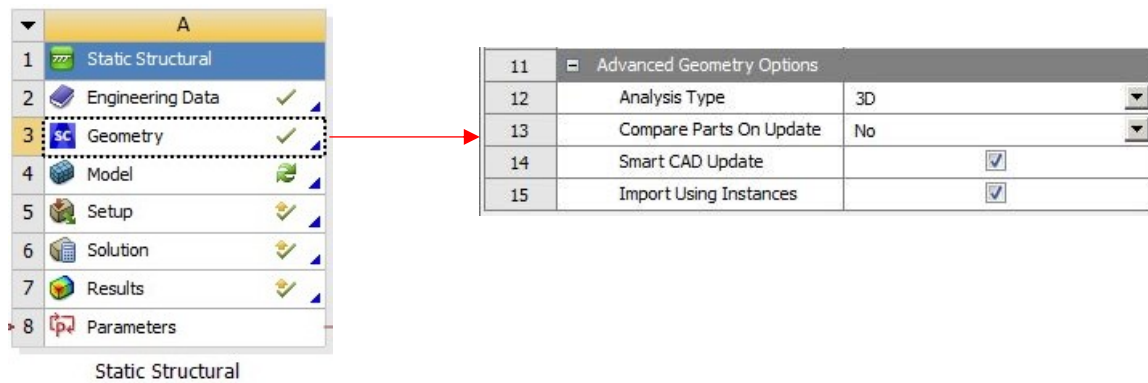


Fig.C1.6: verifica che la simulazione sia impostata su un modello tridimensionale

4) Model

Nella nuova finestra che si apre una volta cliccato su Model si deve andare a definire la mesh, i carichi e in questo caso impostare i comandi 'Fracture' per poter definire il K_I .

Per calcolare il K_I , si deve definire un sistema di riferimento sulla superficie che rappresenta la cricca (vedi fig.C1.7). Nella definizione del sistema di riferimento è importante che il verso dell'asse x sia nella direzione di propagazione della cricca, mentre l'asse y sia perpendicolare al superficie creata (vedi fig.C1.7):

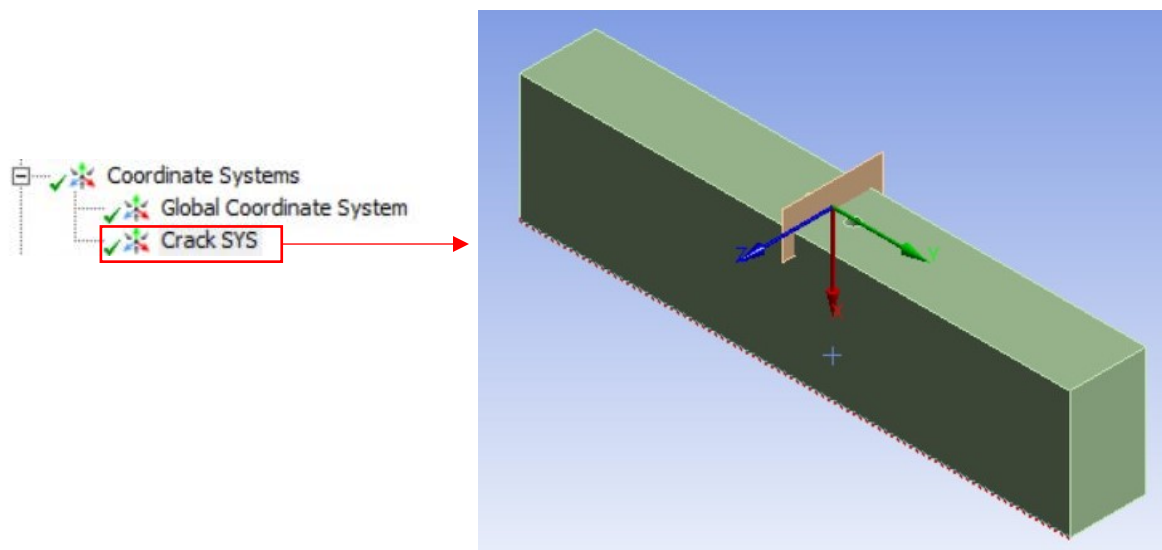


Fig.C1.7: definizione del sistema di riferimento della cricca 'Crack SYS'

Si passa a definire i parametri per la creazione della mesh. Per l'utilizzo del comando 'Arbitrary Crack' è necessario impostare degli elementi tetragonali di ordine quadratico (SOLID186). Si ottengono queste impostazioni settandole tra le opzioni di mesh e inserendo un metodo per la creazione della mesh (vedi fig.C1.8)

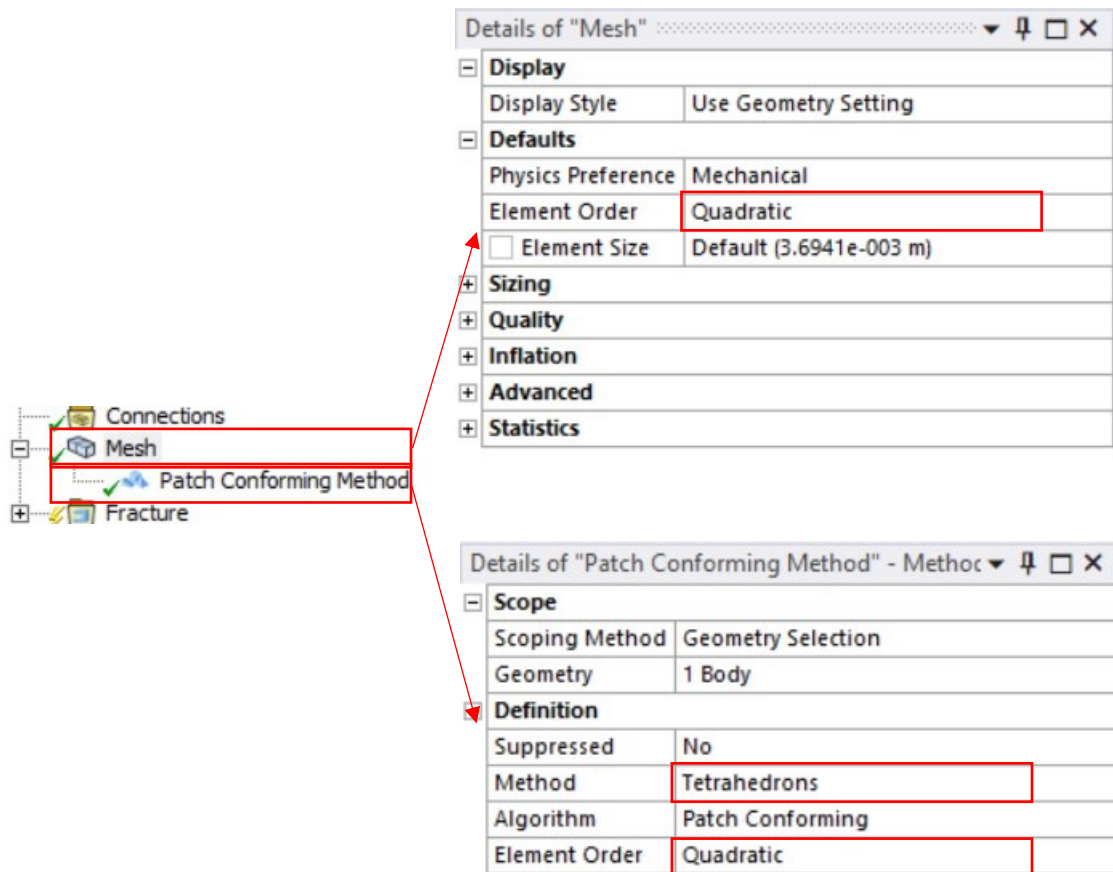


Fig.C1.8: definizione dei parametri della mesh

Creata la voce 'Fracture' e selezionato 'Arbitrary Crack' si vanno ad inserire tutte le impostazioni necessarie a creare la cricca. Si seleziona: il corpo solido, il sistema di riferimento 'Crack Sys' e la superficie (vedi fig.C1.9):

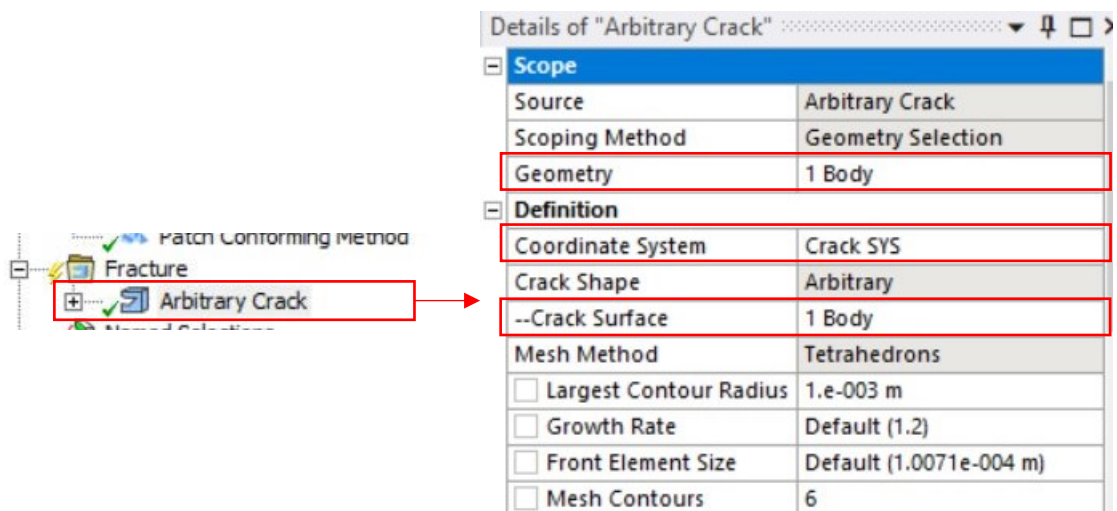


Fig.C1.9: impostazioni per la definizione della cricca

A questo punto si può procedere a generare la mesh e la creazione della cricca (vedi fig.C1.10):

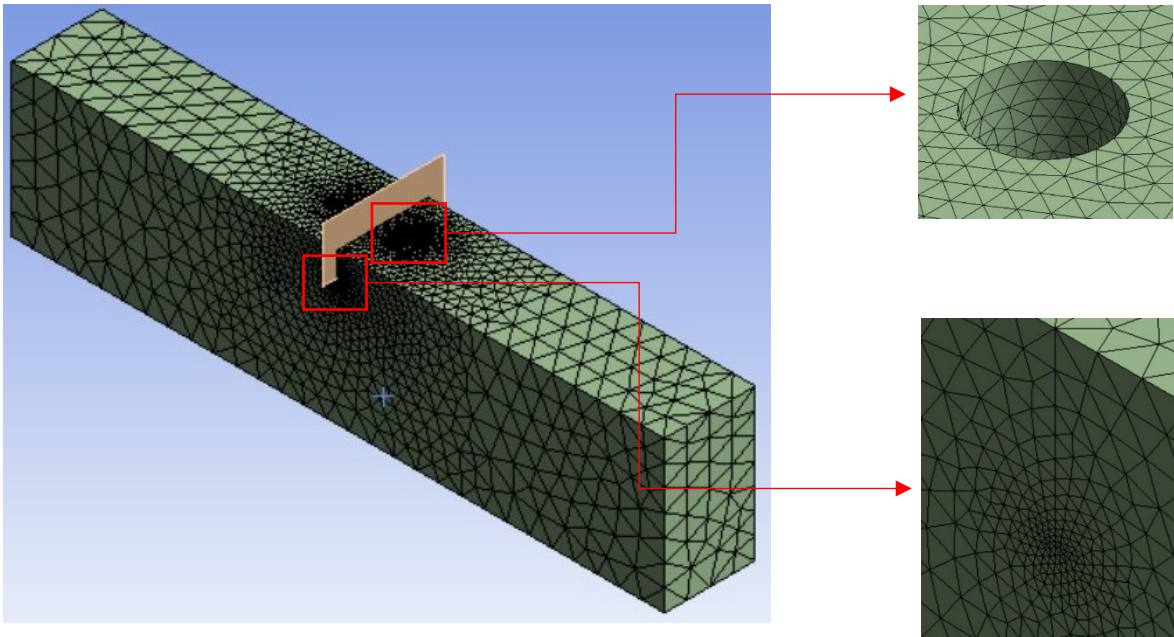


Fig.C1.10: Configurazione della mesh ottenuta:

Prima di risolvere il modello si inseriscono vincoli e carichi (si rimanda il lettore al paragrafo 4.4). Tra i risultati valutati si inserisce la deformata totale e il 'Fracture Tool' per il calcolo del K_I . Utilizzando il comando 'Arbitrary Crack' viene riconosciuto automaticamente l'apice di cricca. Una volta risolto il modello è possibile consultare i valori di K_I valutati per ogni nodo che giace sull'apice di cricca (vedi fig.C1.11):

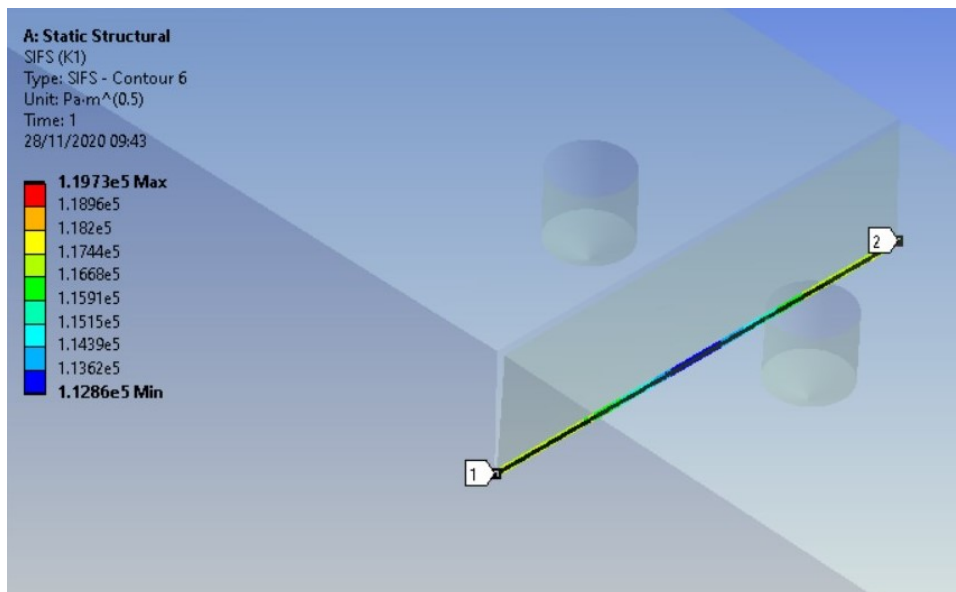


Fig.C1.11: andamento dei valori K_I calcolati per ogni nodo dell'apice cricca. In figura sono rappresentati i risultati ottenuti per il caso in cui l'asse dei fori sia a 4 mm dal piano di propagazione della cricca.

Nei risultati di 'SIF(K1)' si selezionano come parametri il valore minimo e massimo di K_I . Questi sono considerati come parametri di output (vedi fig.C1.12):

Details of "SIFS (K1)"	
Contour End	6
Active Contour	Last
By	Time
<input type="checkbox"/> Display Time	Last
Calculate Time History	Yes
Suppressed	No
Results	
P Minimum	1.1286e+005 Pa·m ^{^(0.5)}
P Maximum	1.1973e+005 Pa·m ^{^(0.5)}
Minimum Occurs On	SYS\Solido1
Maximum Occurs On	SYS\Solido1
Information	
Time	1. s
Load Step	1

Fig.C1.12: selezione del valore $K_{I,min}$ e $K_{I,max}$ come valori di output

Lo studio parametrico conviene svolgerlo solo in condizioni di PL_{ϵ} , questo perché se non ci fossero i fori l'andamento del K_I è pressappoco costante sull'intero apice cricca (vedi fig.4.15). Con la presenza dei fori invece si ha un valore di minimo lungo la direzione dei fori (vedi fig.C1.11 tratto blu), per cui nella finestra principale di Workbench dove si impostano le varie analisi parametriche è sufficiente verificare al variare della distanza dei fori il valore massimo e minimo di K_I . Quando il valore di $K_{I,min}$ è prossima al valore di $K_{I,max}$, significa che si è individuata la posizione corretta dei fori.

In figura C1.13 è riportata l'impostazione dei parametri:

Table of Design Points								
	A	B	C	D	E	F	G	H
1	Name	P1 - LF_hole	P2 - RG_hole	P5 - y1	P6 - y2	P3 - SIFS (K1) Minimum	P4 - SIFS (K1) Maximum	Ret...
2	Units	mm	mm	mm	mm	MPa mm ^{^0.5}	MPa mm ^{^0.5}	
3	DP 0 (Current)	2	2	4	4	3.569	3.7861	<input checked="" type="checkbox"/>
4	DP 1	2.5	2.5	4	4	⚡ 3.543	⚡ 3.7202	<input type="checkbox"/>
5	DP 2	3	3	4	4	⚡ 3.5338	⚡ 3.7169	<input type="checkbox"/>
6	DP 3	3.5	3.5	4	4	⚡ 3.5338	⚡ 3.7169	<input type="checkbox"/>
7	DP 4	4	4	4	4	⚡ 3.6269	⚡ 3.7109	<input type="checkbox"/>
8	DP 5	4.5	4.5	4	4	⚡ 3.6446	⚡ 3.725	<input type="checkbox"/>
*								<input type="checkbox"/>

Fig.C1.13: impostazione dello studio parametrico

APPENDICE D

D1 Codice APDL per la valutazione dell'influenza dell'intaglio

Di seguito è riportato il codice APDL più completo utilizzato per la valutazione dell'influenza dell'intaglio nel caso di provino SENB caricato a sforzo assiale e considerando l'effetto delle ganasce. Da questo APDL è possibile effettuare anche le altre simulazioni:

- Valutazione dell'effetto dell'intaglio del SENB caricato a puro sforzo normale. Per fare questa simulazione è sufficiente eliminare i comandi di Coupling (eliminare righe 175,176,177,179);
- Valutazione dell'effetto dell'intaglio del SENB caricato a flessione a quattro punti. Per realizzare la simulazione devono essere eliminati i comandi di Coupling e cambiato il carico applicato, quindi in riga 172 del codice si sostituisce la distribuzione costante di pressione con una distribuzione a farfalla.

```
/PREP7
! -----
! creazione file dei risultati RESULTS_SED_C+I.dat
*CFOPEN,'RESULTS_SED_C+I','dat',,APPEND
*VWRITE,'a','aRB','aPC','Ro','SED'
(A8,' ',',A8,' ',',A8,' ',',A8,' ',',A8,')
*CFCLOSE
! -----
! Tipo di elemento
ET,1,PLANE183 !elemento piano a 8 nodi
! definizione delle impostazioni di simple enhanced strn e PLe per l'elemento 1
KEYOPT,1,1,0
KEYOPT,1,3,2
! -----
! definizione proprietà materiale elemento
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,EX,1,,206000
MPDATA,PRXY,1,,0.3
! -----
! determinazione dei parametri
w= 25 ! larghezza del provino in millimetri
l= 54 ! metà lunghezza del provino in millimetri
! caratteristiche del pre-intaglio
an=4
rn=0.15
! caratteristiche assunte per il raggio di raccordo dell'intaglio per RB
rRB=0.025
! impostazioni ciclo DO per la variazione della dimensione di aRB
aRB_INI=0.05
aRB_FIN=0.5
! aRB_FIN lo si è scelto in modo da soddisfare la condizione limite di
involuppo
! proposta da ASTM costruita in corrispondenza del pre-intaglio quando
! la pre-cricca ha lunghezza minima
STEP_INC_RB=0.025
*DO,aRB,aRB_INI,aRB_FIN,STEP_INC_RB
! impostazioni ciclo DO per la variazione della dimensione di aPC
aPC_INI=0.025
aPC_FIN=0.5
! aPC_FIN lo si è scelto in modo da soddisfare la condizione limite di
involuppo
```

```

! proposra da ASTM costruita in corrispondenza del pre-intaglio quando
l'
! intaglio da RB (aRB) ha lunghezza minima
STEP_INC_PC=0.025
*DO,aPC,aPC_INI,aPC_FIN,STEP_INC_PC
! lunghezza dell'intaglio
a1=an+aRB
! lunghezza totale intaglio+cricca
a=a1+aPC
! il raggio R2 serve a definire un area di controllo variabile con la
dimensione
! di aPC
R2=aPC/2
! raggio Ro del volume circolare per la valutazione del SED
Ro=aPC_INI/10
! parametri di suddivisione linee per la creazione della mesh
dRo=Ro/10      ! dimensione della mesh all'interno del semicerchio Ro
! parametri di suddivisione delle linee in corrispondenza delle aree
di controllo
Nc1=(20*(2-R2)/1.875)
!! suddivisione linea del pre-intaglio
Nn=12*(a-2)/4.325
!! suddivisione della linea del razor blading
NRB=(8*(aRB-rRB)/0.2)
!! suddivisione della linee della pre-cricca
NPC=(10*(aPC-R2)/0.125)
!! suddivisione arco circolare del area di controllo definita da R2
NR21=18*R2/0.125
!! suddivisione delle linee dell'area di controllo R2
NR22=50*(R2-Ro)/0.1225
! -----
-----
! determinazione della geometria
! keypoints
K,1,30,0,0,
K,2,1-rn,0,0,
K,3,1-rn,a-2,0, !punto area controllo 1
! punti che definiscono il raggio di raccordo del pre-intaglio
K,4,1-rn,an-rn,0,
K,5,1,an-rn,0,
K,6,1-rRB,an,0,
! punti che definiscono l'intaglio da razor blading
K,7,1-rRB,a1-rRB,0,
K,8,1,a1-rRB,0,
K,9,1,a1,0,
K,10,1,a-R2,0,
K,11,1,a-Ro,0,
K,12,1-2,a,0,
K,13,1-R2,a,0,
K,14,1-Ro,a,0,
K,15,1,a,0,      ! apice cricca
K,16,1,a+Ro,0,
K,17,1,a+R2,0,
K,18,1,a+2,0,
K,19,1,w,0,
K,20,30,w,0,
K,21,0,w,0,
K,22,0,0,0,
!lines
!! linee che definiscono l'area A1
L,1,2      !L1

```

```

L,2,3           !L2
LARC,3,12,15,2 !L3
LARC,12,18,15,2 !L4
L,18,19        !L5 linea di simmetria
L,19,20        !L6
L,20,1         !L7
!! linee che definiscono l'area A2
L,4,3          !L8
LARC,4,6,5,rn  !L9
L,7,6          !L10
LARC,7,9,8,rRB !L11
L,10,9         !L12
LARC,10,13,15,R2 !L13
L,13,12        !L14
!! linee che definiscono l'area A3
LARC,13,17,15,R2 !L15
L,17,18        !L16 linea di simmetria
!! linee area A4
L,11,10        !L17
LARC,11,14,15,Ro !L18
LARC,14,16,15,Ro !L19
L,16,17        !L20 linea di simmetria
!! linee area A5
L,11,15        !L21
L,15,16        !L22 linea di simmetria
L,20,21        !L23
L,21,22        !L24
L,22,1         !L25
!areas
!! area A1
AL,1,2,3,4,5,6,7
!! area A2
AL,12,11,10,9,8,3,14,13
!! area A3
AL,4,16,15,14
!! area A4
AL,13,15,20,17,18,19
!! area A5
AL,18,19,21,22
!! area A6
AL,7,23,24,25
! -----
! creazione della mesh
LESIZE,21,dRo
LESIZE,22,dRo
LESIZE,18,dRo
LESIZE,19,dRo
LESIZE,16,,,Nc1,30
LESIZE,14,,,Nc1,30
LESIZE,3,0.5
LESIZE,4,0.5
LESIZE,8,,,Nn,10
LESIZE,9,,,6
LESIZE,10,,,NRB,2
LESIZE,11,,,4
LESIZE,12,,,NPC,3
LESIZE,13,,,NR21
LESIZE,15,,,NR21
LESIZE,20,,,NR22,25
LESIZE,17,,,NR22,25
!! suddivisione dell'area restante

```

```

AESIZE,1,1,
AESIZE,6,1
MSHAPE,0,2D ! mesh piana a quadrilatero
MSHKEY,0 ! mesh free
AMESH,ALL
! vincoli
DL,5,,SYMM
DL,16,,SYMM
DL,20,,SYMM
DL,22,,SYMM
DK,19,UY
! -----
! applicazione del carico
SFL,24,PRES,-1
! -----
! impostazione del coupling
ASEL,S,,,6
NSLA,S,1
CP,1,UX,ALL
ASEL,ALL
NSEL,ALL
FINISH
! -----
! soluzione
/SOL
SOLVE
FINISH
! -----
! postprocessing
/POST1
! seleziona l'area definita da Ro su cui calcolare il SED
ASEL,S,,,5
ESLA,S
ETABLE,,SENE,
AVPRIN,0,,
ETABLE,,VOLU,
SSUM
*GET,ENERGY,SSUM,0,ITEM,SENE
*GET,VOLUME,SSUM,0,ITEM,VOLU
SED=ENERGY/VOLUME
! si inseriscono i risultati all'interno del file creato
*CFOPEN,'RESULTS_SED_C+I','dat',,APPEND
*VWRITE,a,aRB,aPC,Ro,SED
(F6.3,' ',F6.4,' ',F6.4,' ',F12.6,' ',F12.10,)
*CFCLOSE
ASEL,ALL
ESEL,ALL
! -----
/PREP7
VCLEAR,ALL
ACLEAR,ALL
LCLEAR,ALL
KCLEAR,ALL

ACLEAR,ALL
ADELE,ALL
LDELE,ALL
KDELE,ALL
! -----
! *ENDDO
! -----

```



```
! -----
! *ENDDO
! -----
FINISH
```

D2 Codice MatLab per l'analisi dei dati ottenuti dall'analisi FEM

Se si vuole utilizzare il seguente codice MatLab per l'analisi dei risultati ottenuti dalle simulazioni FEM è necessario creare le seguenti matrici e file:

- Una matrice che contiene i risultati dell'analisi con la sola cricca nominata SED-crack e che qui di seguito è stata salvata nel file nominato 'SED only crack'. La matrice deve contenere nella prima colonna la dimensione della cricca a in mm, nella seconda colonna la dimensione del raggio R_0 e nella terza il valore del SED.
- Un file che è qui di seguito chiamato come 'Vettori_analisi_t_2' che contiene quattro vettori: a_{tot} che raccoglie tutte le dimensioni di intaglio più pre-cricca analizzati; a_{RBtot} che contiene tutte le lunghezze dei vari intagli da RB analizzati, R_{0tot} che ha tutte le dimensioni dei raggi di controllo utilizzati e infine SED_{tot} che contiene tutti i valori di SED misurati.

```
clear all
close all
clc
% caricare i dati per l'analisi. Si carica il file 'SED only crack' che
% è una matrice che ha nella prima colonna la lunghezza cricca della
% cricca a
% nella seconda il raggio del volume di controllo e nella terza il SED.
% L'altro file caricato è 'Vettori_analisi' che contiene una matrice che
% ha nella prima colonna la dimensione a (lunghezza intagli + pre-cricca)
% nella seconda la lunghezza aRB (intaglio da razor blading) nella terza
% il
% raggio del volume di controllo Ro che è mantenuto costante e infine nella
% quarta il SED
load('SED only crack_2')
load('Vettori_analisi_t_2')
% DATI necessari all'analisi
w=25;
e1=0.133;
E=206000;
s=1;
an=4;
% inserire rn se il pre-intaglio è ricordato altrimenti inserire 0.
% Solo nel caso in cui il pre-intaglio sia a spigolo vivo inserire hn/2,
% altrimenti porlo uguale a zero.
rn=input('raggio pre-intaglio n');
hn/2=input('semilarghezza del pre-intaglio hn/2:');
rRB=input('raggio razor blading rRB:');
Ro=mean(SED_crack(:,2));
u=zeros(18,2);
for i=1:18
    a=atot((1+(i-1)*20):i*20);
    aRB=aRBtot((1+(i-1)*20):i*20);
    SED=SEDtot((1+(i-1)*20):i*20);
    aw=a/w;
    t=(pi*a)/(2*w);
    x=sqrt((1./t).*tan(t));
    y=((0.752+2.02*(aw)+0.37*(1-sin(t)).^3)./cos(t));
    alpha=x.*y;
    KI_th=s*alpha.*sqrt(pi*a);
    KI_SED=sqrt((E*Ro*SED)/e1);
    KI_SED_crack=sqrt((E*Ro*SED_crack(i:19+i,3))/e1);
```

```

aRBm=mean(aRB);
a1=4+aRBm;
an_in=rn*(1/sin(deg2rad(15))-1)+hn/tan(deg2rad(15))+an;
aRB_in=rRB*(1/sin(deg2rad(15))-1)+a1;
error=((KI_SED-KI_SED_crack)./KI_SED_crack)*100;
Scold=[a,error];
f=1;
while f>=0.48
    Scnew=Scold(2:end,:);
    f=abs(Scnew(1,2));
    Scold=Scnew;
end
o=(Scold(1,1)-a1);
u(i,:)=[aRBm o];
figure()
plot(a,KI_th,'o-');
hold on
plot(a,KI_SED,'o-');
hold on
plot(SED_crack(i:19+i,1),KI_SED_crack,'o-');
hold on
plot([an an],[3.7 5.5],'r','linewidth',1.5);
hold on
plot([a1 a1],[3.7 5.5],'m','linewidth',1.5);
hold on
plot([an_in an_in],[3.7 5.5],'g','linewidth',1.5);
hold on
plot([aRB_in aRB_in],[3.7 5.5],'b','linewidth',1.5);
title(['KI per aRB=',num2str(aRBm)])
grid on
xlabel('a [mm]');
axis([4 5 3.7 5.5]);
ylabel('K_I [MPa mm^0.^5]');
legend('KI_{teorico}','KI SED','KI SED only
crack','a_n','a_1','a_n_in','a_R_B_in','Location','SouthEast')
figure()
plot(a,error(:,end),'ro-');
hold on
plot([an an],[-2.5 0],'r','linewidth',1.5);
hold on
plot([a1 a1],[-2.5 0],'m','linewidth',1.5);
hold on
plot([an_in an_in],[-2.5 0],'g','linewidth',1.5);
hold on
plot([aRB_in aRB_in],[-2.5 0],'b','linewidth',1.5);
grid on
title('error %');
xlabel('a [mm]');
axis([4 5 -2.5 0]);
ylabel('error%');
legend('error','a_n','a_1','a_n_in','a_R_B_in','Location','South-
East');
end
figure()
plot(u(:,1),u(:,2),'o-');

```

D3 andamento dei K_I al variare della dimensione dell'intaglio da RB con SENB sollecitato a pura trazione

Pre-intaglio completamente raccordato

In figura D3.1 è riportato l'andamento del K_I al variare di a per $a_{RB}=0$ mm; vi è inoltre riportato l'andamento dell'errore al variare di a per il pre-intaglio completamente raccordato.

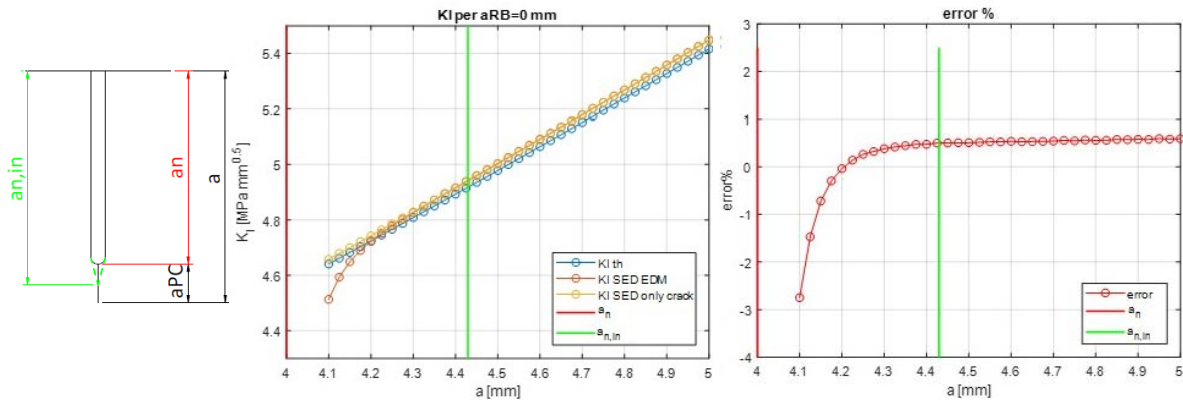
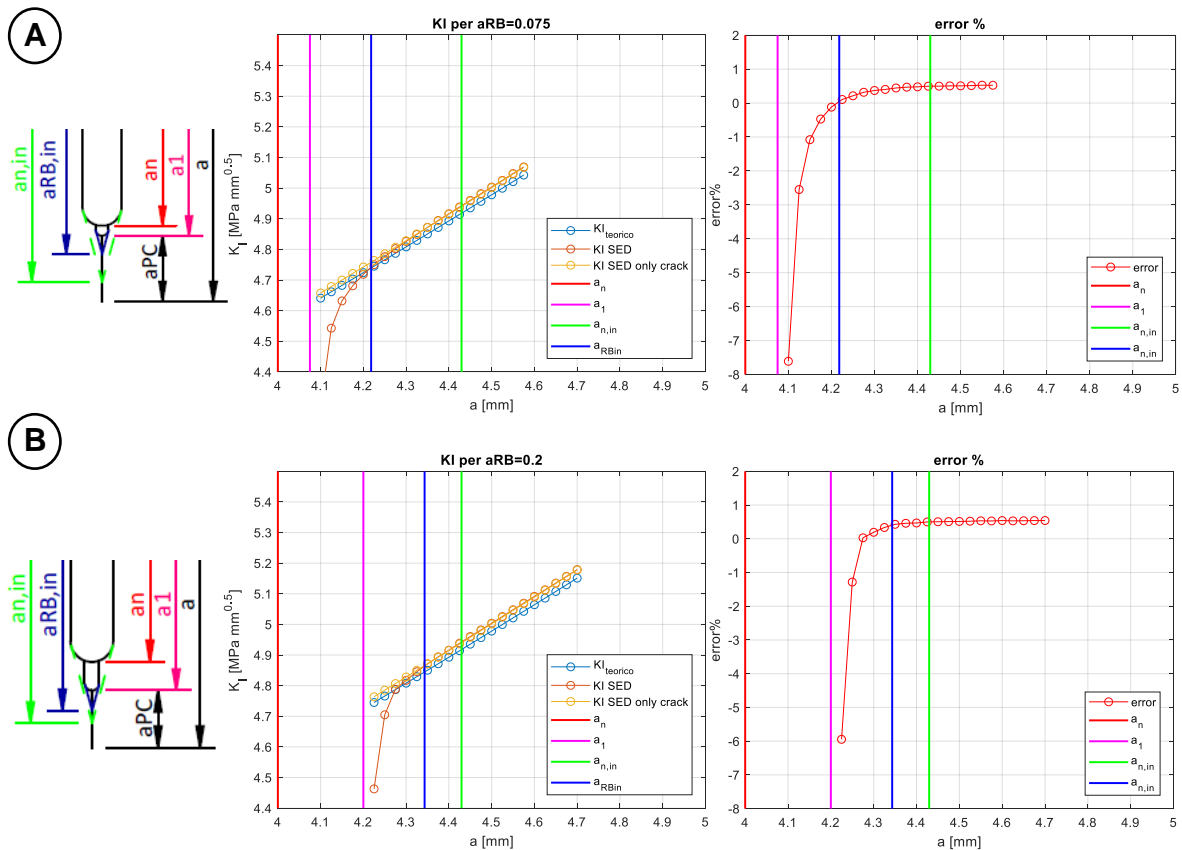


Fig.D3.1: valutazione dell'andamento del K_I per un provino SENB che presenta solo il pre-intaglio completamente raccordato. Partendo da sinistra si ha: lo schema sintetico di pre-intaglio e pre-cricca considerati; l'andamento dei K_I al variare di a ; l'andamento dell'errore al variare di a

Andamenti di K_I per $r_{RB}=0.05$ mm

In figura D3.2 sono riportati gli andamenti di K_I per le diverse lunghezze dell'intaglio da RB, con:

- pre-intaglio completamente raccordato;
- $r_{RB}=0.05$ mm;



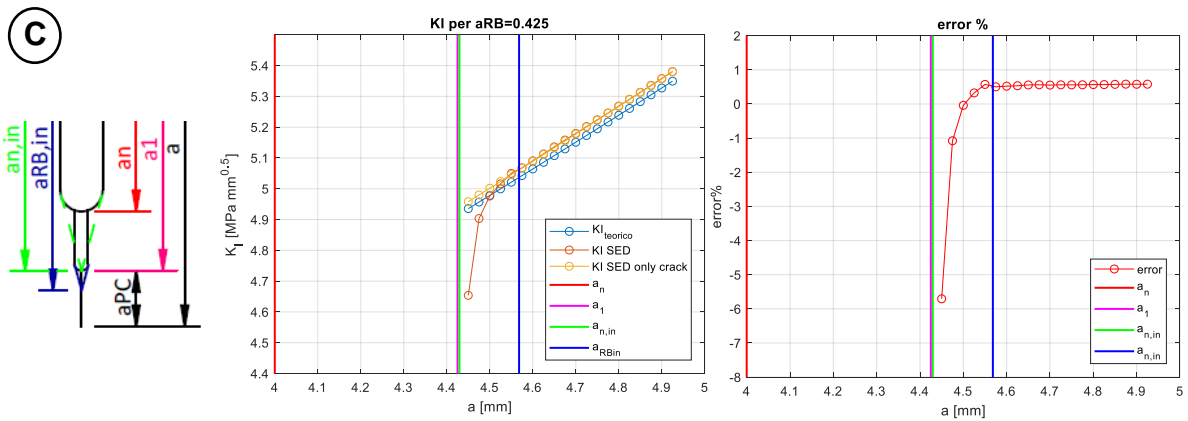
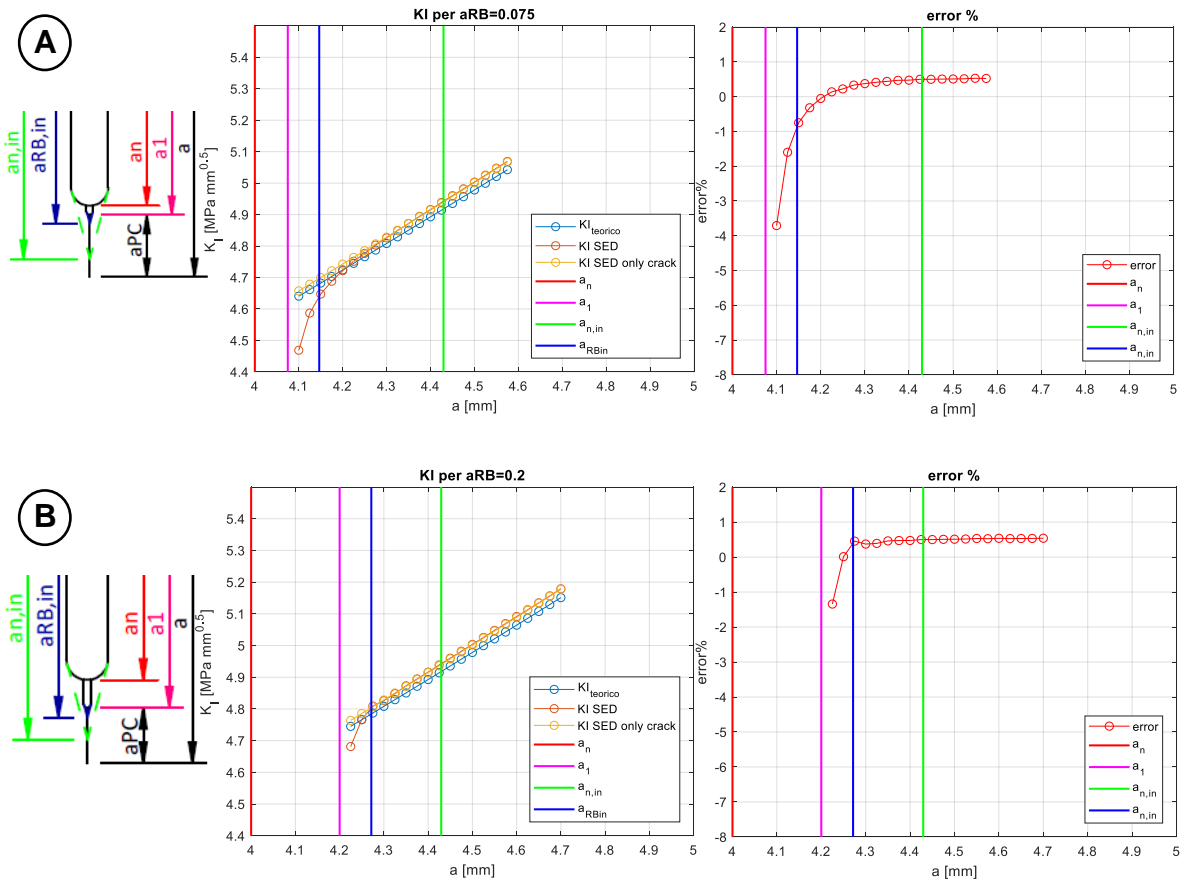


Fig.D3.2: andamento del K_I al variare della dimensione di cricca e al variare della dimensione dell'intaglio da RB con un raggio di raccordo $r_{RB}=0.05$ mm. Il pre-intaglio è completamente raccordato. A sinistra vi è riportato in maniera schematica lo schizzo delle caratteristiche di intaglio e cricca considerate. I grafici di A) sono legati ad una lunghezza di intaglio $a_{RB}=0.075$ mm; quelli di B) per una lunghezza $a_{RB}=0.2$ mm e quelli di C) per una lunghezza $a_{RB}=0.425$ mm.

Andamenti di K_I per $r_{RB}=0.025$ mm

In figura D3.3 sono riportati gli andamenti di K_I per le diverse lunghezze dell'intaglio da RB, con:

- pre-intaglio completamente raccordato;
- $r_{RB}=0.025$ mm;



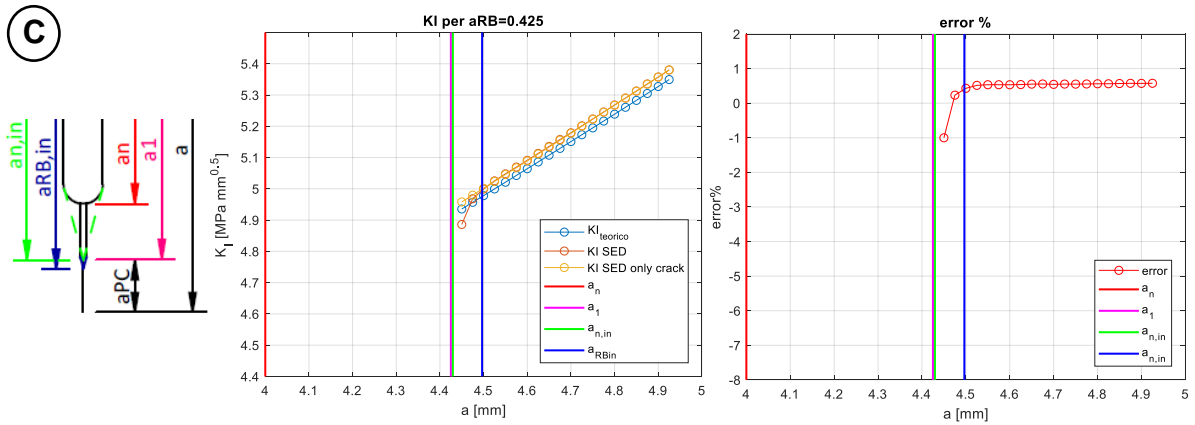


Fig.D3.3: andamento del K_I al variare della dimensione di cricca e al variare della dimensione dell'intaglio da RB con un raggio di raccordo $r_{RB}=0.025$ mm. Il pre-intaglio è completamente raccordato. A sinistra vi è riportato in maniera schematica lo schizzo delle caratteristiche di intaglio e cricca considerate. I grafici di A) sono legati ad una lunghezza di intaglio $a_{RB}=0.075$ mm; quelli di B) per una lunghezza $a_{RB}=0.2$ mm e quelli di C) per una lunghezza $a_{RB}=0.425$ mm.

Pre-intaglio con gli spigoli vivi (intaglio critico)

In figura D3.4 è riportato l'andamento del K_I al variare di a per $a_{RB}=0$ mm; vi è inoltre riportato l'andamento dell'errore al variare di a per il caso in cui il pre-intaglio abbia gli spigoli vivi (vedi fig. 5.7)

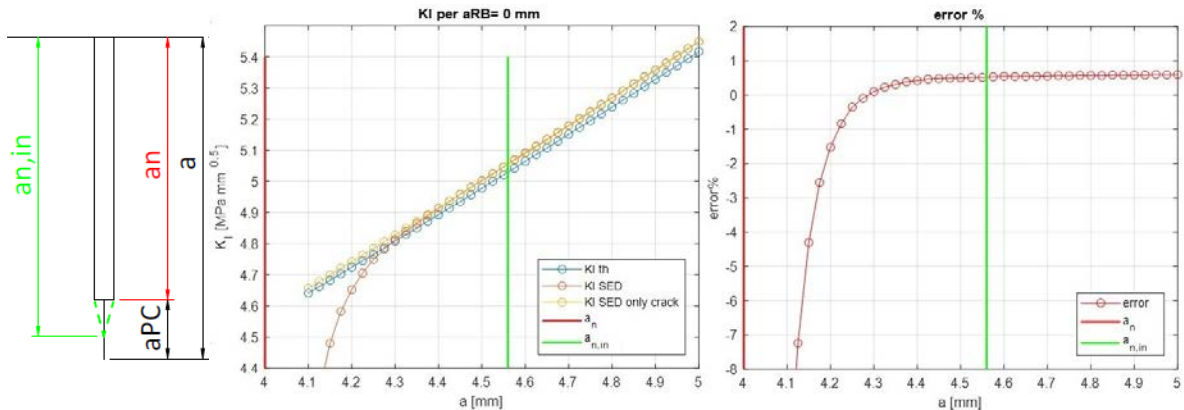


Fig:D3.4: valutazione dell'andamento del K_I per un provino SENB che presenta solo il pre-intaglio a spigolo vivo. Partendo da sinistra si ha: lo schema sintetico di pre-intaglio e pre-cricca considerati; l'andamento dei K_I al variare di a ; l'andamento dell'errore al variare di a

Andamenti di K_I per $r_{RB}=0.05$ mm

In figura D3.5 sono riportati gli andamenti di K_I per le diverse lunghezze dell'intaglio da RB, con:

- pre-intaglio a spigolo vivo;
- $r_{RB}=0.05$ mm;

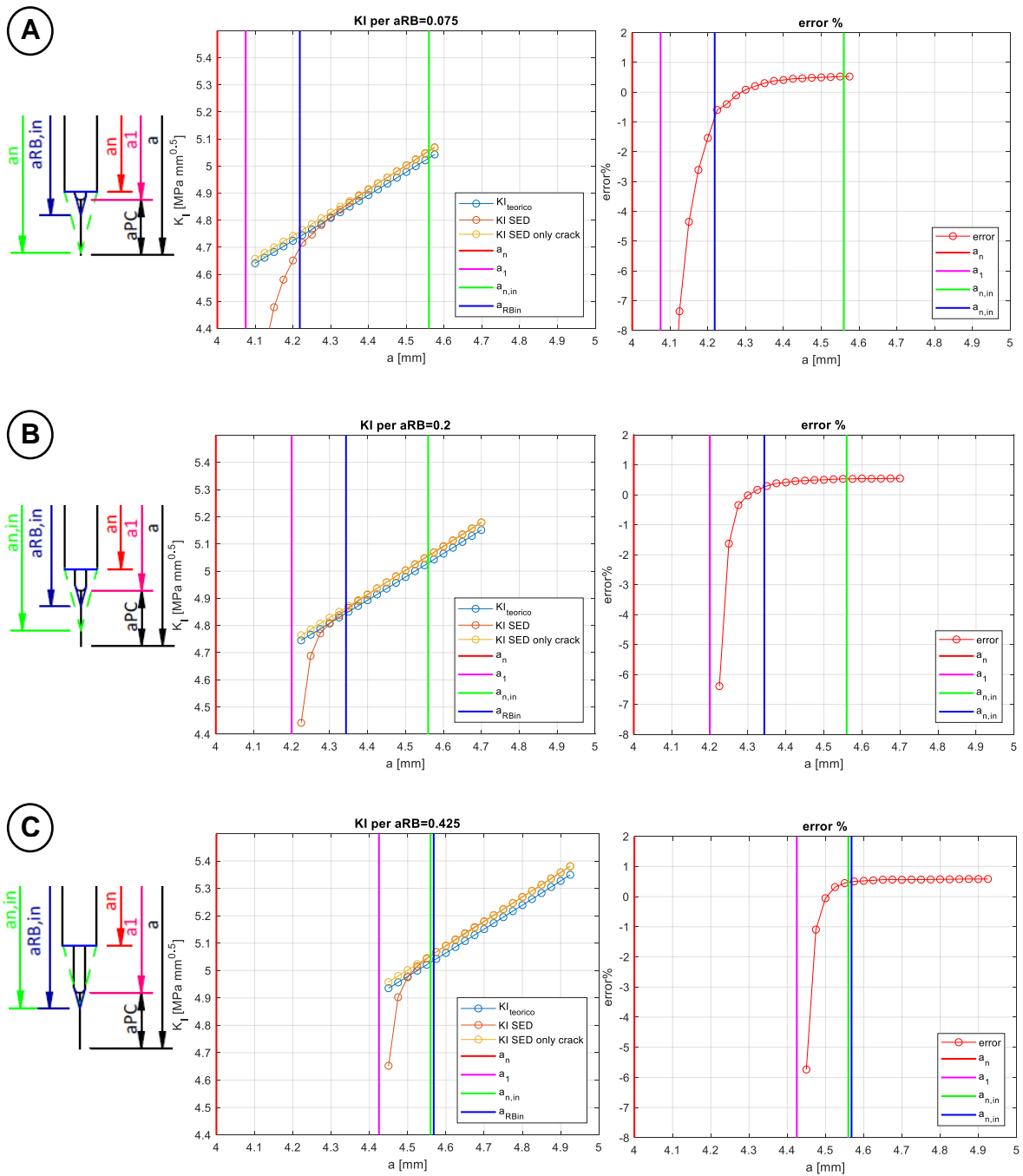


Fig.D3.5: andamento del K_I al variare della dimensione di cricca e al variare della dimensione dell'intaglio da RB con un raggio di raccordo $r_{RB}=0.05$ mm. Il pre-intaglio è a spigolo vivo. A sinistra vi è riportato in maniera schematica lo schizzo delle caratteristiche di intaglio e cricca considerate. I grafici di A) sono legati ad una lunghezza di intaglio $a_{RB}=0.075$ mm; quelli di B) per una lunghezza $a_{RB}=0.2$ mm e quelli di C) per una lunghezza $a_{RB}=0.425$ mm.

Andamenti di K_I per $r_{RB}=0.025$ mm

In figura D3.6 sono riportati gli andamenti di K_I per le diverse lunghezze dell'intaglio da RB, con:

- pre-intaglio a spigolo vivo;
- $r_{RB}=0.025$ mm;

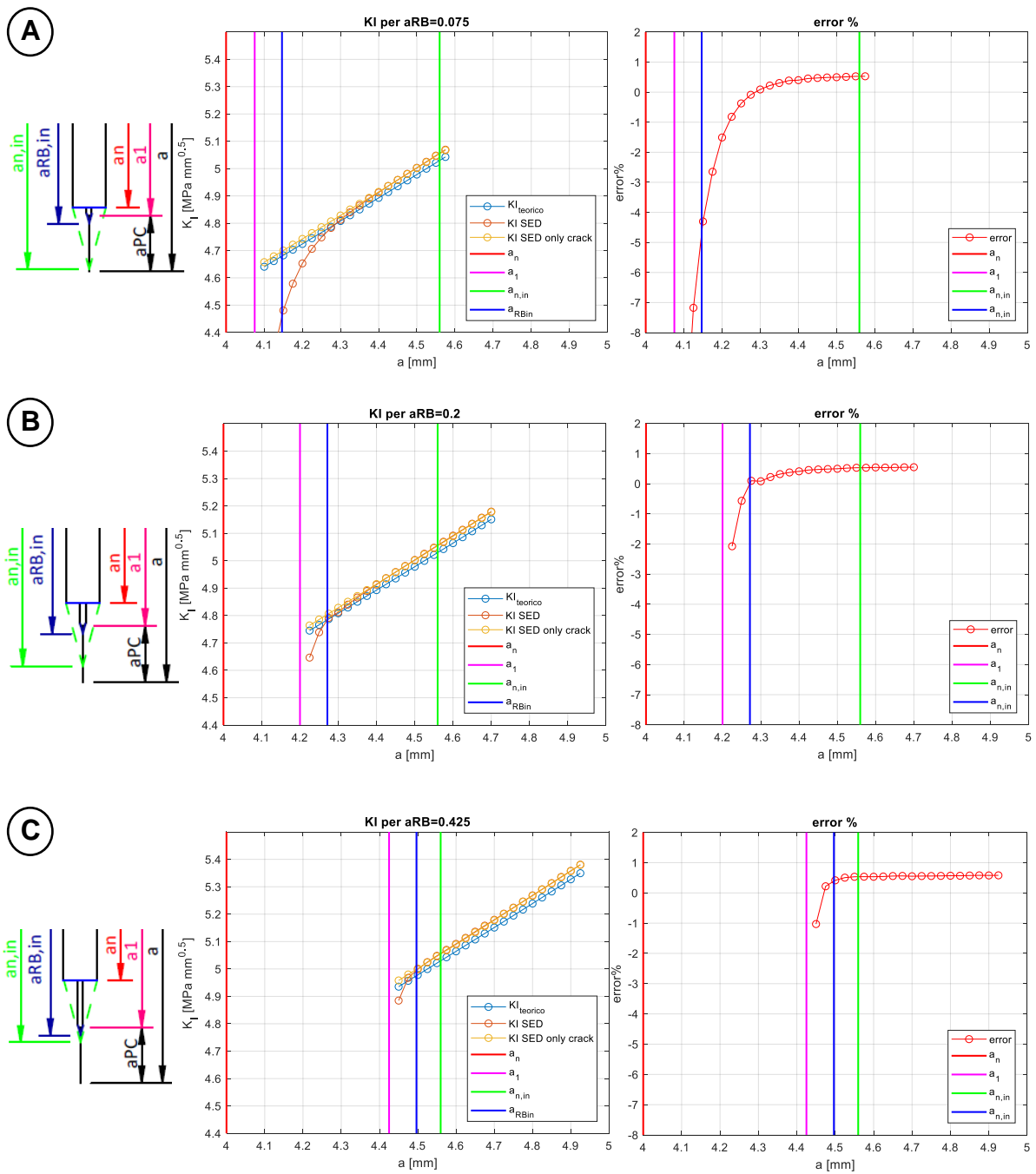


Fig.D3.6: andamento di K_I al variare della dimensione di cricca e al variare della dimensione dell'intaglio da RB con un raggio di raccordo $r_{RB}=0.025\text{mm}$. Il pre-intaglio è a spigolo vivo. A sinistra vi è riportato in maniera schematica lo schizzo delle caratteristiche di intaglio e cricca considerate. I grafici di A) sono legati ad una lunghezza di intaglio $a_{RB}=0.075\text{ mm}$; quelli di B) per una lunghezza $a_{RB}=0.2\text{ mm}$ e quelli di C) per una lunghezza $a_{RB}=0.425\text{ mm}$.

D4 andamento dei K_I al variare della dimensione dell'intaglio da RB con SENB sollecitato a pura trazione con coupling

Pre-intaglio completamente raccordato

In figura D4.1 è riportato l'andamento del K_I al variare di a per $a_{RB}=0$ mm; vi è inoltre riportato l'andamento dell'errore al variare di a per il pre-intaglio completamente raccordato.

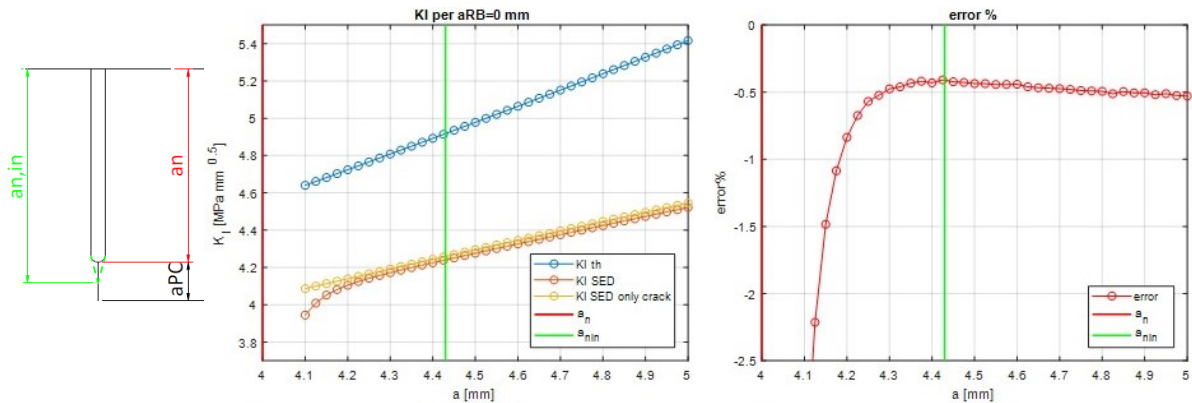
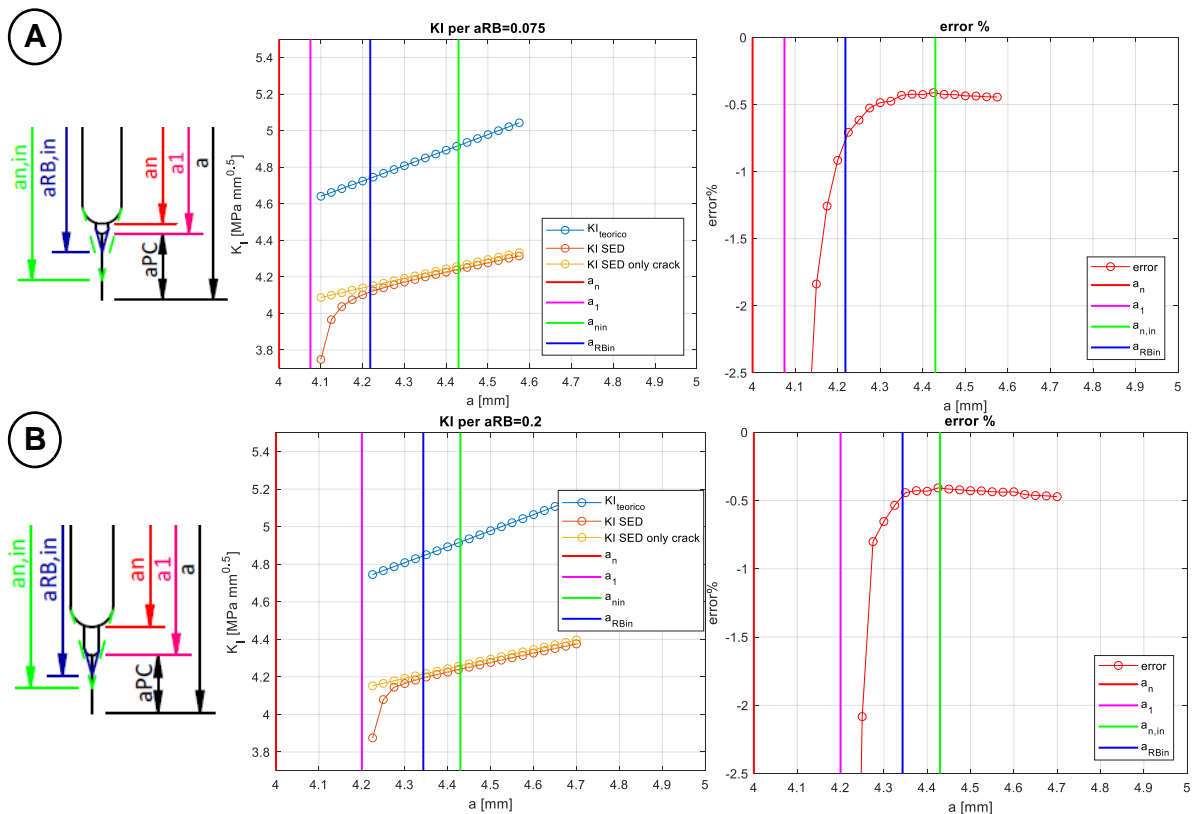


Fig.D4.1: valutazione dell'andamento del K_I per un provino SENB che presenta solo il pre-intaglio completamente raccordato. Partendo da sinistra si ha: lo schema sintetico di pre-intaglio e pre-cricca considerati; l'andamento dei K_I al variare di a ; l'andamento dell'errore al variare di a

Andamenti di K_I per $r_{RB}=0.05$ mm

In figura D4.2 sono riportati gli andamenti di K_I per le diverse lunghezze dell'intaglio da RB, con:

- pre-intaglio completamente raccordato;
- $r_{RB}=0.05$ mm;



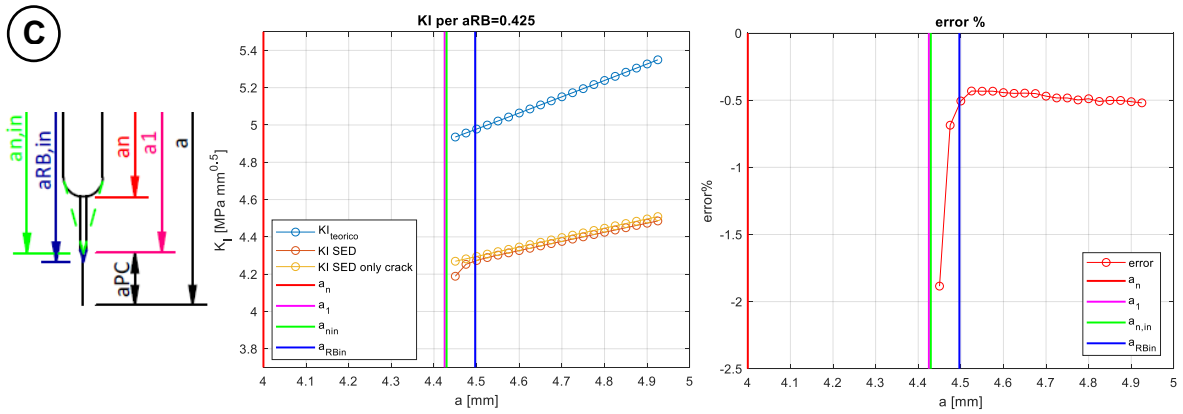


Fig.D4.3: andamento del K_I al variare della dimensione di cricca e al variare della dimensione dell'intaglio da RB con un raggio di raccordo $r_{RB}=0.025$ mm. Il pre-intaglio è completamente raccordato. A sinistra vi è riportato in maniera schematica lo schizzo delle caratteristiche di intaglio e cricca considerate. I grafici di A) sono legati ad una lunghezza di intaglio $a_{RB}=0.075$ mm; quelli di B) per una lunghezza $a_{RB}=0.2$ mm e quelli di C) per una lunghezza $a_{RB}=0.425$ mm.

Pre-intaglio con gli spigoli vivi (intaglio critico)

In figura D4.4 è riportato l'andamento del K_I al variare di a per $a_{RB}=0$ mm; vi è inoltre riportato l'andamento dell'errore al variare di a per il caso in cui il pre-intaglio abbia gli spigoli vivi (vedi fig. 5.7)

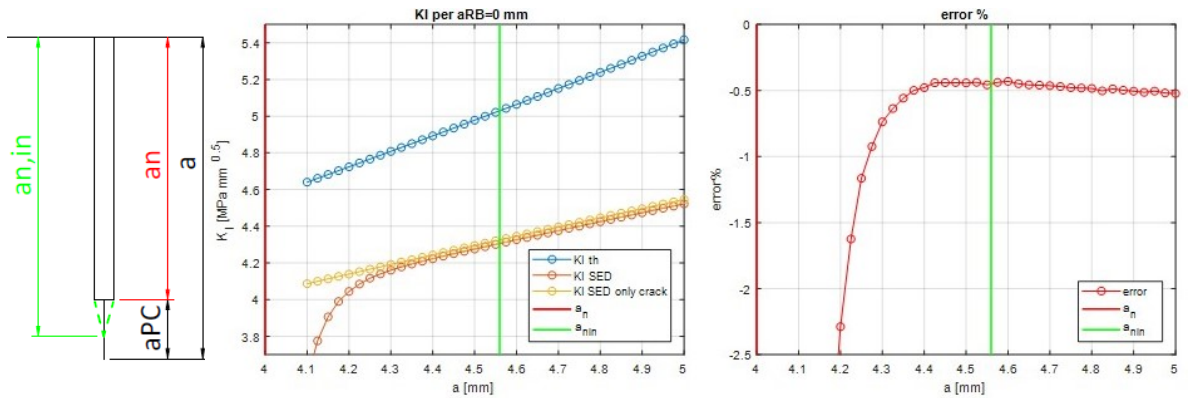


Fig:D4.4: valutazione dell'andamento del K_I per un provino SENB che presenta solo il pre-intaglio a spigolo vivo. Partendo da sinistra si ha: lo schema sintetico di pre-intaglio e pre-cricca considerati; l'andamento dei K_I al variare di a ; l'andamento dell'errore al variare di a

Andamenti di K_I per $r_{RB}=0.05$ mm

In figura D4.5 sono riportati gli andamenti di K_I per le diverse lunghezze dell'intaglio da RB, con:

- pre-intaglio a spigolo vivo;
- $r_{RB}=0.05$ mm;

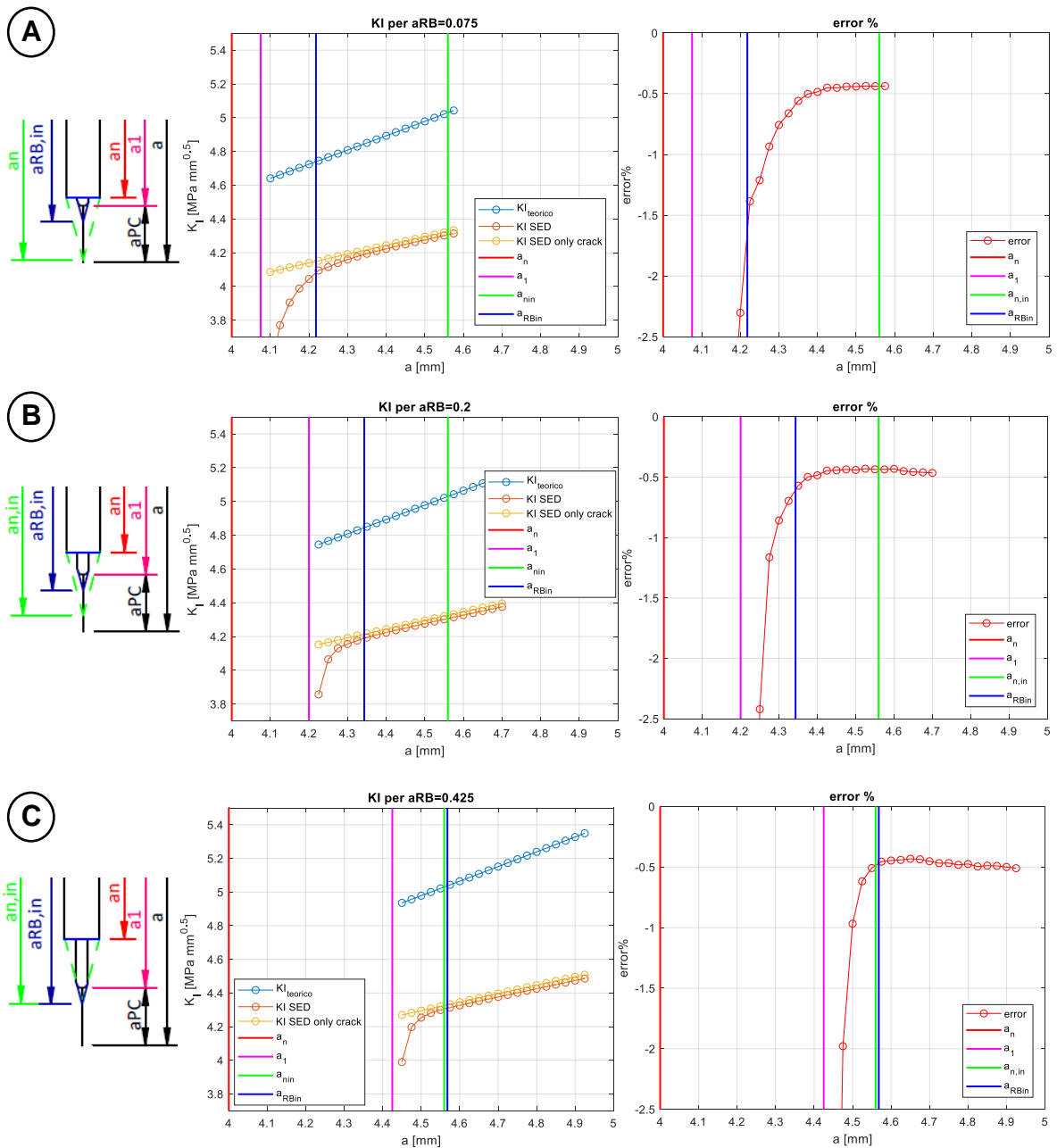


Fig.D4.5: andamento del K_I al variare della dimensione di cricca e al variare della dimensione dell'intaglio da RB con un raggio di raccordo $r_{RB} = 0.05$ mm. Il pre-intaglio è a spigolo vivo. A sinistra vi è riportato in maniera schematica lo schizzo delle caratteristiche di intaglio e cricca considerate. I grafici di A) sono legati ad una lunghezza di intaglio $a_{RB} = 0.075$ mm; quelli di B) per una lunghezza $a_{RB} = 0.2$ mm e quelli di C) per una lunghezza $a_{RB} = 0.425$ mm.

Andamenti di K_I per $r_{RB} = 0.025$ mm

In figura D4.6 sono riportati gli andamenti di K_I per le diverse lunghezze dell'intaglio da RB, con:

- pre-intaglio a spigolo vivo;
- $r_{RB} = 0.025$ mm;

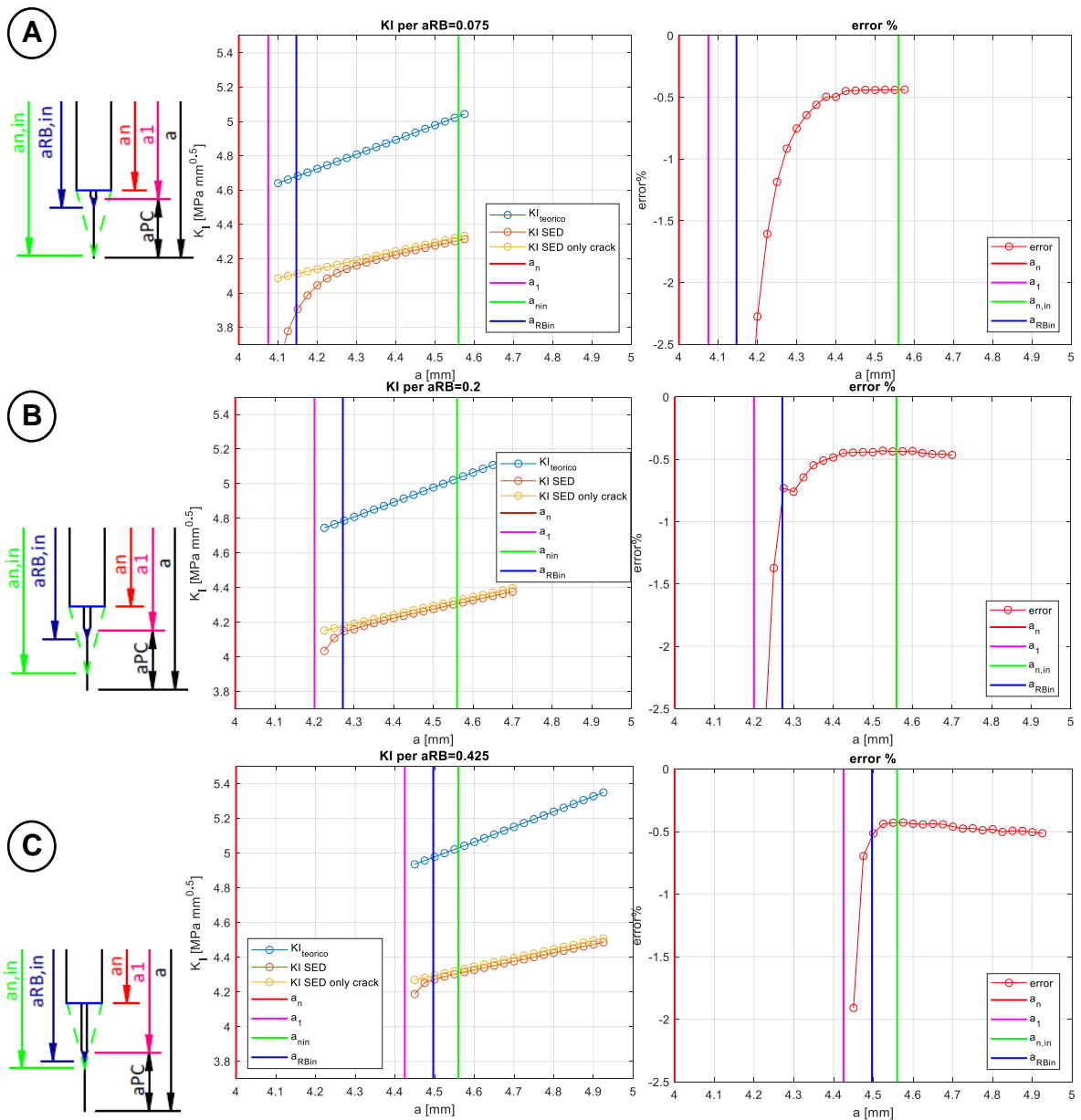


Fig.D4.6: andamento di K_I al variare della dimensione di cricca e al variare della dimensione dell'intaglio da RB con un raggio di raccordo $r_{RB}=0.025\text{mm}$. Il pre-intaglio è a spigolo vivo. A sinistra vi è riportato in maniera schematica lo schizzo delle caratteristiche di intaglio e cricca considerate. I grafici di A) sono legati ad una lunghezza di intaglio $a_{RB}=0.075\text{ mm}$; quelli di B) per una lunghezza $a_{RB}=0.2\text{ mm}$ e quelli di C) per una lunghezza $a_{RB}=0.425\text{ mm}$.

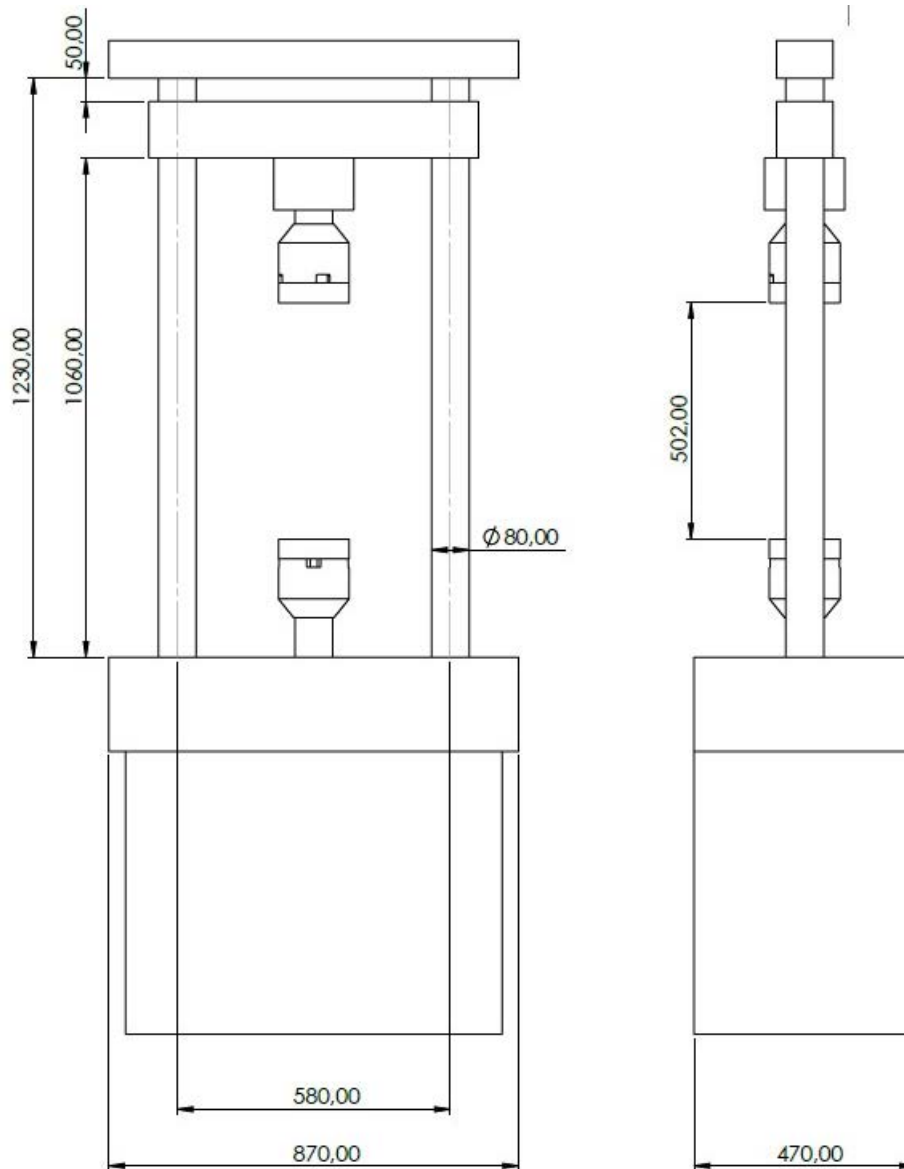
APPENDICE E

E1 Caratteristiche della Schenck

La Schenck è una macchina monoassiale idraulica che ha le seguenti caratteristiche:

- $F_{max,s}=100$ kN. Forza statica massima;
- $F_{max,d}=80$ kN. Forza dinamica massima.

In figura E.1.1 sono riportate le quote di massima della macchina, che potrebbero tornare utili nel valutare la possibilità di montare eventuali attrezzature:



E1.1: dimensioni di massima della Schenck

E2 Procedura utilizzata per avviare prove con carichi ciclici

Per il CPC o la determinazione della curva R, si devono avviare delle prove con carichi ciclici. La procedura generale che si è utilizzata per avviare queste prove viene riportata qui di seguito per punti:

- 1) Prima di accendere le pompe, assicurarsi che il rubinetto dell'acqua dello scambiatore sia aperto;
- 2) Nel PC di controllo della Schenck aprire il programma RT3. Comparirà la finestra di figura E2.1:

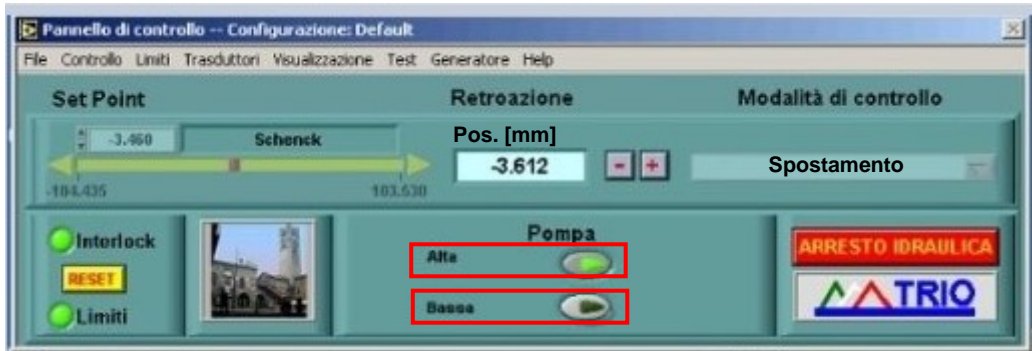


Fig.E2.1: Pannello di controllo della Schenck. Schermata principale del controllo dove è possibile impostare tutte le opzioni della macchina

- 3) Assicurarsi che la voce 'Modalità di Controllo' sia settato su spostamento (vedi fig.E2.1)
- 4) Avviare le pompe prima in 'BASSA' pressione e poi passare subito in 'ALTA' pressione prima di effettuare qualsiasi operazione (vedi fig.E2.1)
- 5) Andare su limiti e inserire la finestra 'Definizione Limiti'. Se si vuole si può disabilitare il limite di spostamento, ma si deve impostare l'interlock sulla forza. Quindi selezionare la riga di forza e in basso deve comparire 'Forza kN'. Sulla casella evidenziata di fig.E2.2 selezionare Interlock e nelle caselle a fianco inserire i valori. In questo modo si assicura lo spostamento dell'attuatore, poiché se entra in collisione con qualcosa si arrestano automaticamente le pompe.

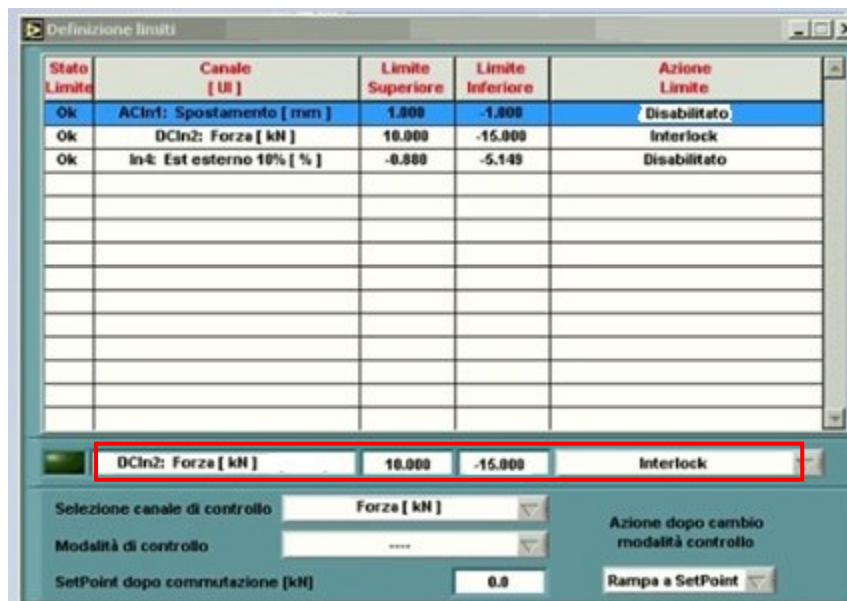


Fig.E2.2: Finestra definizione limiti

- 6) A questo punto è possibile spostare l'attuatore per portare in posizione il provino o l'attrezzatura. Si va ad inserire il valore di spostamento nella casella 'Set Point' (vedi fig.E2.1). Si ricorda che lo spostamento è considerato positivo se l'attuatore si sposta verso il basso e negativo se si sposta verso l'alto.
- 7) Arrivati al contatto si va a chiudere le ganasce con le manopole vicine all'attuatore
- 8) Si può portare la modalità di controllo in forza. Vedi fig.E.2.3:



Fig.E.2.3: modalità di controllo in forza

- 9) Prima di procedere con l'inserimento dei dati per la prova a fatica si posiziona il set point della forza in corrispondenza della forza minima.
- 10) Nel pannello di controllo andare su 'Visualizzazione'-'indicatore limiti'. Comparirà una casella in cui vengono riportati i valori attuali di forza e spostamento.
- 11) Azzeramento spostamento. Si va su 'Trasduttori'-'azzeramento canale'. Si sceglie il canale 'Spostamento' e si clicca su 'Azzeramento canale'. A questo punto nella finestra 'Indicatori digitali', il canale Spostamento dovrebbe segnare un valore nullo.
- 12) Si procede ad impostare anche i limiti di spostamento, selezionando il comando di interlock e impostando i limiti come riportato in figura E.2.4:

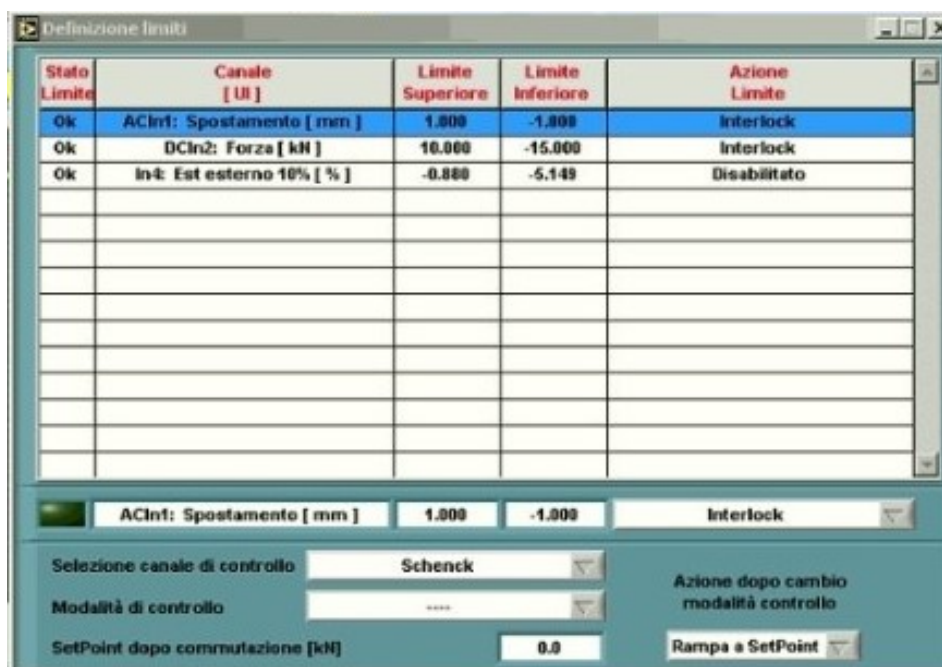


Fig.E.2.4: impostazione limite di spostamento

- 13) In corrispondenza del 'Set point' si inserisce la forza media del ciclo di carico

- 14) Si può avviare la registrazione della prova a fatica. Nel pannello di controllo si seleziona Test-fatica. Nella finestra si seleziona la cartella dove salvare i dati e a questo punto si avvia 'acquisizione dati'.
- 15) Si procedere ad impostare la prova a fatica. Sempre sul pannello di controllo si seleziona la voce 'generatore'-'generatore di funzioni'. Nella finestra che appare (vedi fig.E2.5):
- Selezionare 'Forma d'onda': sinusoidale (già impostato di default).
 - Ampiezza: inserire l'ampiezza del ciclo di carico
 - Frequenza: partire da valori di frequenza contenuti 1 a 5 Hz e alzare solo una volta che la macchina ha avviato i cicli di carico. Anche per arrestare la prova è bene utilizzare frequenze basse.
 - Span Rate (20%-Default): è la velocità con cui cresce il carico per adattarsi al carico imposto.
 - Inserire 'N° di cicli da eseguire'. Una volta raggiunto tale valore la macchina si arresta
 - Abilitare controllo ampiezza. Controllo elettronico che gestisce l'ampiezza delle onde sinusoidali
 - Prima di cliccare su avvio verificare nuovamente i limiti
 - Avvio della prova



Fig.E2.5: Generatore di funzioni

- 16) È possibile monitorare l'andamento degli spostamenti minimi e massimi e le forze minime e massime nella finestra 'indicatori digitali' andando sulla voce 'Picco-Valle' (vedi fig.E2.6)

Indicatori digitali			
N° Indicatori digitali		Dimensione indicatori	
Canale di acquisizione	Valore	Max - Min	Picco - Valle
ACIn1: Spostamento [mm]	-0.003	-0.160	Soglia 0.100
BCIn2: Forza [kN]	-0.303	-6.569	Soglia 0.100

Fig.E2.6: Indicatori digitali-Picco Valle