

Università degli Studi di Padova

DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA INDUSTRIALE DII
Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica

**Caratterizzazione statica e a fatica di un materiale composito a
matrice polimerica rinforzato con fibre corte in presenza di
intagli**

Relatore:
Ch.mo Prof. Mauro Ricotta

Laureando:
Jacopo Rocchi
Matricola 1179502

Sommario

I materiali compositi a matrice polimerica rinforzati con fibre corte (SFRPC) sono al giorno d'oggi una valida alternativa ai materiali convenzionali per quanto concerne le applicazioni strutturali dove vengono richieste prestazioni meccaniche a basso peso.

L'oggetto di questo elaborato consiste nella caratterizzazione statica e a fatica di un materiale composito a matrice polimerica rinforzato con fibre corte, nello specifico il PPS-GF40, per mezzo di prove sperimentali su provini ricavati da piastre sia in direzione parallela che ortogonale alla direzione delle fibre.

I risultati esposti sono stati ottenuti sulla base di un programma sperimentale composto da 100 provini, sia lisci che intagliati, con diverse geometrie e orientazione delle fibre di rinforzo.

A seguito della caratterizzazione del materiale è stata proposta la verifica strutturale mediante l'approccio energetico che reputa come parametro critico per la resistenza strutturale la densità di energia di deformazione lineare elastica mediata (SED) all'interno del volume di controllo del materiale, determinato per via sperimentale in entrambi i casi attraverso il confronto tra provini lisci e intagliati.

È emerso che tale criterio energetico risulta essere vincente rispetto ad un approccio strutturale classico basato sulle tensioni nominali in quanto è possibile sintetizzare tutti i punti sperimentali all'interno di un'unica banda di progettazione per entrambe le orientazioni del materiale.

L'elaborato si suddivide in 8 capitoli il cui viene riassunto brevemente in seguito.

- **Capitolo 1:** Breve introduzione riguardo la meccanica della frattura ed i criteri utilizzati per le verifiche strutturali.
- **Capitolo 2:** In questo capitolo viene riportato lo stato dell'arte delle ricerche condotte sugli SFRPCs, sintetizzando brevemente i principali articoli scientifici inerenti all'argomento.
- **Capitolo 3:** Tale capitolo riprende e completa la caratterizzazione statica per quanto riguarda il materiale che presenta un'orientazione delle fibre di rinforzo parallela ed ortogonale alla direzione di sollecitazione.
- **Capitolo 4:** Viene illustrata la metodologia seguita per eseguire le simulazioni non lineari di buckling per replicare la realtà sperimentale osservata in laboratorio.
- **Capitolo 5:** In questo capitolo si espongono i risultati sperimentali ottenuti dalle prove di compressione su provini intagliati e le successive simulazioni FEM eseguite per la determinazione del raggio di controllo del materiale a compressione.
- **Capitolo 6:** Viene presentata la caratterizzazione a fatica del materiale e l'applicazione dell'approccio SED per il calcolo delle bande di progettazione.
- **Capitolo 7:** Si riporta l'analisi morfologica delle superfici di frattura eseguita sui provini utilizzati per la caratterizzazione del materiale al fine di individuarne la tipologia e poter capire le cause che hanno portato al cedimento.
- **Capitolo 8:** In questo capitolo vengono riportate le conclusioni tratte sulla base dei risultati sperimentali esposti nei capitoli precedenti.

Indice

1	La meccanica della frattura lineare elastica	1
1.1	Introduzione alla meccanica della frattura lineare elastica	1
1.1.1	Tenacità a frattura	4
1.2	MFLE a fatica	4
1.3	La curva Atzori-Lazzarin-Meneghetti	6
1.4	Estensioni MFLE agli intagli a V a spigolo vivo	7
1.5	Criterio basato sulla densità di energia di deformazione	9
2	Ricerca Bibliografica	11
2.1	Gli SFRPCs	11
2.2	Ricerche scientifiche	12
2.2.1	<i>Fatigue performance of an injection molded short E glass fiber reinforced polyamide[27]</i>	12
2.2.2	<i>Fatigue design of highly loaded short glass fibre reinforced polyamide parts in engine compartments[24]</i>	12
2.2.3	<i>Notch effect on discontinuous fiber reinforced thermoplastic composites[9]</i>	13
2.2.4	<i>Fatigue damage and failure for notched plates of short glass fiber reinforced polypropylene[26]</i>	14
2.2.5	<i>Fatigue Strength of Plain and Notched Specimens of Short Carbon Fiber Reinforced Poly-Ether-Ether-Ketone (In Comparison with Poly-Ether-Ether-Ketone) [22]</i>	14
2.2.6	<i>Notch effects on fatigue behavior of thermoplastics [20]</i>	15
2.2.7	<i>Fatigue strength assessment of a short fiber composite based on the specific heat dissipation [18]</i>	16
2.2.8	<i>Damage initiation and evolution in short fiber reinforced polyamide under fatigue loading: Influence of fiber volume fraction [4]</i>	16
2.2.9	<i>Modelling of fatigue strength data for a short fibre reinforced polyamide 6.6 based on local strain energy density [6]</i>	17
2.2.10	<i>Effect of fibre content and notch radius in the fracture behaviour of short glass fibre reinforced polyamide 6: An approach from the Theory of Critical Distances [11]</i>	18
3	Caratterizzazione statica del materiale	21
3.1	Il poliparafenilensolfuro o PPS	21
3.1.1	Stima teorica delle proprietà elastiche	22
3.1.2	Proprietà elastiche e di resistenza note dalla letteratura	23
3.2	Risultati sperimentali delle prove di trazione	24
3.3	Prove di compressione	27
3.3.1	Apparato sperimentale: gli estensimetri a resistenza elettrica	28
3.3.2	Apparato sperimentale: la centralina IMC-CRONOS PL2	28
3.3.3	Apparato sperimentale: la macchina di prova	28
3.3.4	Incollaggio degli estensimetri	30
3.3.5	Preparazione delle prove statiche	32
3.3.6	Curve $\sigma - \varepsilon$ sperimentali per $\theta = 0^\circ$	34

3.3.7	Curve $\sigma - \varepsilon$ sperimentali per $\theta = 90^\circ$	38
3.4	Proprietà meccaniche stimate	41
3.5	Analisi Strutturale con approccio SED	43
3.5.1	Analisi FEM dei provini intagliati	45
3.5.2	Prove statiche di compressione dei provini intagliati	47
3.5.3	Applicazione del metodo SED alla caso statico	48
3.5.4	Commenti	51
4	Simulazioni non lineari di buckling	53
4.1	Approccio non lineare	53
4.2	Modelli non lineari 3D	54
4.2.1	Modello non lineare 3D monomateriale	55
4.2.2	Simulazione non lineare provino liscio 3D	57
4.2.3	Modello non lineare 3D multimateriale $\theta=0^\circ$	59
4.2.4	Modelli non lineari 3D a 0° dei provini con raggio di raccordo	62
4.2.5	Modelli non lineari 3D con $\theta=90^\circ$	63
4.3	Considerazioni finali	65
5	Effetto d'intaglio a compressione	67
5.1	Introduzione	67
5.2	Prove statiche sui provini forati	67
5.2.1	Risultati prove statiche 0_hole_R2	69
5.2.2	Risultati prove statiche 90_hole_R2	69
5.2.3	Risultati prove statiche 0_hole_R4	69
5.2.4	Risultati prove statiche 90_hole_R4	71
5.2.5	Commenti	71
5.3	Prove statiche provini con doppio intaglio a U	72
5.3.1	Risultati delle prove statiche $0_U_R15_a4$	73
5.3.2	Risultati delle prove statiche $0_U_R15_a7$	73
5.3.3	Risultati delle prove statiche $0_U_R3_a6$	74
5.3.4	Commenti	74
5.4	Simulazioni FEM	75
5.4.1	Risultati simulazioni non lineari	76
5.4.2	Risultati simulazioni lineari elastiche	76
5.5	Considerazioni finali	78
6	Caratterizzazione a fatica del materiale	81
6.1	Introduzione	81
6.2	Prove a fatica sui provi lisci	82
6.2.1	Provini lisci 0°	83
6.2.2	Provini lisci 90°	85
6.2.3	Sintesi delle prove sperimentali sui provini lisci	86
6.3	Caratterizzazione del comportamento a fatica in presenza di intagli	86
6.3.1	Provini intagliati 0°	87
6.3.2	Provini intagliati 90°	90
6.4	Caratterizzazione a fatica mediante approccio SED	92
6.4.1	Applicazione approccio SED a fatica per $\theta=0^\circ$	93
6.4.2	Applicazione approccio SED a fatica per $\theta=90^\circ$	96
6.4.3	Considerazioni	97
6.5	Tracciatura del diagramma Atzori-Lazzarin-Meneghetti	99
7	Analisi delle superfici di frattura	103
7.1	Introduzione	103
7.1.1	Rottura di tipo fragile	103
7.1.2	Rottura di tipo duttile	103
7.1.3	Rottura per fatica	103
7.2	Analisi dei provini	104

7.2.1	Provini soggetti a trazione	105
7.2.2	Provini lisci	106
7.2.3	Provini con V-notch	107
7.2.4	Provini forati	107
7.3	Analisi superfici di frattura a fatica	111
7.4	Commenti finali	113
8	Conclusioni	115
A	Elementi SHELL63	119
B	Codici APDL	121
C	Schede provino	153
	Bibliografia	257

Capitolo 1

La meccanica della frattura lineare elastica

In questo primo capitolo verranno introdotti i concetti, i metodi ed i criteri utilizzati per l'analisi di componenti intagliati.

1.1 Introduzione alla meccanica della frattura lineare elastica

Nel ambito meccanico ci si trova spesso a confrontarsi con la verifica di componenti nei quali sono presenti cricche, difetti o comunque intagli acuti e spigoli vivi. Per questi componenti non è possibile utilizzare il criterio di punto, adottato per la meccanica classica, che va a considerare nella verifica il picco delle tensioni poiché in corrispondenza dell'apice di queste variazioni geometriche il valore delle tensioni risulta essere singolare.

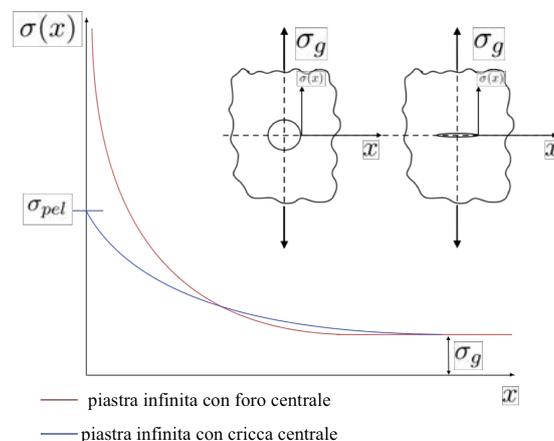


Figura 1.1: Confronto tra il campo delle tensioni a seconda della discontinuità geometrica presente nel componente

Risulta quindi necessario sviluppare un processo alternativo che si basi sul confronto dei campi di tensione passando quindi ad un criterio di campo. Con questo approccio si va a considerare il campo di tensione e come questo muti al variare del carico esterno applicato. In condizioni di lineare elasticità l'andamento del gradiente delle tensioni mostrerebbe un asintoto verticale per una distanza nulla dalla discontinuità geometrica, come è possibile vedere nel tratto continuo della curva in figura 1.2.

Tuttavia all'apice della cricca, a causa dello snervamento, il materiale si plasticizza ed è possibile osservare una redistribuzione del carico per il quale il picco di tensione viene smussato dal valore della tensione di snervamento del materiale σ_s . Perciò l'andamento reale del gradiente delle tensioni

risulta essere simile alla curva tratteggiata in figura 1.2. È possibile notare come l'andamento reale del gradiente delle tensioni si discosti verso destra rispetto al comportamento calcolato con l'approccio lineare elastico di una quantità pari alla dimensione del raggio della zona plastica r_p , che dipende dall'entità del carico esterno applicato; è necessario che l'area sottesa dalle due curve sia la stessa per ragioni di equilibrio.

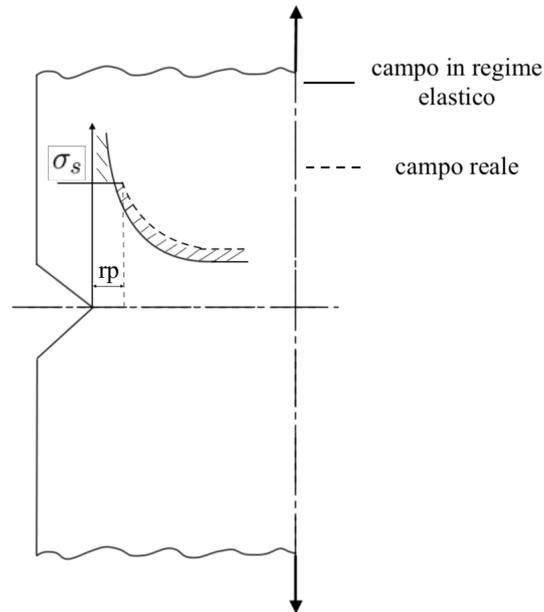


Figura 1.2: Confronto tra il comportamento reale e comportamento stimato con un'analisi in campo lineare elastico

Se il volume di materiale che plasticizza è piccolo, è possibile confondere le due curve ed utilizzare un approccio lineare elastico al problema. È proprio in questo frangente che si parla di meccanica della frattura lineare elastica, MFLE, ed affinché sia possibile utilizzarla è necessario che la tensione lorda applicata al componente sia inferiore o uguale alla metà della tensione di snervamento del materiale al fine di contenere le dimensioni della zona plastica:

$$\sigma_g \leq 0.5 \cdot \sigma_s$$

Secondo la MFLE il cedimento del materiale non è causato dal valore della tensione nel singolo punto ma quando l'intera distribuzione dello stato di tensione raggiungere il valore limite per un dato materiale. Si va quindi ad introdurre il parametro K_I che prende il nome di fattore di intensificazione delle tensioni, SIF, che riassume in sé quanto sia gravoso il campo delle tensioni.

Per mezzo di questa costante di proporzionalità è possibile esprimere le tensioni locali nel caso piano quando la cricca è sollecitata a modo I di apertura. Tuttavia nella realtà applicativa sono presenti altri due modi di sollecitazione della cricca, modo II ovvero a slittamento e modo III ovvero a strappo. Il più gravoso però rimane il modo I, per il quale si va ad esprimere K_I .

Attraverso le equazioni di Irwin è possibile esprimere il campo di tensione in una zona prossima alla discontinuità geometrica:

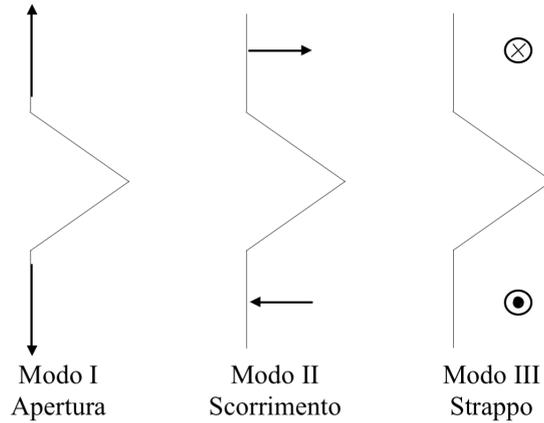
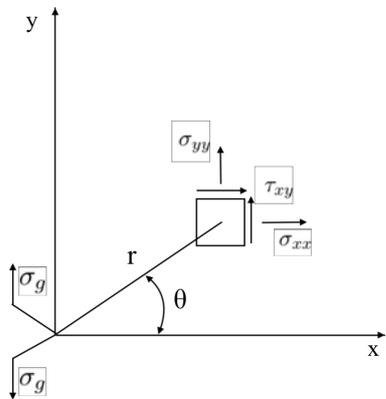


Figura 1.3: Diversi modi in cui può essere sollecitata una cricca



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

$$\sigma_{yy}(r, \theta) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3}{2}\theta \right) \quad (1.2)$$

$$\tau_{xy}(r, \theta) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left(\cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3}{2}\theta \right) \quad (1.3)$$

Figura 1.4: Sistema di riferimento per le equazioni di Irwin

Per mezzo di queste equazioni è possibile giungere alla definizione di K_I :

$$K_I = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0} \left(\sigma_{yy}(r, 0) \cdot r^{1/2} \right) \quad (1.4)$$

Nonostante il SIF abbia questa definizione matematica, di cui possiamo notare anche la presenza di una forma indeterminata tipo $\infty \cdot 0$ per r che tende a 0, sappiamo che esiste un valore finito. Generalmente il valore di K_I viene calcolato con l'analisi agli elementi finiti, FEM, ma esistono altri approcci ingegneristici che permettono di ottenerne una buona stima.

Tra le più utilizzate nella realtà applicativa compare l'espressione ingegneristica del K_I :

$$K_I = \alpha \sigma_g \sqrt{\pi a} \quad [MPa\sqrt{m}] \quad (1.5)$$

dove:

- α è il fattore di forma, ovvero un coefficiente che tiene conto della forma e della modalità di carico;
- σ_g è una qualsiasi tensione nominale lorda che è applicata al componente;
- a è una qualsiasi dimensione della cricca.

1.1.1 Tenacità a frattura

Come già detto K_I è l'unico indice dell'intensità della tensione nell'intorno del difetto per cui la verifica di resistenza viene effettuata mediante tale parametro. In particolare è possibile definire il valore critico del SIF, anche noto come tenacità a frattura K_{IC} , caratteristica intrinseca del materiale, indice della combinazione sforzo- difetto che provoca la propagazione instabile della cricca. Affinché il materiale possa passare la verifica statica è necessario che il valore di K_I risulti essere inferiore al valore critico:

$$K_I \leq K_{IC} \quad (1.6)$$

Di seguito si riportano alcuni valori di K_{IC} per diversi materiali:

Materiale	$K_{IC}[MPa\sqrt{m}]$
Acciaio	50 ÷ 200
Leghe di Titanio	55 ÷ 115
Ceramici	5 ÷ 6
Polimeri	1 ÷ 2
Materiali fragili	0.7 ÷ 4

Tabella 1.1: Valore di K_{IC} per alcuni materiali

1.2 MFLE a fatica

Si consideri il caso in cui un componente criccato sia sottoposto ad un ciclo di carico costante nel tempo $\Delta\sigma_g = \sigma_{max} - \sigma_{min} = cost$. Analogamente al caso statico posso definire un SIF, all'interno del quale si va a tenere conto del range di tensione con cui il componente viene sollecitato:

$$\Delta K_I = \alpha \Delta\sigma_g \sqrt{\pi a} \quad (1.7)$$

Supponendo che sia applicato un range di carico sufficientemente elevato da far propagare la cricca possiamo notare che ΔK_I aumenti nel tempo nonostante il range di carico si mantenga costante, figura 1.5.

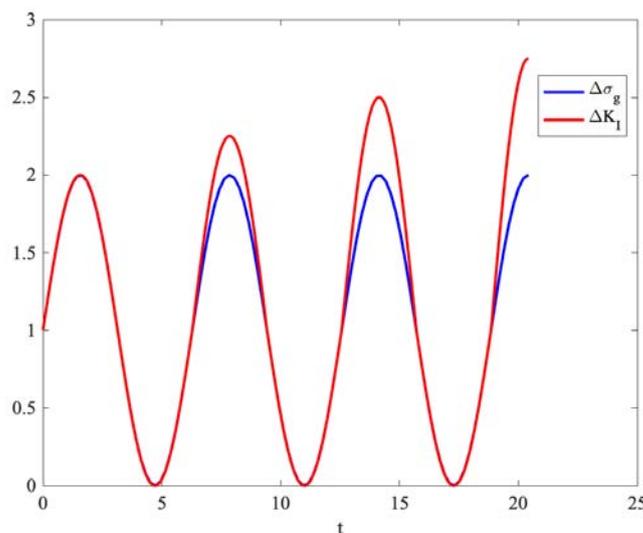


Figura 1.5: Variazione di ΔK_I rispetto a $\Delta\sigma_g$ costante nel tempo

Tale aumento è dovuto al fatto che le cricche propagano ad ogni ciclo e per come è stato approssimato ΔK_I notiamo che questo dipende sia dalla lunghezza istantanea della cricca a sia dal fattore di forma α , che come detto tiene conto della forma del componente. Questo parametro viene in genere approssimato attraverso specifiche funzioni che per esempio, nel caso di una piastra finita, dipendono dal rapporto tra la lunghezza della cricca istantanea e la larghezza della piastra.

Affinché la cricca possa propagare è necessario che il componente venga sollecitato in modo tale che il valore di ΔK_I sia maggiore del valore di soglia ΔK_{th} ; questo valore, una volta fissato il rapporto ciclo $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$, è una caratteristica del materiale. Da questo parametro è possibile ricavare il range di sollecitazione di soglia, considerando una piastra infinita con cricca centrale, come segue:

$$\Delta\sigma_{g,th} = \frac{\Delta K_{th}}{\sqrt{\pi a}} \quad (1.8)$$

Attraverso questa formulazione si può analizzare il comportamento il componente al variare della lunghezza della cricca iniziale a . Tuttavia questa formulazione ha un limite, infatti per cricche con lunghezza tendente allo 0 risulterebbe che il valore di sollecitazione di soglia $\Delta\sigma_{g,th}$ tenderebbe all'infinito, condizione ovviamente irrealistica.

Per ottenere una descrizione realistica bisogna considerare il limite a fatica del materiale senza difetti:

$$\Delta\sigma_0 = 2 \cdot \sigma_{a,\infty} \quad (1.9)$$

Per mettere in relazione il comportamento del materiale esente difetti e del materiale criccato si utilizza una lunghezza di cricca caratteristica a_0 , anche questa una caratteristica del materiale una volta definito R , e che fu definita da El-Haddad [7] come segue:

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta\sigma_0} \right)^2 \quad (1.10)$$

Tale parametro ci permette di separare il campo di validità della MFLE dal campo di validità della meccanica della frattura. Il tutto può essere riassunto attraverso il diagramma di Kitagawa-Takahashi[12] come si può vedere in figura 1.6.

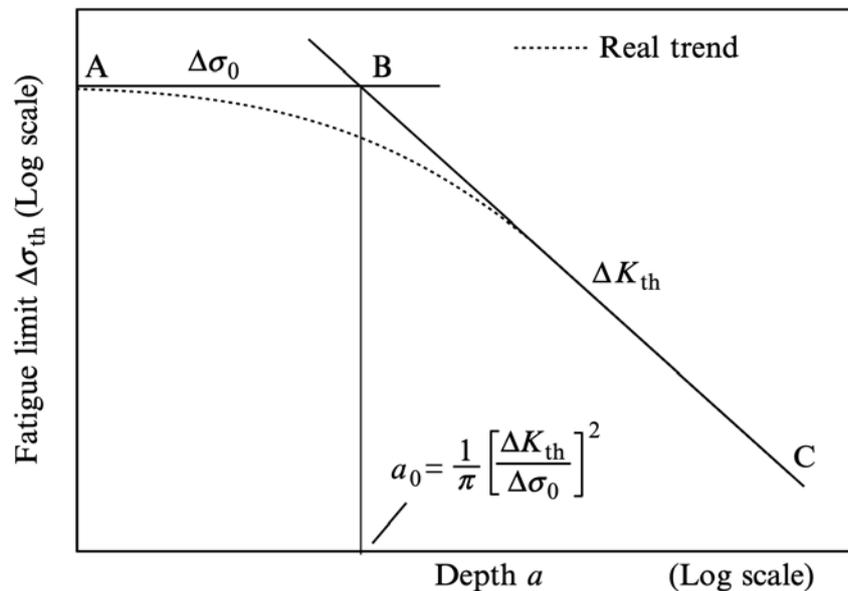


Figura 1.6: Diagramma di Kitagawa-Takahashi[3]

La funzione che ci permette di mettere in relazione i due campi fu sempre ricavata da El Haddad-Smith-Topper[7] e presenta la seguente formulazione:

$$\Delta K_{th} = \Delta \sigma_{g,th} \sqrt{\pi(a + a_0)} \quad (1.11)$$

dove:

- a rappresenta la lunghezza effettiva della cricca;
- a_0 rappresenta la lunghezza di cricca caratteristica, proprietà del materiale.

1.3 La curva Atzori-Lazzarin-Meneghetti

Il diagramma in figura 1.6 può essere ulteriormente ampliato per includere al suo interno anche gli intagli che presentano un raggio di raccordo. Dal punto di vista generale un intaglio che presenta un raccordo mostra una resistenza a fatica superiore rispetto a quella di un V-notch. Nel caso in cui il raggio dell'intaglio risulti essere sufficientemente ampio per garantire la piena sensibilità all'intaglio allora il limite a fatica può essere stimata utilizzando basato sulla meccanica classica:

$$\Delta \sigma_{g,th} = \frac{\Delta \sigma_0}{K_{tg}} \quad (1.12)$$

É possibile includere questa equazione tenendo a mente che risulta essere valida esclusivamente quando produce un valore del limite a fatica maggiore rispetto a quello di un intaglio acuto avente la medesima profondità. Estendere il diagramma di Kitagawa generalizzato permette quindi di poter sintetizzare tutta la progettazione meccanica in presenza di intagli in un unico diagramma universale che prende il nome di diagramma Atzori-Lazzarin-Meneghetti[3].

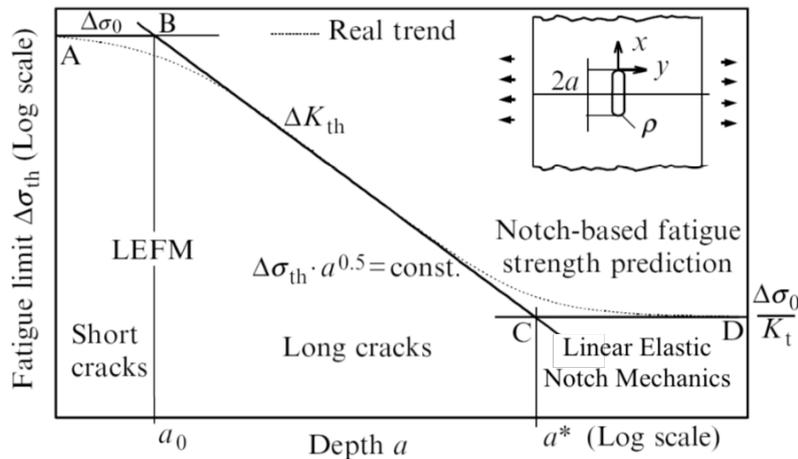


Figura 1.7: Sintesi del campo di progettazione strutturale a fatica[3]

Analizzando il diagramma è possibile andare ad individuare tre zone distinte dai due parametri caratteristici a_0 e a^* .

Nello specifico questo diagramma è stato ottenuto andando a sollecitare al limite di fatica delle piastre "infinite" che presentavano un *crack like notch*. Le dimensioni dell'intaglio sono state variate mantenendo il rapporto $a/\rho = cost$ in modo tale che nella zona della meccanica classica il valore di K_{tg} fosse mantenuto costante.

Per rendere questo diagramma universale a tutti gli intagli è sufficiente andare ad includere nella formula di ΔK_{th} il fattore di forma α :

$$\Delta K_{th} = \Delta \sigma_{g,th} \sqrt{\pi \alpha^2 (a + a_0)} \quad (1.13)$$

Così facendo possiamo individuare una lunghezza equivalente al caso della piastra infinita pari a $\alpha^2(a + a_0)$ che ci permette di stimare il limite a fatica di un qualsiasi componente intagliato a seconda della zona in cui si posiziona all'interno del diagramma.

Sulla base di questi risultati sperimentali possiamo affermare che:

1. per effetto dello stato tensionale locale in relazione ai piani di minima resistenza cristallina legati all'orientamento dei grani, si possono manifestare delle microcricche nel materiale sottoposto a carichi di fatica;
2. lo sviluppo di tali microcricche si arresta, una volta raggiunta la dimensione massima, se la sollecitazione che tende a farle propagare è inferiore al limite di fatica del materiale base. mentre prosegue (assumendo le caratteristiche di propagazione macroscopica) se la sollecitazione è superiore a tale limite di fatica;
3. la lunghezza di tali microcricche è legata alle dimensioni del grano cristallino;
4. la dimensione caratteristica a_0 è correlabile con le dimensioni del grano cristallino;
5. la dimensione caratteristica a_0 può essere considerata come una cricca passante equivalente di lunghezza statisticamente correlabile con la lunghezza delle cricche che si formano a livello microscopico, sulla base della dimensione e dell'orientamento dei grani cristallini;
6. il valore della dimensione caratteristica a_0 dipende solo dal materiale e non dalla configurazione geometrica del componente considerato.

Dunque è possibile affermare che il limite di fatica è sempre e solo una caratteristica del materiale ed i fattori geometrici intervengono solo in quanto capaci di modificare la relazione tra i carichi esterni applicati e lo stato di tensione locale a cui il materiale è sottoposto.

1.4 Estensioni MFLE agli intagli a V a spigolo vivo

Anche nel caso degli intagli a V a spigolo vivo, V-notch, è possibile definire i modi piani di sollecitazione I e II analoghi ai modi di sollecitazione definiti per la cricca in figura 1.3. Dal punto di vista della fatica anche gli intagli con raggio di raccordo non nullo ma con dimensioni ridotte manifestano lo stesso comportamento degli intagli a spigolo vivo come fu evidenziato da Miller[19]. Ciò è vero esclusivamente se il raggio di raccordo all'apice dell'intaglio è :

$$\rho \leq 4 \cdot a_0 \quad (1.14)$$

Quindi è possibile considerare intagli a spigolo vivo tutti quegli intagli aventi un raggio di raccordo $0 \leq \rho \leq 4 \cdot a_0$, che prendono il nome di intagli acuti.

Sulla base di queste considerazioni è possibile estendere la MFLE a componenti che presentano un V-notch andando a sostituire il SIF con il Notch Stress Intensity Factor, NSIF, definito come segue:

$$K_I^V = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0} (\sigma_{\theta\theta}(r, 0) \cdot r^{1-\lambda_1}) \quad (1.15)$$

Dove $\sigma_{\theta\theta}$ è la componente di tensione di apertura valutata lungo la bisettrice dell'intaglio, si veda figura 1.8, e λ_1 è l'esponente che descrive il grado di singolarità delle tensioni che fu definito da Williams[25].

Anche in questo caso K_I^V esiste ed assume un valore finito e come per il SIF è possibile utilizzare delle approssimazioni per calcolarlo. Si può esprimere l'NSIF come segue:

$$K_I^V = \alpha_\gamma \sqrt{\pi} a^\gamma \sigma_g = \sqrt{\pi} \left(\alpha_\gamma^{1/\gamma} a \right)^\gamma \sigma_g \quad (1.16)$$

dove:

- $\gamma = 1 - \lambda_1$ è il grado di singolarità del campo tensionale;
- α_γ è un coefficiente adimensionale che dipende dalla geometria del componente, dal modo di sollecitazione e dall'angolo di apertura dell'intaglio.

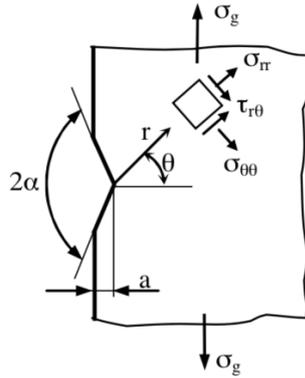


Figura 1.8: Sistema di riferimento in coordinate cilindriche per un V-notch[2]

Nell'equazione 1.16 la quantità racchiusa tra parentesi tonde può essere intesa come la profondità dell'intaglio effettiva, a_{eff} . Quando si applica l'equazione 1.16 alla condizione si ottiene che:

$$\Delta\sigma_{g,th} = \frac{\Delta K_{I,th}^V}{\sqrt{\pi} (a_{eff})^\gamma} \quad (1.17)$$

Al fine di poter inglobare all'interno di un'unica formulazione anche intagli a V "piccoli" e "profondi" e possibile proporre una generalizzazione ingegneristica dell'equazione 1.17 estendendo la formulazione proposta da El-Haddad-Smith-Topper [7]:

$$\Delta\sigma_{g,th} = \frac{\Delta K_{I,th}^V}{\sqrt{\pi} (a_{eff} + a_0^V)^\gamma} \quad (1.18)$$

Dove a_0^V può essere visto come una naturale estensione dalla caratteristica del materiale a_0 ed è definito secondo l'equazione:

$$a_0^V = \left(\frac{\Delta K_{I,th}^V}{\sqrt{\pi} \Delta\sigma_0} \right)^{1/\gamma} \quad (1.19)$$

Andando a diagrammare l'equazione 1.18 per differenti angoli di apertura è possibile ottenere un diagramma di Kitagawa generalizzato per i V-notch come si può osservare in figura 1.9

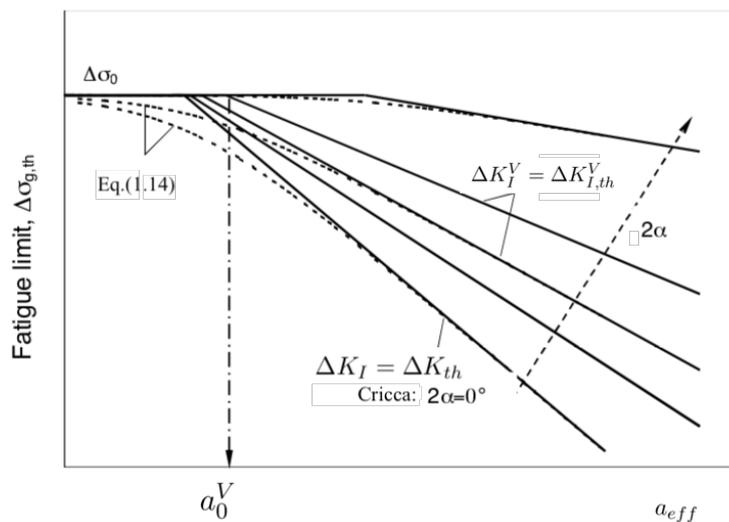


Figura 1.9: Diagramma di Kitagawa generalizzato[2]

1.5 Criterio basato sulla densità di energia di deformazione

Il concetto di volume strutturale fu introdotto molti anni fa da Neuber[21] e stabilisce che non è la massima tensione teorica dell'intaglio a causare il cedimento statico o per fatica bensì la tensione mediata all'interno di un volume di controllo, chiamato anche volume strutturale, che come per a_0 e per K_{IC} è una caratteristica intrinseca del materiale.

Sulla base di questa ipotesi è stato formulato il criterio basato sulla densità di energia di deformazione, SED, proposto da Lazzarin e Zombardi[16]. La densità di energia di deformazione era stata già utilizzata in passato per formulare criteri di resistenza per quanto riguarda i materiali duttili e fragili. Per mezzo dell'approccio SED è possibile stimare la resistenza statica e a fatica sia dei componenti lisci che intagliati.

Il criterio prevede quindi di considerare come parametro critico per la resistenza strutturale del materiale la densità d'energia lineare elastica mediata all'interno del volume strutturale di forma circolare, avente raggio R_C , considerato una proprietà del materiale.

Per un materiale lineare elastico la densità di energia di deformazione vale:

$$W = \sum \frac{1}{2} \sigma_{ij} \varepsilon_{ij} \quad (1.20)$$

che espressa secondo il sistema di riferimento polare di figura 1.8 diventa:

$$W = \frac{1}{2} \sigma_{rr} \varepsilon_{rr} + \frac{1}{2} \sigma_{\theta\theta} \varepsilon_{\theta\theta} + \frac{1}{2} \sigma_{zz} \varepsilon_{zz} + \frac{1}{2} \frac{\tau_{r\theta}^2}{G} \quad (1.21)$$

Dunque la tensione mediata all'interno del volume strutturale risulterà essere:

$$\begin{aligned} \bar{W} &= \frac{1}{V_C} \int_{V_C} W dV \\ &= \frac{e_1}{E} \left(\frac{K_1}{R_C^{(1-\lambda_1)}} \right)^2 + \frac{e_2}{E} \left(\frac{K_2}{R_C^{(1-\lambda_2)}} \right)^2 \end{aligned} \quad (1.22)$$

dove:

- K_1, K_2 sono gli NSIF;
- e_1, e_2 sono coefficienti tabulati in funzione dell'angolo di apertura dell'intaglio 2α ;
- λ_1, λ_2 sono i coefficienti di Williams;
- E il modulo elastico del materiale.

Per stimare le dimensioni del volume di controllo in funzione dell'angolo di apertura dell'intaglio è possibile seguire le indicazioni presenti nell'articolo "Some expressions for the strain energy in a finite volume surrounding the root of blunt V-notches" di Lazzarin e Berto[14]:

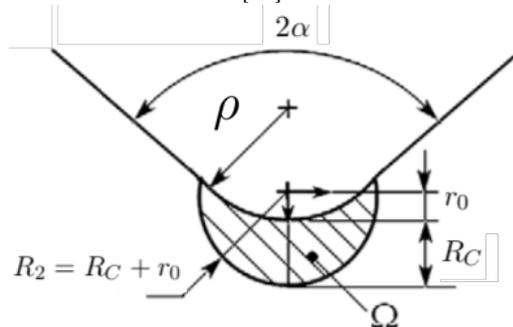
$$r_0 = \rho \frac{\pi - 2\alpha}{2\pi - 2\alpha} \quad (1.23)$$


Figura 1.10: Volume strutturale per V-notch raccordato[14]

Dal punto di vista applicativo il criterio SED presenta diversi vantaggi. Al contrario della diretta valutazione degli NSIF, che necessita di simulazioni FEM caratterizzate da mesh particolarmente fitte in prossimità dell'intaglio, il SED mediato all'interno del volume di controllo può essere determinato per mezzo di mesh grossolane. È stato dimostrato in[15], che il SED mediato è pressoché insensibile alla mesh, quindi sono sufficienti pochi elementi all'interno del volume di controllo per calcolare la densità di energia di deformazione mediata in quanto questa viene derivata direttamente dagli spostamenti nodali del modello. In aggiunta permette di tenere conto dei diversi modi di sollecitazione, dell'effetto scala e nel caso della fatica anche del rapporto ciclo.

Capitolo 2

Ricerca Bibliografica

2.1 Gli SFRPCs

In questo capitolo si andranno a riassumere le ricerche scientifiche svolte in questi anni inerenti ai materiali plastici rinforzati con fibre corte (*Short Fiber Reinforced Polymer Composites o SFRPCs*). L'applicazioni di questa tipologia di materiali in ambito strutturale è cresciuta rapidamente negli ultimi decenni e la maggior parte dei componenti che vengono realizzati con questi materiali di questo tipo sono soggetti a sollecitazioni cicliche nel corso della loro vita.

La diffusione di questi materiali è inoltre dovuta al fatto che hanno delle proprietà meccaniche e delle caratteristiche di resistenza specifiche superiori rispetto ai materiali da costruzione tradizionali, che permettono di poter realizzare componenti con geometrie complesse attraverso il processo di stampaggio, che consentono di ridurre notevolmente i costi di produzione dei componenti.

Il processo di stampaggio ad iniezione è un processo di produzione efficiente sia dal punto di vista dei costi e che dal punto di vista dei grandi volumi produttivi che permettono di realizzare. Tale processo di produzione risulta essere particolarmente indicato per gli *SFRPCs* poiché permette inoltre di andare a controllare l'orientazione e la distribuzione del rinforzo, ovvero le fibre, all'interno del materiale. La frazione volumetrica di fibre che viene tipicamente utilizzata per la realizzazione di questi compositi varia dallo 0 ÷ 40%. Nel 95% dei casi il rinforzo è costituito da fibre di vetro, ma si possono trovare anche rinforzi costituiti da fibre di carbonio e fibre di boro.

Le matrici sono costituite generalmente da polimeri termoplastici, materiali costituiti da lunghe macromolecole, chiamate anche catene polimeriche, all'interno dei quali gli atomi sono collegati tra loro mediante legami covalenti, legami forti. Le catene polimeriche allo stato solido sono interconnesse fra loro mediante i legami di Van Der Waals, legami deboli, la cui numerosità dipende dal polimero. Ciò fa sì che mediante la somministrazione di calore tali legami possano essere rotti portando quindi il materiale allo stato fuso, stato nel quale le macromolecole sono indipendenti tra loro. Ciò permette di poter riciclare questi materiali riportandoli allo stato fuso e ristampandoli una volta volta che il componente ha terminato la sua vita. Tuttavia il processo di riciclaggio non può essere ripetuto all'infinito, infatti ad ogni ciclo di riciclaggio si vanno a danneggiare i legami covalenti quando si somministra calore e questo va ad impattare le proprietà meccaniche del polimero. I polimeri più utilizzati nell'ambito industriale sono: il poliammide (PA), il polipropilene (PP), il polibutilentereftalato (PBT), il poliparafenilensolfuro (PPS) e il polietere-etero-chetone (PEEK).

Tuttavia fin ora la progettazione di componenti realizzati in SFRPCs ha quasi esclusivamente utilizzato le proprietà dei componenti ottenute dalla caratterizzazione delle prove statiche. Tali dati non sono sufficienti per caratterizzare il comportamento del materiale soprattutto quando i componenti sono soggetti a fatica. Per tale ragione negli ultimi anni la comunità scientifica ha concentrato i suoi sforzi per poter ampliare la conoscenza riguardo il comportamento di questi materiali al fine di poter garantire una progettazione più accurata di componenti strutturali costituiti da SFRPCs.

2.2 Ricerche scientifiche

Vengono qui di seguito ripotote in maniera sintetica le ricerche più rilevanti che sono state svolte in questi anni dalla comunità scientifica riguardo alla caratterizzazione del comportamento degli SFRPCs sottoposti a carichi ciclici in presenza di intagli o effetti di concentrazione delle tensioni.

2.2.1 *Fatigue performance of an injection molded short E glass fiber reinforced polyamide[27]*

Zhou e Mallick[27] hanno studiato l'effetto della dimensione dell'intaglio su provini di poliammide-66 rinforzato con il 35% in peso di fibre di vetro corte (PA66-GF35). I provini utilizzati per la caratterizzazione sono stati ricavati da delle piastre quadrate 150x150mm spesse 2.5mm; i provini, di forma rettangolare, avevano dimensioni 100x12.7mm ed erano spessi 2.5mm. Sono stati successivamente realizzati dei fori circolari al centro dei provini aventi diverse dimensioni: 1.58, 3.17, and 6.35 mm i quali corrispondono dei coefficienti teorici di concentrazione delle tensioni (K_t) rispettivamente pari a 2.64, 2.43 e 2.18. Tutti i provini realizzati per lo studio dell'effetto degli intagli presentavano un'orientazione delle fibre parallela alla direzioni di iniezione ($\theta = 0^\circ$).

Le prove sono state condotte mantenendo un rapporto ciclo $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = 0.1$ ed applicando una frequenza di carico di $f = 1Hz$ in modo da garantire un cedimento causato dalla fatica e non dal cedimento termico. La resistenza a fatica dei provini intagliati basata sulla tensione nominale lorda applicata risulta essere più bassa rispetto a quella dei provini lisci. Tuttavia basandosi sulla tensione nominale netta che viene applicata sul provino è possibile notare che il cedimento avviene lungo la stessa curva a fatica S-N, come è possibile osservare in figura 2.1.

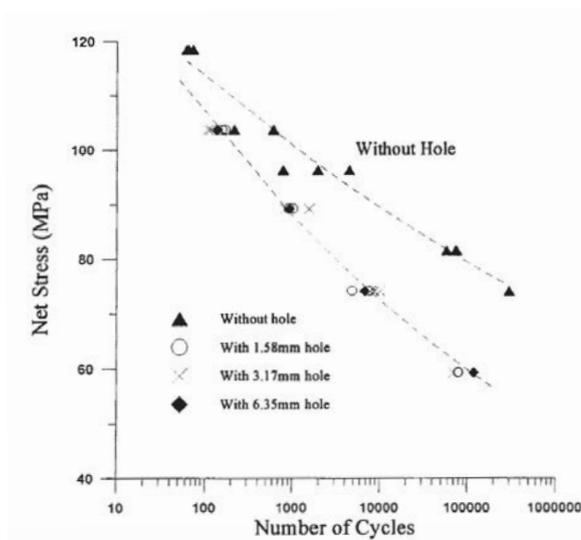


Figura 2.1: Effetto dell'entità dell'intaglio sulle curve S-N[27]

2.2.2 *Fatigue design of highly loaded short glass fibre reinforced polyamide parts in engine compartments[24]*

Sonsino e Moosbrugger[24] utilizzano provini rettangolari di PA66-GF35 aventi orientazione $\theta = 0^\circ$. I provini erano lunghi 250mm, larghi 40mm e spessi 3mm. Durante il processo di stampaggio sui provini è stato realizzato un intaglio centrale di varie dimensioni per ottenere la caratterizzazione del comportamento del materiale al variare della severità dell'intaglio.

Per analizzare il comportamento del materiale soggetto ad un intaglio di media severità è stato ricavato al centro del provino un foro avente un diametro di 10mm a cui corrisponde un $K_t = 2.5$. Per analizzare il comportamento del materiale soggetto ad intagli severi sono stati ricavati intagli centrali simili a cricche, *slit notch*, aventi tutti larghezza 10mm e altezza 1mm ma con differenti raggi di raccordo,

pari a 0.2, 0.5 e 1mm a cui corrispondono rispettivamente dei K_t pari a 9.8, 6.5 e 4.7. Sono stati condotti test a fatica assiale in controllo di forza imponendo un rapporto ciclo $R=-1$ ed utilizzando una frequenza di carico $f = 0.5 \div 20 Hz$. È stato possibile osservare un calo della resistenza a fatica all'aumentare della severità dell'intaglio, come si vede in figura 2.2.

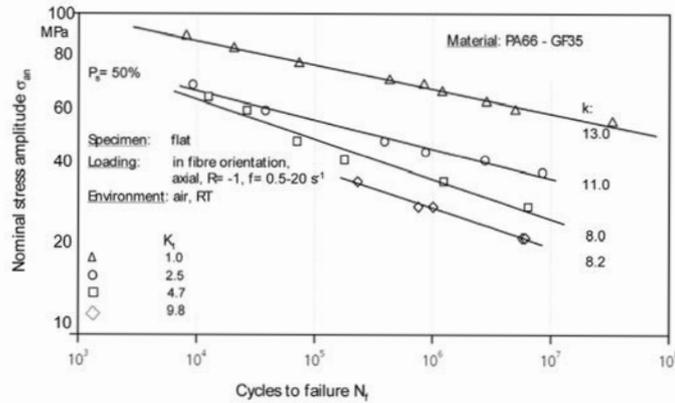


Figura 2.2: Effetto della concentrazione delle tensioni sulla resistenza a fatica per $R=-1$ [24]

2.2.3 Notch effect on discontinuous fiber reinforced thermoplastic composites[9]

Haldar and Senthilvelan[9] hanno studiato il comportamento a fatica assiale di componenti intagliati realizzati in PP e in PP rinforzato con fibre di vetro corte pari al 20% del peso totale(PP-GF20). Sono stati realizzati provini rettangolari con orientazione $\theta = 0^\circ$ aventi al centro del provino un foro circolare di 2 e 4mm. Sono stati eseguiti test a fatica mantenendo un $R=0.1$ ed $f = 1 Hz$. La resistenza a fatica del PP non risulta essere influenzata dalla presenza dei fori. Nel caso del PP-GF20 i provini soggetti a fatica oligociclica hanno mostrato una resistenza a fatica maggiore al diminuire della severità dell'intaglio. Considerando invece la fatica in controllo di forza i provini non hanno mostrato sensibilità all'intaglio, come si osserva in figura 2.3. La modalità di cedimento riscontrata consiste nello scollamento della fibra dalla matrice dovuto al fatto che le fibre hanno una bassa capacità di sopportazione del carico.

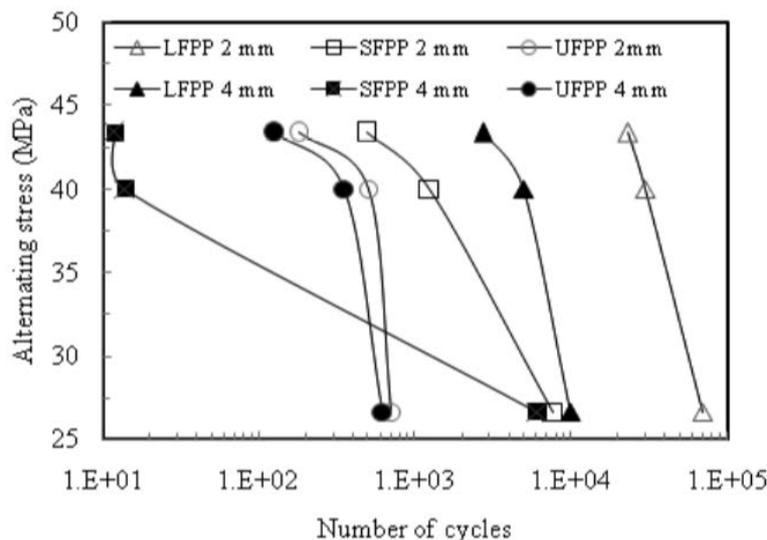


Figura 2.3: Comportamento a fatica dei provini intagliati[9]

2.2.4 Fatigue damage and failure for notched plates of short glass fiber reinforced polypropylene[26]

Yamamoto e Hyakutake[26] hanno utilizzato provini di PP-GF30 di larghezza 20mm, i quali presentavano un doppio intaglio a U e con due diverse lunghezze di fibre di rinforzo 0.4mm e 3.5mm. Sono stati realizzati provini con raggi di raccordo differenti per analizzare il comportamento a fatica, i raggi di raccordo utilizzati erano rispettivamente 0.5, 1 e 2mm tutti con orientazione $\theta = 0^\circ$. Inoltre la profondità dell'intaglio è stata fatta variare da 2 a 4mm. Le prove a fatica sono state condotte utilizzando un R pari a 0.1 ed una frequenza di carico f pari a 2Hz. I provini aventi lunghezza delle fibre di rinforzo pari a 3.5mm hanno mostrato un incremento della vita a fatica, ad una data tensione nominale, pari a un fattore 5 rispetto ai provini con lunghezza del rinforzo pari a 0.4mm. La nucleazione e la crescita del danneggiamento alla base del raggio di raccordo è paragonabile per entrambe le lunghezze del rinforzo, tale che le microcricche sono nucleate sulle teste delle fibre e si sono poi connesse per formare la cricca. La severità del raggio di raccordo non ha influenzato il numero di cicli a rottura. Tuttavia il numero di cicli necessari per la nucleazione della cricca hanno definito un'area di $0.1mm^2$ che incrementa di un fattore 100 al diminuire del raggio di raccordo partendo da 2 fino ad arrivare a 0.5mm. I coefficienti angolari delle curve tensione-inizio danneggiamento non hanno mostrato sensibilità all'intaglio, figura 2.4.

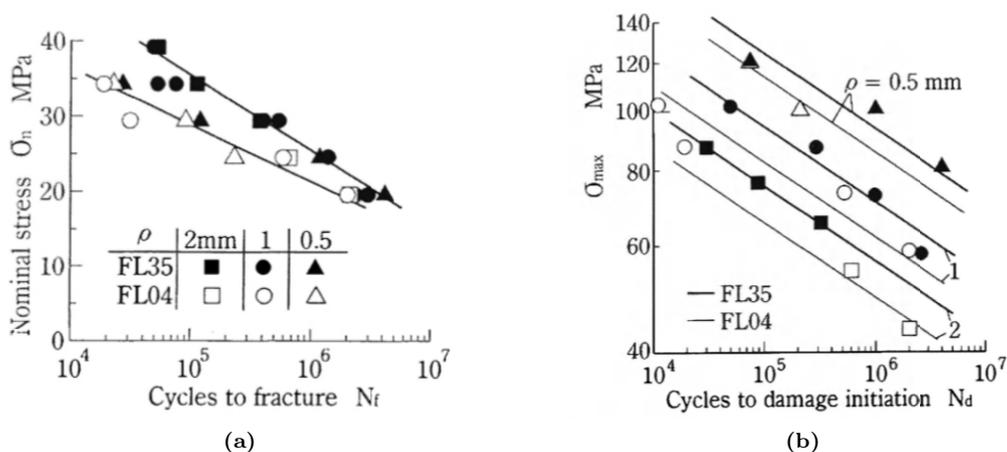


Figura 2.4: Curve S-N per I provini intagliati(a) e relazione tra σ_{max} e numero di cicli per inizio del danneggiamento(b)[26]

2.2.5 Fatigue Strength of Plain and Notched Specimens of Short Carbon Fiber Reinforced Poly-Ether-Ether-Ketone (In Comparison with Poly-Ether-Ether-Ketone) [22]

Nishitani, Noguchi e Yamaguchi[22] hanno confrontato l'effetto della concentrazione delle tensioni su prove a fatica di flessione rotante del PEEK puro e del PEEK rinforzato con fibre di carbonio corte con orientazione $\theta = 0^\circ$. Vengono considerati provini con un foro centrale circolare o con intaglio circonferenziale a V per i quali sono stati valutati dei valori di K_t che variavano da 1.04 a 4.48. La resistenza nominale a fatica del PEEK rinforzato con fibre corte è risultata essere meno sensibile all'intaglio rispetto alla resistenza a fatica del PEEK puro, fig2.5. A causa della discontinuità generata dalla presenza delle teste delle fibre, una grande percentuale della vita a fatica è stata spesa nella crescita della cricca per il PEEK rinforzato rispetto al PEEK puro.

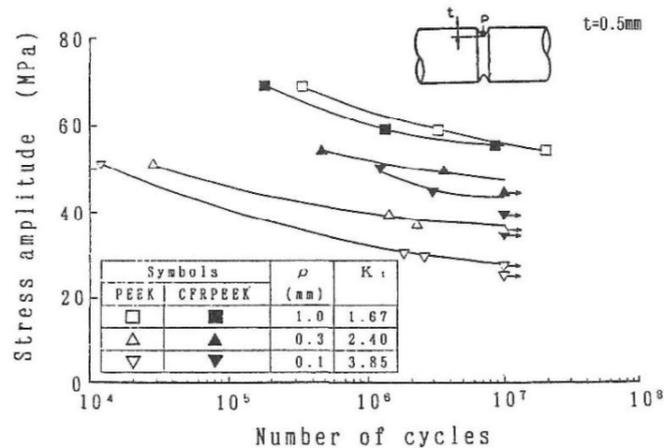


Figura 2.5: Confronto della curve S-N dei provi intagliati per il PEEK puro e il PEEK rinforzato con fibre di carbonio corte[22]

2.2.6 Notch effects on fatigue behavior of thermoplastics [20]

Mortazavian e Fatemi[20] hanno studiato l'effetto dell'intaglio sul PBT rinforzato con fibre di vetro corte. Sono stati utilizzati dei provini ad osso di cane, aventi un tratto utile di 10mm, ricavati da una piastra ottenuta tramite stampaggio ad iniezione avente dimensioni 200x100x3.8mm. Dalla piastra sono stati fresati i provini sia con orientazione $\theta = 0^\circ$ che con orientazione $\theta = 90^\circ$. È stato successivamente realizzato un foro centrale di diametro 2mm per il quale si ha un K_t pari a 2.5. Le prove a fatica sono state condotte in controllo di forza utilizzando due diversi valori di R, pari a -1 e 0.1. La frequenza di carico è stata scelta tra 0.25 e 5Hz a seconda dell'ampiezza della sollecitazione per evitare il cedimento per via termica. L'ampiezza di carico è stata selezionata per ottenere una vita a fatica pari a $10^3 \div 10^6$ cicli. È stato riscontrato che la presenza del foro circolare risulta essere significativa in termini di vita a fatica, causandone una riduzione di diversi ordini di grandezza rispetto al provino liscio. Inoltre è stato riscontrato che la tensione media di trazione applicata al provino ha ridotto la vita a fatica dei provini intagliati soprattutto nel caso della fatica oligociclica. La regola di Neuber ha permesso di ottenere delle stime piuttosto accurate della vita a fatica dei provini intagliati, figura 2.6

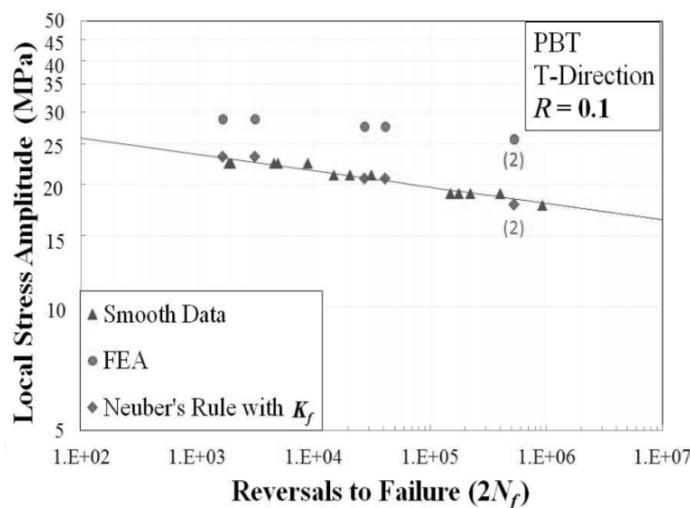


Figura 2.6: Correlazione tra provini lisci ed intagliati aventi $\theta = 90^\circ$, utilizzando la regola di Neuber e la tensione all'apice dell'intaglio ottenuta dal FEM[20]

2.2.7 Fatigue strength assessment of a short fiber composite based on the specific heat dissipation [18]

Meneghetti e Quaresimin[18] hanno valutato il comportamento a fatica del PA66-GF35 utilizzando provini rettangolari 250x40x5mm, con orientazione $\theta = 0^\circ$. Sono stati realizzati due tipi di provini intagliati, il primo tipo presentava un foro centrale avente diametro 10mm ed il secondo tipo che presentava uno *slit notch* avente larghezza 10mm, altezza 1mm. A questi intagli corrispondono rispettivamente dei valori di K_t pari a 2.84 e 7.82. Le prove a fatica sono state condotte mantenendo $R=0.1$ ed utilizzando una frequenza di carico tra 2 e 7.5Hz a seconda del livello di carico applicato. La resistenza a fatica nominale è stata abbattuta in maniera significativa all'aumentare della severità dell'intaglio. È stato proposto un modello sulla base della prima legge della termodinamica all'interno di un volume di controllo del materiale. Assumendo che vi sia un trasferimento di calore a regime costante e ipotizzando che non vi sia lavoro meccanico, tale modello consente di formulare una perdita di calore specifica (Q) mediante l'equazione:

$$Q = -\frac{\rho c \delta T}{f \delta t} \quad (2.1)$$

dove ρ è la densità del materiale, c il calore specifico del materiale, T è la temperatura, t è il tempo e f è la frequenza di carico. Il valore di $\frac{\delta T}{\delta t}$ è stato misurato dalla curva di raffreddamento del materiale. La perdita di calore specifica si relazione bene alla resistenza a fatica dei provini lisci e dei provini che presentavano l'intaglio circolare. Tuttavia questo metodo non è stato in grado di predire la vita a fatica del provino che presentava lo *slit notch* a causa del piccolo e non affidabile incremento di temperatura che si verificava all'apice dell'intaglio, figura 2.7.

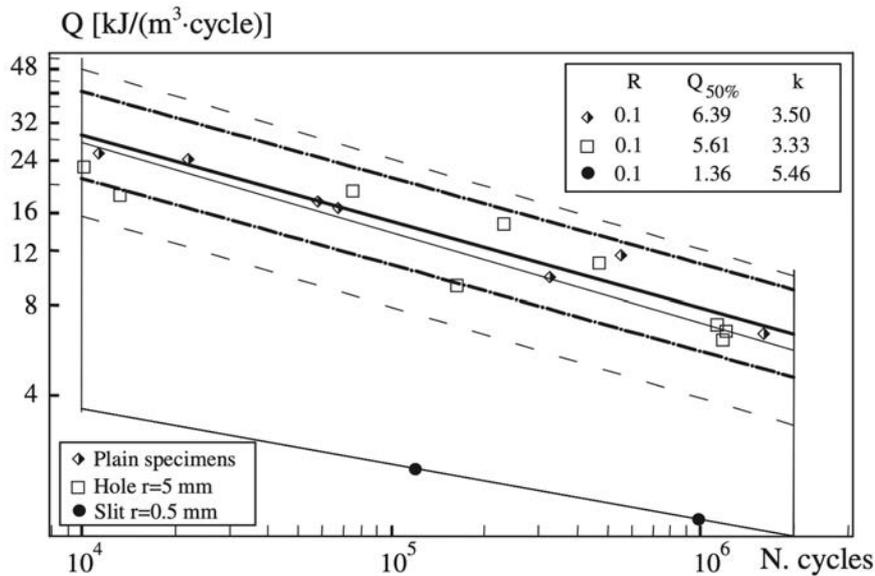


Figura 2.7: Risultati sperimentali delle prove a fatica in termini di Q dissipata come calore in unità di volume ciclo[18]

2.2.8 Damage initiation and evolution in short fiber reinforced polyamide under fatigue loading: Influence of fiber volume fraction [4]

Belmonte et al.[4] hanno analizzato il comportamento del PA66 rinforzato con fibre di vetro corte al variare della frazione volumetrica di rinforzo, rispettivamente per $V_f = 0\%$, 15%, 25%, 35% e 50% del peso complessivo. Le prove a fatica sono state condotte imponendo un $R=0$ e utilizzando una frequenza di carico $f = 4 \div 20\text{Hz}$ a seconda del livello di carico applicato e dalla frazione volumetrica di fibre. I provini utilizzati durante le prove avevano geometria rettangolare 250x40mm ed uno spessore di 3mm. Tali provini presentavano uno *slit notch* al centro del provino di larghezza 10mm ed un raggio

di raccordo pari a 0.2mm a cui corrisponde un $K_t = 9.81$. È stato riscontrato che all'aumentare della percentuale di rinforzo aumenta la vita a fatica del materiale e che il contributo relativo della propagazione della cricca rispetto alla vita totale aumenta all'aumentare della frazione volumetrica di fibre, si veda figura 2.8. La rottura a fatica dei provini intagliati avviene in tre fasi:

1. nucleazione della cricca;
2. propagazione stabile della cricca, per il quale si manifesta il comportamento micro-duttile della matrice;
3. propagazione instabile della cricca, per il quale si manifesta il comportamento fragile della matrice.

Il percorso tracciato dalla cricca risulta essere influenzato dal frazione volumetrica di rinforzo. Nel caso in cui vi sia un alto contenuto di fibre, queste tendono ad agglomerarsi formando dei cluster che portano a far deviare la cricca in maniera più efficace di quanto non facciano le singole fibre. Viene quindi proposta una modalità di danneggiamento che inizia dalle cavità della matrice attorno a particelle di livello submicrometrico. Tali cavità portano alla microfrattura della matrice. La posizione in cui nuclea la cricca è fortemente influenzata dai fattori di concentrazione delle tensioni locali dovuti alla presenza del rinforzo.

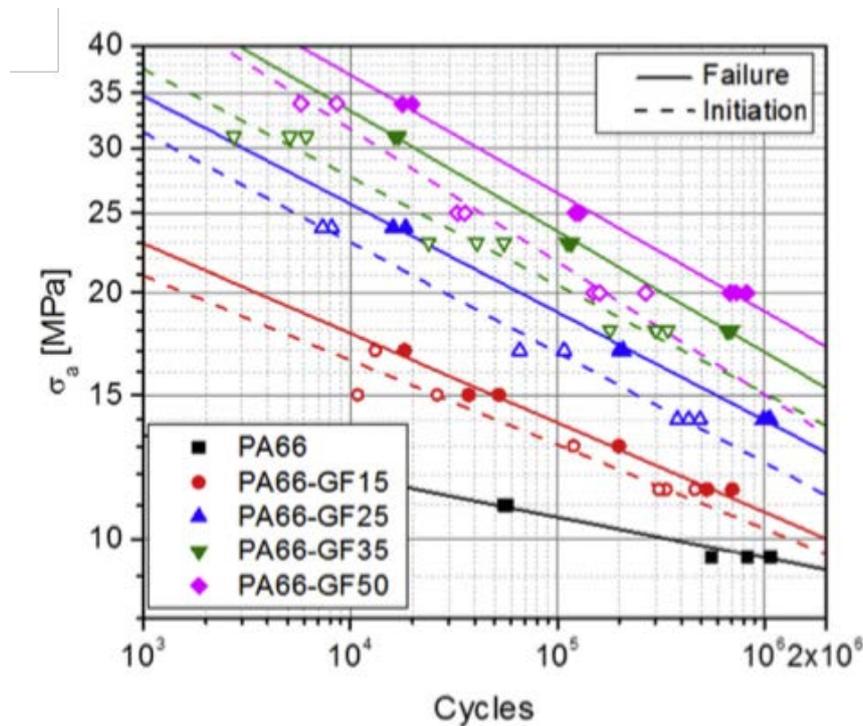


Figura 2.8: Curve S-N per la rottura e per la nucleazione della cricca al variare della frazione volumetrica[4]

2.2.9 Modelling of fatigue strength data for a short fibre reinforced polyamide 6.6 based on local strain energy density [6]

De Monte, Quaresimin e Lazzarin[6] hanno utilizzato i dati delle prove a fatica di Sonsino e Moosbrugger[24] per andare ad estendere la formulazione del criterio SED agli SFRPCs proposto inizialmente per materiali isotropi. È stato osservato che per i materiali ortotropi R_C non dipende esclusivamente dalla resistenza a fatica del materiale e dal valore di soglia ΔK_{th} ma anche dalla configurazione di carico rispetto all'orientazione delle fibre. L'applicazione del criterio energetico proposto richiede esclusivamente di tarare due curve a fatica e può essere successivamente utilizzato per ogni altro raggio

di raccordo all'apice dell'intaglio. È necessario avere la curva a fatica di un provino liscio per poter determinare il range critico di SED ΔW_C e le curve a fatica di provini con intagli severi o criccati per poter dedurre R_C . Nel caso dei provini costituiti di PA66-GF35 aventi orientazione $\theta = 0^\circ$ è stato possibile determinare $\Delta W_C = 0.3 \text{ MJ/m}^3$ e $R_C = 3 \text{ mm}$, figura 2.9.

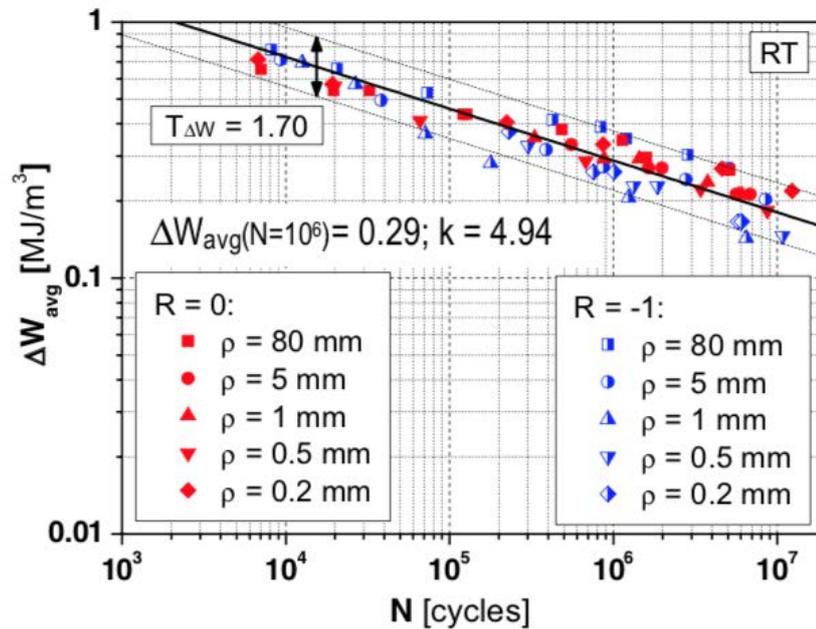


Figura 2.9: Dati sperimentali riordinati in termini di SED mediato all'interno del volume di controllo[6]

2.2.10 Effect of fibre content and notch radius in the fracture behaviour of short glass fibre reinforced polyamide 6: An approach from the Theory of Critical Distances [11]

Ibáñez-Gutiérrez et al.[11] hanno analizzato l'effetto dell'intaglio sulla tenacità a frattura del PA66 rinforzato con fibre di vetro corte per diverse quantità di frazione volumetrica di rinforzo, $V_f = 0\%$, 5%, 10%, 30% e 50%. Sono stati realizzati provini 125 SENB secondo normativa ASTM D5045 con 5 differenti raggi di raccordo all'intaglio pari a 0, 0.25, 0.5, 1 e 2mm. Tutti i provini presentavano un orientazione delle fibre allineate all'asse longitudinale del provino ($\theta = 0^\circ$). Lo scopo di tale ricerca è di validare i *Failure Assessment Diagrams* o *FAD*, utili per la stima dell'integrità strutturale dei componenti, e per poter inoltre validare la correzione del metodo di linea per l'analisi dei componenti intagliati. Il metodo di linea è una metodologia che ci permette di analizzare la frattura all'interno della teoria delle distanze critiche o TCD che si basa sull'equazione 1.10. All'interno della TCD esistono quattro differenti metodologie che permettono di ottenere delle stime confrontabili fra di loro:

- Metodo di Punto (PM);
- Metodo di Linea (LM);
- Imaginary Crack Method (ICM);
- Finite Fracture Mechanics (FFM).

PM e LM sono i più facili da utilizzare e per questo sono anche i più utilizzati. Il metodo di punto afferma che la frattura ha luogo quando la tensione raggiunge il limite intrinseco del materiale σ_0 ad una distanza di $a_0/2$ dall'estremità del difetto. Invece LM afferma che la frattura avviene quando la tensione mediata lungo una certa distanza dall'apice della cricca, $2 \cdot a_0$, raggiunge la tensione limite intrinseca σ_0 . Entrambe queste formulazioni forniscono la formulazione per la tenacità a frattura

apparente K_{IN} mostrata dai materiali sui cui era presente un intaglio a U. Per mezzo di questo parametro è possibile ricondurre l'analisi della frattura di componenti intagliati a U ad una situazione equivalente a quella di componenti criccati sostituendo K_{IC} con K_{IN} . Nel caso dei LM K_{IN} può essere stimato tramite l'equazione seguente:

$$K_{IN} = K_{IC} \sqrt{1 + \frac{\rho}{4 \cdot a_0}} \quad (2.2)$$

dove ρ è il raggio di raccordo all'apice dell'intaglio. All'inizio gli intagli sono stati considerati come cricche, generando una stima oltremodo conservativa, potendo osservare che tanto più grande era il raggio di raccordo tanto maggiore era la distanza dalla stima di linea della frattura (FAL). Una volta applicata la correzione per mezzo dell'equazione 2.2, i punti si avvicinano alla FAL come si può notare in figura 2.10. I risultati vengono diagrammati utilizzando i rapporti $K_r = K_I/K_{IN}$ e $L_r = P/P_L$ dove P è il carico applicato e P_L è il carico limite.

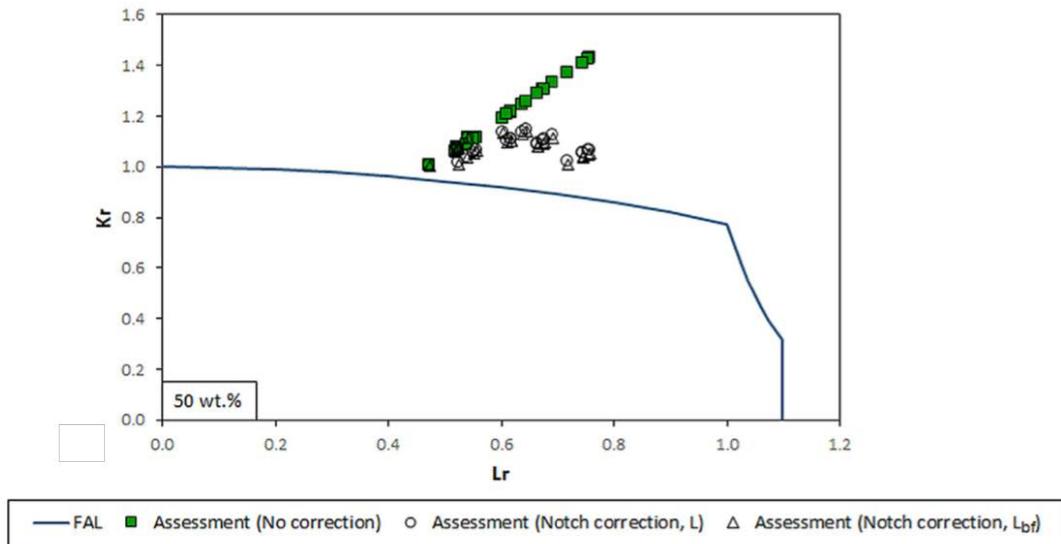


Figura 2.10: Analisi FAD senza correzione e con l'applicazione della correzione dell'intaglio per PA66-GF50[11]

Capitolo 3

Caratterizzazione statica del materiale

3.1 Il poliparafenilensolfuro o PPS

Il poliparafenilensolfuro o PPS è un materiale termoplastico semicristallino a elevata prestazione, con eccellenti proprietà meccaniche ed un'ottima resistenza termica e chimica che lo portano spesso ad essere una valida alternativa ai metalli o ad i termoindurenti per quanto riguarda le applicazioni ingegneristiche.

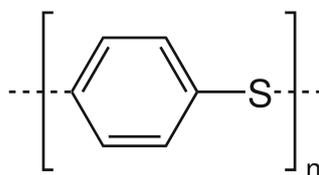


Figura 3.1: Struttura chimica del PPS

Il PPS è generalmente disponibile in forma non caricata, rinforzata con fibra vetro dal 30% al 40% ed anche rinforzata fibra vetro con carica al minerale fino al 65%.

Le principali caratteristiche del PPS sono:

- elevate proprietà meccaniche anche ad alte temperature;
- temperatura di utilizzo in continuo fino a 240 °C;
- basso assorbimento d'acqua ed alta resistenza all'idrolisi;
- elevata resistenza agli agenti chimici, è insolubile in tutti i solventi notaio di sotto di 200 °C ;
- intrinsecamente autoestinguente;
- buone proprietà dielettriche ed di isolamento elettrico;
- buona stampabilità e stabilità dimensionale;
- buon comportamento all'usura e all'attrito.

Tali caratteristiche hanno fatto sì che questo materiale si sia diffuso notevolmente in ambito industriale. Alcuni esempi di applicazioni del PPS sono:

- **meccaniche:** componenti per compressori e pompe, ingranaggi, valvole, cuscinetti a strisciamento, guide di scorrimento e piastre di fissaggio;
- **elettroniche:** connettori multipunto, bobine, relè e scudi termici;
- **automobilistiche:** per applicazioni "sotto il cofano", sistemi di frenata e di alimentazione;
- **mediche:** parti per strumenti chirurgici;

Il materiale utilizzato in questo elaborato è il PPS-GF40, nel quale l'aggiunta del rinforzo in fibra di vetro consente di andare a migliorare le proprietà meccaniche. Vengono qui di seguito riportate le proprietà meccaniche della matrice e del rinforzo:

Materiale	$\rho[g/cm^3]$	$E[MPa]$	ν	$\sigma_R[MPa]$
PPS	1,35	3580	0.38	90
Fibre di vetro	2.55	72000	0.2	3500

Tabella 3.1: Confronto delle proprietà meccaniche tra matrice e rinforzo [17]

Le proprietà del composito PPS-GF40 sono fortemente dipendenti dall'orientazione delle fibre all'interno della matrice. Durante il processo di stampaggio dei materiali compositi, le fibre si orientano seguendo le linee di flusso che dipendono dalla direzione di iniezione dello stampo. A causa di ciò il prodotto del processo di stampaggio è un materiale ortotropo; nella condizione ideale le fibre sono tutte perfettamente allineate e parallele fra loro rispetto alla direzione di iniezione. È opportuno quindi andare a definire un sistema di riferimento del materiale con il quale sia andranno ad indicare le proprietà elastiche e le caratteristiche di resistenza del materiale.

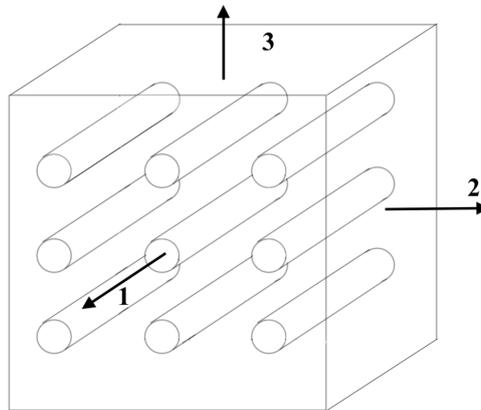


Figura 3.2: Sistema di materiale di un generico composito unidirezionale

Come si osserva in figura 3.2 la direzione 1 corrisponde alla direzione parallela all'asse delle fibre mentre con 2 e 3 si indicano le direzioni trasversali ortogonali alle fibre.

3.1.1 Stima teorica delle proprietà elastiche

Nella letteratura sono presenti molte formule per poter stimare le proprietà elastiche di un composito unidirezionale una volta note le proprietà elastiche della matrice e della fibra. Per quanto concerne i compositi unidirezionali a fibra corta è bene tenere a mente che la presenza delle teste delle fibre va ad influenza in maniera considerevole il comportamento meccanico, poiché in questa zona inizierà il danneggiamento sia statico che a fatica.

La presenza delle fibre di rinforzo diventa utile solamente se il carico applicato alla matrice viene trasferito alle fibre. In corrispondenza della testa della fibra si verifica una concentrazione delle tensioni che porta alla scollamento tra matrice e rinforzo. Dunque l'unico modo affinché vi sia il trasferimento di carico è per mezzo delle tensioni tangenziali all'interfaccia fibra e matrice.

Attraverso la "*Shear Lag Theory*" di Cox[5] è possibile stimare il modulo elastico in direzione 1 servendosi delle seguenti ipotesi di lavoro:

- perfetta adesione tra matrice e fibre;
- comportamento lineare elastico della matrice e delle fibre;

- le fibre sono tutte della stessa lunghezza, perfettamente parallele tra loro ed allineate in direzione 1;
- la distanza media tra l'asse delle fibre è pari a $2R$.

Secondo questa teoria è dunque possibile ottenere una stima di E_{11} attraverso la seguente formula:

$$E_{11} = E_f V_f \left(1 - \frac{\tanh na}{na} \right) + E_m (1 - V_f) \quad (3.1)$$

dove:

- E_f è il modulo elastico delle fibre;
- E_m è il modulo elastico della matrice;
- V_f è la frazione volumetrica di fibre presente nel composito, che per il caso analizzato vale 0.26;
- $a = l/d_f$ è l'*aspect ratio*, un parametro geometrico delle fibre dato dal rapporto tra la lunghezza delle fibre dopo lo stampaggio ed il diametro delle stesse;
- $n = \sqrt{\frac{2G_m}{E_f \ln \frac{2R}{d_f}}}$, dove G_m è il modulo di elasticità tangenziale della matrice.

Utilizzando un valore di $na = 4$, ottenuto seguendo le indicazioni presenti nell'articolo di Cox[5] considerando una lunghezza della fibre pari a $l = 0.2mm$ ed un diametro delle fibre $d_f = 0.01mm$, si ottiene che:

$$E_{11} = 72000 \cdot 0.26 \left(1 - \frac{\tanh 4}{4} \right) + 3580(1 - 0.26) = 16700MPa \quad (3.2)$$

Per quanto concerne il modulo elastico in direzione 2 e 3 questo può essere stimato tramite il modello empirico di Halpin-Tsai[10]:

$$\frac{E_{22}}{E_m} = \frac{E_{33}}{E_m} = \frac{1 + \varepsilon \cdot \eta \cdot V_f}{1 - \eta \cdot V_f} \quad (3.3)$$

Per fibre aventi sezione circolare $\varepsilon = 2$ e η è ricavato dalla seguente formula:

$$\eta = \frac{\frac{E_f}{E_m} - 1}{\frac{E_f}{E_m} + \varepsilon} \quad (3.4)$$

Sostituendo i valori si ottiene che:

$$E_{22} = E_{33} = \frac{1 + 2 \cdot 0.864 \cdot 0.26}{1 - 0.864 \cdot 0.26} \cdot 3580 = 6700MPa \quad (3.5)$$

3.1.2 Proprietà elastiche e di resistenza note dalla letteratura

Vengono qui di seguito riportate le proprietà elastiche e di resistenza del PPS-GF40 sulla base dei dati reperiti sulle schede dati reperite in rete dei principali produttori del materiale[17] al fine di poterli confrontare con i dati sperimentali ottenuti dalle prove di laboratorio.

A causa della penuria di dati disponibili per i valori di $G_{23}, \nu_{23}, \sigma_{2C}, \sigma_{3C}, \tau_{23U}$ sono stati presi come riferimento i valori del PPS non rinforzato poiché questi valori sono relativi alle direzioni di carico ortogonali alle fibre e quindi rappresentativi del comportamento della matrice.

$E_{11} = 14000MPa$	$G_{12} = 2900MPa$	$\nu_{12} = 0.4$
$E_{22} = 10000MPa$	$G_{13} = 2900MPa$	$\nu_{13} = 0.4$
$E_{33} = 10000MPa$	$G_{23} = 1400MPa$	$\nu_{23} = 0.37$

Tabella 3.2: Proprietà elastiche del PPS-GF40 disponibili dalla letteratura [17]

$\sigma_{1T} = 195MPa$	$\sigma_{1C} = 275MPa$	$\tau_{12U} = 80MPa$
$\sigma_{2T} = 105MPa$	$\sigma_{2C} = 148MPa$	$\tau_{13U} = 80MPa$
$\sigma_{3T} = 105MPa$	$\sigma_{3C} = 148MPa$	$\tau_{23U} = 62MPa$

Tabella 3.3: Caratteristiche di resistenza del PPS-GF40 disponibili dalla letteratura [17]

Le caratteristiche di resistenza sono state indicate come segue:

- σ_{1T} è la tensione di rottura a trazione in direzione 1;
- σ_{2T} è la tensione di rottura a trazione in direzione 2;
- σ_{3T} è la tensione di rottura a trazione in direzione 3;
- σ_{1C} è la tensione di rottura a compressione in direzione 1;
- σ_{2C} è la tensione di rottura a compressione in direzione 2;
- σ_{3C} è la tensione di rottura a compressione in direzione 3;
- τ_{12U} è la tensione tangenziale di rottura nel piano 1-2;
- τ_{13U} è la tensione tangenziale di rottura nel piano 1-3;
- τ_{23U} è la tensione tangenziale di rottura nel piano 2-3;

3.2 Risultati sperimentali delle prove di trazione

Nello sviluppo di una precedente tesi condotta da Giovanni Artuso presso l'Università degli studi di Padova[1], il materiale è stato caratterizzato a trazione attraverso numerose prove statiche eseguite su un esteso numero di provini al fine di ottenere una buona base di dati sperimentali da poter utilizzare sia per il suo lavoro sia per futuri studi come quello che viene trattato in questo elaborato.

Le prove statiche a trazione sono state eseguite su provini che presentavano differenti geometrie, come si può osservare in figura 3.3: I provini sono stati ottenuti mediante fresatura da piastre stampate

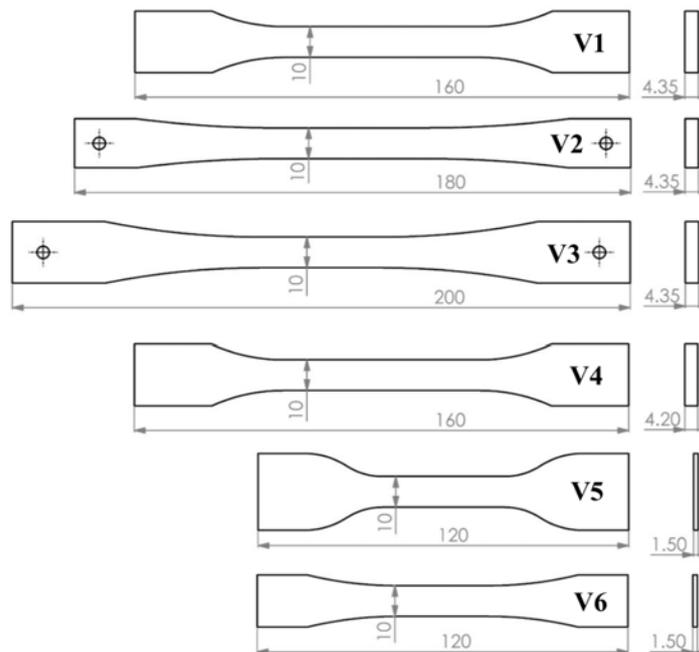


Figura 3.3: Tipologie di provini utilizzati per caratterizzare il materiale a trazione[1]

presso il laboratorio Te.Si. dell'Università degli studi di Padova attraverso lo stampo ad iniezione *Battenfeld®HM 180/525H/210S*. Il materiale presente nella tramoggia viene plastificato nel gruppo di plastificazione della macchina ed iniettato ad elevata pressione all'interno dello stampo chiuso, come si può osservare in figura 3.4, per ottenere delle piastre le cui dimensioni nominali sono 200x200x4mm.



Figura 3.4: Stampa della piastra(sinistra) e gruppo di iniezione(destra)

Dalle piastre così ottenute sono stati fresati i provini a 0° , 45° , 90° mediante il centro di lavoro ad elevata precisione *Kugler MICROMASTER®5X*.

È bene evidenziare che durante il processo di stampaggio ad iniezione delle piastre, in prossimità delle pareti dello stampo le fibre si allineano secondo la direzione del flusso del materiale, tale zona viene denominata *shell*. Viceversa nella parte interna della piastra le fibre tendono a disporsi ortogonalmente alla direzione del flusso del materiale andando a formare una strato che prende il nome di *core*, come rappresentato in figura 3.5. Lo strato di *core* va dunque ad influenzare i risultati delle prove di

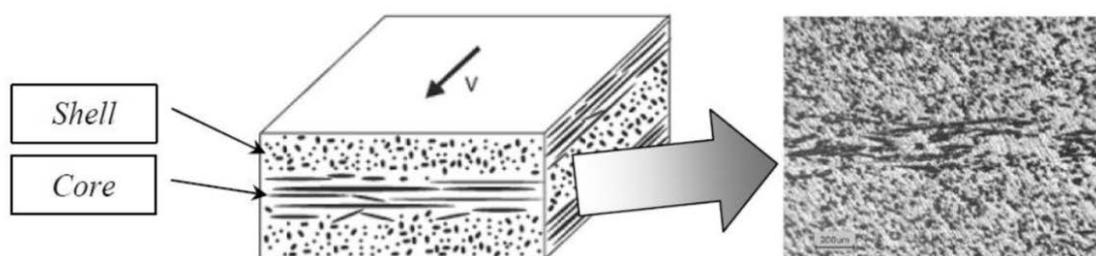


Figura 3.5: Schematizzazione della zona di shell e di core in componenti ottenuti tramite stampaggio ad iniezione

caratterizzazione del materiale poiché rende i provini non interamente unidirezionali, quanto più la piastra è spessa tanto più grande sarà lo strato di *core* presente nel provino. Questo comporta che le proprietà elastiche dei provini a 0° risulteranno essere sottostimate a causa della presenza dello strato di *core* a 90° ; viceversa i provini a 90° presenteranno delle proprietà elastiche maggiori a causa dello strato di *core* a 0° . Per tale motivo sono stati dunque realizzati i provini V5 e V6 da piastre aventi spessore 1.5mm al fine di ridurre quanto più possibile lo strato di *core*. Inoltre i provini V6 sono stati sottoposti ad un trattamento di ricottura al fine di eliminare eventuali tensioni residue, tuttavia questo processo non ha avuto particolare influenza sui risultati sperimentali. I provini V4 invece sono stati ottenuti mediante iniezione del materiale attraverso uno stampo sagomato che permette un miglior orientamento delle fibre all'interno del materiale, causando un notevole incremento delle proprietà elastiche e di resistenza.

Vengono ora sintetizzati i risultati ottenuti dalle prove di trazione per ogni provino:

Provino	Spessore[mm]	Orientazione	Quantità	E[MPa]	σ_R [MPa]
V1	4	0°	4	13200	120
		45°	3	8930	87
		90°	3	8560	76
V2	4	0°	2	13720	135
V3	4	0°	2	13340	133
		45°	4	8860	91
V4	4	0°	8	15550	175
V5	1.8	0°	3	15200	148
		45°	3	8950	93
		90°	3	7285	63
V6	1.8	0°	2	14360	160
		45°	3	8521	92
		90°	2	7788	68

Tabella 3.4: Sintesi dei risultati sperimentali a trazione per ogni geometria dei provini considerati

Le proprietà elastiche definite utilizzate da Artuso sono state ottenute per via della teoria classica della laminazione e vengono riassunte nella tabella 3.5:

$E_{11} = 15550MPa$	$G_{12} = 3230MPa$	$\nu_{12} = 0.4(\text{lett.Composito})$
$E_{22} = 7490MPa$	$G_{13} = 3230MPa$	$\nu_{13} = 0.4(\text{lett.Composito})$
$E_{33} = 7490MPa$	$G_{23} = 1400MPa(\text{lett.Matrice})$	$\nu_{23} = 0.37(\text{lett.Matrice})$

Tabella 3.5: Proprietà elastiche del PPS-GF40 utilizzate da Artuso [1]

Per quanto concerne le caratteristiche di resistenza invece i valori utilizzati da Artuso sono i seguenti:

$\sigma_{1T} = 175MPa$	$\sigma_{1C} = 217MPa$	$\tau_{12U} = 65MPa$
$\sigma_{2T} = 65MPa$	$\sigma_{2C} = 148MPa(\text{lett.Matrice})$	$\tau_{13U} = 65MPa$
$\sigma_{3T} = 65MPa$	$\sigma_{3C} = 148MPa(\text{lett.Matrice})$	$\tau_{23U} = 62MPa(\text{lett.Matrice})$

Tabella 3.6: Caratteristiche di resistenza del PPS-GF40 utilizzate da Artuso [1]

dove il valore di σ_{1C} è stato ricavato dalla media delle prove di compressione ottenute su 5 provini a sezione rettangolare aventi dimensioni 70x10x4mm. Le curve che sono state utilizzate da Artuso possono essere analizzate in figura 3.6

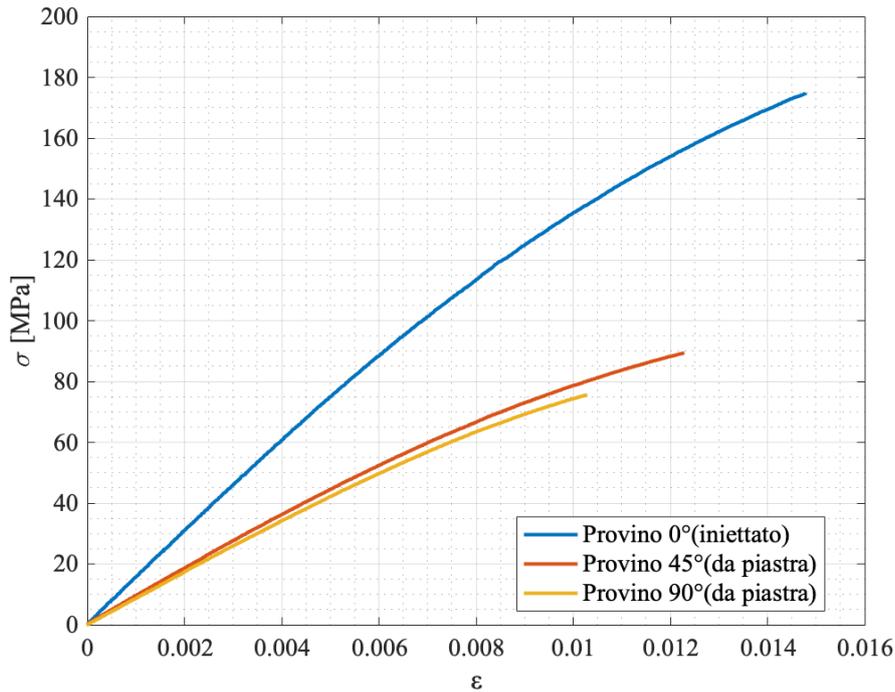


Figura 3.6: Curve $\sigma - \varepsilon$ a $0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ del PPS-GF40 risultanti dalla caratterizzazione a trazione

3.3 Prove di compressione

Poiché il fine ultimo di questo elaborato è l'analisi del comportamento a fatica di provini intagliati realizzati in PPS-GF40 è necessario capire quali siano le cause che innescano il cedimento quando il materiale è soggetto a compressione. Infatti i materiali polimerici ed anche i materiali compositi a matrice polimerica mostrano un comportamento asimmetrico ovvero a seconda che il materiale sia soggetto ad una sollecitazione di trazione o di compressione andrà a mostrare un comportamento differente. Tale discrepanza va ad influenzare le caratteristiche di resistenza del materiale che mostra delle tensioni di rottura a compressione più elevate rispetto a quelle a trazione. Per quanto riguarda invece le proprietà elastiche queste rimangono invariate tra trazione e compressione.

È fondamentale capire come avviene il danneggiamento del materiale a compressione poiché permette di andare ad impostare il rapporto ciclo R delle prove a fatica in maniera appropriata. Non risulterebbe produttivo introdurre due tipi di danneggiamento diversi all'interno della prova a fatica poiché non si riuscirebbe a capire a posteriori quale dei due sia stato dominante per il cedimento del provino.

Per caratterizzare il materiale a compressione sono stati utilizzati dei provini a sezione rettangolare $70 \times 10 \times 4 \text{ mm}$ ottenuti mediante processo di fresatura da piastre iniettate di dimensione nominale $200 \times 200 \times 4 \text{ mm}$. A differenza delle prove statiche di trazione dove era possibile usare l'estensometro assiale *MTS®634.12F-24* in grado di misurare la deformazione con un'accuratezza ISO 9513 di classe 0.5 (errore relativo 0.5%, errore assoluto $\pm 1.5 \mu\text{m}$) per le prove di compressione è stato necessario utilizzare degli estensimetri a resistenza elettrica.

La scelta è ricaduta sugli estensimetri a resistenza elettrica poiché c'era un forte rischio durante le prove di compressione il provino manifestasse instabilità ai carichi di punta. Nel caso in cui ciò avvenisse si rischierebbe di danneggiare seriamente l'estensometro, che oltre ad essere uno strumento delicato è anche costoso. Gli estensimetri a resistenza elettrica invece sono molto più economici anche se necessitano di qualche accortezza in più durante la fase di preparazione dei provini che verrà spiegata in seguito.

3.3.1 Apparato sperimentale: gli estensimetri a resistenza elettrica

Gli estensimetri a resistenza elettrica sono dei semplici strumenti di misura che consentono di misurare gli spostamenti relativi fra due punti generici di una superficie sottoposta a carichi statici o dinamici. La griglia dell'estensimetro si deforma insieme alla superficie sulla quale è incollato, tali variazioni dimensionali causano una variazione della resistenza elettrica dell'estensimetro e misurando tale sbilanciamento è possibile risalire alla deformazione che le ha causate.

Tuttavia un normale estensimetro lineico fornisce variazioni in uscita di resistenza troppo piccole per essere lette con un normale ohmetro. È quindi opportuno amplificare il segnale in uscita attraverso delle centraline a ponte di Wheatstone, si veda schema in figura 3.7. Nel caso in esame si è applicato solamente un estensimetro per provino e in questo caso si ottiene una configurazione ad un quarto di ponte, si veda figura 3.7. Gli estensimetri utilizzati sono dei *KYOWA® Strain Gages*, di tipo KFG-3-120-C1-11L3M2R, i quali presentano le seguenti caratteristiche:

Gage factor	$2.10 \pm 1.0\%$	Lotto numero	Y4583F
Lunghezza gabbia	3mm	Partita numero	184A W03
Resistenza gabbia	$120.4 \pm 0.4\Omega$	Coefficiente di temperatura	+0.008%/°C
Espansione termica	11.7ppm/°C	Colla applicabile	CC-33A, EP-34B

Tabella 3.7: Datasheet degli estensimetri utilizzati

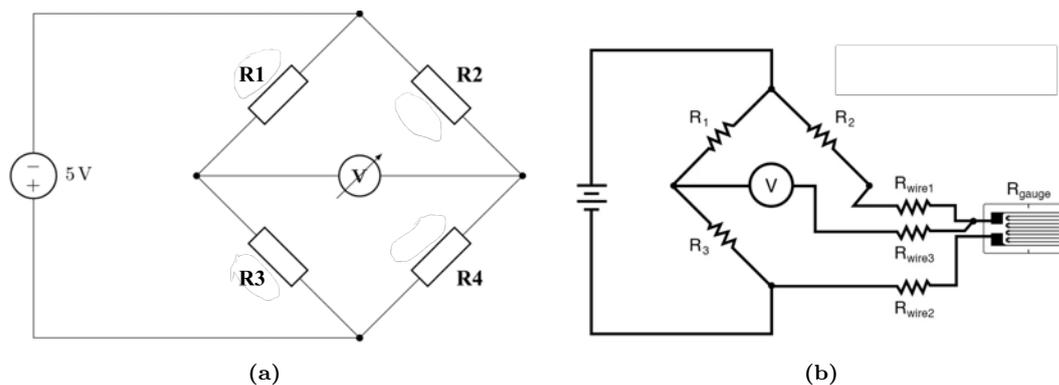


Figura 3.7: Schema del ponte di Wheatstone(a) e configurazione del ponte utilizzata(b)

3.3.2 Apparato sperimentale: la centralina IMC-CRONOS PL2

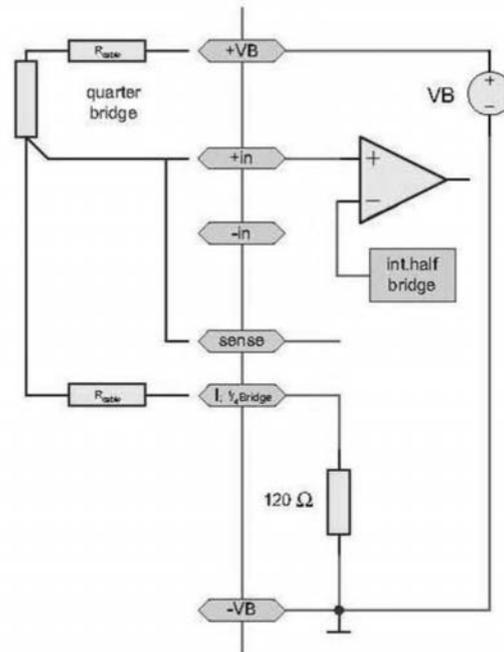
L'estensimetro, una volta incollato sulla superficie del provino, deve essere collegato alla centralina in modo da realizzare il ponte di Wheatstone. La centralina utilizzata è la IMC-CRONOS PL2 che è possibile osservare in figura 3.8(a). La centralina presenta quattro ingressi universali ai quali deve essere connesso un connettore cablato al fine di realizzare il quarto di ponte di Wheatstone. Dal manuale della centralina è possibile visualizzare lo schema circuitale da realizzare per ottenere la configurazione ad un quarto di ponte, figura 3.8(b). Sono stati utilizzati i connettori ACC/DSUB-ESD, si veda figura 3.9(a). Questi connettori presentano due canali ciascuno identificati rispettivamente dal numero 1 e 2. Poiché gli estensimetri utilizzati hanno due fili connessi alla base è necessario collegare un filo all'ingresso $+VB1$ e l'altro filo all'ingresso $I(1\ 1/4B1)$. Per chiudere il circuito ora è necessario fare ponte dall'ingresso $I(1\ 1/4B1)$ verso gli altri due canali $+IN1$ e $-SENSE1$, il risultato del cablaggio può essere osservato in figura 3.9(b).

3.3.3 Apparato sperimentale: la macchina di prova

La macchina di prova utilizzata per le prove statiche a compressione è la *MTS® 858 Mini Bionix II*, in figura 3.10.



(a)

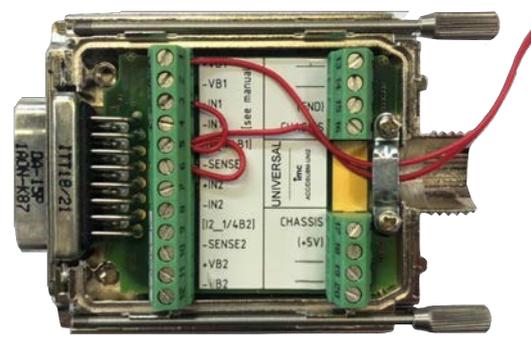


(b)

Figura 3.8: Centralina IMC-CRONOS PL2 (a), Schema circuitale del 1/4 di ponte (b)



(a)



(b)

Figura 3.9: Connettore ACC/DSUB-ESD(a) e cablaggio ad 1/4 di ponte(b)



Figura 3.10: MTS® 858 Mini Bionix II

La macchina è dotata di un attuatore idraulico MTS® model 359, il quale è in grado di sviluppare una forza fino a 15kN, che la rende adatta per l'esecuzione di prove su materiali a bassa resistenza come i compositi, le plastiche, elastomeri e l'alluminio. All'interno dell'attuatore idraulico è presente un trasduttore di spostamento induttivo (*Linear Variable Displacement Transducer* o *LVDT*) in grado di misurare lo spostamento del cilindro. I carichi vengono misurati per mezzo del trasduttore di forza MTS® 661.19 caratterizzato da un alto grado di rigidità, bassa deflessione e alto grado di concentricità e parallelismo dei componenti per garantire elevata accuratezza durante i test.

3.3.4 Incollaggio degli estensimetri

L'incoraggio degli estensimetri è un processo che va eseguito con accuratezza ed attenzione soprattutto perché non si sta lavorando con materiali convenzionali come l'acciaio e quindi è bene prendere diversi accorgimenti per garantire un risultato ottimale della procedura di incoraggio degli estensimetri.

In primo luogo viene elencato il materiale necessario per eseguire l'incoraggio:

- estensimetro;
- colla per estensimetri;
- specchio;
- striscia di teflon;
- alcool denaturato;
- carta abrasiva fine(1000);
- cutter;
- scotch semitrasparente;
- righello;
- calibro;
- squadretta di centraggio;
- portamine 0.5mm o pennarello indelebile con punta fine;
- pinzette;
- rotolo di carta;

Una volta raccolto tutto il materiale necessario è possibile iniziare la procedura di incoraggio. Per far sì che l'estensimetro si incollì in maniera appropriata sulla superficie è necessario seguire pedissequamente i seguenti passaggi:

1. estrarre la colla per estensimetri dal frigo del laboratorio; è importante che la colla cianoacrilica sia a temperatura ambiente quando verrà deposta sulla superficie del provino, nel caso sia ancora fredda è possibile che le prestazioni adesive non siano sufficienti per garantire l'incoraggio sulla superficie;
2. con la carta abrasiva fine grattare leggermente la superficie del provino sulla quale si vuole incollare l'estensimetro; si consiglia di passare la carta abrasiva con un'inclinazione di 45° e 135° rispetto all'asse longitudinale del provino per far sì che si crei una "griglia" sulla superficie del materiale all'interno della quale possa scorrere la colla, figura 3.11;
3. controllare le dimensioni del provino col calibro;
4. utilizzando il righello e la squadretta di centraggio si tracciano gli assi principali del provino con la matita o con il pennarello indelebile. Controllare con il calibro che gli assi siano ortogonali e che identifichino il centro del provino, figura 3.12(b);
5. utilizzando il cutter incidere leggermente la superficie lungo gli assi appena tracciati, figura 3.12(c);
6. strappare un pezzo di carta dal rotolo e bagnarlo abbondantemente con l'alcool denaturato e pulire bene la superficie del provino sulla quale è stata eseguita la tracciatura;
7. strappare un pezzo di carta dal rotolo e bagnarlo abbondantemente con l'alcool denaturato e pulire bene la superficie dello specchio;
8. lavarsi bene le mani per evitare che siano presenti residui;
9. estrarre un estensimetro dalle buste e fissare, per mezzo di una striscia di scotch, i fili dell'estensimetro sulla superficie dello specchio facendo attenzione che la base del provino, la superficie più opaca, sia rivolta verso lo specchio;
10. rimuovere la copertura in plastica dall'estensimetro e appoggiarlo sullo specchio. Mentre l'estensimetro è appoggiato sullo specchio con la base prendere una striscia di scotch e attaccarla sull'estensimetro premendo bene sull'estensimetro al fine di garantirne l'adesione;
11. utilizzando le pinzette afferrare l'estremità della striscia di scotch e trascinandola in modo radente rimuovere l'estensimetro dallo specchio facendo attenzione a non toccare la base con le dita;
12. posizionare l'estensimetro sulla superficie assicurandosi che i riferimenti presenti sulla griglia dell'estensimetro combacino con le tacche tracciate sulla superficie;
13. controllare che la colla abbia raggiunto la temperatura ambiente;
14. sollevare lo scotch facendo sì che l'estremità della striscia da cui fuoriescono i fili rimanga attaccata alla superficie;
15. applicare una striscia di colla trasversalmente all'asse longitudinale del provino nella zona in cui lo scotch si distacca dalla superficie;
16. utilizzando il teflon a protezione delle dita portare rapidamente giù lo scotch e premere con decisione sull'estensimetro per 5 minuti circa;
17. non rimuovere lo scotch utilizzato per il posizionamento dell'estensimetro. Infatti non è detto che la colla cianoacrilica utilizzata sia ottimale per incollare l'estensimetro sulla superficie del PPS-GF40, generalmente la colla è studiata per far incollare l'estensimetro su superfici metalliche. Se si prova a rimuovere lo scotch c'è un 50% di probabilità che l'estensimetro si stacchi anche se in realtà era in grado di misurare la deformazione;
18. il passo finale consiste nell'incollare i cavi sul retro del provino in modo da non rischiare di pinzarli durante la procedura di afferraggio del provino con la macchina di prova, figura 3.12(d).



Figura 3.11: Superficie del provino dopo l'utilizzo della carta abrasiva

3.3.5 Preparazione delle prove statiche

Una volta che l'estensimetro è incollato sul provino è possibile verificare che questo funzioni correttamente collegandolo alla centralina IMC CRONOS-PL2 mediante il connettore universale come mostrato in figura 3.9(b). Fatto ciò si lancia il programma *IMC device 2.4* dal computer della centralina e si impostano i canali che verranno utilizzati durante la prova, le caratteristiche dell'estensimetro, il tempo di campionamento, la frequenza di campionamento e la configurazione del ponte che si desidera utilizzare.

Dopo aver selezionato il primo canale, nella finestra *Base* del programma all'interno della scheda *Channel*, sono stati impostati i seguenti parametri :

- Status → Active;
- Duration → Undefined;
- Sampling → 50ms=20Hz;
- Correction → Linear;
- Y-factor → 1mV/V;

Dopo aver selezionato la scheda *Amplifier* cliccare l'icona *Strain Gauge* ed impostare i seguenti parametri:

- Quarter bridge with 120 Ohm strain gauge;
- Strain;
- Gauge factor → 2.10;
- Supply → 5V;
- Input range → $\pm 200000 \mu\text{eps}$;
- Unit → μeps ;
- Characteristic → Butterworth;
- Type → AAF.

Al termine premere invio per salvare le impostazioni. Terminata questa fase si esegue l'azzeramento dei canali. È ora possibile verificare che l'estensimetro risponda correttamente alle sollecitazioni inducendo una lieve sollecitazione di trazione, a cui deve corrispondere un segnale in uscita positivo,



(a) *Tracciatura della superficie del provino*



(b) *Incisione della superficie del provino*



(c) *Provino con estensimetro incollato*



(d) *Incollaggio dei cavi sul retro del provino*

Figura 3.12: *Varie fasi della procedura di incoraggio dell'estensimetro*

e una lieve sollecitazione di compressione, alla quale deve corrispondere un segnale in uscita negativo. Nel caso i segni dei segnali siano invertiti è possibile correggere tale comportamento tramite il menù di configurazione impostando un Y-factor pari a -1.

È dunque ora possibile fissare il provino alla macchina di prova afferrandolo con le ganasce idrauliche, prestando attenzione che il provino sia allineato con la direzione di sollecitazione e di non "mangiare" i fili elettrici dell'estensimetro quando si chiudono le morse, il risultato è rappresentato in figura 3.13. La macchina di prova *MTS® 858 Mini Bionix II* registra lo spostamento dell'attuatore e la forza applicata. Si imposta anche in questo caso una frequenza di campionamento pari a 20Hz. Poiché i dati della prova provengono da due apparecchiature diverse sarà necessario durante l'analisi andare a sincronizzare i segnali in modo tale da mettere in relazione i rispettivi valori di deformazione ad un determinato istante con i rispettivi valori di tensione ricavati dalla forza letta dalla cella di carico della macchina. Viene inoltre impostata una velocità nominale della prova pari a 1mm/min. Dopo che il provino estensimetro è stato chiuso tra le morse della macchina di prova è opportuno eseguire nuovamente l'azzeramento del canale.

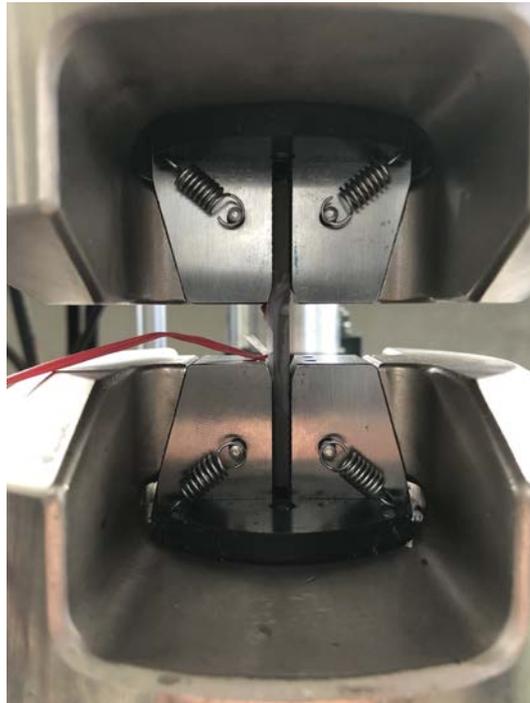


Figura 3.13: *Provino estensimetrato montato sulla MTS®858 Mini Bionix II*

3.3.6 Curve $\sigma - \varepsilon$ sperimentali per $\theta = 0^\circ$

Le prove di compressione hanno comportato non pochi problemi dal punto di vista dell'instabilità ai carichi di punta. Durante le prime due prove statiche era stata lasciata libera una lunghezza del provino pari a 50mm per facilitare la procedura di incoraggio degli estensimetri. Erano state precedentemente eseguite delle simulazioni lineari per stimare il primo carico di punta critico ma tale stima risultava essere ben lontana dalla realtà sperimentale poiché il materiale non presenta un comportamento lineare per tutta la durata della prova. Per completezza vengono riportati in tabella 3.8 i risultati ottenuti dalle simulazioni sia per orientazioni delle fibre pari a 0° che a 90° .

θ	Carico critico [MPa]	σ_R [MPa]
0°	250	215
90°	120	160

Tabella 3.8: *Risultati delle simulazioni di buckling sui provini lisci*

Per risolvere il problema si è proceduto andando ad afferrare una lunghezza maggiore del provino, lasciando quindi libera una lunghezza del provino pari a 20mm. È stata scelta tale lunghezza libera poiché nella caratterizzazione del materiale a compressione svolta da Artuso[1], i provini rettangolari avevano manifestato solamente una volta instabilità al carico di punta. Vengono qui di seguito riportati i risultati delle prove statiche:

Provino	w[mm]	t[mm]	σ_R [MPa]	ε_R [%]	E[MPa]	W[MJ/m ³]
0_01_C	10	4	-172	1.76	12595	1.84
0_02_C	10	4	-177	1.67	14003	1.75
0_03_C	10	4	-201	2.85	12226	3.76
0_04_C	10	4	-210	1.14	13227	1.33

Tabella 3.9: Risultati sperimentali delle prove a compressione per orientazione $\theta = 0^\circ$

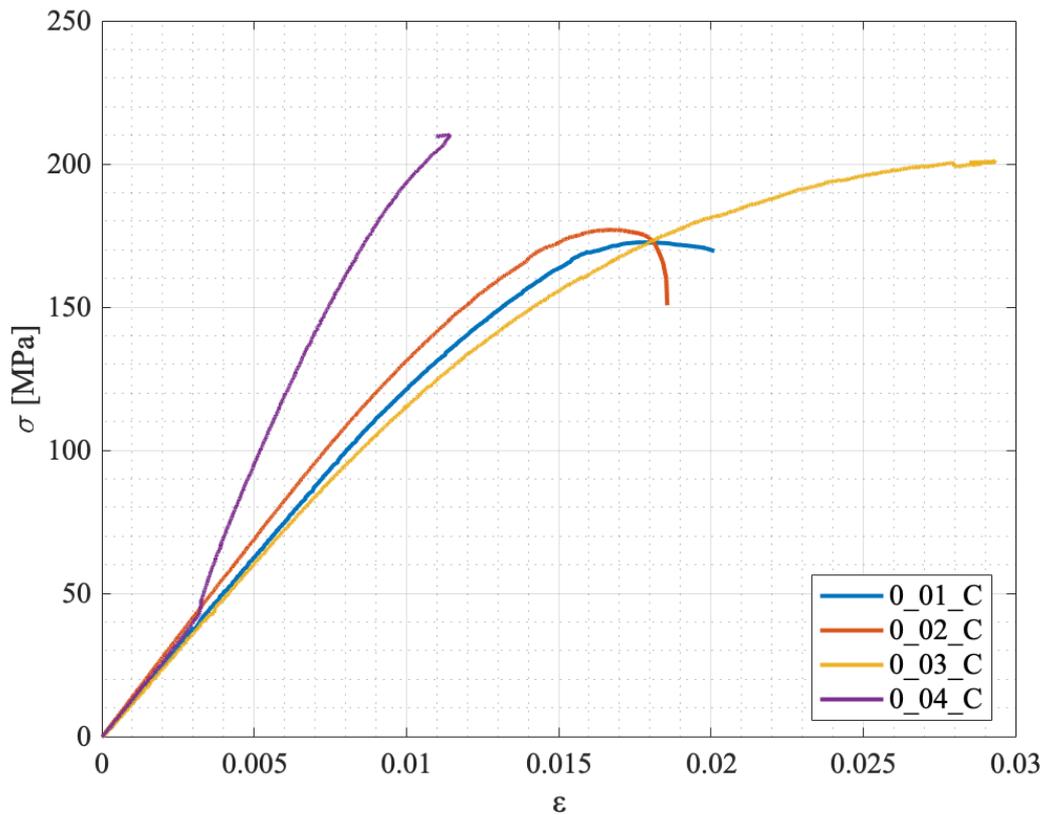


Figura 3.14: Curve $\sigma - \varepsilon$ sperimentali $\theta = 0^\circ$

Come è possibile osservare in figura 3.14 i provini 0_01_C e 0_02_C si sono instabilizzati durante la prova statica mentre il provino 0_04_C ha mostrato un danneggiamento atipico, figura 3.15(b) e perciò i dati ottenuti da questa prova sono stati scartati.

Per salvare i dati sperimentali ottenuti dalle prime due prove le curve sono state interpolate con l'equazione di *Ramberg-Osgood*:

$$\varepsilon = \varepsilon_{elastica} + \varepsilon_{plastica} = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K}\right)^{\frac{1}{n}} \quad (3.6)$$



(a) Rottura a taglio del provino 0_03_C (b) Rottura atipica del provino 0_04_C

Figura 3.15: Differenti comportamenti a rottura dei provini 0_03_C e 0_04_C

dove: E è il modulo elastico del materiale, n il coefficiente di incrudimento e K una costante che dipende dal materiale. Tramite l'interpolazione è possibile estendere la curva fino alla tensione di rottura per poter calcolare l'area sottesa dalla curva, ovvero l'energia per giungere alla rottura del provino, indicata con W . Per eseguire il fitina della curva sperimentale è stato deciso di utilizzare il programma *Microsoft Excel*. Dato che la regressione prevede di ricavare i parametri K ed n è necessario eseguire una regressione non lineare facendo variare iterativamente i parametri finché non si ottiene il risultato ottimale. Per eseguire questo tipo di regressione è in primo luogo necessario utilizzare il componente aggiuntivo denominato *Risolutore*. Per caricarlo è necessario in primo luogo aprire il programma e successivamente seguire il percorso: *File*→*Opzione*→*Componenti aggiuntivi*→*Gestisci*→*Vai*. Nella casella componenti aggiuntivi disponibili selezionare la casella di controllo *Componente aggiuntivo Risolutore* e quindi fare clic su OK. Se il componente aggiuntivo Risolutore non è incluso nella casella Componenti aggiuntivi disponibili, fare clic su *Sfogliare* per trovarlo. Completata questa operazione sarà possibile trovare il componente aggiuntivo *Risolutore* nel gruppo *Analisi* della scheda *Dati*.

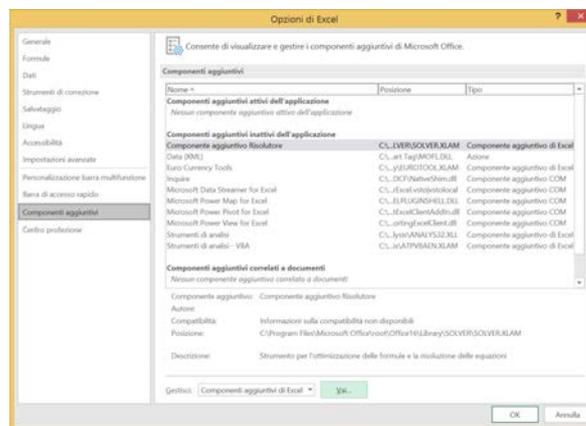


Figura 3.16: Finestra per il caricamento del componente aggiuntivo *Risolutore*

Si procede ora ad illustrare come eseguire il fitting dei dati sperimentali utilizzando l'equazione di Ramberg-Osgood. In primo luogo si posizionano i dati sperimentali di deformazione, EPS_EXP , e tensione, $SIGMA_EXP$, su due colonne affiancate e si preparano tre ulteriori caselle in cui andranno inseriti i valori di E , K ed n . È importante che si vadano ad inserire i valori assoluti dei dati sperimentali affinché si possa eseguire la regressione. Il valore del modulo elastico è stato ottenuto dalla regressione lineare eseguita sul tratto lineare elastico della curva. K ed n invece sono i parametri che devono essere calcolati per ottenere il fitting ottimale della curva, per i quali viene data una stima iniziale $K = 1000$ e $n = 0.1$. Successivamente si preparano due ulteriori colonne dove si andranno ad inserire i valori delle deformazioni, EPS_REG , e delle tensioni, $SIGMA_REG$, delle regressioni. Nel caso in esame la deformazione è una funzione della tensione quindi si assegnano i medesimi valori delle tensioni registrate sperimentalmente. Sulla colonna EPS_REG si inserisce l'equazione della curva di Ramberg-Osgood inserendo i valori di K e n stimati inizialmente in modo arbitrario, in modo da calcolare punto per punto la deformazione corrispondente. Successivamente si crea una colonna degli errori normalizzati al quadrato inserendo la formula:

$$NSE^2 = \left(\frac{EPS_REG - EPS_EXP}{EPS_EXP} \right)^2 \quad (3.7)$$

All'interno di un'altra casella si introduce la funzione obiettivo da minimizzare, ovvero la somma degli errori normalizzati al quadrato, $SNSE$. Infine è ora possibile procedere con la regressione non lineare aprendo il *Risolutore*. Comparirà quindi una finestra all'interno della quale andranno inseriti i parametri del risolutore. Come obiettivo è necessario selezionare la casella $SNSE$ spuntando l'opzione Min. Le celle variabili da modificare invece saranno le due celle contenenti i valori di K e n . Cliccando su risolvi il software ricalcolerà in maniera iterativa i parametri finché la funzione obiettivo non sarà minimizzata.

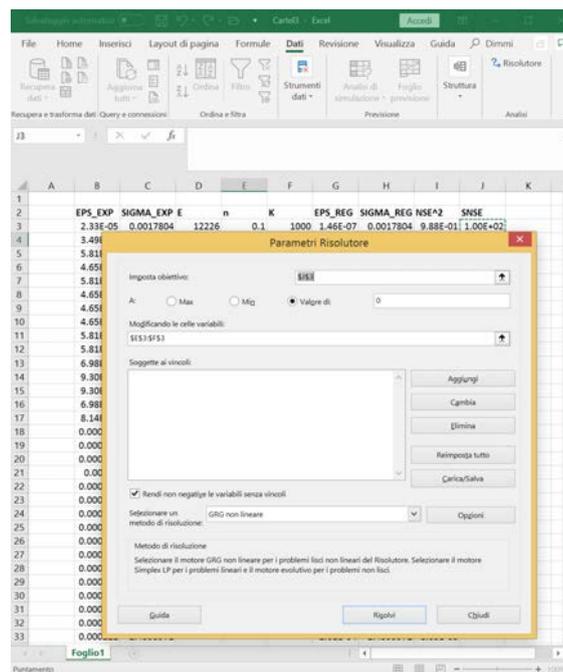


Figura 3.17: Aspetto foglio di lavoro per la regressione non lineare

Provino	K [MPa]	n	W [MJ/m ³]
0_01_C	434	0.163	3.14
0_02_C	535	0.191	2.44
0_03_C	416	0.161	3.76

Tabella 3.10: Risultati ottenuti dall'interpolazione

Le curve ottenute utilizzando questi parametri e l'equazione 3.6 sono riportate in figura 3.18:

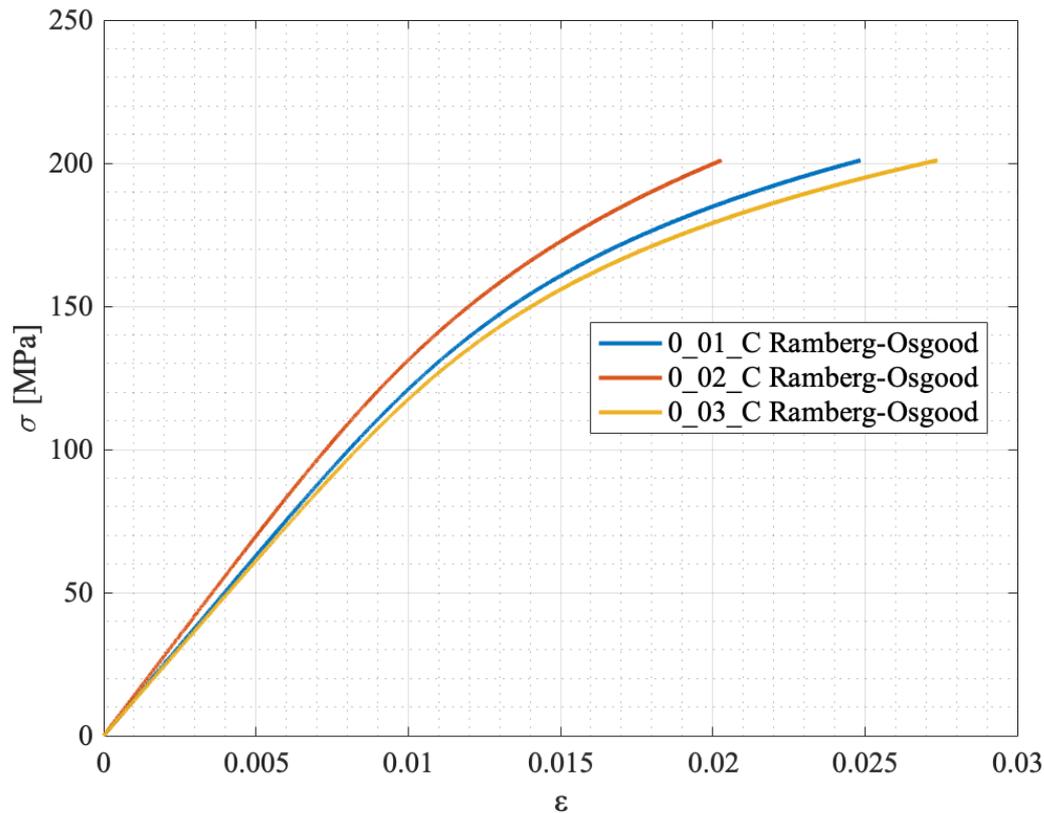


Figura 3.18: Curve Ramberg-Osgood ricavate dall'interpolazione dei dati sperimentali

3.3.7 Curve $\sigma - \varepsilon$ sperimentali per $\theta = 90^\circ$

A differenza delle prove precedenti le prove statiche a compressione del materiale che presentava un orientamento delle fibre ortogonale alla direzione di carico ha presentato un maggior numero di problemi. Sono state eseguite delle prove statiche su tre provini estensimetrati per i quali è stata utilizzata una lunghezza libera di 20mm. Tuttavia in tutti e tre i casi il provino si è instabilizzato. È stata quindi ridotta al massimo la lunghezza libera del provino fino a 15mm, il minimo consentito dalla macchina di prova, per gli ultimi tre provini. Tuttavia non è stato possibile estensimetrarli data la ridotta quantità di spazio disponibile. Tali provini hanno permesso di trovare la tensione massima di rottura a compressione. Sono disponibili solamente i dati sperimentali delle deformazioni dei provini che si sono instabilizzati mentre dei rimanenti sono disponibili i dati dalla forza applicata e dello spostamento della macchina. Per cercare di utilizzare i dati ottenuti, durante le prove di compressione dei provini in cui non è stato applicato l'estensimetro, riguardo lo spostamento e la forza applicata dalla macchina, dai primi tre provini è stato diagrammato il rapporto tra lo spostamento sulla lunghezza libera del provino in funzione della deformazione misurata dall'estensimetro per trovare un qualche tipo di relazione lineare tipo:

$$\varepsilon = m \cdot \frac{\Delta s}{L_0} + q \quad (3.8)$$

In questo modo è stato possibile stimare i valori delle deformazioni delle tre prove in cui non era presente l'estensimetro. I valori del coefficiente angolare, m, e dell'intercetta, q, ottenuti dall'interpolazione

sono i seguenti:

$$\varepsilon = 0.45847 \cdot \frac{\Delta s}{L_0} - 0.00052531 \quad (3.9)$$

Anche per queste prove è stata interposta la curva di Ramberg-Osgood su tutte le curve sperimentali per estendere le prove che hanno mostrato instabilità fino alla tensione di rottura.

<i>Provino</i>	<i>w[mm]</i>	<i>t[mm]</i>	σ_R [MPa]	ε_R [%]	<i>E</i> [MPa]	<i>K</i> [MPa]	<i>n</i>	<i>W</i> [MJ/m ³]
90_01_C	10	4	-120	4.05	8174	312	0.175	4.39
90_02_C	10	4	-119	3.68	7836	240	0.101	4.04
90_03_C	10	4	-153	2.36	8573	450	0.216	2.53
90_04_C	10	4	-159	4.4	8505	411	0.233	3.67
90_05_C	10	4	-163	3.47	10457	723	0.358	3.69
90_06_C	10	4	-160	3.7	11077	1094	0.453	3.52

Tabella 3.11: Risultati sperimentali delle prove a compressione per orientazione $\theta = 90^\circ$

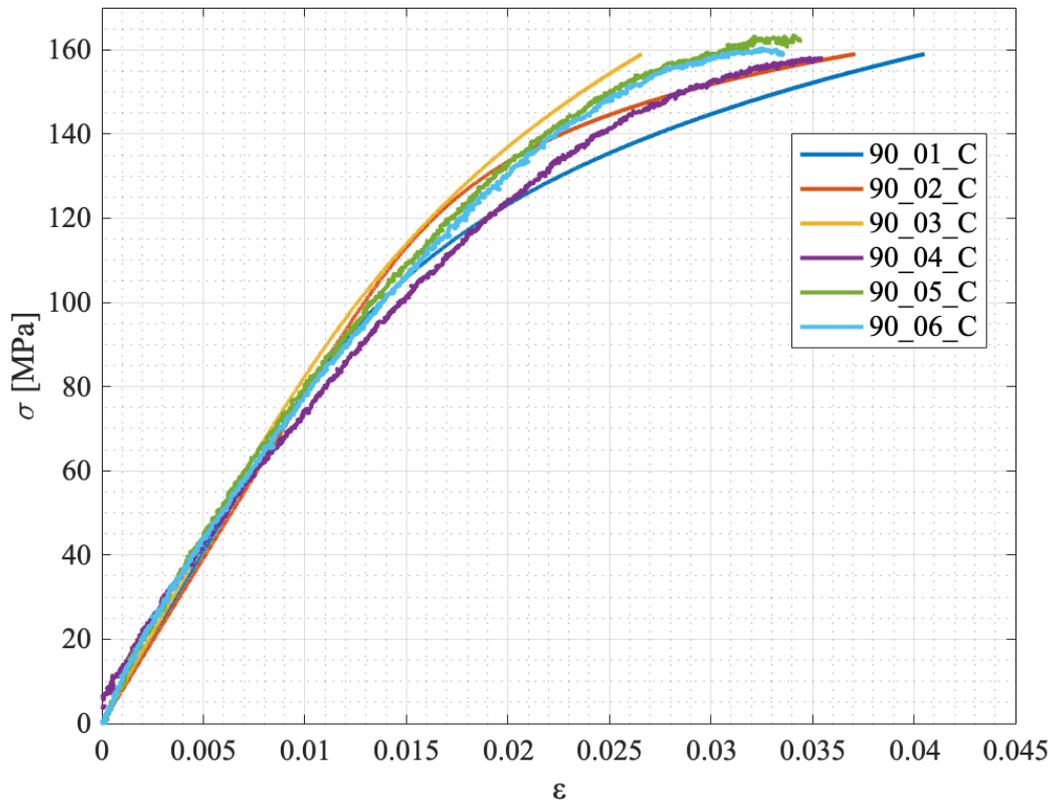


Figura 3.19: Curve $\sigma - \varepsilon$ per $\theta = 90^\circ$ ricavate dalle interpolazioni

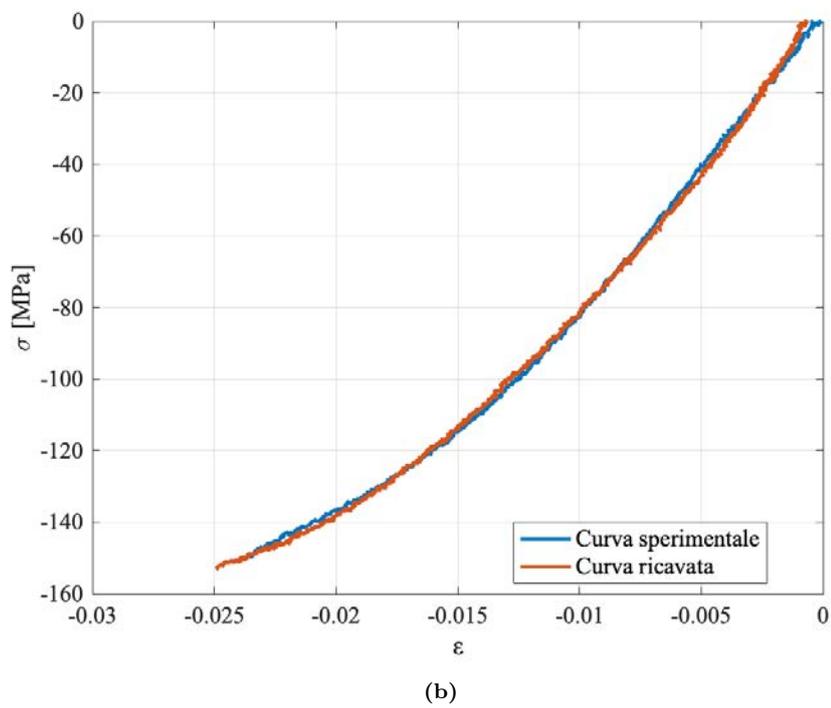
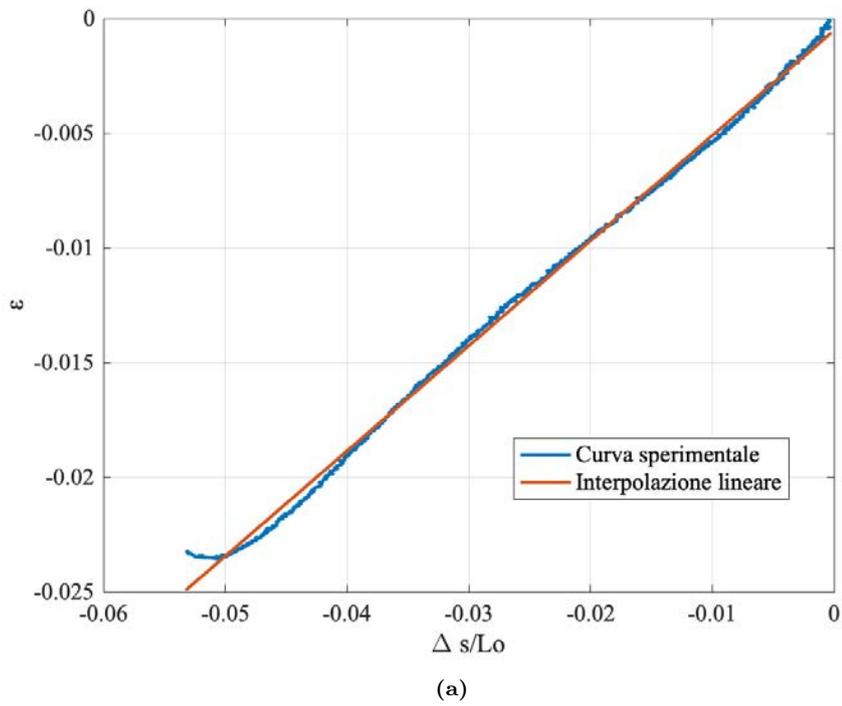


Figura 3.20: Curva $\Delta S/L_0 - \varepsilon$ ricavata dai provini estensimetriati(a) e confronto tra curva $\sigma - \varepsilon$ sperimentale e $\sigma - \varepsilon$ con ε ricavata dall'interpolazione(b)

3.4 Proprietà meccaniche stimate

In questa sezione vengono riportate le proprietà meccaniche utilizzate per le simulazioni FEM. Dato che i provini che variano utilizzati per la caratterizzazione a fatica del materiale hanno uno spessore nominale di 1.8mm per i valori dei moduli elastici per orientazione $\theta = 0^\circ, 90^\circ$ sono stati presi i valori ricavati dalle prove di trazione sui provini spessi 1.8mm perché il materiale sia in trazione che in compressione presentano le stesse proprietà elastiche. Infatti utilizzare le proprietà elastiche ottenute dalle prove di compressione sui provini aventi spessore 4mm risulterebbe essere in disaccordo con la realtà sperimentale poiché lo strati di *core* influenza in modo negativo le proprietà elastiche del materiale. A causa delle evidenti difficoltà riscontrate per la caratterizzazione del materiale a 90° è stato preferito non eseguire le prove statiche sui provini che presentavano orientazione delle fibre $\theta = 45^\circ$ perciò i valori di G_{12} , G_{13} sono state stimate dalle prove di trazione precedentemente eseguite. Invece per quanto concerne i valori dei coefficienti di Poisson sono stati utilizzati i valori presenti in letteratura.

$E_{11} = 14780MPa$	$G_{12} = 3200MPa$	$\nu_{12} = 0.4$
$E_{22} = 7490MPa$	$G_{13} = 3200MPa$	$\nu_{13} = 0.4$
$E_{33} = 7490MPa$	$G_{23} = 1400MPa$	$\nu_{23} = 0.37$

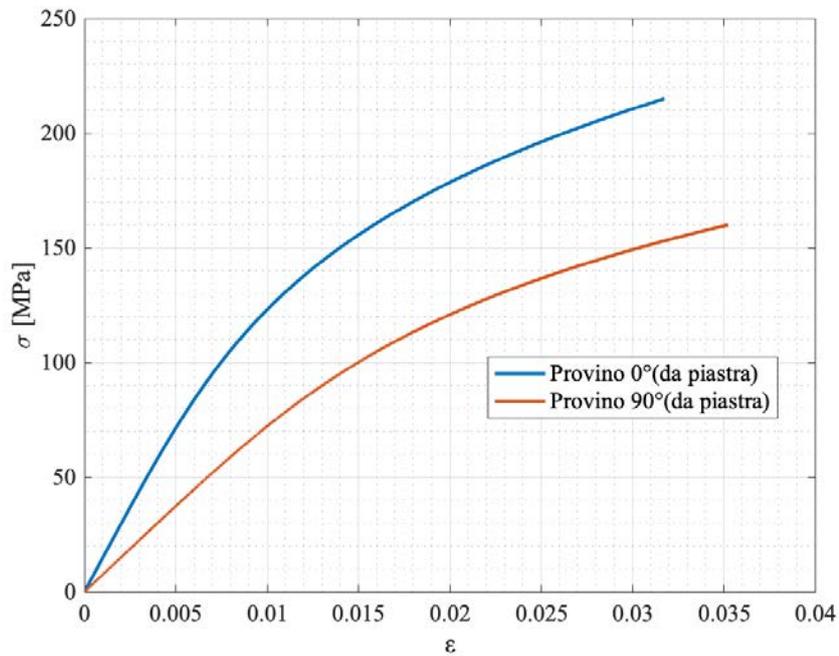
Tabella 3.12: Proprietà elastiche del PPS-GF40 utilizzate per le simulazioni

Per quanto riguarda le caratteristiche di resistenza vengono riportate successivamente i valori delle tensioni di rottura sia a trazione che in compressione del materiale. I valori di τ_{12U} e τ_{13U} sono stati ricavati dal criterio di Tsai-Hill nota la tensione di rottura del provino avente orientazione delle fibre pari a 45° mentre per τ_{23U} è stato utilizzato il valore noto dalla letteratura della matrice.

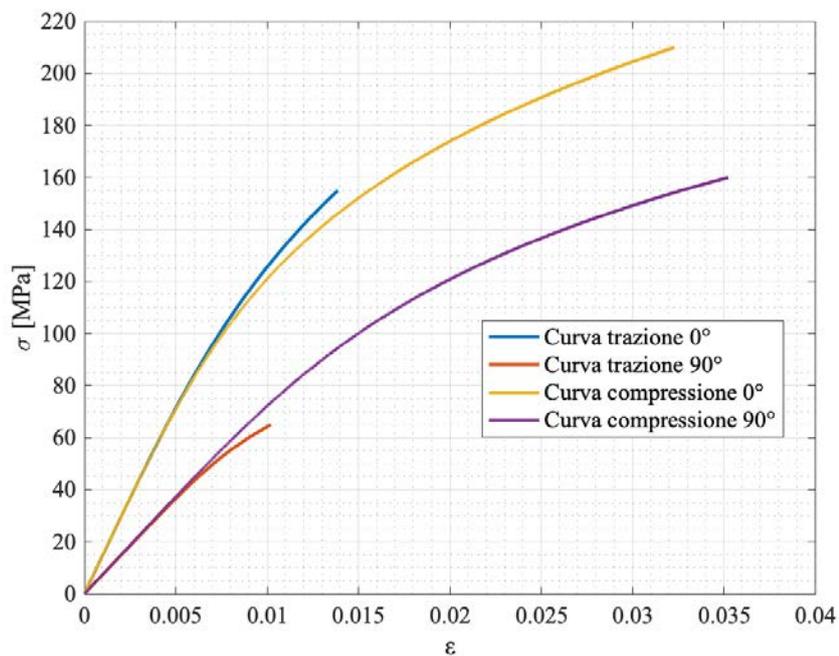
$\sigma_{1T} = 155MPa$	$\sigma_{1C} = 215MPa$	$\tau_{12U} = 80MPa$
$\sigma_{2T} = 65MPa$	$\sigma_{2C} = 160MPa$	$\tau_{13U} = 80MPa$
$\sigma_{3T} = 65MPa$	$\sigma_{3C} = 160MPa$	$\tau_{23U} = 62MPa$

Tabella 3.13: Proprietà di resistenza del PPS-GF40 utilizzate per le simulazioni

In figura 3.21(a) vengono riportate le curve a compressione utilizzate per le simulazioni non lineari ed in figura 3.21(b) è possibile confrontare le curve a compressione con le curve a trazione sia per orientazioni delle fibre pari a 0° e 90° . Per facilitare la lettura del grafico e permettere una più rapido confronto con le curve di trazione, le curve di compressione sono state diagrammate utilizzando i valori assoluti delle tensioni e delle deformazioni.



(a)



(b)

Figura 3.21: Curve a compressione utilizzate nel calcolatore per le simulazioni FEM(a) e confronto fra curve di trazione e curve a compressione del materiale(b)

3.5 Analisi Strutturale con approccio SED

Per ottenere le proprietà meccaniche del materiale necessarie per l'analisi mediante approcci locali, nell'elaborato di Artuso[1] furono realizzati dei provini intagliati riportati in figura 3.22, i quali vennero sottoposti a prove statiche di trazione. I provini con raggio di raccordo 0.25, 0.5 ed 1mm sono stati

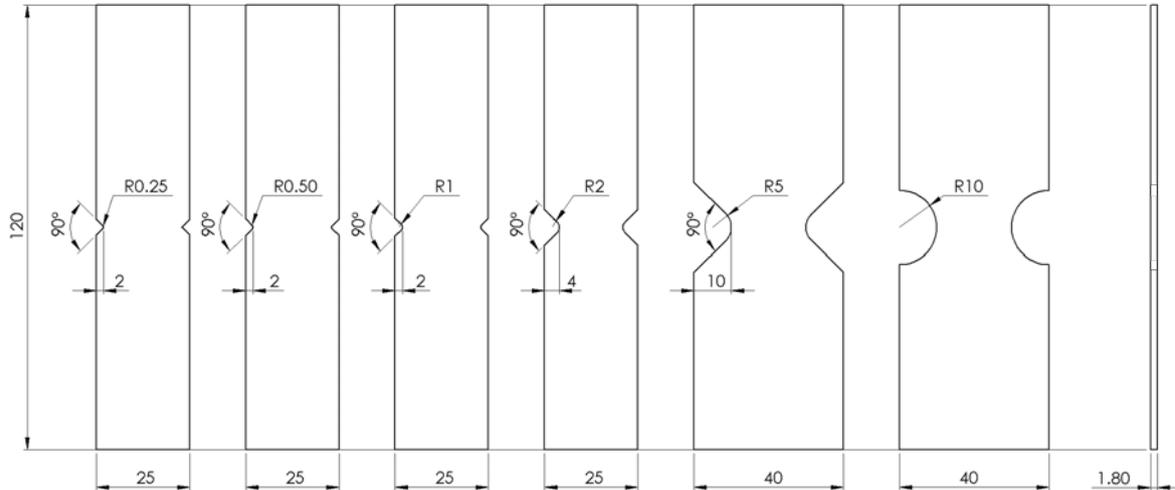


Figura 3.22: *Provini intagliati realizzati per la caratterizzazione del materiale*

realizzanti mantenendo costante il rapporto tra la profondità a dell'intaglio e la larghezza w del provino al fine di verificare che la tensione a rottura, per raggi di raccordo piccoli, sia la stessa essendo quest'ultima dipendente dal campo di tensione e non dal picco come indicato nella sintesi del campo di progettazione strutturale Atzori-Lazzarin-Meneghetti[3].

I provini con raggio di raccordo 1, 2 e 5mm sono stati realizzati mantenendo costante il rapporto tra la profondità a dell'intaglio e il raggio di raccordo all'apice ρ al fine di mantenere costante il fattore di concentrazione delle tensioni K_{tg} . Tuttavia è risultato dalle prove che nemmeno il raccordo 5mm è sufficientemente grande da ottenere la piena sensibilità all'intaglio, pertanto è stato realizzato un ulteriore provino con raggio di raccordo pari a 10mm.

In seguito è stato necessario calcolare il fattore di concentrazione delle tensioni attraverso il programma di calcolo agli elementi finiti Ansys® andando ad applicare una tensione lorda di trazione di 1MPa ad infittendo la mesh fino a convergenza all'apice dell'intaglio. I risultati ottenuti vengono riportati in tabella 3.14.

	K_{tg}		
	0°	45°	90°
$\rho = 0.25mm$	8.91	6.52	6.39
$\rho = 0.5mm$	6.56	4.88	4.81
$\rho = 1mm$	4.87	3.7	3.66
$\rho = 2mm$	4.89	3.72	3.67
$\rho = 5mm$	5.11	3.92	3.9
$\rho = 10mm$	3.93	3.5	3.09

Tabella 3.14: *Fattore di concentrazione delle tensioni per le varie geometrie di provino analizzato*

In seguito furono eseguite delle prove statiche a trazione i cui risultati sono sintetizzati in tabella 3.15.

	σ_{gR} [MPa]		
	0°	45°	90°
$\rho = 0.25mm$	67	42	30
$\rho = 0.5mm$	67	36	32
$\rho = 1mm$	69	45	35
$\rho = 2mm$	57	40	31
$\rho = 5mm$	46	31	24
$\rho = 10mm$	-	-	29

Tabella 3.15: Tensioni di rottura lorde al variare della geometria e dell'orientazione

Sulla base di questi risultati sperimentali fu calcolato il raggio di controllo R_C del volume di strutturale andando ad eguagliare l'area sottesa dalle curve di trazione $\sigma - \varepsilon$ dei provini lisci alla densità di energia di deformazione del settore circolare avente origine all'apice della cricca nei provini aventi raggio di raccordo nullo e una tensione di rottura pari a quella dei provini che presentavano l'intaglio più severo realizzato, ovvero $\rho = 0.25mm$. I risultati ottenuti dalle simulazioni vengono riassunti in tabella 3.16, dove con V_C viene indicato il volume di controllo del settore circolare, con SENE l'energia di deformazione e con SED la densità di energia di deformazione.

θ	σ_{gR} [MPa]	W_{Liscio} [MJ/m ³]	SED [MJ/m ³]	R_c [mm]	V_C [mm ³]	$SENE$ [mJ]
0°	67.1	1.289	1.296	0.39	0.356	0.461
45°	41.5	0.753	0.752	0.38	0.340	0.256
90°	30.1	0.352	0.351	0.52	0.634	0.233

Tabella 3.16: Calcolo del raggio di controllo al FEM[1]

Viene messo in evidenza che tali valori sono stati ottenuti implementando al calcolatore il modello del materiale avente le seguenti proprietà elastiche, riportate in tabella 3.17, in cui il modulo elastico in direzione 1 era stato ricavato dalle prove di trazione eseguite sui provini V5 iniettati che presentavano un miglior orientamento delle fibre:

$$\begin{array}{lll}
 E_{11} = 15550MPa & G_{12} = 3230MPa & \nu_{12} = 0.4 \\
 E_{22} = 7490MPa & G_{13} = 3230MPa & \nu_{13} = 0.4 \\
 E_{33} = 7490MPa & G_{23} = 1400MPa & \nu_{23} = 0.37
 \end{array}$$

Tabella 3.17: Proprietà elastiche del PPS-GF40 utilizzate da Artuso [1]

Andando ad imporre $E_{11} = 14780MPa$ si ottiene che il raggio di controllo per un orientamento $\theta = 0^\circ$ risulta essere pari a $R_C = 0.43mm$.

Sono stati riprodotti i provini utilizzati da Artuso per calcolare il raggio di controllo del materiale quando la rottura avviene per mezzo di una sollecitazione di compressione. Poiché le piastre a disposizione da cui ricavare i provini erano limitate è stato preferibile realizzare solamente una geometria di provino per ogni orientazione delle fibre, inoltre tale scelta si è basata sul fatto che c'era la forte possibilità che anche i provini intagliati mostrassero instabilità ai carichi di punta. Per tale ragione una volta eseguita la lavorazione necessaria per realizzare gli intagli è stata ridotta la lunghezza dei provini portandola a 85mm.

I provini intagliati sono stati ottenuti da piastre iniettate aventi dimensione nominale 127x160x1.8mm. Nel laboratorio dell'Università di Padova sono prima stati fresati dei provini a sezione rettangolare che sono stati successivamente lavorati al laboratorio Te.Si. di Rovigo nella piattaforma di lavoro Kugler MICROMASTER 5X. Tale centro di lavoro è in grado di eseguire micro lavorazioni ad elevata precisione attraverso l'utilizzo di frese aventi diametri fino 0.1mm.

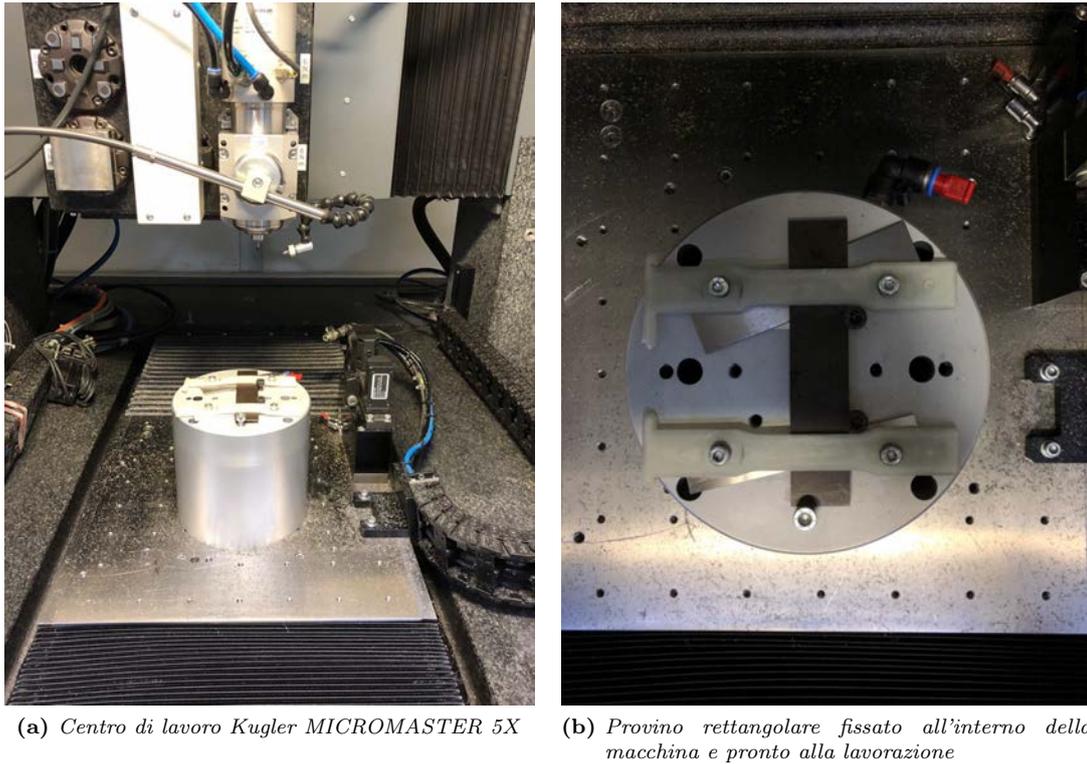


Figura 3.23: Realizzazione degli intagli sui provini rettangolari

3.5.1 Analisi FEM dei provini intagliati

Attraverso le simulazioni FEM lineari elastiche si è proceduto a calcolare la lunghezza libera necessaria per far sì che non si manifesti l'instabilità ai carichi di punta. In primo luogo è stato necessario stimare una tensione di rottura lorda applicata al provino intagliato per verificare che il primo carico critico ottenuto mediante le simulazioni fosse maggiore del carico di rottura. La tensione di rottura lorda in compressione dei provini intagliati è stata ottenuta imponendo che il rapporto tra la tensione di rottura a compressione e la tensione di rottura a trazione si mantenga costante. Moltiplicando il valore stimato costante per la tensione di rottura lorda a trazione dei provini intagliati si può valutare la σ_{gR} a compressione dei provini intagliati.

$$\frac{\sigma_{1C}}{\sigma_{1T}} = \frac{215}{155} = 1.39 = \text{cost} \quad (3.10)$$

Sono state oggetto delle simulazioni solamente i provini che presentavano orientamento delle fibre pari a $\theta = 0^\circ, 90^\circ$ in quanto il materiale con orientamento delle fibre a 45° presentava troppe incertezze dal punto di vista della caratterizzazione ed è stato perciò anche escluso dalle prove statiche.

In tabella 3.18 è possibile osservare i risultati ottenuti dalle simulazioni, dove si va a comparare il fattore di concentrazione delle tensioni ottenuto a compressione con il fattore di concentrazione delle tensioni ottenuto a trazione e inoltre si presenta la stima della tensione di rottura lorda a compressione del provino intagliato. È stata lasciata libera una finestra di 35mm in modo da avere un margine di sicurezza sul carico critico. Si evidenzia che il fattore di concentrazione delle tensioni a compressione differisce da quello a trazione poiché le tensioni necessiterebbero di una lunghezza libera maggiore per stabilizzarsi in maniera appropriata nella zona dell'intaglio.

Tutti i codici utilizzati per le simulazioni di questo paragrafo sono consultabili all'Appendice B.

0°					
ρ [mm]	I° Carico Critico [MPa]	K_{tg} C	K_{tg} T	σ_{gR} [MPa]	
0.25	-132	7.9	8.91	-93	
0.5	-132	5.81	6.56	-93	
1	-132	4.33	4.87	-96	
2	-117	4.44	4.89	-80	
5	-90	4.73	5.11	-64	
90°					
ρ [mm]	I° Carico Critico [MPa]	K_{tg} C	K_{tg} T	σ_{gR} [MPa]	
0.25	-67	6.31	6.39	-42	
0.5	-67	4.72	4.81	-44	
1	-67	3.6	3.66	-49	
2	-61	3.64	3.67	-43	
5	-48	3.83	3.9	-33	

Tabella 3.18: Risultati delle simulazioni lineari elastiche sui provini intagliati

1
NODAL SOLUTION

STEP=1
SUB =1
TIME=1
SX (AVG)
RSYS=0
DMX =.001213
SMN =-7.87068
SMX =.009457

ANSYS
R19.0

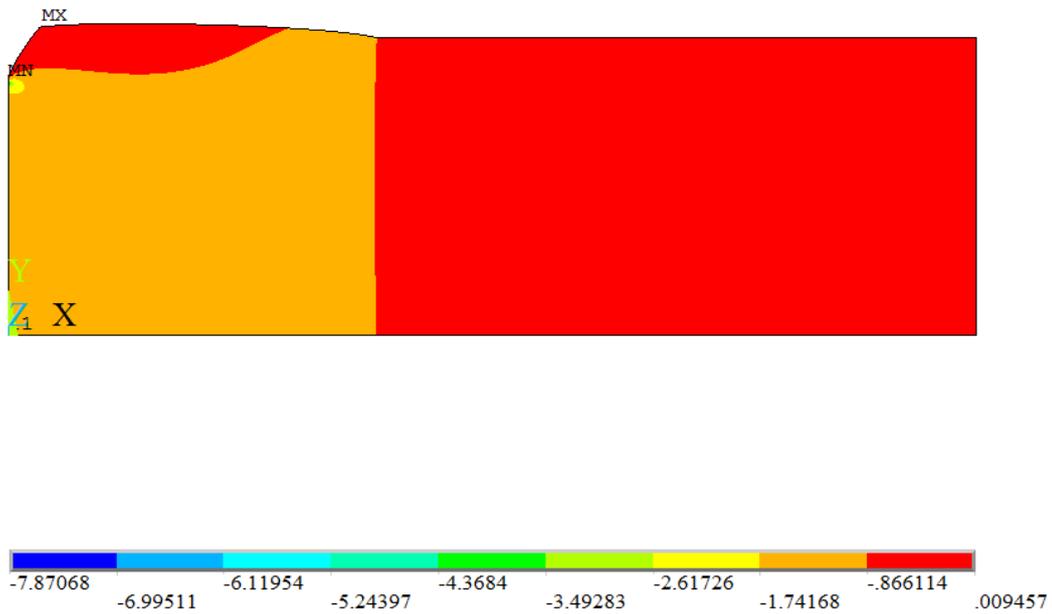


Figura 3.24: Calcolo del K_{tg} del provino avente $\rho = 0.25\text{mm}$ e $\theta = 0^\circ$

3.5.2 Prove statiche di compressione dei provini intagliati

È stato deciso di escludere dalle prove sperimentali il provino che presentava un raggio di raccordo pari a $\rho = 10\text{mm}$. Prima dell' esecuzione delle prove sono stati misurati lo spessore, s e la larghezza dei provini, w , col calibro mentre la profondità dell'intaglio a e il raggio di raccordo, ρ all'apice dell'intaglio sono stati misurati attraverso il microscopio *Dino-Lite Edge* come si può vedere in figura 3.25. I risultati delle misurazioni sono riportati in tabella 3.19.

$\rho_{nom}[mm]$	θ	$w [mm]$	$t [mm]$	Lato 1		Lato 2	
				$\rho [mm]$	$a [mm]$	$\rho [mm]$	$a [mm]$
0.25	0°	25	1.75	0.261	1.82	0.25	1.89
0.25	90°	24.89	1.75	0.266	1.829	0.242	2.088
0.5	0°	25	1.7	0.513	2	0.479	1.9
0.5	90°	25	1.7	0.5	1.821	0.538	7.774
1	0°	25	1.8	1.161	1.961	1.102	1.867
1	90°	25	1.75	1.064	1.757	1.1	1.853
2	0°	24.96	1.7	2.186	4.144	2.031	4.042
2	90°	25	1.8	2.1	4.05	2.198	4.153
5	0°	37.78	1.8	5.031	9.95	5.02	10
5	90°	40	1.8	5.137	10	5.152	10

Tabella 3.19: Misure dimensionali dei provini intagliati

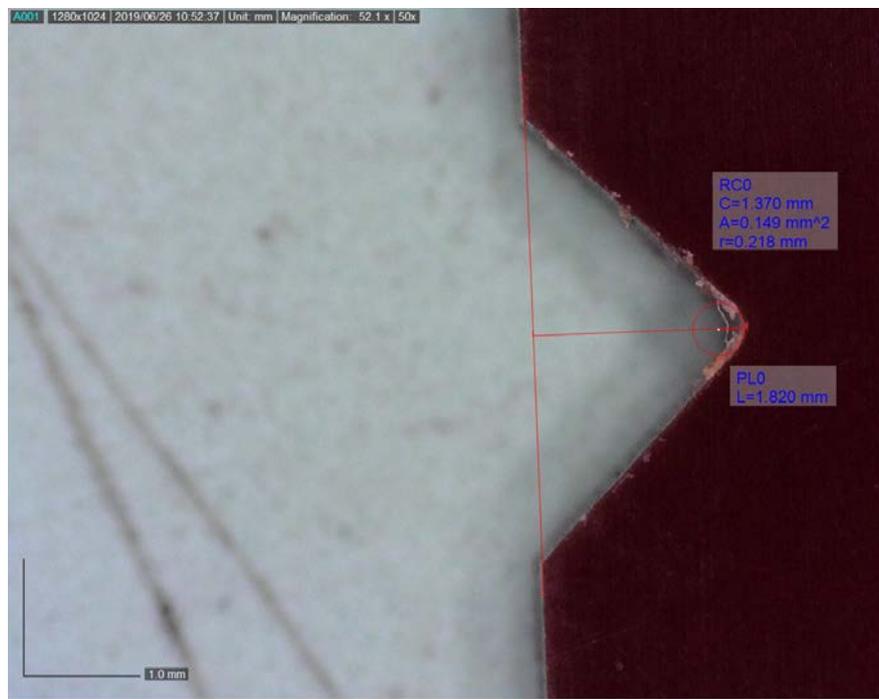


Figura 3.25: Misurazione tramite microscopio digitale

Le prove statiche sono state eseguite sulla macchina di prova 858 Mini Bionix II imponendo una velocità nominale di spostamento pari ad 1mm/min. Nel caso del provino avente $\rho = 0.25\text{mm}$ e $\theta = 0^\circ$ è stata lasciata una finestra di 35mm ma il provino è andato in instabilità perciò le successive prove sono state eseguite lasciando una finestra libera di 20mm. Tuttavia anche tale lunghezza non è stata sufficiente per evitare il fenomeno del buckling. I risultati delle prove statiche sono riassunti in tabella 3.20:

	ρ [mm]	σ_{gR} [MPa]	σ_{gR} stimata [MPa]
$\theta = 0^\circ$	0.25	-82.5	-93
	0.5	-134.7	-93
	1	-137.7	-96
	2	-121.7	-80
$\theta = 90^\circ$	0.25	-81.5	-42
	0.5	-75.6	-44
	1	-72.6	-49
	2	-68.6	-43

Tabella 3.20: Risultati sperimentali delle prove statiche sui provini intagliati

Per quanto riguarda i provini con orientamento 0° , escludendo il primo provino intagliato per cui si era stata lasciata una lunghezza libera di 35mm e per il quale è stata riscontrata una tensione di rottura pari a -82.5MPa, negli altri casi è possibile riscontrare che la tensione di rottura risulta essere più o meno costante e maggiore della tensione di rottura che era stata stimata attraverso le simulazioni lineari elastiche. Anche per i provini che presentavano orientamento 0° , è possibile riscontrare lo stesso risultato ottenuto per i provini a $\theta = 0^\circ$, questo fa pensare che il materiale sia insensibile all'intaglio in compressione poiché si raggiunge una tensione di rottura maggiore di quella stimata ma non è possibile affermarlo con certezza poiché tutti i provini si sono instabilizzati e non si è raggiunta quindi la tensione di rottura del liscio.

3.5.3 Applicazione del metodo SED alla caso statico

Sono state eseguite delle simulazioni per calcolare il raggio di controllo in compressione utilizzando la stessa strategia utilizzata per i modelli sottoposti a trazione. I risultati delle simulazioni vengono riassunti in tabella 3.21.

Per poter applicare il criterio SED ed estrarre la densità di energia di deformazione mediata all'interno del volume di controllo è necessario seguire i seguenti passaggi. Dopo aver creato il modello con il volume di controllo all'apice dell'intaglio si procede a meshare le aree. Non è necessario utilizzare mesh particolarmente fitte in corrispondenza del volume strutturale dato che il SED viene derivato debitamente dagli spostamenti nodali del modello. Una volta applicate le condizioni al contorno e risolto il modello si può dunque entrare nell'ambiente di *Post-Processing* ed estrarre i risultati. Si seleziona l'area corrispondente al volume di controllo utilizzando il seguente percorso *Select*→*Entities*→*Areas*. In seguito è necessario selezionare gli elementi contenuti all'interno dell'area selezionata seguendo il percorso *Select*→*Everything Below*→*Selected Areas*. Ora è possibile vedere gli elementi che compongono il volume strutturale all'interno del FEM utilizzando il comando *EPlot*. Si procede andando ad introdurre le *element table* necessarie per il calcolo del SED. Le *ETABLE* che dovranno essere aggiunte sono rispettivamente *SENE*, corrispondente all'energia di deformazione lineare elastica dell'elemento, e *VOLU*, corrispondente al volume dell'elemento (nel caso di una simulazione 2D, *VOLU* avrà le dimensioni di un'area e non di un volume). Infine attraverso il comando *Sum of Each Item* si sommano tutti i contributi di *SENE* e *VOLU* forniti dai singoli elementi. Il valore del SED mediato sarà determinato dal rapporto tra *SENE* e *VOLU*.

$$\bar{W} = \sum_{i=1}^n \frac{SENE_i}{VOLU_i} \quad (3.11)$$

Si riporta inoltre la procedura per plottare all'interno dell'interfaccia grafica il contour plot del SED mediato. Si procede a creare un'*ETABLE*, che verrà denominata *W*, attraverso il comando *Exponentiate* seguendo il percorso *General Postproc*→*Element Table*→*Exponentiate*. Qui comparirà una

finestra in cui bisognerà inserire i parametri indicati in figura 3.26 Una volta calcolato l'ETABLE W è

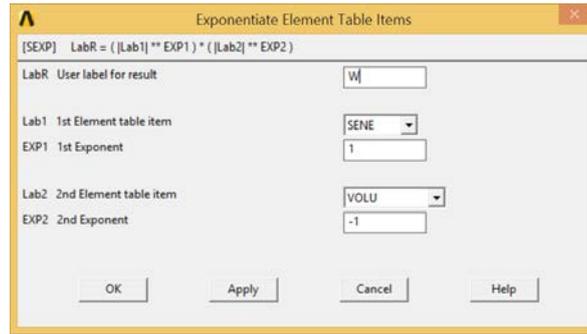


Figura 3.26: Dialog box per l'ottenimento di W

possibile visualizzarla per mezzo di un contour plot seguendo il percorso *General Postproc*→*Element Table* →*Plot Elem Table*→ W →*Yes-average*

θ	$\sigma_{gR}[MPa]$	$W_{Liscio}[MJ/m^3]$	$SED[MJ/m^3]$	$R_c[mm]$	$V_C[mm^3]$	$SENE[mJ]$
0°	-135	3.8	3.77	0.43	0.392	1.478
90°	-81.5	3.6	3.55	0.31	0.204	0.723

Tabella 3.21: Calcolo del raggio critico al FEM

Nel caso del provino a 0° si è stimata una tensione di rottura a pari a -135MPa per uniformare i dati del provino a $\rho = 0.25mm$ che presentava una lunghezza libera maggiore. Se si fosse utilizzata la tensione di rottura reale il raggio di controllo risultava essere inferiore ed il calcolo del SED nei successivi modelli sarebbe risultato essere errato poiché vi era un incremento della tensione di rottura rispetto al provino "criccato". Tuttavia per entrambe le orientazioni delle fibre il raggio di controllo è stato calcolato imponendo la massima tensione lorda raggiunta la prova statica che corrispondeva con il carico critico per il quale il provino si è instabilizzato, quindi il raggio di controllo ricavato in questo modo risulta essere più una proprietà della geometria che del materiale.

In seguito è stato calcolato il SED dei provini che presentavano un raggio di raccordo all'apice dell'intaglio utilizzando l'approccio proposto da Lazzarin e Berto[14], presentato al paragrafo 1.5. Tale approccio prevede di andare a collocare il centro del settore circolare ad una distanza r_0 , calcolato tramite l'equazione 1.23, dall'apice dell'intaglio. Si va così ad individuare una settore lunare all'interno del quale andare a mediare l'energia di deformazione. Basandosi sui raggi critici ottenuti dalle simulazioni dei provini criccati riportati in tabella 3.21, sono stati calcolati i valori di r_0 e per ogni geometria ed orientazione delle fibre dei provini, che vengono riportati in tabella 3.22.

$\theta = 0^\circ$			
$\rho [mm]$	$R_c[mm]$	$r_0[mm]$	$R_2[mm]$
0.25	0.43	0.083	0.513
0.5		0.167	0.597
1		0.333	0.763
2		0.667	1.097
$\theta = 90^\circ$			
$\rho [mm]$	$R_c[mm]$	$r_0[mm]$	$R_2[mm]$
0.25	0.31	0.393	0.393
0.5		0.477	0.477
1		0.643	0.643
2		0.977	0.977

Tabella 3.22: Calcolo parametri geometrici del settore lunare

Sono quindi stati implementati dei modelli a calcolatore che presentavano i settori lunari calcolati in precedenza. Per ogni provino intagliato è stata imposta la tensione di rottura sperimentale ottenuta dalla prove statiche ed è stato calcolato il SED all'interno del volume di controllo.

$\theta = 0^\circ$			
ρ [mm]	$W_{Liscio}[MJ/m^3]$	$\sigma_{gR}[MPa]$	$SED[MJ/m^3]$
0.25	3.8	-135	3.7
0.5		-134.77	3.55
1		-137.7	3.64
2		-121.7	4.4
$\theta = 90^\circ$			
ρ [mm]	$W_{Liscio}[MJ/m^3]$	$\sigma_{gR}[MPa]$	$SED[MJ/m^3]$
0.25	3.6	-81.5	3.333
0.5		-75.6	2.7
1		-72.6	2.21
2		-68.5	1.75

Tabella 3.23: Risultati SED ottenuti dalle simulazioni FEM dei provini intagliati

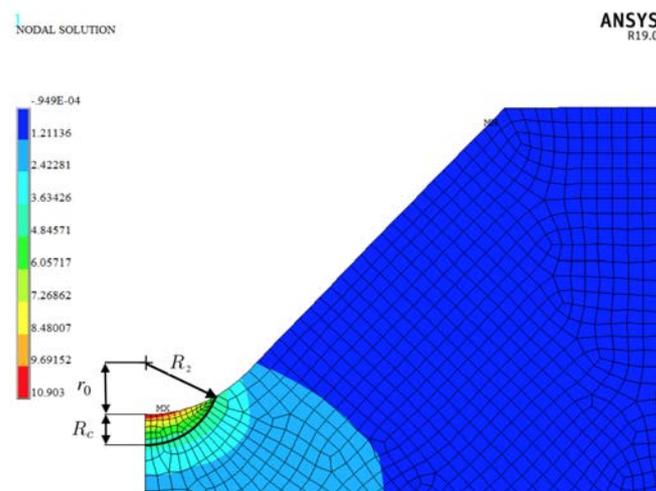


Figura 3.27: Energia di deformazione nel settore lunare del provino che presenta raggio di raccordo $R=1mm$

Si riportano in tabella 3.24 i raggi di controllo del materiale al variare dell'orientazione e dal tipo di sollecitazione:

Sollecitazione	θ	R_c [mm]
Trazione	0°	0.41
	90°	0.51
Compressione	0°	0.43
	90°	0.31

Tabella 3.24: Sintesi dei risultati delle simulazioni per la caratterizzazione del raggio di controllo del materiale

3.5.4 Commenti

La realtà sperimentale osservata attraverso le prove statiche si è presentata in modo differente rispetto a quanto previsto dalle simulazioni FEM lineari elastiche. Infatti durante le prove di compressione dei provini intagliati sono state raggiunte tensioni lorde maggiori rispetto a quelle stimate nel caso di comportamento lineare elastico del materiale. Ciò è dovuto al fatto che il materiale non mantiene un comportamento lineare per tutta la durata della prova ma sono stati raggiunti picchi di tensione per i quali il materiale risulta essere già deformato plasticamente sulla base della valutazione della curva di compressione ottenuta dai provini lisci. Questa evidenza sperimentale, oltre a far avanzare l'ipotesi che il materiale possa essere insensibile all'effetto dell'intaglio quando soggetto a sollecitazioni di compressione, mette in luce il fatto che per poter calcolare il raggio di controllo a compressione sia necessario eseguire delle simulazioni non lineari in venga tenuto conto anche l'effetto del buckling. Tale analisi non lineare verrà illustrata dettagliatamente al capitolo successivo.

Capitolo 4

Simulazioni non lineari di buckling

4.1 Approccio non lineare

Per validare i risultati ottenuti dalle simulazioni lineari per il calcolo del raggio critico del materiale a compressione è stato deciso di implementare a calcolatore delle simulazioni non lineari per andare a rappresentare meglio la realtà sperimentale e quindi andare a validare il calcolo del raggio critico del materiale a compressione.

Le precedenti simulazioni erano state risolte utilizzando il modello del materiale lineare elastico, condizione generalmente utilizzata poiché i componenti strutturali vengono progettati per lavorare all'interno del campo elastico per evitare deformazioni plastiche in esercizio. Tale condizione risulta essere limitante per la simulazione del comportamento dei provini intagliati in quanto sono stati sollecitati con livelli di carico che vanno oltre il campo di validità della lineare elasticità. Se si imponesse la condizione di lineare elasticità si andrebbero a sovrastimare le proprietà del materiale poiché il comportamento del materiale in realtà è di tipo elasto-plastico come descritto dall'equazione di Ramberg-Osgood 3.6. Per implementare le curve del materiale è stata utilizzata l'opzione di *Material Models* → *Structural* → *Nonlinear* → *Inelastic* → *Rate Independent* → *Isotropic Hardening Plasticity* → *Mises Plasticity* → *Multilinear*.

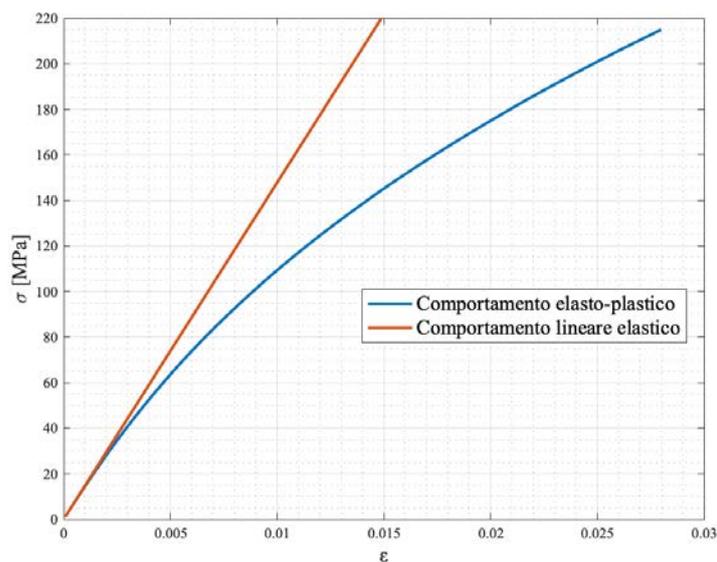


Figura 4.1: Confronto tra comportamento elasto-plastico e lineare elastico

Sono state quindi introdotte all'interno del software le curve ricavate dall'interpolazione dei dati sperimentali con l'equazione di Ramberg-Osgood sia per il materiale soggetto a sollecitazione di tra-

zione che a compressione, che possono essere osservate in figura 3.21(b). Vengono riportate in tabella 4.1 i parametri risultanti dall'interpolazione.

θ	Sollecitazione	E [MPa]	K [MPa]	n
0°	Trazione	14780	680	0.26
	Compressione		420	0.17
90°	Trazione	7490	250	0.21
	Compressione		444	0.24

Tabella 4.1: Parametri ottenuti dal fitina dei dati sperimentali al variare dell'orientazione delle fibre e dal tipo di sollecitazione

Si fa notare tuttavia che le curve introdotte in Ansys® sono state estese ben oltre la tensione di rottura, fino a 510MPa per far sì che il software non tagliasse la curva alla tensione di rottura.

Oltre alla non linearità del comportamento del materiale è stata anche introdotta la condizione di non linearità geometria per la quale viene ricalcolata ad ogni passo la matrice di rigidezza in base alla deformazione degli elementi associati a quel passo dell'iterazione.

Sono stati implementati molti modelli a calcolatore per poter riprodurre al meglio il comportamento sperimentale del materiale che si è manifestato durante le prove di compressione dei provini intagliati. Poiché lo scopo di queste simulazioni è quello di validare i risultati del SED è stata riprodotta la geometria del provino che manifestava l'intaglio più severo, ovvero $\rho = 0.25mm$, imponendo uno spigolo vivo alla base del raccordo in modo da poter piazzare il centro del volume di controllo all'apice del V-notch.

Per ogni modello è stato imposto uno spostamento fuori piano lungo la sezione netta al fine di poter simulare il fenomeno del buckling. Infatti se si fosse imposto uno spostamento fuori piano nullo il modello non sarebbe riuscito a rispecchiare la realtà sperimentale. Tale spostamento fuori piano è stato imposto sulla base dello spostamento sperimentale del provino a rottura, misurato per mezzo di un calibro. Nel caso del provino con orientamento delle fibre pari a 0°, per il quale era stata lasciata libera una finestra di 35mm, è stato misurato uno spostamento fuori piano pari a 2,7mm. Per il provino con orientamento delle fibre pari a 90°, per il quale era stata lasciata una finestra libera di 20mm, è stato misurato uno spostamento fuori piano pari a 2.4mm

4.2 Modelli non lineari 3D

Sono stati realizzati dei modelli tridimensionali in quanto le simulazioni bidimensionali che utilizzavano gli elementi Shell non erano in grado di riprodurre il comportamento dei provini osservato durante le prove statiche di compressione.

Per tutti i modelli sono stati utilizzati degli elementi BRICK185 a 8 nodi aventi 3 gradi di libertà per nodo, rispettivamente la traslazione in X, in Y e in Z. La scelta è ricaduta su questo tipo di elemento poiché consente di contenere i tempi di calcolo necessari per l'elaborazione della soluzione, che aumentano esponenzialmente nel caso in cui si decida di utilizzare gli elementi BRICK186 a 20 nodi. Le soluzioni non lineari sono soluzioni iterative dove il carico viene aumentato progressivamente e viene ricalcolata ad ogni step la matrice di rigidezza degli elementi. Aumentare il numero di nodi fa quindi incrementare esponenzialmente il tempo necessario per arrivare a convergenza della soluzione; a parità di elementi e di potenza di elaborazione del computer, un modello 3D in cui erano presenti sia la non linearità del materiale che la non linearità geometrica che utilizzava elementi BRICK185 richiedeva circa 15 minuti per arrivare a convergenza mentre un modello che implementava gli elementi BRICK186 richiedeva più di 7 ore, il tutto per ottenere risultati tra loro confrontabili.

Per far sì che gli elementi che vanno a ricostruire il continuo 3D abbiamo forma pressoché cubica nelle zone limitrofe all'intaglio è stato necessario in primo luogo ricostruire la geometria del piano medio del provino, meshare le aree e successivamente estruderle. Se si fosse utilizzato l'algoritmo di meshatura free dei volumi presente in Ansys APDL il software avrebbe proceduto a ricostruire il volume utilizzando elementi di forma tetraedrica, sconsigliati poiché richiedono un notevole infittimento della mesh per giungere a convergenza. Per tutti i modelli 3D non lineari sono state imposte le seguenti

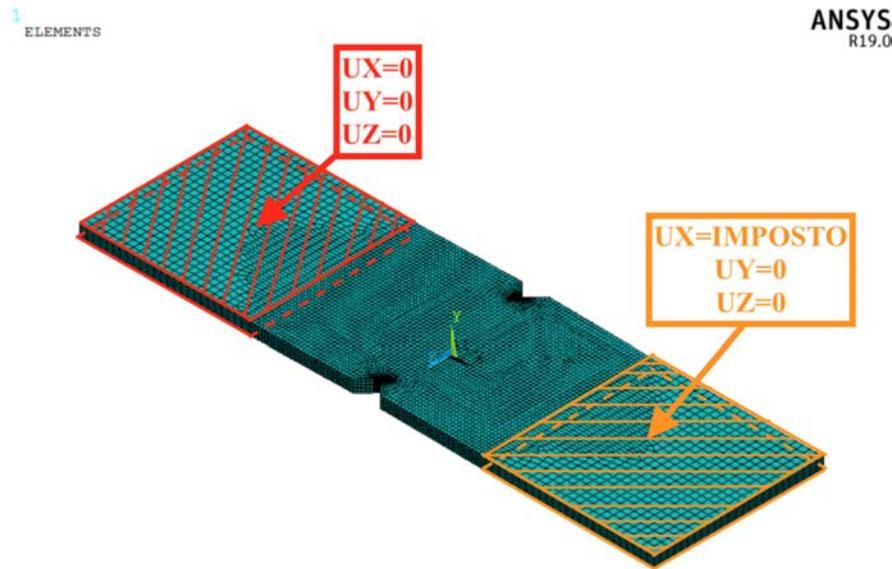


Figura 4.2: Condizioni al contorno imposte dei modelli 3D

condizioni al contorno, al fine di andare a rispecchiare quanto più fedelmente possibile ciò che è avvenuto durante la prova sperimentale. Facendo riferimento alla figura 4.2 le aree evidenziate con il bordo rosso rappresentano le zone in cui il provino è stato chiuso in morsa dalla ganascia inferiore. Su tali aree sono stati bloccati tutti i gradi di libertà.

Invece le aree evidenziate in arancione rappresentano le zone in cui la ganascia superiore, alla quale è collegato il cilindro idraulico, afferra il provino ed applica lo spostamento durante la prova sperimentale. Per queste zone sono stati bloccati gli spostamenti lungo la direzione Y e la direzione Z, mentre in direzione X è stato applicato il massimo spostamento imposto dalla macchina di prova, spostamento per il quale il provino giungeva a rottura.

4.2.1 Modello non lineare 3D monomateriale

In primo luogo è stato modellato il provino avente orientazione $\theta = 0^\circ$ per il quale era stata lasciata una lunghezza libera durante la prova statica di 35mm. È stato tarato il fuori piano iniziale imposto sul modello in modo tale che la forza massima raggiunta dalla rampa di carico di Ansys fosse quanto più prossima al picco di forza risultante dalla prova sperimentale pari a 3600N, per la quale il provino ha iniziato ad instabilizzarsi. È stato così tarato un fuori piano imposto pari a 0.13mm imposto lungo la sezione netta.

In questo primo modello il continuo 3D è stato modellato imponendo la curva di compressione del materiale in ogni zona. Questa soluzione semplificativa trascura che il materiale ha due comportamenti diversi a trazione e a compressione poiché quando il materiale inizia ad instabilizzarsi per effetto del carico di punta oltre allo sforzo normale di compressione viene esercitato anche un momento flettente con u derivante sforzo di trazione determinate zone del materiale.

In tabella 4.2 vengono riportati sinteticamente i risultati ottenuti dalla simulazione:

s_i [mm]	u_x [mm]	s_r [mm]	s_a [mm]	s_{exp} [mm]
0.13	0.62	2.3656	2.4956	2.7

Tabella 4.2: Risultati dell'analisi FEM monomateriale

Dove con s_i viene indicato il fuori piano iniziale imposto al modello, u_x lo spostamento imposto, s_r il fuori piano relativo a convergenza della soluzione, s_a il fuori piano assoluto a convergenza della soluzione e con s_{exp} il fuori piano sperimentale misurato sul provino rotto. Tale analisi ha permesso di andare ad individuare la posizione dell'asse neutro e quindi a suddividere il modello in maniera più accurata aggiungendo le opportune curve del materiale. La posizione dell'asse neutro è stata individuata andando a diagrammare i campi di tensione selezionando 6 diversi path lungo la sezione netta al variare della distanza dall'apice dell'intaglio. Come è possibile osservare in figura 4.3 l'asse neutro è posizionato ad una distanza di 1.4mm dal bordo inferiore.

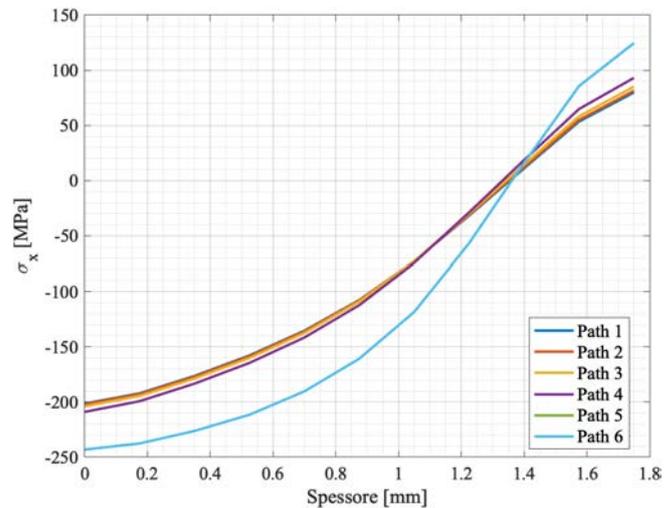


Figura 4.3: Andamento del campo tensionale lungo lo spessore al variare della profondità considerata

Sulla base di tali risultati è stato processato un nuovo modello che tiene conto del diverso comportamento dal materiale tra trazione e compressione.

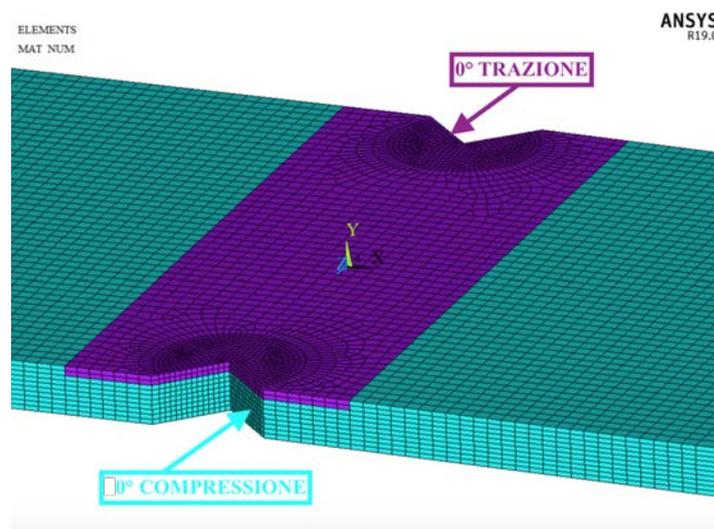


Figura 4.4: Divisione del materiale nel modello 3D 0°

Dall'analisi del modello monomateriale è stato possibile evidenziare un altro aspetto critico di queste simulazioni ovvero che la curva di carico sperimentale differisce dalla curva di carico che il calcolatore impone all'avanzare della convergenza della soluzione, come è possibile notare in figura 4.5; per facilitare la lettura del grafico sono stati diagrammati i valori assoluti della forza e dello spostamento.

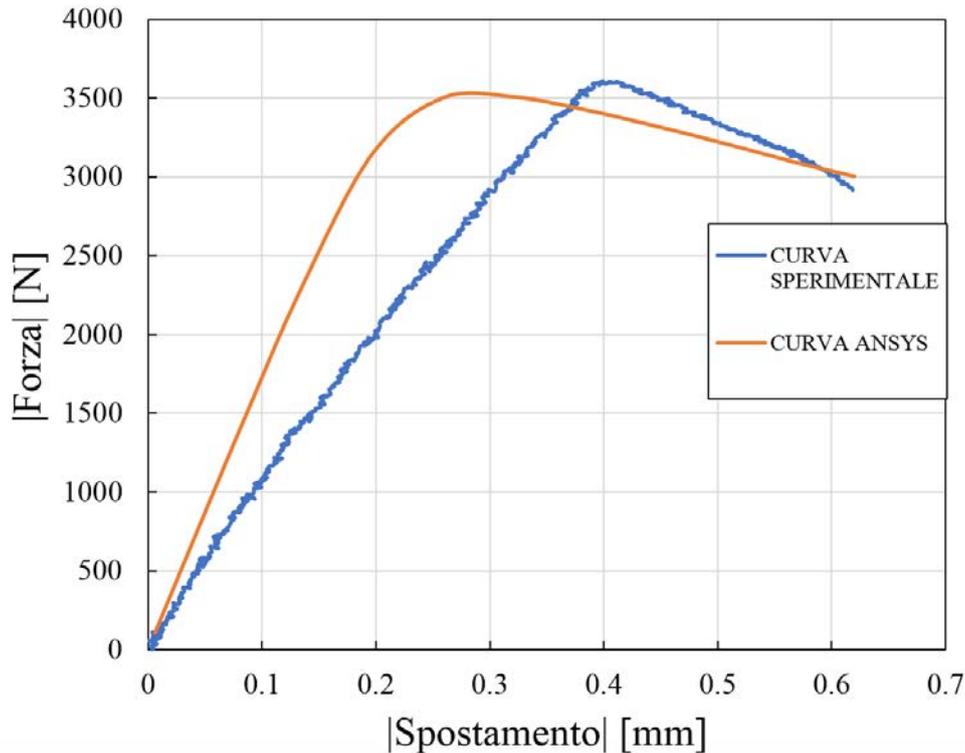


Figura 4.5: Confronto tra curva sperimentale e curva FEM

A questo punto non risulta essere chiaro se sia il modello FEM che non è in grado di replicare con buona approssimazione la realtà sperimentale oppure se sia la lettura del LVDT della macchina di prova che mostra un'errata evoluzione dello spostamento. Per poter decretare con certezza quale di questi due fattori contribuisce a far sì che le curve mostrino uno scostamento così evidente è stato deciso di eseguire una simulazione non lineare sul provino liscio utilizzato per la caratterizzazione del comportamento del materiale a compressione.

4.2.2 Simulazione non lineare provino liscio 3D

Per verificare la validità delle simulazioni non lineari 3D è stato scelto di simulare il comportamento del provino liscio poiché tali campioni erano stati estensimetrati, dunque sono noti, tramite la lettura dell'estensimetro, i valori delle deformazioni nella zona in cui è stato applicato. È quindi possibile andare a confrontare le deformazioni rilevate dall'estensimetro con le deformazioni ottenute andando a dividere lo spostamento, letto durante la prova dal LVDT, per la lunghezza libera del provino, che nel caso del provino liscio si ricorda essere pari a 20mm.

$$\varepsilon_{macchina} = \frac{\Delta S_{macchina}}{L_0} \quad (4.1)$$

Una volta ricavata la deformazione derivante dall'output della macchina è possibile andare a confrontare le curve $\sigma - \varepsilon$ in modo da evidenziare eventuali discrepanze derivanti dalla lettura del LVDT. Si evince dal diagramma in figura 4.6 che la deformazione ricavata dalla lettura dello spostamento del LVDT risulta essere completamente errata rispetto alla lettura dell'estensimetro. Un eventuale riscontro lo si può ottenere andando a confrontare i valori dei moduli elastici ottenuti dalle due curve; utilizzando la curva $\sigma - \varepsilon_{estensimetro}$ si ottiene un valore di $E_{11} = 14780MPa$, in accordo con i dati presenti in letteratura, mentre utilizzando la curva $\sigma - \varepsilon_{macchina}$ si ottiene un valore di $E_{11} = 5810MPa$, completamente in disaccordo con i dati sperimentali e i dati presenti in letteratura.

È possibile correggere il segnale di spostamento in uscita dalla macchina imponendo una relazione lineare tra lo spostamento della macchina e lo spostamento ricavato dal prodotto della deformazione letta dall'estensimetro per la lunghezza libera di 20mm. Tale correzione risulta essere legittima poiché le deformazioni risultano essere omogenee nel tratto utile del provino liscio, come si può notare dai risultati delle analisi FEM in figura 4.7(a).

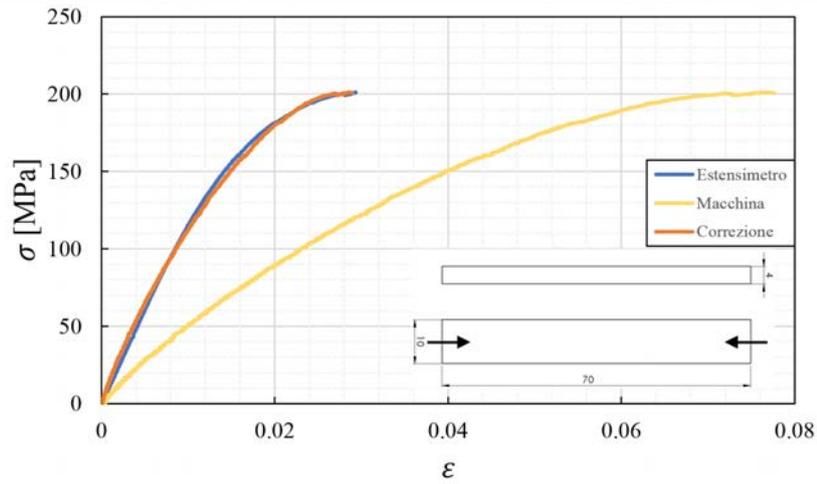


Figura 4.6: Confronto tra $\sigma - \epsilon_{estensimetro}$ e $\sigma - \epsilon_{macchina}$

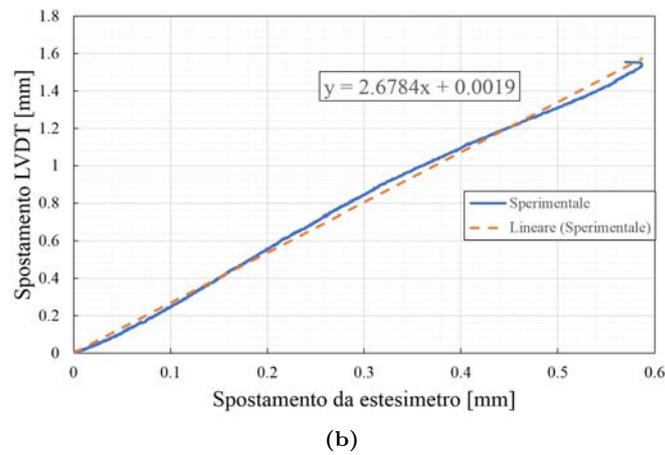
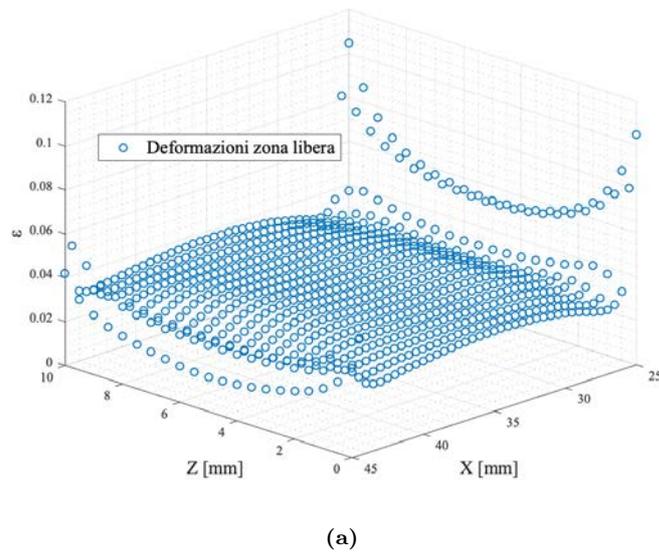


Figura 4.7: Deformazioni nella zona libera (a), correlazione tra spostamenti (b)

Sulla base della relazione ottenuta dall'interpolazione lineare stato ricalcolato lo spostamento della macchina per confrontarlo con lo spostamento ottenuto dalla simulazione FEM. Come si notare in figura 4.8 una volta corretto lo spostamento rilevato dal LVDT le curve si sovrappongono con una buona approssimazione, cioè implica che le curve di carico che vengono applicate dalla simulazione FEM sono aderenti alla realtà mentre risulta sconsigliabile affidarsi esclusivamente alla lettura dello spostamento della macchina poiché la sua evoluzione non rispecchia la realtà.

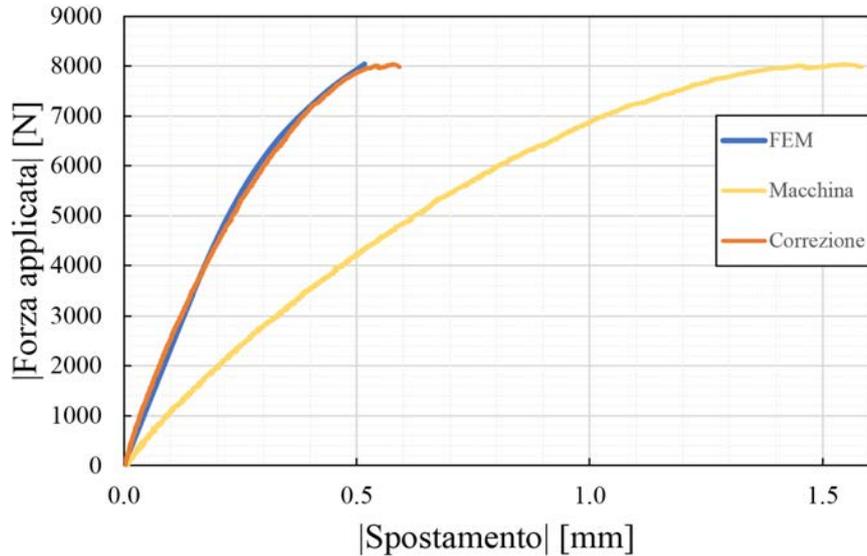


Figura 4.8: Curve di carico FEM, sperimentale e sperimentale dopo la correzione

Eseguendo la medesima procedura correttiva sul provino liscio che presenta un orientazione di 90° si ottengono i medesimi risultati del provino liscio a 0° . Si pone ulteriormente l'attenzione sul fatto che tale procedura non è stata applicata per far quadrare i conti delle simulazioni FEM ma ha un senso logico poiché le proprietà elastiche stimate utilizzando esclusivamente lo spostamento della macchina risultano essere del tutto errate rispetto ai dati reperibili dalla letteratura.

Non è possibile applicare la correzione al caso dei provini intagliati poiché, come per il campo di tensione, anche il campo delle deformazioni presenta un andamento analogo con un gradiente di deformazione nella zona dell'intaglio. Tuttavia questo aspetto non risulta essere un problema dato che si è evidenziato come le simulazioni FEM siano effettivamente in grado di replicare la realtà sperimentale con buona approssimazione, consentendo di ritenere affidabili i risultati che vengono estratti dal calcolatore nei casi delle simulazioni inerenti ai provini intagliati.

4.2.3 Modello non lineare 3D multimateriale $\theta=0^\circ$

Sulla base delle conoscenze acquisite dalle precedenti simulazioni è stato realizzato il modello FEM del provino intagliato avente raggio di raccordo nullo al fine di determinare il raggio critico del materiale a compressione per un orientazione delle fibre pari a 0° . Si ricorda che lo spessore di materiale soggetto a compressione risulta essere pari a 1.4mm mentre i restanti 0.35mm dello spessore sono soggetti a trazione. I risultati ottenuti dalla simulazione sono i riportati in tabella 4.3:

s_i [mm]	u_x [mm]	s_r [mm]	s_a [mm]	s_{exp} [mm]
0.13	0.62	2.34	2.47	2.7

Tabella 4.3: Risultati dell'analisi FEM multimateriale

Successivamente si è proceduto ad analizzare la curva si carico imposta dal FEM, riportata in figura 4.9. Tale analisi ha permesso di individuare il substep sulla base del quale andare a calcolare il

raggio critico. È stato scelto il substep per il quale la forza imposta dal software raggiunge il massimo, forza per la quale il provino ha iniziato ad instabilizzarsi. In tabella 4.4 si riportano i vari substep fino a convergenza della soluzione:

substep	TIME/FREQ	Spostamento [mm]	Forza applicata [N]
1	0.01	0.0062	108
2	0.02	0.0124	215
3	0.035	0.0217	378
4	0.0575	0.03565	620
5	0.09125	0.056575	983
6	0.14188	0.0879656	1521
7	0.21781	0.1350422	2298
8	0.31781	0.1970422	3148
9	0.41781	0.2590422	3484
10	0.51781	0.3210422	3478
11	0.61781	0.3830422	3401
12	0.71781	0.4450422	3310
13	0.81781	0.5070422	3216
14	0.91781	0.5690422	3124
15	1	0.62	3058

Tabella 4.4: Curva di carico utilizzata dal FEM

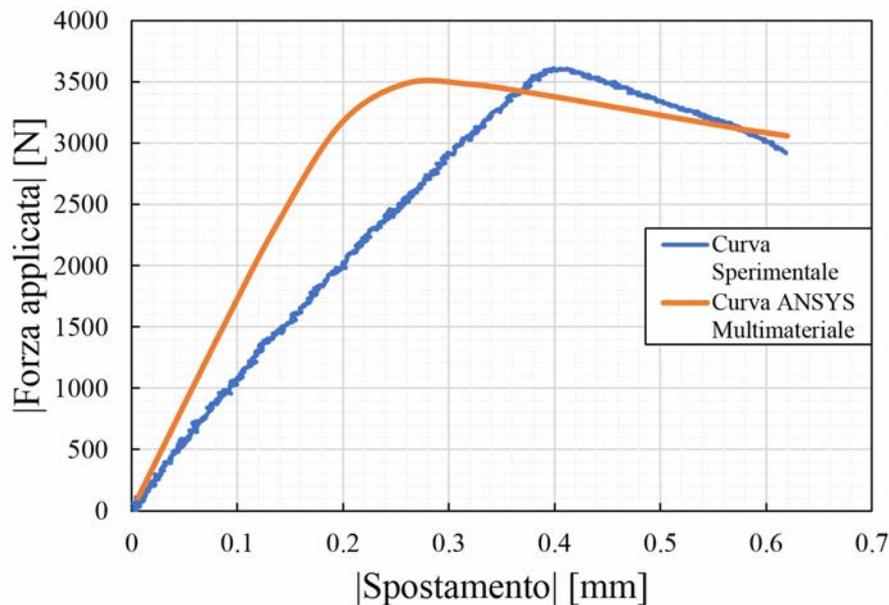


Figura 4.9: Curva di carico per il FEM multilaterale

Il substep di riferimento per il calcolo del raggio di controllo è il substep 9, evidenziato in grigio in tabella 4.4. Il raggio di controllo è stato quindi determinato per via iterativa variandone progressivamente la dimensione finché la densità di energia di deformazione mediata all'interno del volume di controllo ha eguagliato l'energia del provino liscio ottenuta dalle prove statiche di compressione.

$E_{Liscio}[MJ/m^3]$	$SED[MJ/m^3]$	$R_c[mm]$	$V_C[mm^3]$	$SENE[mJ]$
3.8	3.812	0.66	1.4368	5.477

Tabella 4.5: Raggio di controllo per $\theta = 0^\circ$ derivante dall'analisi non lineare 3D

Sono stati inoltre valutati gli andamenti dei campi di tensioni lungo 3 diversi path, rappresentati in figura 4.10, per poter valutare la tensione netta delle zone soggette a compressione e a trazione ed infine per verificare che la posizione dell'asse neutro fosse rimasta invariata.

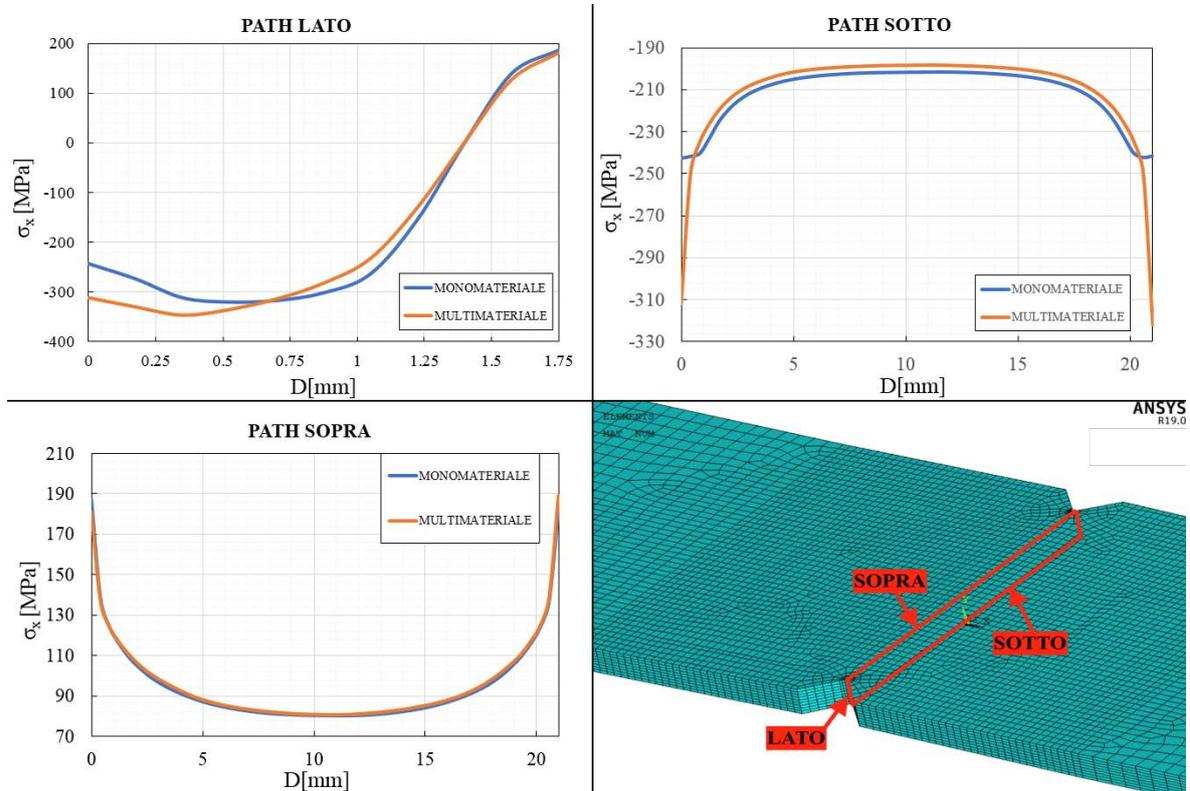


Figura 4.10: Campi tensionali lungo la sezione netta per il modello 3D $\theta = 0^\circ$

Si riscontra che la posizione neutra è immutata rispetto al modello monomateriale. Inoltre i campi tensionali non differiscono molto tra di loro eccezion fatta per la compressione. Se si esegue la media integrale del campo di tensione lungo la superficie della tensione netta si ottiene un valore di $\sigma_{net} = -209MPa$, comparabile con la tensione di rottura a compressione del provino liscio pari a $\sigma_g = -215MPa$, ciò fa pensare che il materiale, a compressione, sia insensibile all'effetto dell'intaglio. Come nel caso delle simulazioni lineari elastiche 2D sono stati successivamente creati i modelli dei provini in cui il raggio di raccordo era non nullo ed il centro del raggio critico è stato posizionato sempre secondo l'equazione 1.23 proposta da Lazzarin e Berto [14]. Si ricorda che solamente nel caso del provino avente raggio di raccordo $\rho = 0.25mm$ la lunghezza libera era di 35mm, mentre per tutti gli altri provini è stata utilizzata una lunghezza libera di 20mm. Tale variazione delle condizioni al contorno ha reso necessario che per ogni modello sia stato dovuto ritirare il fuori piano iniziale imposto al fine di poter raggiungere lo stesso picco di forza registrato durante le prove di compressione.

4.2.4 Modelli non lineari 3D a 0° dei provini con raggio di raccordo

Si sintetizzano i risultati ottenuti dalle simulazioni dei provini che presentavano un raggio di raccordo all'apice dell'intaglio:

ρ [mm]	s_i [mm]	u_x [mm]	s_r [mm]	s_a [mm]	s_{exp} [mm]	R_c [mm]	SED [MJ/m ³]
0.25	0.13	0.62	2.34	2.47	2.7	0.66	3.74
0.5	0.26	0.73	1.59	1.85	4	2.55	3.11
1	0.13	0.77	1.67	1.8	2.5	2.55	3.86
2	0.13	0.67	1.36	1.49	2.2	2.55	4.46

Tabella 4.6: Risultati delle simulazioni al variare del raggio di raccordo per $\theta=0^\circ$

Dalla tabella 4.6 si può notare che la stima del raggio di controllo ottenuta dalla simulazione dell'intaglio a spigolo vivo risulta essere confermata dai risultati della simulazione in cui era stato modellato l'intaglio con raggio di raccordo pari a $\rho = 0.25\text{mm}$, poiché in questo caso si era a parità di condizioni al contorno.

Tuttavia negli altri casi è stato necessario ricalcolare il raggio critico andando sempre a prelevare il risultato la substep per il quale si verificava il picco di forza. Si mette in evidenza che il raggio di controllo è notevolmente aumentato passando a 0.66mm a 2.55mm. Un valore così elevato di raggio critico implica che l'energia viene mediata anche in zone lontane dal punto di singolarità tensione e si rientra all'interno della tensione netta. Ciò suggerisce che il materiale sia effettivamente insensibile all'effetto d'intaglio quando risulta essere soggetto a sollecitazioni di compressione.

Anche per questi casi sono stati presi in esame i campi tensionali lungo i medesimi path per poter andare ad investigare eventuali differenze. È stato riscontrato che per tutti le geometrie simulate la posizione dell'asse neutro è rimasta immutata rispetto al modello in cui veniva simulato lo spigolo vivo. Tuttavia se si considera il *PATH SOTTO* per ogni geometria la media integrale del campo di tensione sulla "pelle" del materiale risultava essere ben maggiore rispetto alla tensione di rottura del materiale. Si prenda a titolo d'esempio il modello che presentava il raggio di raccordo $\rho = 1\text{mm}$, la tensione netta sulla superficie risulta essere pari a $\sigma_{net} = -297\text{MPa}$. È stato quindi deciso di ricalcolare la tensione netta andando a considerare tutta l'area netta soggetta a compressione e non esclusivamente la superficie esterna. Si è deciso di operare in questo modo poiché nei modelli in cui la lunghezza libera è pari a 20mm la flessione ha un impatto diverso sulla simulazione. Si ricorda infatti che i modelli sono stati risolti imponendo uno spostamento e che l'effetto della flessione non è stato controllato in alcuno modo.

Si ricorda brevemente l'espressione per il calcolo della tensione netta:

$$\begin{aligned}
 \sigma_{x,net} &= \frac{1}{V_{tot}} \int_V \sigma_x dV \\
 &= \frac{1}{A_{net} \cdot t} \int_V \sigma_x dA \cdot t \\
 &= \frac{1}{A_{net}} \int_A \sigma_x dA
 \end{aligned} \tag{4.2}$$

Per eseguire l'integrale considerando l'area netta si è proceduto nel seguente modo. In primo luogo è stata selezionata la prima fila di elementi lungo l'area netta. Successivamente sono state aggiunte le due element table *SX*, *VOLU* corrispondenti rispettivamente alla tensione in direzione *X*, allineata con la direzione dello spostamento imposto, e al volume degli elementi selezionati. L'output fornito dall'element table *SX* consiste nella tensione media calcolata ai nodi dell'elemento. Poiché si conosce a priori la dimensione dell'area netta è possibile andare a calcolare uno spessore medio degli elementi, *t*, dividendo la somma dei volumi dei singoli elementi per l'area considerata.

$$t = \frac{V_{tot}}{A_{net}} = \frac{1}{A_{net}} \cdot \sum_{i=1}^n V_i \tag{4.3}$$

Una volta determinato *t* si calcola l'area dei singoli elementi, *dA*, che si ottiene dividendo il volume del singolo elemento, ottenuto dall'output dell'element table *VOLU*, per lo spessore medio

degli elementi.

$$dA_i = \frac{V_i}{t} \quad (4.4)$$

Si procede al calcolo dell'integrale andando a moltiplicare dA per il corrispettivo valore di tensione SX associato all'elemento. Sommando tutti i contributi così ottenuti di $SX \cdot dA$ e dividendoli per l'area netta considerata si ottiene infine il valore della tensione netta integrata sull'area soggetta a compressione.

$$\sigma_{x,net} = \frac{1}{A_{net}} \int_A \sigma_x dA \approx \frac{1}{A_{net}} \cdot \sum_{i=1}^n (SX_i \cdot dA_i) \quad (4.5)$$

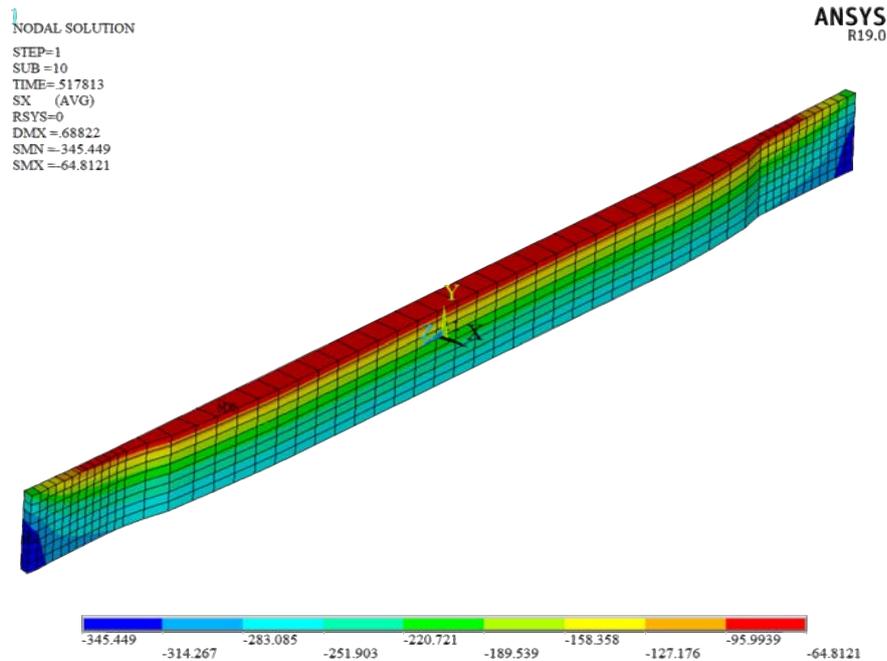


Figura 4.11: Elementi selezionati per il calcolo dell'interale nel modello 3D con $R=1\text{mm}$

Il risultato, in termini di tensione netta, ottenuto dall'applicazione di tale procedura può essere osservato in tabella 4.7:

ρ [mm]	σ_{net} [MPa]	σ_{1C} [MPa]
0.5	-208	
1	-214	-215
2	-190	

Tabella 4.7: Risultati dell'integrazione sulla sezione netta per i modelli a 0°

Si riscontra come il valori di tensione netta siano confrontabili con la tensione di rottura a compressione del materiale. Anche in questo caso sembra legittimo avanzare l'ipotesi di insensibilità all'intaglio del materiale.

4.2.5 Modelli non lineari 3D con $\theta=90^\circ$

Per le simulazioni non lineari dei provini che presentavano un'orientazione delle fibre ortogonale alla direzione di sollecitazione è stato seguita la stessa metodologia descritta precedentemente. Per questo motivo all'interno di questa sezione verranno presentati brevemente i risultati ottenuti ed infine discussi.

Prima di illustrare i risultati delle simulazioni è tuttavia necessario fare una precisazione. Per poter introdurre le curve sperimentali estese del materiale a compressione per $\theta=90^\circ$ è stato necessario

ruotare il sistema di riferimento delle proprietà elastiche date come input ad Ansys. Ciò dipende dal fatto che ruotando semplicemente il sistema di riferimento degli elementi si riscontrava un errore al momento del lancio della soluzione, dipendente dal fatto che modulo elastico E_x , corrispondente ad E_{11} , risultava essere maggiore della pendenza della curva data come input, che corrisponde ad E_{22} . Al fine di orientare in modo corretto le proprietà elastiche ed introdurre i valori dei coefficienti di Poisson opportuni è stata ricostruita la matrice di cedevolezza del materiale. La scelta è ricaduta sulla matrice di cedevolezza [S] poiché presenta una formulazione più semplice e nel caso in cui si voglia calcolare la matrice di rigidezza [K] sarà sufficiente invertire la matrice di cedevolezza.

$$[S] = \begin{bmatrix} 1 & -\nu_{12} & -\nu_{31} & 0 & 0 & 0 \\ E_{11} & E_{22} & E_{33} & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{21} & 1 & -\nu_{32} & 0 & 0 & 0 \\ E_{11} & E_{22} & E_{33} & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{13} & -\nu_{23} & 1 & 0 & 0 & 0 \\ E_{11} & E_{22} & E_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} \end{bmatrix}$$

Quando si definisce un nuovo materiale ortotropo in Ansys è necessario introdurre le proprietà elastiche come riportato in figura 4.12 (N.B. i coefficienti di Poisson vengono indicati con PR).

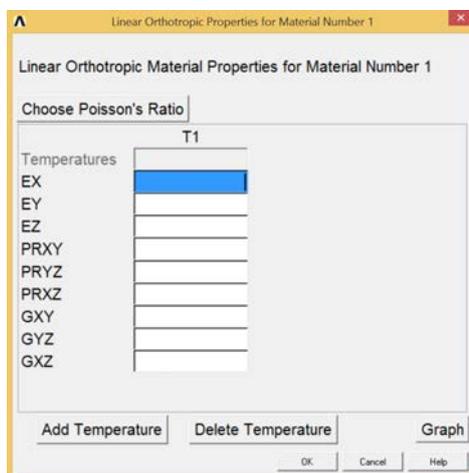


Figura 4.12: Dialog Box per l'inserimento delle proprietà elastiche del materiale ortotropo

Tutti i modelli sono stati costruiti mantenendo la stessa orientazione del sistema di riferimento utilizzata anche per i provini a 0° che è possibile osservare in figura 4.2. Essendo già note la maggior parte delle proprietà elastiche è sufficiente calcolare i termini incogniti, ν_{21} , ν_{31} , ν_{32} , sfruttando la simmetria della matrice di cedevolezza [S]. Di seguito si riportano quindi i valori da inserire nella dialog box per la corretta moderazione delle proprietà elastiche all'interno del software. Non vengono riportate le unità di misura poiché Ansys APDL non ha preintegrato un sistema di unità di misura ma deve essere l'utente a definirle in modo coerente. In ogni caso sia per quanto riguarda E che G l'unità di misura utilizzata è il MPa, mentre i coefficienti di Poisson sono adimensionali.

$$\begin{aligned}
EX &= 7490 \\
EY &= 7490 \\
EZ &= 14780 \\
PRXY &= 0.37 \\
PRYZ &= 0.203 \\
PRXZ &= 0.203 \\
GXY &= 1400 \\
GYZ &= 3230 \\
GXZ &= 3230
\end{aligned}$$

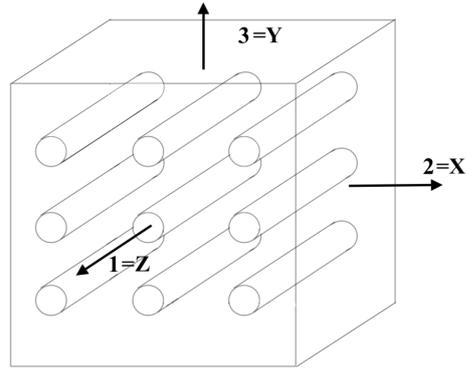


Figura 4.13: Relazione tra direzioni principali e sistema di riferimento utilizzato

In tabella 4.8 vengono sintetizzati i risultati delle simulazioni FEM dei provini 3D per orientazione delle fibre a 90° , ricordando che l'energia del provino liscio per giungere a rottura statica è pari a $E_{liscio} = 3.6[MJ/m^3]$:

ρ [mm]	s_i [mm]	u_x [mm]	s_r [mm]	s_a [mm]	s_{exp} [mm]	R_c [mm]	$SED[MJ/m^3]$
0	0.54	0.68	1.49	2.03	2.4	2.3	3.57
0.25	0.54	0.68	2.32	2.86	2.7	2.3	3.24
0.5	0.66	0.66	1.4	2.06	2.4	2.3	2.23
1	0.78	0.6	1.23	1.91	2.5	2.3	2.29
2	0.54	0.75	1.5	2.04	2.2	2.3	3.56

Tabella 4.8: Risultati delle simulazioni al variare del raggio di raccordo per $\theta=90^\circ$

Inoltre è stato tarato che l'asse neutro si posiziona ad un'altezza pari a 1.2mm a partire dalla faccia inferiore del provino.

Anche per tutti questi casi è stata calcolata la tensione netta attraverso la soluzione dell'integrale:

ρ [mm]	σ_{net} [MPa]	σ_{3C} [MPa]
0	-157	
0.25	-164	
0.5	-177	-160
1	-163	
2	-172	

Tabella 4.9: Risultati dell'integrazione sulla sezione netta per i modelli a 90°

4.3 Considerazioni finali

Sulla base dei risultati ottenuti attraverso le simulazioni non lineari, sia per quanto il materiale sia per quanto riguarda la geometria, sono stati ricalcolati i raggi critici del materiale a compressione per entrambe le orientazioni delle fibre a 0° e a 90° rispetto alla direzione di sollecitazione.

θ	$E_{liscio}[MJ/m^3]$	R_c [mm]	$SED[MJ/m^3]$	σ_{net} [MPa]	σ_R [MPa]
0°	3.8	2.55	3.86	-214	-215
90°	3.6	2.3	3.57	-157	-160

Tabella 4.10: Sintesi dei risultati delle simulazioni 3D non lineari

Si evidenzia come il raggio critico sia talmente grande in entrambi i casi da andare a mediare all'interno del volume strutturale contributi anche non singolari del campo di tensione. Ulteriormente per

entrambe le orientazioni delle fibre il raggio critico è stato calcolato al substep a forza massima per il quale sulla sezione netta è stata calcolata dal FEM una tensione netta confrontabile con la tensione di rottura registrata nei provini lisci.

Sembra dunque legittimo pensare che il materiale è insensibile all'effetto dell'intaglio quando è soggetto a sollecitazioni di compressione. Tuttavia le simulazioni sulle quali si basa questa assunzione sono molto complicate poiché includono due tipi di non linearità, non si ha alcuno controllo sull'effetto della flessione e il fuori piano iniziale imposto lungo la sezione netta è risultato variabile per ogni provino. È stato quindi deciso di eseguire delle ulteriori prove statiche su provini intagliati per andare a validare l'ipotesi di insensibilità.

Inoltre si segnala che attraverso l'analisi dei modelli non lineari è stato potuto riscontrare che l'evoluzione dello spostamento imposto dalla macchina, rilevato attraverso LVDT, non risulta essere affidabile nel caso delle prove statiche. Ciò è stato confermato dal confronto della stima delle proprietà elastiche ricavate per mezzo degli estensimetri e ricavate dallo spostamento imposto dalla macchina.

Capitolo 5

Effetto d'intaglio a compressione

5.1 Introduzione

Con lo scopo di validare l'ipotesi di insensibilità all'intaglio formulata nel capitolo 4 è stato deciso di eseguire ulteriori prove statiche di compressione su provini intagliati. Sulla base dell'esperienza acquisita durante le prove statiche effettuate per la caratterizzazione del materiale a compressione è stato stabilito di utilizzare dei provini a sezione rettangolare ricavati dalle piastre aventi uno spessore nominale di 4mm. I provini lisci del medesimo spessore non hanno mostrato sensibilità ai carichi di punta giungendo quindi a rottura statiche senza che si instabilizzassero purché si utilizzasse una lunghezza libera del provino pari a 20mm.

Tuttavia non è stato possibile utilizzare le stesse geometrie dei provini ricavati dalle piastre aventi spessore nominale 1.8mm a causa dei limiti imposti dalla lavorazione di fresatura indispensabile per poter ottenere le geometrie desiderate. Per realizzare gli intagli più severi, con raggio di raccordo pari a $\rho = 0.25mm$ e $\rho = 0.5mm$, è necessario utilizzare delle frese che presentano rispettivamente un diametro di $\varnothing = 0.5mm$ e di $\varnothing = 1mm$. Tali frese hanno un tratto utile pari a circa 3 volte il loro diametro, indi per cui non è possibile lavorare per contornatura spessori di 4mm.

Per ovviare al problema sono state modificate del tutto le geometrie dei provini intagliati sui cui eseguire le prove statiche di compressione. Poiché la quantità di tempo a disposizione era limitata la geometria dei provini è stata notevolmente semplificata al fine di ridurre al minimo i tempi di realizzazione. È stato inizialmente deciso di realizzare dei provini a sezione rettangolare aventi larghezza pari a 20mm con un foro centrale. Sono state quindi prodotte due serie, da tre provini ciascuna, per entrambe le orientazioni delle fibre, sia a 0° che a 90° ; la prima serie è composta da tre provini con un foro di diametro $\varnothing = 4mm$ mentre la seconda serie è composta sempre da tre provini con un foro di diametro $\varnothing = 8mm$. Le caratteristiche geometriche dei provini sono state scelte sulla base dei limiti di forza che la macchina di prova può imporre. La *MTS® 858 Mini Bionix II* è dotata di una cella di carico appositamente tarata con due range di carico. Il più elevato disponibile consente di applicare un range di forza di $\pm 15kN$. Attraverso dei semplici calcoli strutturali è stato dimensionato il provino con foro $\varnothing = 4mm$ in modo tale che durante l'esecuzione della prova si raggiunga una tensione netta pari alla tensione di rottura del materiale prima di arrivare al fondo scala della cella.

Tutte le prove sono state condotte inoltre applicando una velocità di spostamento pari a 0.5mm/min.

$$F = \sigma_{net} \cdot A_{net} = \sigma_{net} \cdot t \cdot (w - \varnothing) = -215 \cdot 4 \cdot (20 - 4) = -13760N \quad (5.1)$$

5.2 Prove statiche sui provini forati

Nonostante si sia deciso di replicare le condizioni utilizzate durante le prove statiche dei provini lisci, per i quali non si era manifestato il fenomeno del buckling, è stato stabilito di monitorare, a fini cautelativi, il fuori piano del provino per mezzo di un comparatore analogico avente una corsa di 50mm. Inoltre viene utilizzato un microscopio digitale per rilevare a quale livello di carico si formavano le cricche all'apice del foro. Definita l'attrezzatura necessaria per l'esecuzione delle prove è stato allestito il setup che è possibile osservare in figura 5.2.

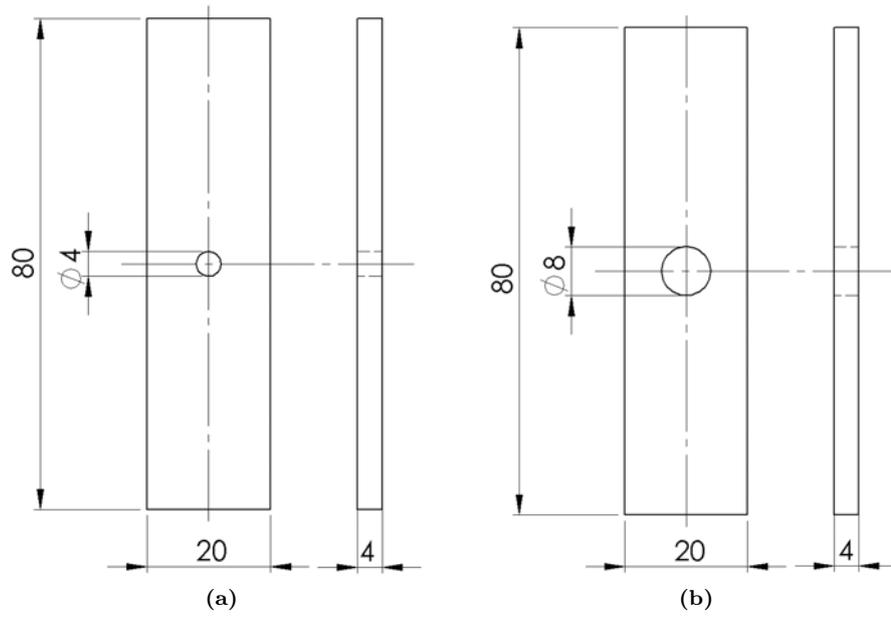


Figura 5.1: Provino hole_R2 (a), Provino con foro hole_R4 (b)

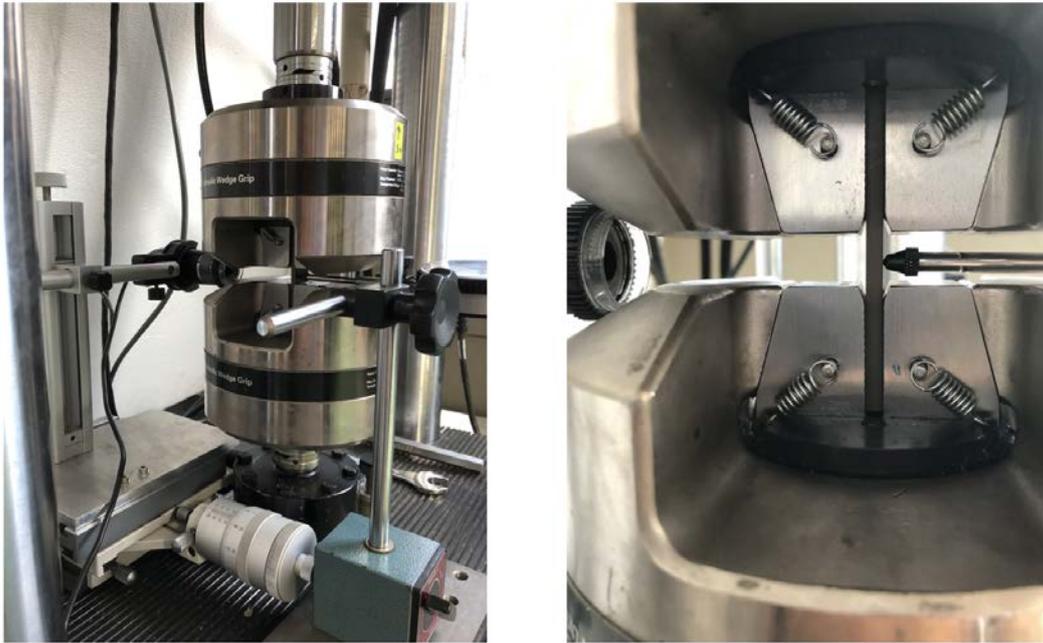


Figura 5.2: Setup utilizzato per monitorare il comportamento del provino durante la prova

5.2.1 Risultati prove statiche 0_hole_R2

Si sintetizzano in tabella 5.1 i risultati sperimentali:

Provino	$w[mm]$	$t[mm]$	$F_{cricca}[kN]$	$\sigma_{n, cricca}[MPa]$	$F_{max}[kN]$	$\sigma_{n, max}[MPa]$
0_hole_R2_1	16	4	-12.9	-201.5	-13.5	-211.5
0_hole_R2_2	16	4	-12.8	-200	-13.4	-210.3
0_hole_R2_3	16	4	-12.9	-201.5	-13.4	-209

Tabella 5.1: Risultati delle prove a compressione dei provini forati $\varnothing 4mm$ $\theta=0^\circ$

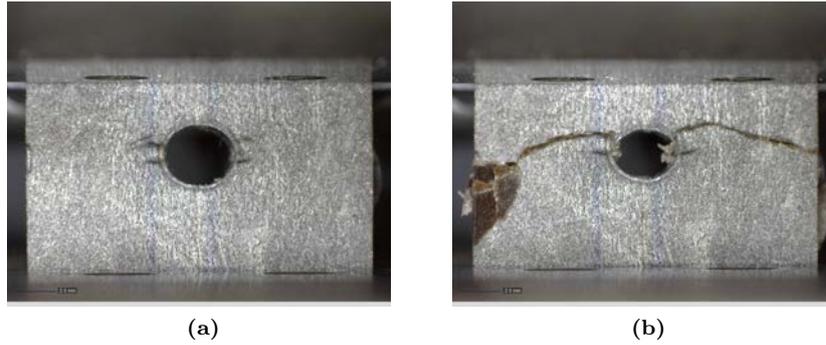


Figura 5.3: Nucleazione della cricca (a), rottura (b) del provino $0_hole_R2_3$

5.2.2 Risultati prove statiche 90_hole_R2

Si sintetizzano in tabella 5.2 i risultati sperimentali:

Provino	$w[mm]$	$t[mm]$	$F_{cricca}[kN]$	$\sigma_{n, cricca}[MPa]$	$F_{max}[kN]$	$\sigma_{n, max}[MPa]$
90_hole_R2_1	16	4	-10.1	-158	-10.15	-158
90_hole_R2_2	16	4	-10.2	-158	-10.2	-159
90_hole_R2_3	16	4	-10.1	-156	-10.12	-158

Tabella 5.2: Risultati delle prove a compressione dei provini forati $\varnothing 4mm$ $\theta=90^\circ$

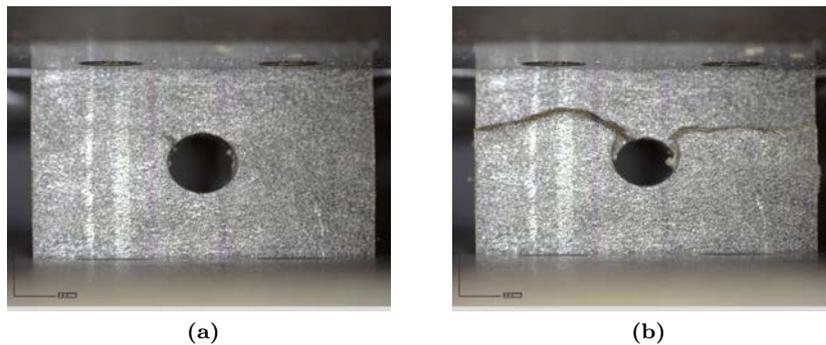


Figura 5.4: Nucleazione della cricca (a), rottura (b) del provino $90_hole_R2_2$

5.2.3 Risultati prove statiche 0_hole_R4

Le prove di compressione si sono rivelate più complesse raddoppiano il diametro del foro centrale poiché l'apice superiore del foro veniva sollecitato a trazione a causa della redistribuzione delle tensioni

attorno alla variazione geometrica. In tale zona le fibre tuttavia presentano una orientazione ortogonale rispetto alla direzione di sollecitazione. Ciò ha fatto sì che la cricca si innescasse sempre prima all'apice del foro superiore, come si può osservare in figura 5.5, a causa del fatto che le caratteristiche di resistenza del materiale a 90° sono inferiori rispetto a quelle del materiale che presenta una direzione delle fibre parallela alla direzione di carico.

A causa di tali motivi non è stato possibile raggiungere i valori di tensione netta ipotizzati per confermare l'insensibilità all'intaglio.

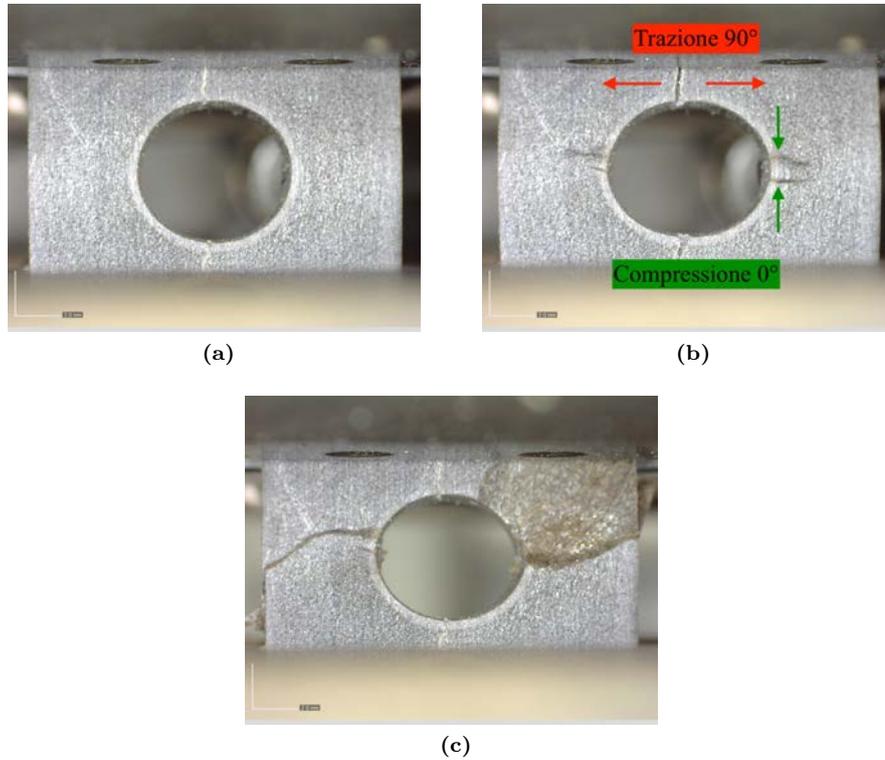


Figura 5.5: Nucleazione della cricca verticale (a), nucleazione della cricca orizzontale (b) e rottura (c) del provino 0_hole_R4_1

Per completezza si riportano anche in questo caso i risultati delle tre prove sperimentali condotte in tabella 5.3:

Provino	w [mm]	t [mm]	F_{cricca} [kN]	$\sigma_{n, cricca}$ [MPa]	F_{max} [kN]	$\sigma_{n, max}$ [MPa]
0_hole_R4_1	12	4.4	-7.55	-143	-9.1	-173
0_hole_R4_2	12	4.4	-7.4	-140	-8.7	-165
0_hole_R4_3	12	4.5	-7.5	-142	-8.4	-158

Tabella 5.3: Risultati delle prove a compressione dei provini forati $\varnothing 8\text{mm}$ $\theta=0^\circ$

5.2.4 Risultati prove statiche 90_hole_R4

In questa serie di provini non ha manifestato le problematiche della sua controparte a 0° poiché l'apice superiore del foro è sempre sollecitato a trazione ma le fibre sono parallele rispetto alla direzione di sollecitazione.

Provino	$w[mm]$	$t[mm]$	$F_{cricca}[kN]$	$\sigma_{n, cricca}[MPa]$	$F_{max}[kN]$	$\sigma_{n, max}[MPa]$
90_hole_R4_1	12	4	-6.3	-131	-6.7	-140
90_hole_R4_2	12	4	-6.8	-142	-7.2	-150
90_hole_R4_3	12	4	-6.5	-136	-7.2	-150

Tabella 5.4: Risultati delle prove a compressione dei provini forati $\varnothing 8mm$ $\theta=90^\circ$

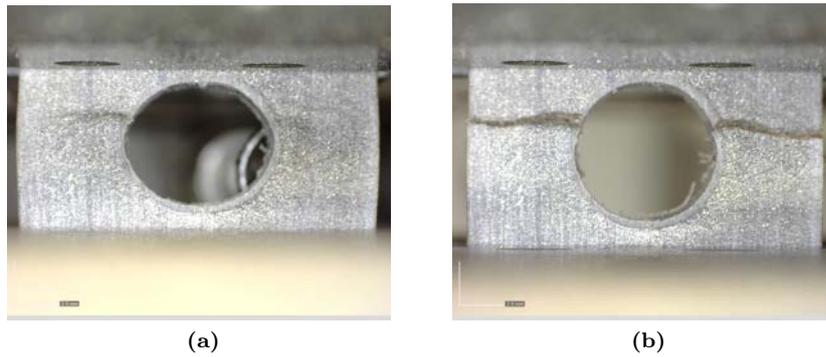


Figura 5.6: Nucleazione della cricca (a), rottura (b) del provino 90_hole_R4_2

5.2.5 Commenti

Dai risultati delle prove statiche sui fori aventi diametro $\varnothing 4mm$ emerge che la rottura avviene poco dopo che la cricca si è innescata all'apice del foro ed risulta essere confermata la tensione di rottura del materiale a compressione ricavata dalle prove statiche eseguite sui provini liscio.

Non è invece possibile trarre alcuna conclusione dai risultati delle prove statiche dei provini forati aventi diametro $\varnothing 8mm$ e orientazione delle fibre $\theta=0^\circ$ poiché la cricca si innescava all'apice superiore del foro dove le fibre sono orientate ortogonalmente direzione di sollecitazione.

Per quanto concerne invece i provini con la stessa geometria ricavati dalla piastra in direzione ortogonale alla direzione di iniezione, si conferma l'ipotesi di insensibilità all'intaglio in compressione dato che la rottura avviene per valori di tensione confrontabili con la tensione di rottura del provino liscio.

Per arricchire la base di dati sperimentali dei provini con orientazione delle fibre parallela alla direzione di iniezione è stato deciso di realizzare ulteriori provini intagliati variandone la geometria. È stato abbandonata la geometria del provino con foro centrale passando ad un doppio intaglio a U al fine di far ridistribuire meglio le tensioni prima che giungano sulla sezione netta. Così facendo si è evitato che la rottura fosse causata dalla sollecitazione di trazione.

5.3 Prove statiche provini con doppio intaglio a U

Sono state realizzate 3 nuove geometrie di provini variando l'indice di acutezza definito come il rapporto tra la profondità dell'intaglio e il raggio di raccordo a/ρ . Tale scelta è derivante dal fatto che tutti i provini testati in precedenza avevano tutti un indice di acutezza pari a 1. Le nuove geometrie utilizzate possono essere osservate in figura 5.7.

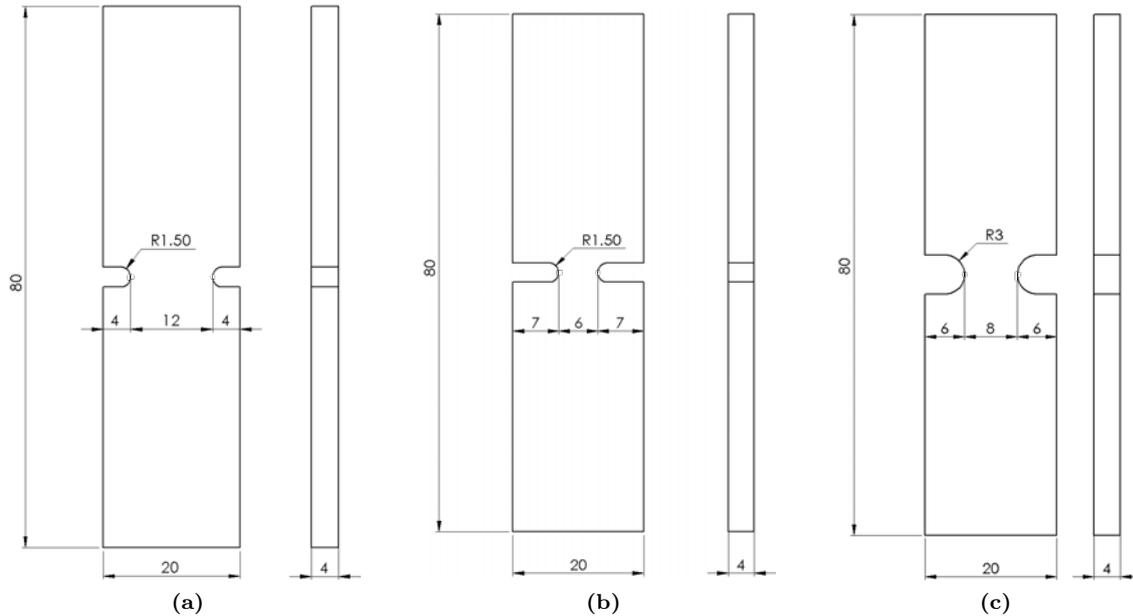


Figura 5.7: *Provino 0_U_R15_a4(a), Provino 0_U_R15_a7(b), Provino 0_U_R3_a6(c)*

Le geometrie sono state definite sulla base degli utensili disponibili nell'officina meccanica del laboratorio di costruzioni di macchine dell'Università di Padova. Il raggio di raccordo di 1.5mm deriva dalla presenza di una fresa avente diametro $\varnothing 3\text{mm}$, la più piccola presente tra il set degli utensili. In tabella 5.5 si riportano gli indici di acutezza per ogni set di provini:

Provino	a[mm]	R[mm]	a/R
0_U_R15_a4	4	1.5	2.67
0_U_R15_a7	7	1.5	4.67
0_U_R3_a6	6	3	2

Tabella 5.5: *Indice di acutezza per ogni provino*

Anche per l'esecuzione di queste prove statiche è stato predisposto il medesimo setup utilizzato durante le prove statiche dei provini forati e imponendo una lunghezza libera di 20mm.

5.3.1 Risultati delle prove statiche $0_U_R15_a4$

Si sintetizzano in tabella 5.6 i risultati sperimentali:

Provino	$w[mm]$	$t[mm]$	$F_{cricca}[kN]$	$\sigma_{n, cricca}[MPa]$	$F_{max}[kN]$	$\sigma_{n, max}[MPa]$
0_U_R15_a4_1	12	4	-10	-208	-10.9	-228
0_U_R15_a4_2	12	4.5	-10.5	-194	-11.2	-208
0_U_R15_a4_3	12	4	-10	-208	-10.8	-228

Tabella 5.6: Risultati delle prove a compressione dei provini $0_U_R16_a4$

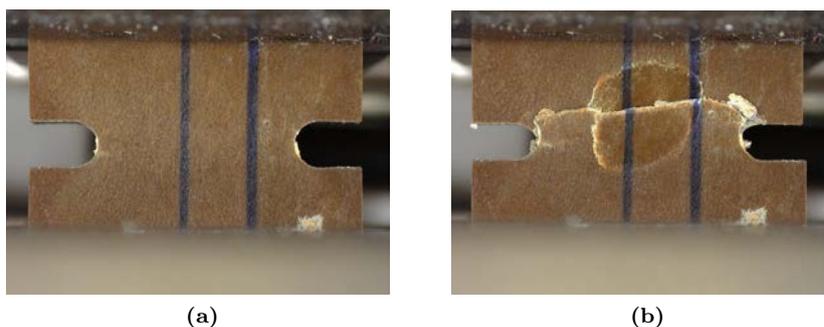


Figura 5.8: Nucleazione della cricca (a), rottura (b) del provino $0_U_R15_a4_3$

5.3.2 Risultati delle prove statiche $0_U_R15_a7$

Si sintetizzano in tabella 5.7 i risultati sperimentali:

Provino	$w[mm]$	$t[mm]$	$F_{cricca} = F_{max}[kN]$	$\sigma_{n, cricca} = \sigma_{n, max}[MPa]$
0_U_R15_a7_1	6	4.5	-6.3	-233
0_U_R15_a7_2	6	4.15	-6.4	-248
0_U_R15_a7_3	6	4.5	-6.5	-240

Tabella 5.7: Risultati delle prove a compressione dei provini $0_U_R15_a7$

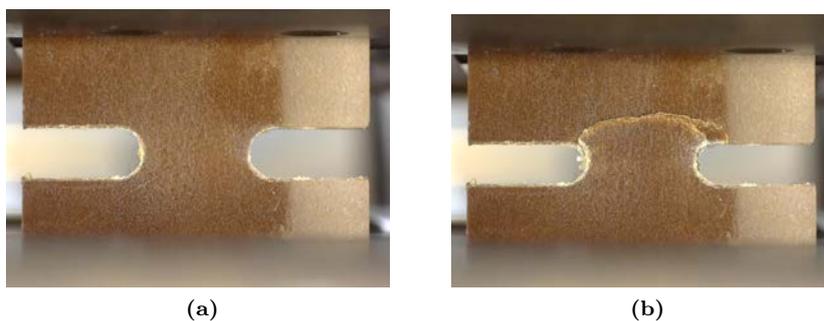


Figura 5.9: Inizio prova (a), rottura (b) del provino $0_U_R15_a7_3$

5.3.3 Risultati delle prove statiche 0_U_R3_a6

Si sintetizzano in tabella 5.8 i risultati sperimentali:

Provino	$w[mm]$	$t[mm]$	$F_{cricca}[kN]$	$\sigma_{n, cricca}[MPa]$	$F_{max}[kN]$	$\sigma_{n, max}[MPa]$
0_U_R3_a6_1	8	4	-7.4	-231	-7.6	-238
0_U_R3_a6_2	8	4.4	-7.6	-215	-8.9	-254
0_U_R3_a6_3	8	4.4	-7.7	-219	-9.2	-261

Tabella 5.8: Risultati delle prove a compressione dei provini 0_U_R3_a6

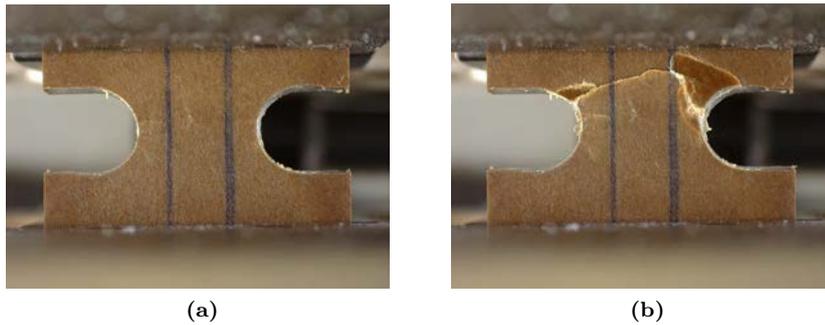


Figura 5.10: Nucleazione della cricca (a), rottura (b) del provino 0_U_R3_a6_3

5.3.4 Commenti

É possibile quindi affermare che il materiale è effettivamente insensibile all'intaglio quando è soggetto a sollecitazioni di compressione. Riguardo le prove statiche si mette in evidenza che nel caso del provino 0_hole_R4 la rottura è stato possibile raggiungere la tensione di rottura del provino liscio poiché la cricca si è innescata nella porzione di materiale sollecitata a trazione in cui le fibre erano orientata in direzione ortogonale al carico.

Si segnala inoltre che nel caso delle prove statiche eseguite sui provini 0_U_R15_a4, 0_U_R15_a7 e 0_U_R3_a6 sono state registrate delle tensioni di rottura nette maggiori rispetto alla tensione di rottura del provino liscio. Poiché si avevano a disposizione ulteriori provini lisci ricavati dalla stesso lotto di piastre da cui sono stati realizzati i provini intagliati è stato deciso di eseguire ulteriori prove statiche al fine di incrementare la quantità di dati disponibili riguardo la tensione di rottura del materiale quando è soggetto a compressione. Anche in questo caso le prove sono state condotte imponendo una velocità nominale di spostamento pari a 0.5mm/min.

Si vanno a riportare i risultati ottenuti dalle prove di compressione sui provini lisci in tabella 5.9:

Provino	$w[mm]$	$t[mm]$	$\sigma_R[MPa]$
0_05_c	10	4	-213
0_06_c	10.2	4	-225
0_07_c	10.1	4	-222
0_08_c	10.1	4	-232
0_09_c	10.15	4	-236
0_10_c	10.2	4	-221
0_11_c	10.2	4	-237

Tabella 5.9: Risultati delle prove di compressione sui provini lisci

Aggiungendo tali dati ai dati già disponibili si ottiene in media una stima della tensione di rottura σ_{1C} pari a -218MPa. Si riscontra tuttavia che anche per i provini lisci sono state ottenute tensioni di rottura confrontabili con le tensioni registrate durante le prove di compressione dei provini intagliati.

Tale scattering dei dati è presumibilmente dovuto al fatto che è impossibile garantire un perfetto allineamento delle fibre all'interno delle piastre durante il processo di produzione e quindi anche piastre che fanno parte della stessa partita, risulteranno avere proprietà meccaniche leggermente diverse tra loro. Anche la minima variazione a contorno durante il processo di produzione può influire sul materiale risultante.

5.4 Simulazioni FEM

Sulla base dei risultati sperimentali ottenuti sono stati creati dei modelli agli elementi finiti per poter calcolare il raggio di controllo del materiale in modo tale da confrontarlo con il valore ottenuto dalle simulazioni non lineari di buckling del capitolo 4. In questo caso sono state eseguite delle simulazioni introducendo solamente la non linearità del materiale. Poiché lo spessore del materiale non è trascurabile si è implementato un modello 3D, tuttavia è stato possibile sfruttare le simmetrie del problema andando a ricostruire solamente 1/6 del provino, a titolo di esempio viene riportato il modello del provino con foro centrale $\varnothing 8mm$ in figura 5.11 per illustrare la strategia di moderazione utilizzata e le condizioni al contorno. Tutte le altre simulazioni sono state costruite in modo analogo. Per ogni modello è stata applicata in testa al provino, rappresentata dalla freccia rossa, una tensione lorda pari alla tensione per cui si innescava la cricca all'apice dell'intaglio.

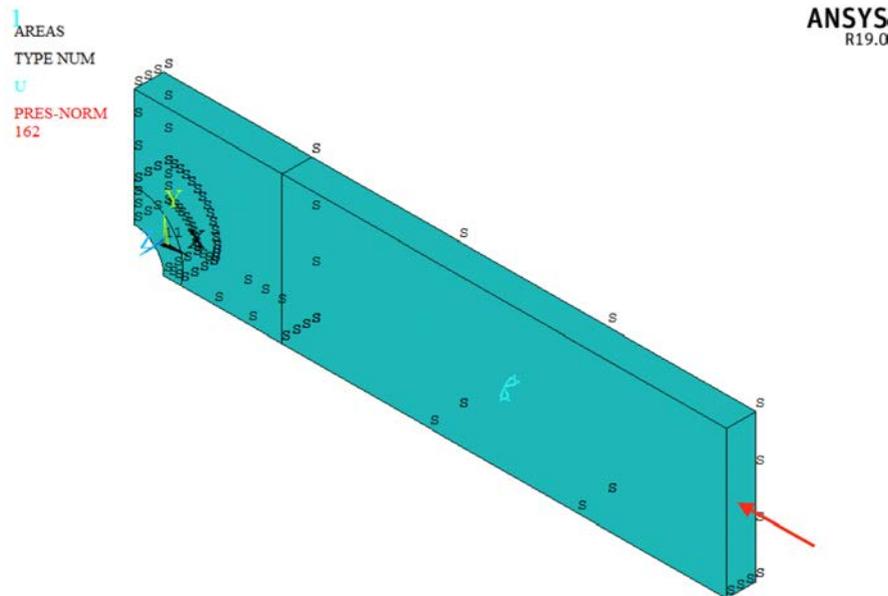


Figura 5.11: Modello del provino con foro centrale $\varnothing 8mm$ e rispettive condizioni al contorno

Anche in questo caso il centro del volume di controllo del materiale è stato posizionato utilizzando l'equazione 1.23. A differenza dai casi precedenti per le geometrie dei provini considerati non è presente un angolo di apertura dell'intaglio; in questo frangente l'equazione che permette di trovare il centro del volume di controllo si semplifica come segue:

$$r_0 = R \cdot \frac{\pi - 2\alpha}{2\pi - 2\alpha} = R \cdot \frac{\pi - 0}{2\pi - 0} = \frac{R}{2} \quad (5.2)$$

Quindi per tutte le geometrie considerate in questo capitolo il centro del volume strutturale è situato ad una distanza pari a $R/2$ dall'apice della discontinuità geometrica, come si può vedere in figura 5.12

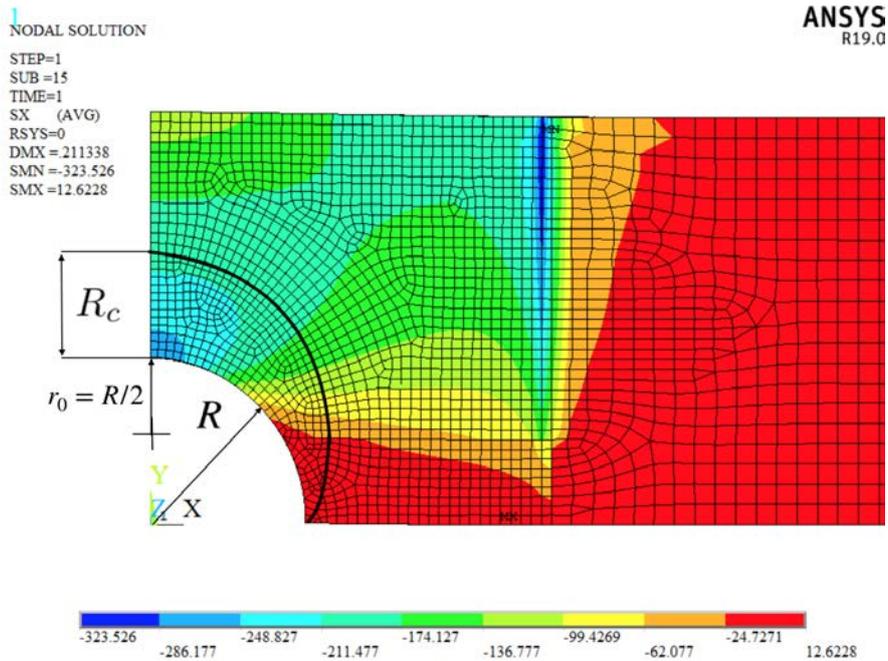


Figura 5.12: Esempio di posizionamento del centro di volume di controllo nel caso del provino con foro centrale $\varnothing 8\text{mm}$

5.4.1 Risultati simulazioni non lineari

Verrano qui presentati e discussi i risultati ottenuti delle simulazioni non lineari eseguite al variare delle geometrie e dell'orientazione delle fibre rispetto alla direzione di sollecitazione.

Provino	$W_{Liscio}[MJ/m^3]$	$R_c[\text{mm}]$	$SED[MJ/m^3]$	$\sigma_n[MPa]$
0_hole_R2		2.3	3.76	-210
0_hole_R4		1.85	3.78	-197
0_U_R15_a4	3.8	1.4	3.83	-206
0_U_R3_a6		1.85	3.85	-236
90_hole_R2		2.7	3.62	-157
90_hole_R4	3.6	2	3.57	-142

Tabella 5.10: Sintesi dei risultati delle simulazioni FEM dei provini sottoposti a compressione

Si pone l'attenzione sul fatto che il raggio di controllo risulta variare a seconda della geometria considerata nel caso non lineare, tuttavia le sue dimensioni sono sempre talmente grandi che fanno sì che vengano mediati al suo interno anche contributi di energia non singolari, riconfermando quindi l'ipotesi di insensibilità all'intaglio. Inoltre nel caso in del provino 0_hole_R4 la rottura è avvenuta all'apice del foro in cui era preponderante l'effetto della trazione. Se si calcola l'energia mediata all'interno del volume strutturale definito dalle prove di trazione, che si ricorda essere pari a 0.52mm, si ottiene che il SED risulta essere pari a $0.331MJ/m^3$ confrontabile con l'energia ottenuta dal provino liscio pari a $0.352MJ/m^3$. Si ha quindi un'ulteriore conferma che il raggio di controllo ottenuto dalle prove di trazione sui provini intagliati risulta essere stato stimato in maniera opportuna.

5.4.2 Risultati simulazioni lineari elastiche

Da quanto emerso finora si potrebbe concludere che nel caso in cui si debba dimensionare un componente in PPS-GF40 sottoposto a compressione basterebbe determinare la tensione netta e verificare che quest'ultima non superi il valore limite assunto in fase progettuale. Benché questo metodo di

dimensionamento sia comunque valido non risulta essere particolarmente pratico ed di facile applicazione nel caso in cui si ha a che fare con componenti a geometrie complesse, per i quali andare ad identificare le sezioni nette non risulta essere così banale.

Proprio per questo motivo l'applicazione di un metodo energetico come il SED consente di semplificare alquanto la progettazione poiché durante la fase di dimensionamento sarà sufficiente collocare il volume di controllo nelle zone d'interesse e verificare che l'energia mediata sia inferiore al valore critico per cui si verifica la rottura. Per poter semplificare ulteriormente la progettazione è stato deciso di eseguire delle simulazioni lineari elastiche mantenendo le condizioni al contorno imposte durante le simulazioni non lineari. Lo scopo consiste nel andare a ricalcolare il raggio di controllo in condizioni di lineare elasticità, per il quale il SED è stato validato. Così facendo in fase di progettazione non è necessario conoscere le curve caratteristiche del materiale ma sarà sufficiente conoscere le proprietà elastiche. Inoltre per orientare il materiale nel caso di lineare elasticità sarà sufficiente ruotare il sistema di riferimento degli elementi all'interno del calcolatore e non introdurre le proprietà elastiche ricalcolate a seconda dell'orientazione.

Sono stati quindi risolti i modelli utilizzati in precedenza per le simulazioni non lineari in lineare elasticità rimuovendo le curve del materiale e sono stati ricalcolati i raggi strutturali per questa condizione.

Provino	$W_{Liscio}[MJ/m^3]$	$R_c[mm]$	$SED[MJ/m^3]$	$\sigma_n[MPa]$
0_hole_R2		0.8	3.88	-210
0_hole_R4		/	/	/
0_U_R16_a4	3.8	0.8	3.86	-206
0_U_R16_a7		0.9	3.87	-232
0_U_R3_a6		0.9	3.73	-248
90_hole_R2	3.6	0.75	3.61	-157
90_hole_R4		0.9	3.53	-142

Tabella 5.11: Calcolo del raggio critico nelle condizioni di lineare elasticità

Il provino 0_hole_R4 è stato escluso dai risultati in quanto la rottura è stata principalmente causata dalla nucleazione della cricca verticale all'apice del foro in cui le fibre erano orientate ortogonalmente alla direzione di sollecitazione. Per quanto concerne gli altri casi invece si nota che il raggio critico, nel caso in cui le fibre siano allineate parallelamente alla sollecitazione, assume un valore costante pari a 0.8mm per tutte le geometrie considerate.

Nel caso invece dei provini ricavati dalle piastre in direzione ortogonale alla direzione di iniezione delle fibre si può stimare un raggio critico in favore di sicurezza andando a considerare il raggio critico pari a 0.75mm prendendo il più piccolo fra i raggi ottenuti.

I raggi critici si sono ridotti notevolmente in dimensione poiché nelle simulazioni lineari elastiche compare il picco di tensione lineare elastico che invece veniva tagliato nelle simulazioni non lineari poiché il materiale all'apice dell'intaglio plasticizza. Cioè comporta che il campo tensionale all'apice dell'intaglio risulta essere più gravoso e quindi è necessario un raggio più piccolo per poter mediare l'energia a rottura del materiale. Osservando i campi tensionali a confronto nel caso del provino 0_hole_R2, in figura 5.13, risulta essere chiara tale differenza.

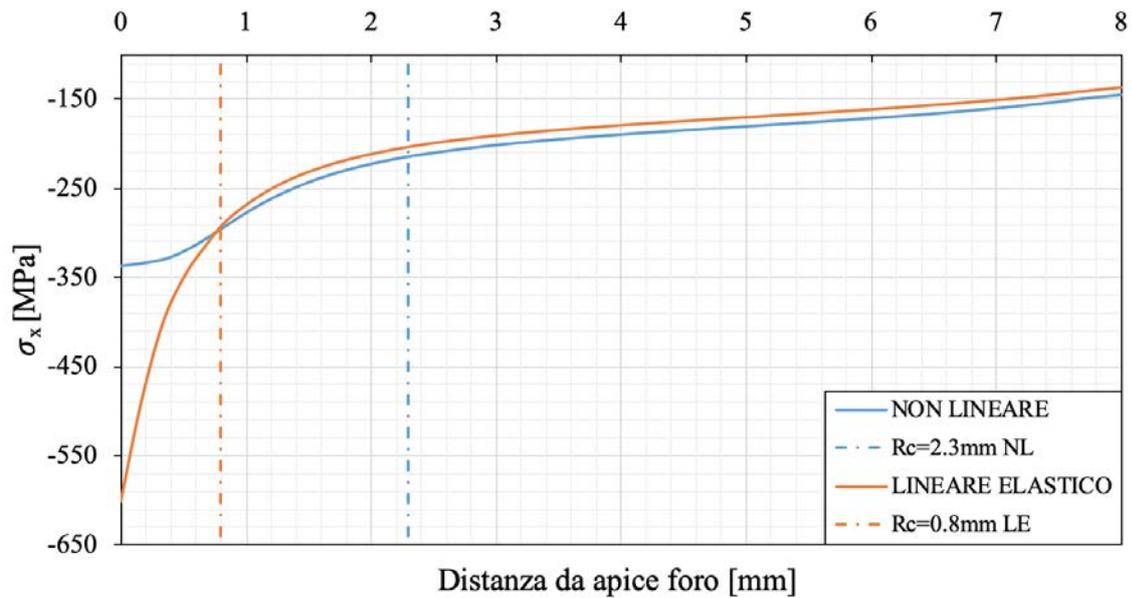


Figura 5.13: Confronto tra il campo di tensione lineare elastico e elasto-plastico nel caso del provino *0_hole_R2*

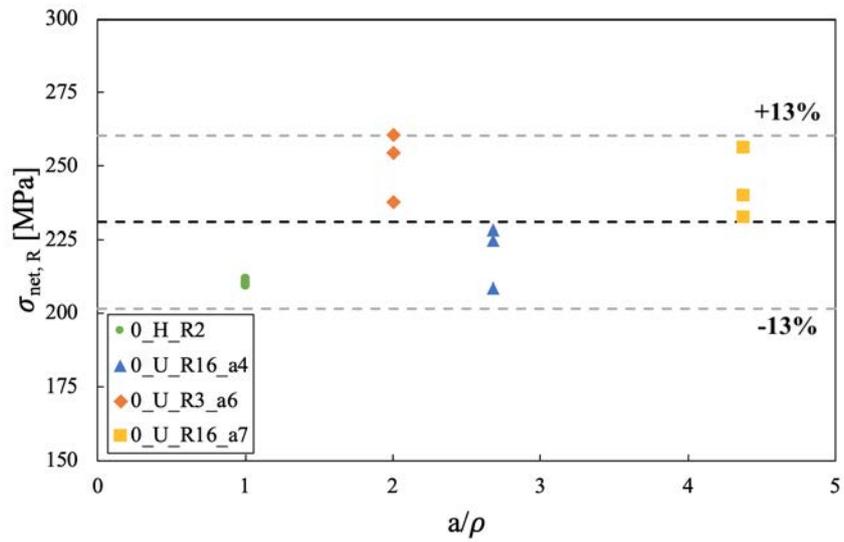
5.5 Considerazioni finali

Attraverso i risultati delle prove statiche di compressione sui provini a spessore maggiorato e al variare della geometria è stato possibile confermare l'ipotesi di insensibilità all'intaglio nel caso in cui il materiale sia soggetto a sollecitazioni di compressione, come è possibile osservare in figura 5.14, dove si vengono rappresentate le tensioni di rottura in funzione dell'indice di acutezza a/ρ . Inoltre confrontando i dati riordinati in funzione dell'energia mediata all'interno del volume di controllo avente raggio $R_c = 0.8\text{mm}$ si possibile ridurre la dispersione dei dati.

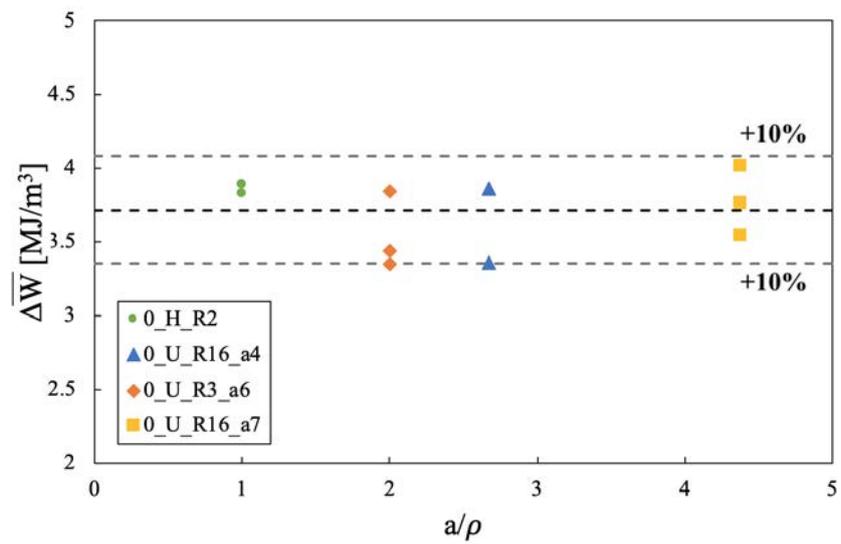
In seguito è stato possibile calcolare il raggio critico del materiale per entrambe le orientazioni delle fibre pari a 0° e 90° in regime lineare elastico. Si procede quindi a riportare brevemente i valori dei raggi critici dei volumi di controllo da utilizzare in fase di progettazione.

Orientazione	Sollecitazione	R_c [mm]
0°	Trazione	0.39
	Compressione	0.8
90°	Trazione	0.52
	Compressione	0.75

Tabella 5.12: Raggi critici al variare dell'orientazione e dal tipo di sollecitazione



(a)



(b)

Figura 5.14: Confronto tra tensione di rottura e SED

Capitolo 6

Caratterizzazione a fatica del materiale

6.1 Introduzione

Come è stato mostrato al capitolo 3 il materiale presenta due comportamenti diversi a seconda che la sollecitazione assiale sia di trazione o di compressione. In particolar modo il PPS-GF40 presenta delle caratteristiche di resistenza più elevate a compressione rispetto alla trazione. Grazie a dati acquisiti durante la caratterizzazione statica del materiale e alle immagini rilevate per mezzo del SEM è stato quindi possibile capire che i meccanismi di danneggiamento che portano alla rottura del materiale differiscono in base alla natura dello sforzo assiale imposto.

Tuttavia la maggior parte dei problemi di resistenza dei materiali non comprende né semplici casi statici o alternati ma riguarda fluttuazioni di tensioni che sono una combinazione di entrambi. Una fluttuazione ciclica di tensione, come mostrato in figura 6.1, avente una componente massima di tensione σ_{max} e una componente minima di tensione σ_{min} , è caratterizzata da una componente di ampiezza di tensione definita come

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (6.1)$$

e una componente media di tensione definita come

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (6.2)$$

Inoltre si definisce il rapporto ciclo R

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (6.3)$$

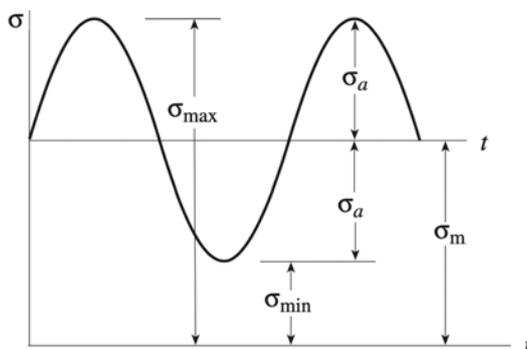


Figura 6.1: Componenti di tensione di una fluttuazione ciclica[23]

Generalmente la caratterizzazione a fatica di un materiale convenzionale da costruzione, come l'acciaio, avviene applicando una fluttuazione ciclica di tensione avente un rapporto ciclico $R = -1$, a cui corrisponde una tensione media $\sigma_m = 0MPa$. Questo viene fatto perché il materiale è isotropo e simmetrico.

Tuttavia un materiale ortotropo, come il PPS-GF40, non ha un comportamento simmetrico, dunque lavorare con un rapporto ciclo $R = -1$ implica introdurre all'interno del materiale due tipi di danneggiamenti. Dato che la fatica è un fenomeno statistico sarebbe difficoltoso capire quale dei due meccanismi sia stato dominante per il cedimento del provino, perciò è stato deciso di eseguire le prove a fatica mantenendo un rapporto ciclo $R=0.05$ in modo tale che il materiale sia soggetto ad una sollecitazione ciclica di trazione-trazione.

6.2 Prove a fatica sui provi lisci

Prima di poter eseguire le prove a fatica sui provini intagliati è stato necessario caratterizzare a fatica il materiale per mezzo di provini lisci sagomati ad osso di cane, aventi le dimensioni riportate in figura 6.2.

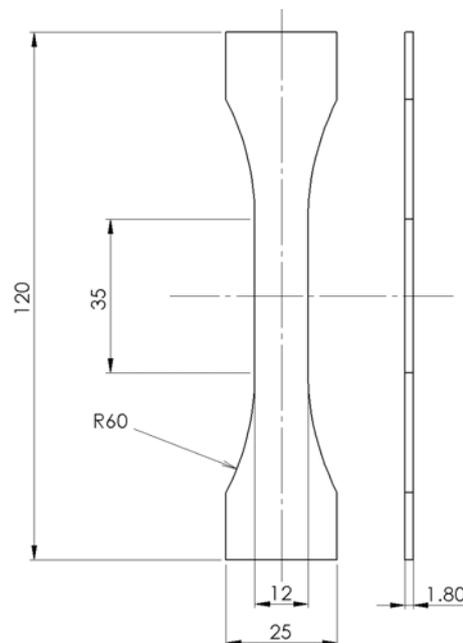


Figura 6.2: *Provini sagomati ad osso di cane utilizzati per la caratterizzazione a fatica*

È stato calcolato il coefficiente di concentrazione delle tensioni $K_{t,net}$, attraverso simulazioni FEM 2D lineari elastiche, per il seguente provino per verificare che questo sia prossimo a 1 in modo tale il cedimento a fatica registrato durante le prove sia esclusivamente una caratteristica del materiale e non causato dall'alterazione del campo tensionale introdotto da una variazione geometrica.

	$\theta = 0^\circ$	$\theta = 90^\circ$
$K_{t,net}$	1.096	1.054

Tabella 6.1: *Valori di $K_{t,net}$ per i provini lisci al variare dell'orientazione*

Le simulazioni sono state eseguite applicando una tensione lorda pari a $\sigma_g = 0.84MPa$, in modo tale che sulla sezione netta fosse applicata una $\sigma_{net} = 1MPa$.

6.2.1 Provini lisci 0°

Al fine di tracciare la curva di Wöhler per i provini ricavati dalle piastre in direzione parallela a quella di iniezione sono state eseguite diverse prove a fatica andando a variare la tensione massima che veniva introdotta nel ciclo. A differenza dei materiali da costruzione convenzionali, che presentano un pendenza inversa $k = 8 \div 10$, i materiali compositi hanno in genere una pendenza inversa $k = 15 \div 20$. Quindi a piccole variazioni di ampiezza di tensione applicata in un ciclo corrispondono grandi variazioni in termini di vita a fatica.

I livelli di carico delle prove a fatica sono stati scelti andando a variare la massima tensione raggiunta durante un ciclo. Nota la tensione di rottura del materiale a trazione, pari a 155MPa, sono stati scelti valori di σ_{max} in un range compreso tra $0.4 \div 0.8 \cdot \sigma_{1C}$.

I risultati vengono riassunti in tabella 6.2:

Provino	w[mm]	t[mm]	R	f[Hz]	σ_{max} [MPa]	σ_a [MPa]	N_R [cicli]
0_1	12	1.8	0.05	1	$0.8 \cdot 155$	58.90	537
0_2	12	1.7	0.05	1	$0.6 \cdot 155$	44.18	1889
0_3	12	1.8	0.05	10	$0.4 \cdot 155$	29.45	2422269*
0_4	12.1	1.75	0.05	10	$0.5 \cdot 155$	36.81	2002512*
0_5	12	1.7	0.05	10	$0.55 \cdot 155$	40.49	98135
0_6	12.1	1.7	0.05	5	$0.525 \cdot 155$	38.65	200
0_7	12	1.75	0.05	5	$0.525 \cdot 155$	38.65	822308
0_8	12	1.65	0.05	5	$0.525 \cdot 155$	38.65	2000344*
0_9	12.1	1.75	0.05	10	$0.575 \cdot 155$	42.33	25593
0_10	12.1	1.7	0.05	5	$0.65 \cdot 155$	47.86	5166
0_11	12.05	1.7	0.05	8	$0.6 \cdot 155$	44.18	21972
0_12	12.1	1.7	0.05	1	$0.8 \cdot 155$	58.90	320

Tabella 6.2: Risultati sperimentali delle prove a fatica sui provini lisci a 0°

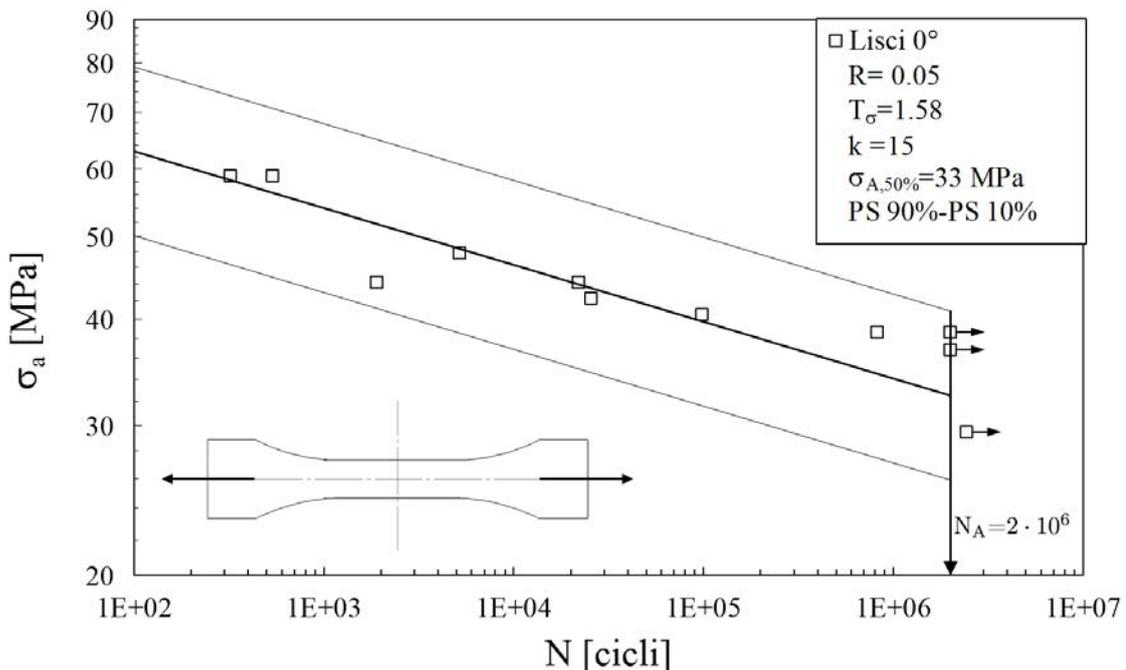


Figura 6.3: Curva S-N del PPS-GF40 per orientamento delle fibre a 0°

L'asterisco indica che il provino non si è rotto al numero di cicli riportato in tabella ma che è stata fermata la prova ed è stata dichiarata *run-out*.

Si segnala che nel caso del provino 0_6 c'è stato un intervento dei limiti della macchina che ha fatto sì che la rottura avvenisse dopo 200 cicli. I risultati di tale prova sono stati quindi esclusi dal set di dati su cui andare ad eseguire l'interpolazione per ottenere la curva di Wöhler del materiale.

Dall'analisi dei dati, mostrati in figura 6.3, si può notare che la pendenza inversa della curva k risulta essere pari a 15, in accordo con i dati presenti in letteratura per i materiali compositi. In aggiunta si riscontra che la banda di dispersione dei risultati a seconda della percentuale di sopravvivenza che si vuole garantire. Ciò viene sintetizzato nei risultati attraverso il parametro T_σ definito come il rapporto tra la tensione della banda di dispersione superiore e la tensione della banda di dispersione inferiore, entrambe al medesimo numero di cicli. Tale rapporto è costante al variare del numero di cicli, sia che si trattino i cicli e le tensioni in termini logaritmici, sia in termini non logaritmici.

$$T_\sigma = \frac{\sigma_{sup}}{\sigma_{inf}} \quad (6.4)$$

Tale rapporto è indipendente dal numero di cicli ma dipende dalla deviazione standard del numero di cicli e dalla pendenza curva. In aggiunta il rapporto tra la tensione del limite superiore e la tensione media e il rapporto tra la tensione media e la tensione del limite inferiore invece, sono pari a $\sqrt{T_\sigma}$.

$$\sqrt{T_\sigma} = \frac{\sigma_{sup}}{\sigma_{50}} = \frac{\sigma_{50}}{\sigma_{inf}} \quad (6.5)$$

Per tutte le prove a fatica è stato scelto di considerare un range di percentuale di sopravvivenza che va dal 10%, limite superiore, al 90%, limite inferiore.

Il limite di fatica è stato calcolato per $N_A = 2 \cdot 10^6$ cicli oltre il quale le prove sperimentali sono state dichiarate in *run-out*. Tuttavia non è possibile affermare con certezza che non si possa manifestare rottura per fatica oltre tale numero di cicli per un'ampiezza di sollecitazione pari a $\sigma_{a,50\%} = 33MPa$.

Le frequenze di carico sono state determinate per via sperimentale. Per caratterizzare il comportamento ad elevato numero di cicli è stata utilizzata la macchina in controllo di forza viste le modeste tensioni che è necessario applicare al materiale. Poiché è necessario esplorare dei range di vita a fatica compresi tra $10^4 \div 2 \cdot 10^6$ cicli, risulta conveniente utilizzare frequenze di carico medio-alte al fine di accorciare i tempi necessari per il completamento della prova.

Bisogna tenere a mente che, quando si svolgono delle prove a fatica su materiali compositi a matrice polimerica o su materiali polimerici, la frequenza di prova può influire negativamente sui risultati sperimentali. Infatti il materiale ad ogni ciclo di carico e scarico compie un ciclo d'isteresi. L'area racchiusa da tale ciclo d'isteresi rappresenta l'energia assorbita per unità di volume da parte del materiale. Questa energia in parte viene spesa per danneggiare il materiale ed in parte viene degradata in calore. Tale fenomeno prende il nome di *self-heating* poiché il materiale si surriscalda autonomamente senza che vi siano sorgenti di calore esterne. Infatti il riscaldamento comporta una riduzione del modulo elastico del materiale, con un conseguente aumento della deformazione raggiunta nel ciclo. L'area racchiusa dal ciclo d'isteresi quindi aumenta e di conseguenza aumenta anche l'energia assorbita per unità di volume. Quanto più alta è la frequenza di carico tanto maggiore sarà la quantità di energia che verrà degradata in calore portando quindi il provino al cedimento per cause termiche e non meccaniche. Per far sì che la rottura avvenga puramente per fatica è necessario impostare in maniera opportuna la frequenza di prova. Ciò è stato fatto per ogni livello di carico partendo con in primo luogo con frequenze basse e monitorando la temperatura del provino, toccandolo con le dita. Successivamente veniva incrementata leggermente la frequenza di prova fino a 15Hz e ad ogni incremento si procedeva a controllare la temperatura per evitare il surriscaldamento. È stato deciso di non spingersi oltre i 15Hz poiché tale frequenza di carico rappresentava il giusto *trade-off* tra il tempo necessario per il completamento della prova e frequenza di carico per cui il provino non si surriscaldava.

6.2.2 Provini lisci 90°

Sono stati realizzati dei provini lisci aventi la stessa geometria dei provini utilizzati per la caratterizzazione a fatica del materiale a 0°, con la differenza che sono stati ricavati dalle piastre in direzione ortogonale alle direzioni di iniezione delle fibre. In base all'esperienza acquisita dalle prove precedenti sono stati selezionati i livelli di carico mantenendo i costanti i rapporti tra la massima tensione raggiunta durante la fluttuazione ciclica e la tensione di rottura a trazione del materiale, in questo caso è stato scelto un range pari a $0.5 \div 0.7 \cdot \sigma_{3T}$.

Provino	w[mm]	t[mm]	R	f[Hz]	σ_{max} [MPa]	σ_a [MPa]	N_R [cicli]
90_1	12	1.8	0.05	13	$0.5 \cdot 65$	15.44	2014700*
90_2	12	1.7	0.05	15	$0.55 \cdot 65$	16.98	1700000*
90_3	12	1.7	0.05	10	$0.6 \cdot 65$	18.53	317535
90_4	12	1.75	0.05	10	$0.65 \cdot 65$	20.07	353444
90_5	12	1.7	0.05	5	$0.7 \cdot 65$	21.61	89674
90_6	12	1.7	0.05	15	$0.575 \cdot 65$	17.75	2024097*
90_7	12	1.8	0.05	9	$0.575 \cdot 65$	17.75	474277
90_8	12.1	1.8	0.05	5	$0.8 \cdot 65$	24.70	3223
90_9	12.1	1.8	0.05	5	$0.75 \cdot 65$	23.16	3387
90_10	12.15	1.85	0.05	5	$0.725 \cdot 65$	22.38	10773

Tabella 6.3: Risultati sperimentali delle prove a fatica sui provini lisci a 90°

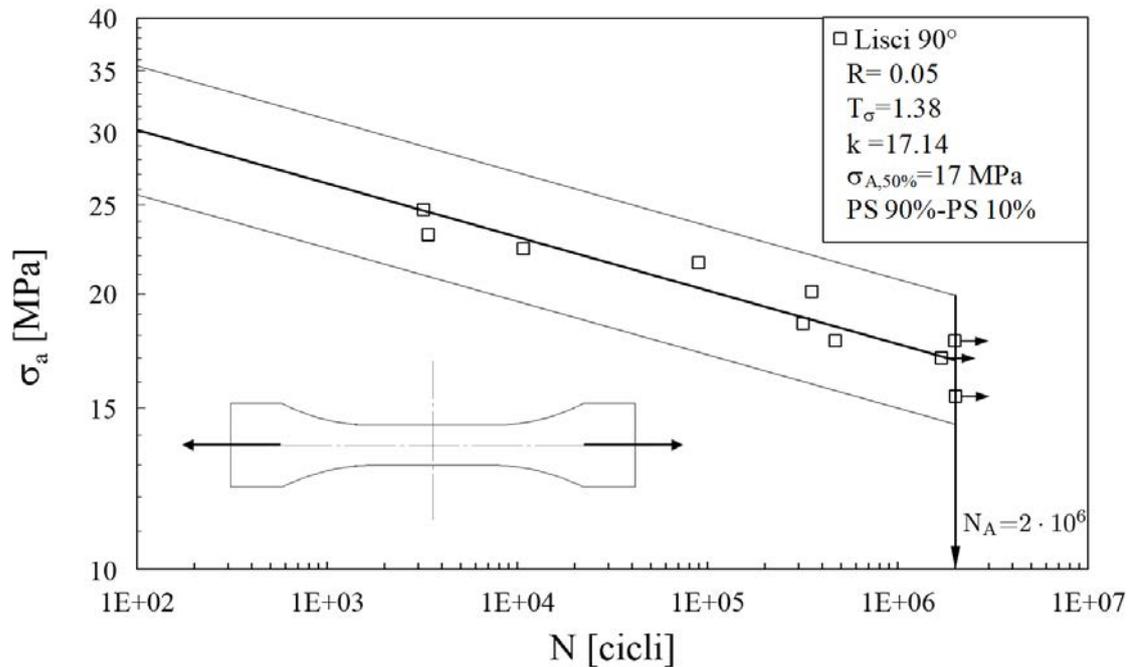


Figura 6.4: Curva S-N del PPS-GF40 per orientamento delle fibre a 90°

Per quanto concerne il provino 90_2 si puntualizza che la rottura è avvenuta ad 1.7 milioni di cicli a causa di un'interruzione della corrente elettrica che ha tolto la pressione alla macchina causando la rottura accidentale del provino. Poiché non è dato sapere il numero di cicli per il quale il provino sarebbe giunto a rottura è stato considerato *run-out* ai fini della regressione.

6.2.3 Sintesi delle prove sperimentali sui provini lisci

Si riassumono brevemente in questa sezione i risultati sperimentali ottenuti dai provini lisci per caratterizzazione del comportamento del materiale a fatica. In tabella 6.4 vengono riportate le pendenze delle curve di Wöhler e il limite a fatica a 2 milioni di cicli per una percentuale di sopravvivenza del 50%, al variare dell'orientazione delle fibre.

θ	R	k	$\sigma_{a,50\%}[MPa]$	T_σ
0°	0.05	15	36	1.58
90°	0.05	17.14	17	1.38

Tabella 6.4: Tabella riassuntiva della caratterizzazione a fatica del materiale liscio

6.3 Caratterizzazione del comportamento a fatica in presenza di intagli

Per caratterizzare il comportamento del materiale a fatica in presenza di intagli sono stati realizzati dei provini con un V-notch con le stesse geometrie dei provini utilizzati per il calcolo del raggio critico a trazione. Poiché le prove a fatica sono delle prove sperimentali che richiedono molte ore si è deciso di non eseguire le prove per ognuna delle sei geometrie ma solamente su 3 al fine di analizzare il comportamento al variare della severità dell'intaglio realizzato sul provino. Le geometrie selezionate per la caratterizzazione comprendono il provino con raggio di raccordo $\rho = 0.25mm$, il provino con raggio di raccordo $\rho = 1mm$ e il provino con raggio di raccordo $\rho = 5mm$. Le geometrie dei provini utilizzati possono essere osservate in figura 6.5. Sono stati realizzati set di 12 provini per ogni geometria per entrambe le orientazioni delle fibre per un totale di 72 provini. A differenza delle prove a fatica

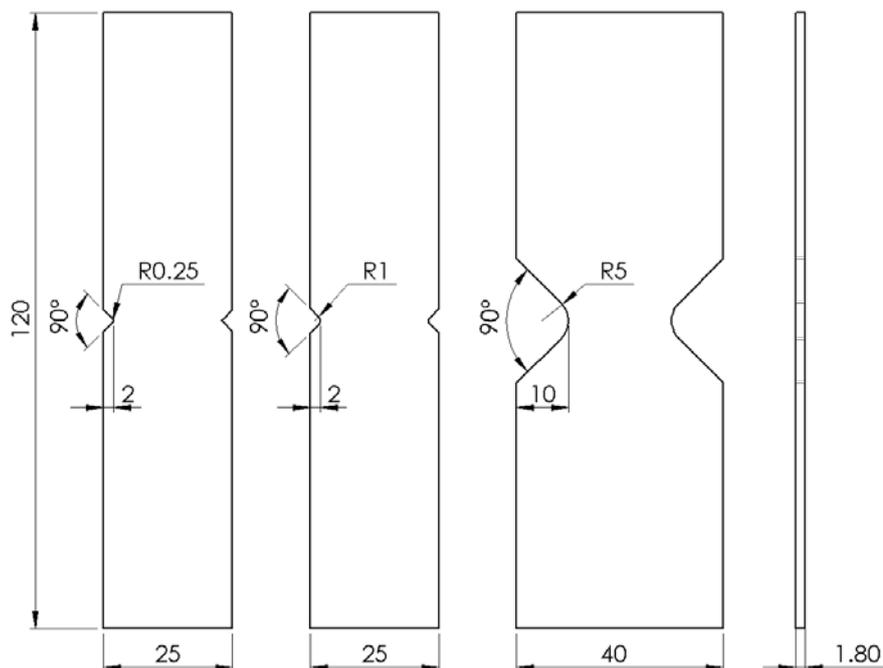


Figura 6.5: Geometrie utilizzate per la caratterizzazione a fatica in presenza d'intagli

sui provini lisci le prove a fatica sui provini intagliati sono state costantemente monitorate in modo tale da poter rilevare il numero di cicli necessario per far innescare la cricca all'apice dell'intaglio. Gli apici degli intagli sono quindi stati osservati per mezzo di un microscopio digitale. Poiché ci sono due probabili siti d'innescamento il microscopio è stato montato su di un'apposita base in grado di traslare lungo

tre assi al fine di consentire un rapido spostamento e garantire la posizione ottimale per la messa a fuoco del microscopio. Il setup utilizzato è rappresentato in figura 6.6.



Figura 6.6: Setup utilizzato per il monitoraggio delle prove a fatica

6.3.1 Provini intagliati 0°

Prima di poter montare i provini in macchina è stato necessario eseguire le misure delle caratteristiche geometriche di tutti i provini che sono stati utilizzati nelle prove. Lo spessore è stato misurato per mezzo di un calibro analogico mentre la profondità dell'intaglio a e il raggio di raccordo R sono stati misurati per mezzo di un microscopio digitale. La larghezza della sezione netta è stata ricavata a posteriori sottraendo alla larghezza lorda la profondità degli intagli.

È stata ricavata la larghezza netta del provino poiché è stato deciso di eseguire la caratterizzazione a fatica in presenza di intagli ragionando sulla base dell'ampiezza di tensione netta che viene applicata durante le prove a fatica. I livelli di carico sono stati scelti mantenendo gli stessi rapporti utilizzati per i provini lisci andando però a considerare la tensione di rottura netta media ottenuta dalle prove statiche di trazione eseguite sui provini intagliati.

<i>Provino</i>	$w_{net}[mm]$	t[mm]	Lato sinistro		Lato destro	
			R [mm]	a [mm]	R [mm]	a [mm]
0_R025_3	20.976	1.7	0.255	2.078	0.29	1.846
0_R025_4	21.076	1.8	0.25	2.084	0.262	1.84
0_R025_5	20.594	1.75	0.274	2.326	0.249	2.08
0_R025_6	21.091	1.75	0.262	2.096	0.287	1.813
0_R025_9	21.047	1.7	0.281	1.84	0.27	2.013
0_R025_10	21.074	1.7	0.276	1.821	0.256	2.105
0_R1_1	21.01	1.6	1.124	2.155	1.084	1.838
0_R1_2	21.10	1.6	1.109	2.044	1.078	1.852
0_R1_3	21.12	1.7	1.054	1.829	1.133	2.056
0_R1_4	21.18	1.7	1.165	2.093	1.022	1.828
0_R1_5	21.086	1.7	1.146	2.074	1.036	1.84
0_R5_1	20	1.8	5	10.00	5.02	10.00
0_R5_3	20	1.8	4.96	10.00	4.972	10.00
0_R5_4	20	1.75	4.89	10.00	5.037	10.00
0_R5_5	20	1.8	5.04	10.00	5	10.00
0_R5_6	20	1.8	5	10.00	5	10.00
0_R5_7	20	1.7	5.02	10.00	5.05	10.00

Tabella 6.5: Misure delle dimensioni dei provini utilizzati per $\theta=0^\circ$

In tabella 6.6 si riportano i risultati ottenuti delle prove sperimentali a fatica al variare della geometria:

<i>Provino</i>	R	$f[Hz]$	$\sigma_{max,n}[MPa]$	$\sigma_{a,n}[MPa]$	$a_i[mm]$	$N_i[cicli]$	$N_R[cicli]$	$\frac{N_i}{N_R}[\%]$
0_R025_3	0.05	10	$0.55 \cdot 79.93$	20.88	0.662	8110	16333	49.7
0_R025_4	0.05	15	$0.5 \cdot 79.93$	18.98	0.124	20000	541369	3.7
0_R025_5	0.05	15	$0.5 \cdot 79.93$	18.98	0.113	520000	840042	61.9
0_R025_6	0.05	15	$0.45 \cdot 79.93$	17.09	0.23	400000	3400046	11.8
0_R025_9	0.05	5	$0.575 \cdot 79.93$	21.83	0.384	2488	14101	17.6
0_R025_10	0.05	15	$0.525 \cdot 79.93$	19.93	0.35	24670	70442	35.0
0_R1_1	0.05	5	$0.55 \cdot 82.57$	21.57	0.352	37566	52556	71.5
0_R1_2	0.05	15	$0.5 \cdot 82.57$	19.61	0.5	820000	881970	93.0
0_R1_3	0.05	15	$0.45 \cdot 82.57$	17.65	/	/	2003367*	
0_R1_4	0.05	15	$0.475 \cdot 82.57$	18.63	0.297	725000	3096925	23.4
0_R1_5	0.05	5	$0.6 \cdot 82.57$	23.53	0.356	8510	14078	60.4
0_R5_1	0.05	10	$0.5 \cdot 93.2$	22.14	0.95	170000	180639	94.1
0_R5_3	0.05	15	$0.45 \cdot 93.2$	19.92	1	85000	95000	89.5
0_R5_4	0.05	15	$0.4 \cdot 93.2$	17.71	/	/	2249699*	
0_R5_5	0.05	15	$0.5 \cdot 93.2$	22.14	0.92	193768	207902	93.2
0_R5_6	0.05	15	$0.45 \cdot 93.2$	19.92	0.623	1012311	1061530	95.4
0_R5_7	0.05	5	$0.6 \cdot 93.2$	26.56	0.536	13735	20807	66.0

Tabella 6.6: Risultati sperimentali delle prove a fatica sui provini intagliati per $\theta=0^\circ$

Il provino 0_R1_4 a 2 milioni di cicli non era giunto a frattura. È stato deciso di continuare a farlo ciclare al fine di rilevare per che numero di cicli si giungeva alla rottura del provino. Tuttavia a causa di un intervento dei limiti di controllo della macchina di prova il provino è stato rotto a 3096925

cicli. Ai fini del calcolo del limite a fatica è stato considerato *run-out* dato che la rottura non è stata causata dalla fatica.

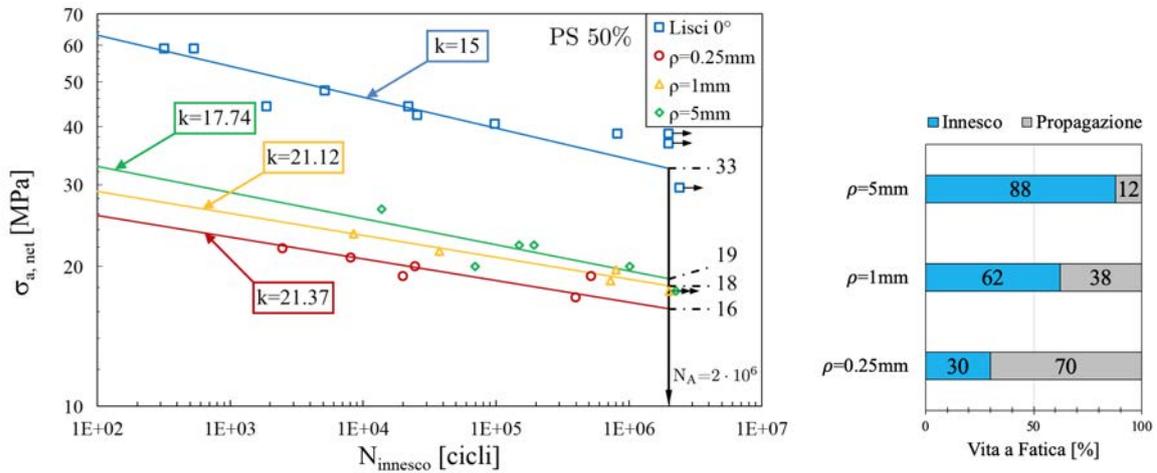


Figura 6.7: Confronto tra le curve S-N al variare del raggio di raccordo all'apice dell'intaglio per $\theta=0^\circ$

Come è possibile osservare in figura 6.7, se si rappresentano in un unico diagramma le curve S-N dove l'ampiezza di tensione netta applicata è in funzione del numero di cicli per cui compare la cricca all'apice dell'intaglio, le varie curve assumono pendenze diverse al variare dell'intaglio considerato. In questo caso sono state rappresentate solamente le curve al 50% di probabilità di sopravvivenza al fine non complicare eccessivamente il diagramma.

Analizzando la percentuale della vita a fatica media dei provini è emerso che all'aumentare del raggio di raccordo all'apice dell'intaglio vi sia una riduzione del numero di cicli necessari per giungere alla rottura del provino. Infatti raggi di raccordo più ampi fanno sì che le tensioni vengano ridistribuite in modo più efficace lungo la sezione netta. Ciò comporta che mediamente il campo di tensione risulta essere più elevato per i raggi di raccordo maggiori. Questo fa sì che una volta che la cricca si innesca all'apice dell'intaglio, soprattutto nel caso del raggio di raccordo $\rho = 5$ mm, la vita a fatica residua risulti essere pari circa al 10% della vita totale. Mentre nel caso dell'intaglio più severo, $\rho = 0.25$ mm, la vita a fatica residua dopo l'innesco della cricca è pari a circa il 70% della vita totale. In alcuni casi, per le prove caratterizzate dai livelli di carico più bassi, nonostante la cricca si fosse già innescata all'apice dell'intaglio non si è manifestata la rottura del provino per $2 \cdot 10^6$ cicli.

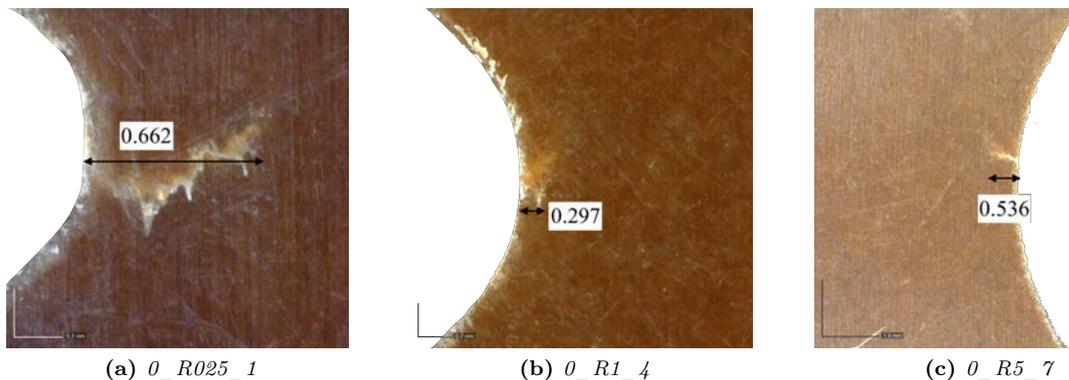


Figura 6.8: Nucleazioni delle cricche al variare della geometria

6.3.2 Provini intagliati 90°

Anche per i provini a 90° sono state misurate le principali caratteristiche geometriche:

Provino	w_{net} [mm]	t [mm]	Lato sinistro		Lato destro	
			R [mm]	a [mm]	R [mm]	a [mm]
90_R025_1	21.15	1.7	0.263	2.055	0.266	1.9
90_R025_2	21.26	1.7	0.272	1.832	0.263	1.904
90_R025_3	21.24	1.85	0.247	2.034	0.243	1.83
90_R025_4	21.07	1.7	0.254	1.983	0.245	1.945
90_R025_5	21.18	1.8	0.281	2.02	0.246	1.8
90_R025_6	21.24	1.6	0.266	1.7	0.254	2.064
90_R1_1	21.22	1.6	1	1.8	1.02	2.08
90_R1_2	21.21	1.8	1.05	2.07	1.13	1.82
90_R1_3	21.11	1.75	1.08	1.81	1.065	2.08
90_R1_4	21.17	1.65	1.02	1.8	1.06	2.08
90_R1_5	21.155	1.75	1.03	1.9	1.035	1.945
90_R5_1	20	1.8	5	10.00	5	10.00
90_R5_2	20	1.7	5	10.00	5	10.00
90_R5_3	20	1.75	5	10.00	5	10.00
90_R5_4	20	1.75	5	10.00	5	10.00
90_R5_5	20	1.7	5	10.00	5	10.00
90_R5_6	20	1.7	5	10.00	5	10.00

Tabella 6.7: Misure delle dimensioni dei provini utilizzati per $\theta=90^\circ$

I livelli di carico scelti per la caratterizzazione a fatica sono stati scelti in modo analogo a quanto fatto per i provini con orientazione $\theta=90^\circ$.

Provino	R	f [Hz]	$\sigma_{max,n}$ [MPa]	$\sigma_{a,n}$ [MPa]	a_i [mm]	N_i [cicli]	N_R [cicli]	$\frac{N_i}{N_R}$ [%]
90_R025_1	0.05	15	0.55 · 35.87	9.37	0.317	380000	1691746	22.5
90_R025_2	0.05	5	0.7 · 35.87	11.93	0.202	4736	8077	58.6
90_R025_3	0.05	15	0.6 · 35.87	10.22	0.208	127500⊙	606130	21.0
90_R025_4	0.05	15	0.65 · 35.87	11.07	0.475	11000	18131	60.7
90_R025_7	0.05	10	0.625 · 35.87	10.65	0.366	50000	97676	51.2
90_R025_8	0.05	10	0.575 · 35.87	9.80	0.88	30000	41393	72.5
90_R1_1	0.05	5	0.7 · 41.5	13.80	0.26	5000	6711	74.5
90_R1_2	0.05	10	0.6 · 41.5	11.83	0.227	50000	67782	73.8
90_R1_3	0.05	15	0.75 · 41.5	9.86	0.65	875000	3309526*	
90_R1_4	0.05	15	0.55 · 41.5	10.84	0.26	224073	1190201	18.8
90_R1_5	0.05	5	0.75 · 41.5	14.78	0.487	587	842	69.7
90_R5_1	0.05	10	0.7 · 48.4	16.09	0.81	2266	2811	80.6
90_R5_2	0.05	15	0.6 · 48.4	13.79	/	73124†	73124	100.0
90_R5_3	0.05	15	0.6 · 48.4	13.79	0.953	130059	174265	74.6
90_R5_4	0.05	15	0.65 · 48.4	14.94	/	7281†	7281	100.0
90_R5_5	0.05	5	0.65 · 48.4	14.94	0.778	21489	22835	94.1
90_R5_6	0.05	15	0.55 · 48.4	12.64	0.436	689272	1890990	36.5

Tabella 6.8: Risultati sperimentali delle prove a fatica sui provini intagliati per $\theta=90^\circ$

Nel caso del provino 90_R025_3, segnalato col simbolo ⊙, si è innescata in primo luogo una cricca, sulla parte posteriore del provino, a 25000 cicli. Per tale numero di cicli la cricca aveva una

lunghezza complessiva di 1mm. La cricca è propagata fino ad arrestarsi ad una lunghezza complessiva di 2.24mm. Sul lato fondale invece la cricca di è innescata dopo 230000 cicli con una lunghezza paria 0.208mm. Si è considerata quindi una media della vita a fatica ad innesco ai fini della regressione, ovvero a 127500 cicli. Sono stati indicati con il simbolo † i provini per i quali la rottura è avvenuta prima che comparisse all'apice dell'intaglio. Per tali provini è stato considerato che l'innesco coincidesse con la rottura del provino. In figura 6.9 sono stati indicati con un rombo colorato a metà per distinguerli dagli altri provini per cui invece è stata osservata la nucleazione della cricca.

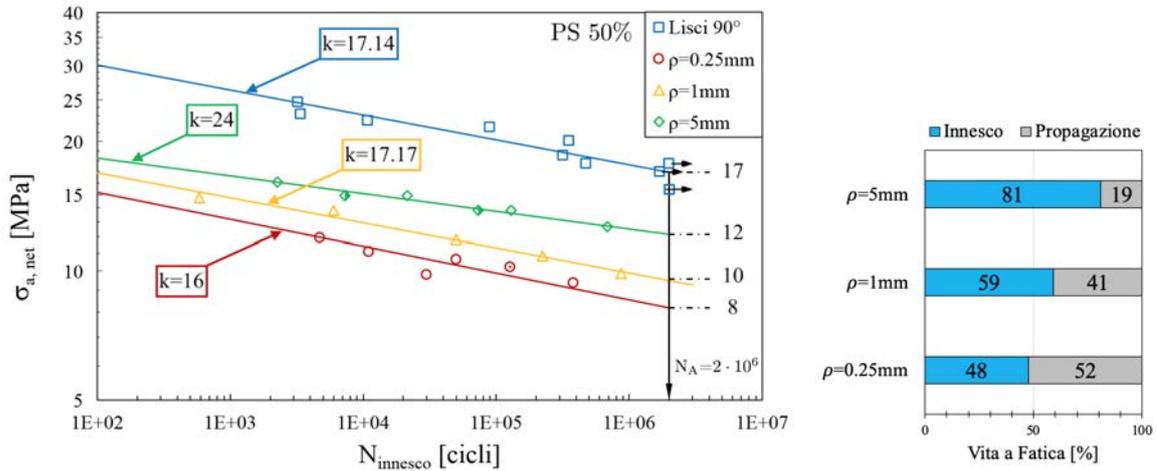


Figura 6.9: Confronto tra le curve S-N al variare del raggio di raccordo all'apice dell'intaglio per $\theta=90^\circ$

In analogia a quanto osservato per i provini che mostravano un'orientazione delle fibre di rinforzo parallele alla direzione di carico anche per i provini con orientazione delle fibre ortogonale hanno mostrato che per i raggi di raccordo più ampi la maggior parte della vita a fatica è spesa per far innescare la cricca. Sono stati riscontrati anche due casi, nelle prove eseguite sui provini con raggio di raccordo $\rho = 5mm$ in cui non è stata riscontrata la comparsa della cricca e la rottura è avvenuta senza alcun segno premonitore.

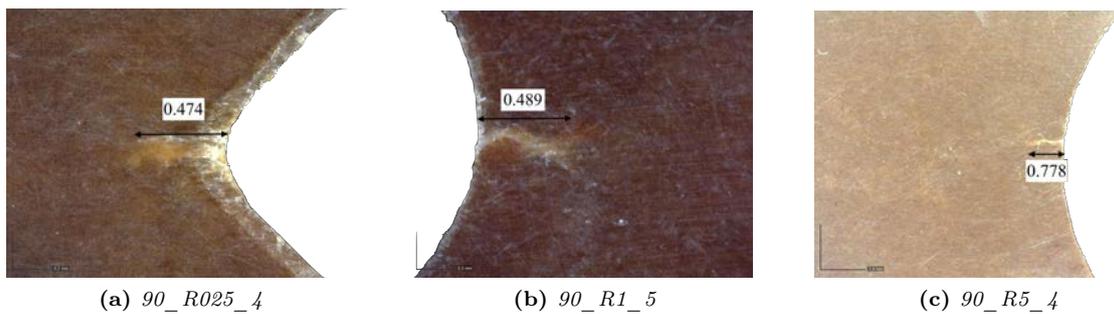


Figura 6.10: Nucleazioni delle cricche al variare della geometria

6.4 Caratterizzazione a fatica mediante approccio SED

È stato riscontrato dai risultati sperimentali che le curve a fatica a parità di materiale ma a variare dell'intaglio presentano andamenti e pendenze discordi tra loro. Dal punto di vista applicativo ciò risulta problema poiché per ogni geometria è necessario andare a correggere la curva a fatica del provino liscio per il coefficiente K_f definito come

$$K_f = \frac{\text{Limite a fatica del provino liscio}}{\text{Limite a fatica del provino intagliato}} = \frac{\sigma_{a, \text{Liscio}}}{\sigma_{a, \text{Intagliato}}} \quad (6.6)$$

Questo complica la progettazione e richiede di svolgere numerose prove per ogni tipo di intaglio che decide di utilizzare. Non possibile infatti utilizzare l'approssimazione fornita dal Peterson[23] poiché è valida solamente nel caso di materiali isotropi e per il caso in cui il raggio di raccordo all'apice dell'intaglio non risulti essere troppo severo.

In base ai dati acquisiti dalle prove sperimentali è stato stimato il coefficiente K_f , responsabile dell'abbassamento della resistenza a fatica, per entrambe le orientazioni del materiale e quantificare quanto il materiale sia sensibile all'intaglio nel caso in cui sia sottoposto a sollecitazioni cicliche nel tempo. In tabella 6.9 vengono riassunti i coefficienti K_f e confrontati con i coefficienti di concentrazione delle tensioni netti K_{tn} ottenuti dalle simulazioni lineari elastiche.

Provino	K_f	K_{tn}
0_R025	2.25	7.50
0_R1	2	4.09
0_R5	1.89	2.56
90_R025	2.125	5.37
90_R1	1.7	3.07
90_R5	1.42	1.95

Tabella 6.9: Valori stimati di K_f

Per ogni geometria si riscontra che non vi è piena sensibilità all'intaglio ma che vi è solamente parziale sensibilità in quanto il valore di K_f è inferiore al coefficiente di concentrazione delle tensioni.

È possibile ovviare a questi problemi mediante l'approccio SED che consente di condensare tutti i dati delle prove sperimentali in un'unica curva di progettazione nonostante vari la geometria dell'intaglio. Anche nel caso della caratterizzazione a fatica permane il problema di stimare il raggio del volume di controllo R_c . Ricordando che tale parametro è stato pensato come una proprietà del materiale, è possibile stimarlo andando ad imporre l'uguaglianza tra i valori di densità di energia di deformazione relativi al materiale liscio ed al materiale intagliato, entrambi calcolati al limite di fatica o ad un numero di cicli di riferimento.

La densità di energia di deformazione del materiale liscio può essere calcolata utilizzando la seguente espressione:

$$\Delta \bar{W}_{\text{Liscio}} \cong \frac{\sigma_{a,50\%}^2}{2E} \quad (6.7)$$

Per quanto concerne invece il materiale intagliato non è possibile utilizzare la formulazione analitica proposta da Lazzarin e Zombardi[16] poiché è valida nel caso di materiali isotropi. Per poter quindi calcolare la densità di energia lineare elastica mediata all'interno del volume di controllo e poter quindi determinare il raggio critico del materiale è stato necessario implementare delle simulazioni FEM 2D lineari elastiche.

Sia per il materiale con orientazione delle fibre a 0° sia per il materiale con orientazione delle fibre a 90° è stato necessario procedere per via iterativa. Utilizzando i dati ottenuti dalla regressione delle prove a fatica sui provini che presentavano l'intaglio più severo, $\rho = 0.25\text{mm}$, sono stati ricreate le geometrie del provino intagliato all'interno del calcolatore imponendo un raggio di raccordo nullo all'apice dell'intaglio. Tutte le simulazioni eseguite sfruttano il comportamento lineare elastico del materiale, data la ridotta entità dei valori delle tensioni in gioco. Sono stati utilizzati degli elementi piani a 4 nodi aventi 2 gradi di libertà per nodo, i *PLANE182*, con l'opzione di plane stress, dato che gli spessori in gioco sono molto minori delle altre 2 dimensioni del provino. Data la simmetria del

problema in analisi è stato modellato solamente 1/4 del modello.

Per questi modelli è stata imposta una tensione lorda di trazione tale per cui sulla sezione netta ci sia una tensione netta pari al limite di fatica con probabilità di innesco della cricca del 50%, ottenuto dalla regressione effettuata sui dati sperimentali. Per tale motivo è stato necessario monitorare tutte le prove sperimentali sui provini intagliati. Infatti il momento in cui si innesca la cricca corrisponde al momento per il quale il volume strutturale si frattura.

Per calcolare la dimensione del raggio di controllo si è proceduto in maniera iterativa. Sono stati posizionati diversi raggi di controllo all'apice dell'intaglio e per ognuno di questi è stata estrapolata dai risultati ottenuti dalla simulazione la densità di energia mediata all'interno del volume strutturale. Per trovare il raggio di controllo del volume strutturale è stato necessario imporre l'uguaglianza tra la densità di energia ottenuta dall'equazione 6.4 e la densità di energia calcolata per il raggio di controllo i-esimo.

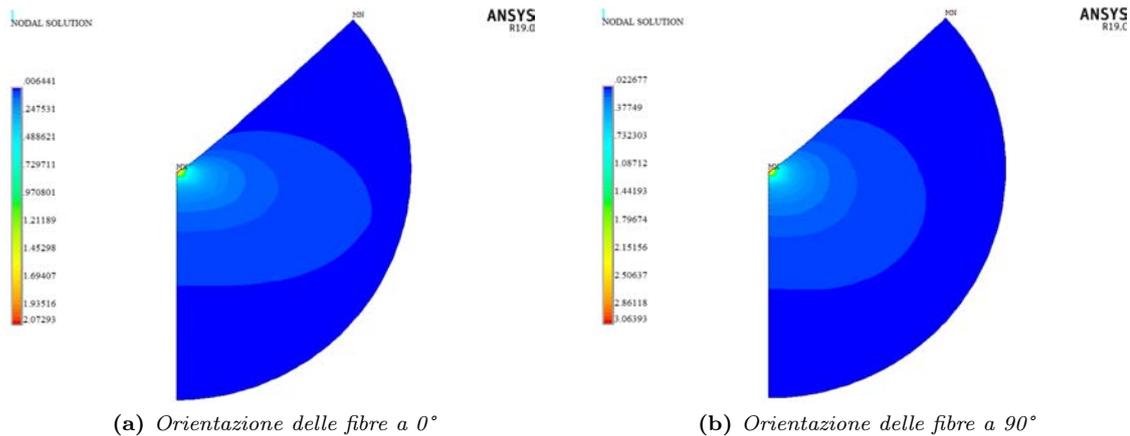


Figura 6.11: Distribuzione della densità di energia di deformazione all'interno del volume di controllo

6.4.1 Applicazione approccio SED a fatica per $\theta=0^\circ$

Utilizzando l'equazione 6.4 è stata calcolata la densità di energia di deformazione lineare elastica del provino liscio avente orientazione delle fibre parallela alla direzione di carico:

$$\Delta \bar{W}_{Liscio, 0^\circ} \cong \frac{\sigma_{a,50\%}^2}{2E_{11}} = \frac{33^2}{2 \cdot 14780} = 0.0368 \text{ MJ/m}^3$$

Nota quindi il valore di densità di energia del provino liscio sono state eseguite le simulazioni lineari elastiche per la stima di R_c .

$\sigma_{a,net,R025}[MPa]$	$R_c[mm]$	$SENE[mJ]$	$V[mm^3]$	$SED[MJ/m^3]$
16	0.59	0.0149	0.408	0.0366

Tabella 6.10: Stima R_c a fatica per $\theta=0^\circ$

Una volta tarato il raggio di controllo del materiale sono stati implementati i modelli 2D lineari elastici dei provini con raggio di raccordo $\rho = 1mm$ e $\rho = 5mm$ per poter convertire le ampiezze di tensione utilizzate per caratterizzare il materiale a fatica in valori di SED mediato all'interno del volume di controllo.

Anche in questo caso si è ricorso alla formulazione proposta da Lazzarin e Berto[14] per poter posizionare in maniera accurata il volume di controllo all'apice dell'intaglio.

I modelli sono stati risolti applicando una tensione lorda di 0.84MPa di trazione, valore al quale corrisponde una tensione netta di 1MPa. Così facendo è possibile scalare linearmente il SED mediato tenendo a mente che quest'ultimo è proporzionale al quadrato della tensione.

Si segnala che per il caso del provino con raggio di raccordo $\rho = 5mm$, la larghezza lorda del provino

è pari a 40mm. Nel modello 2D si è quindi tenuto conto del fatto che la macchina afferra solamente 25mm della larghezza complessiva del provino come è possibile vedere dal contour plot del campo di tensione in figura 6.12. Gli altri provini utilizzati invece avevano un larghezza lorda pari a 25mm dunque non si è presentato tale problema al momento di preparazione della geometria del modello. Vengono riportati i valori ottenuti dalle simulazioni eseguite sui provini con raggio di raccordo $\rho = 1mm$ e $\rho = 5mm$.

$\rho[mm]$	$r_0[mm]$	$R_2[mm]$	$SENE[mJ]$	$VOLU[mm^3]$	$SED[MJ/m^3]$
1	0.33	0.92	$6.93 \cdot 10^{-5}$	0.51	$1.36 \cdot 10^{-4}$
5	1.67	2.26	$1.24 \cdot 10^{-5}$	0.79	$1.56 \cdot 10^{-4}$

Tabella 6.11: Valori SED mediato a fatica per $\theta=0^\circ$

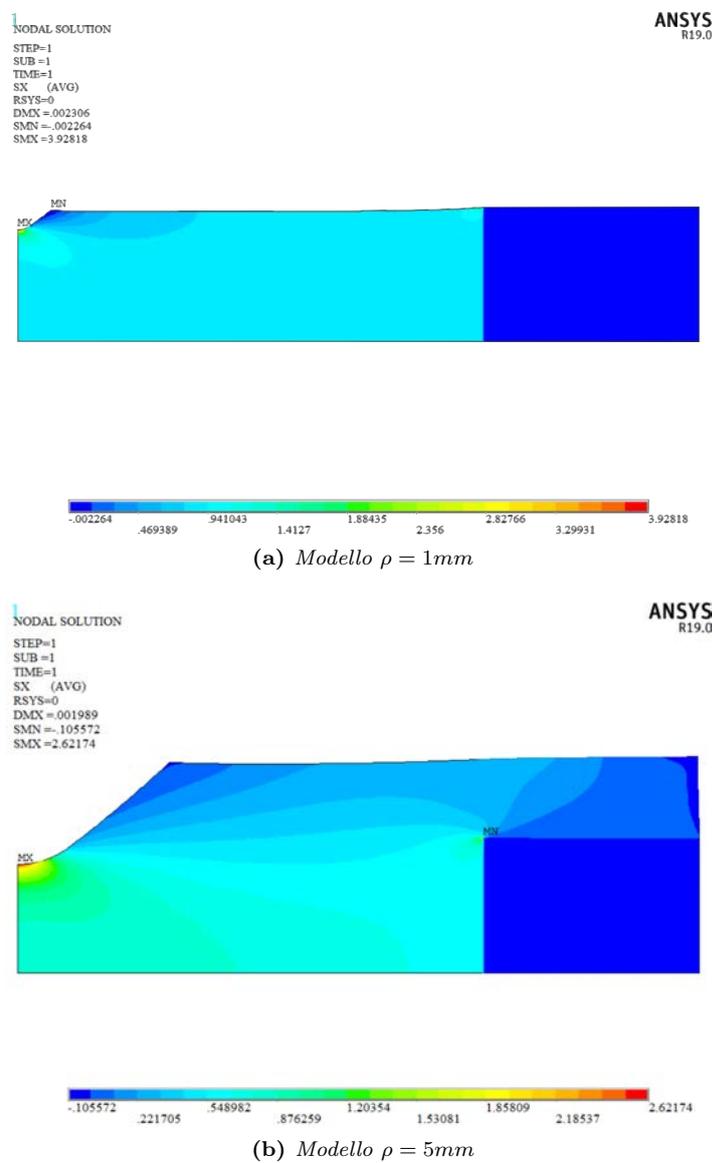


Figura 6.12: Contour plot dello sforzo assiale di trazione

Provino	$\sigma_{a,net}$	SED[MJ/m ³]	N_i [cicli]
0_1	29.45	0.0293	2420000*
0_2	36.81	0.0458	2000000*
0_3	40.49	0.0555	98100
0_4	38.65	0.0505	822000
0_5	38.65	0.0505	2000000*
0_7	42.33	0.0606	25600
0_8	47.86	0.0775	5170
0_9	44.18	0.0660	22000
0_10	58.90	0.1174	537
0_11	44.18	0.0660	1889
0_12	58.90	0.1174	320
0_R025_3	20.88	0.0614	8110
0_R025_4	18.98	0.0508	20000
0_R025_5	18.98	0.0508	520000
0_R025_6	17.09	0.0411	400000
0_R025_9	21.83	0.0671	2488
0_R025_10	19.93	0.0560	24670
0_R1_1	21.57	0.0634	37566
0_R1_2	19.61	0.0524	800000
0_R1_3	17.65	0.0425	2003367*
0_R1_4	18.63	0.0473	725000
0_R1_5	23.53	0.0755	8510
0_R5_1	22.14	0.07639	150000
0_R5_3	19.92	0.06188	70000
0_R5_4	17.71	0.04889	2249699*
0_R5_5	22.14	0.07639	193768
0_R5_6	19.92	0.06188	1012311
0_R5_7	26.56	0.11000	13735

Tabella 6.12: Conversione delle ampiezze di tensione netta in SED per i provini $\theta=0^\circ$

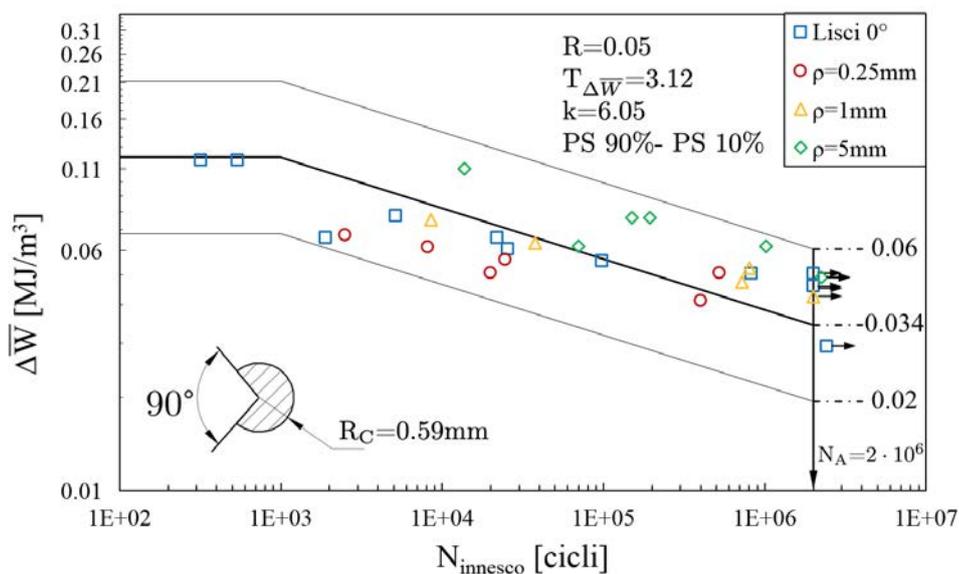


Figura 6.13: Banda per la progettazione a fatica secondo l'approccio SED per $\theta=0^\circ$

Si riscontra dalla figura 6.13 i punti sperimentali ad innesco dei provini intagliati combinati con i punti sperimentali a rottura dei provini lisci ricadono tutti all'interno di una stessa banda di progettazione una volta che convertite le ampiezze di tensione nette in densità di energia mediata all'interno del volume di controllo. Si può quindi affermare che l'approccio energetico risulta essere di sintesi per la progettazione a fatica permettendo quindi di eseguire un dimensionamento più accurato dei componenti che devono essere sottoposti a carichi ciclici.

6.4.2 Applicazione approccio SED a fatica per $\theta=90^\circ$

Eseguendo la medesima procedura anche per il caso dei provini ricavati in direzione ortogonale rispetto al verso di iniezione delle fibre è stato stimato il raggio del volume di controllo R_C partendo dal calcolo della densità di energia di deformazione lineare elastica del provino liscio, mantenendo sempre come riferimento il limite a fatica stimato al numero di cicli $N_A = 2 \cdot 10^6$ cicli.

$$\Delta \bar{W}_{Liscio, 90^\circ} \cong \frac{\sigma_{a,50\%}^2}{2E_{33}} = \frac{17^2}{2 \cdot 7490} = 0.0193 \text{ MJ/m}^3$$

A seguito delle simulazioni lineari elastiche sul modello del provino con raggio di raccordo nullo è stata ottenuta una stima del raggio di controllo R_C .

$\sigma_{a,net,R025}$ [MPa]	R_c [mm]	SENE [mJ]	V [mm ³]	SED [MJ/m ³]
8	0.46	0.0049	0.255	0.0192

Tabella 6.13: Stima R_c a fatica per $\theta=90^\circ$

Provino	$\sigma_{a,net}$	SED [MJ/m ³]	N [cicli]
90_1	15.44	0.0159	2014700*
90_2	16.98	0.0192	1700000*
90_3	18.53	0.0229	317535
90_4	20.07	0.0269	353444
90_5	21.61	0.0312	89674
90_6	17.75	0.0210	2024097*
90_7	17.75	0.0210	474277
90_8	24.70	0.0407	3223
90_9	23.16	0.0358	3387
90_10	22.38	0.0334	10773
90_R025_1	9.37	0.0264	380000
90_R025_2	11.93	0.0428	4736
90_R025_3	10.22	0.0314	127500
90_R025_4	11.07	0.0369	11000
90_R025_5	10.65	0.0341	50000
90_R025_6	9.80	0.0289	30000
90_R1_1	13.80	0.0523	5000
90_R1_2	11.83	0.0384	50000
90_R1_3	9.86	0.0267	875000
90_R1_4	10.84	0.0323	20000
90_R1_5	14.78	0.0600	587
90_R5_1	16.09	0.0437	2266
90_R5_2	13.79	0.0321	73124†
90_R5_3	13.79	0.0321	130059
90_R5_4	14.94	0.0377	7281†
90_R5_5	14.94	0.0377	21489
90_R5_6	12.64	0.0270	689272

Tabella 6.14: Conversione delle ampiezze di tensione netta in SED per i provini $\theta=90^\circ$

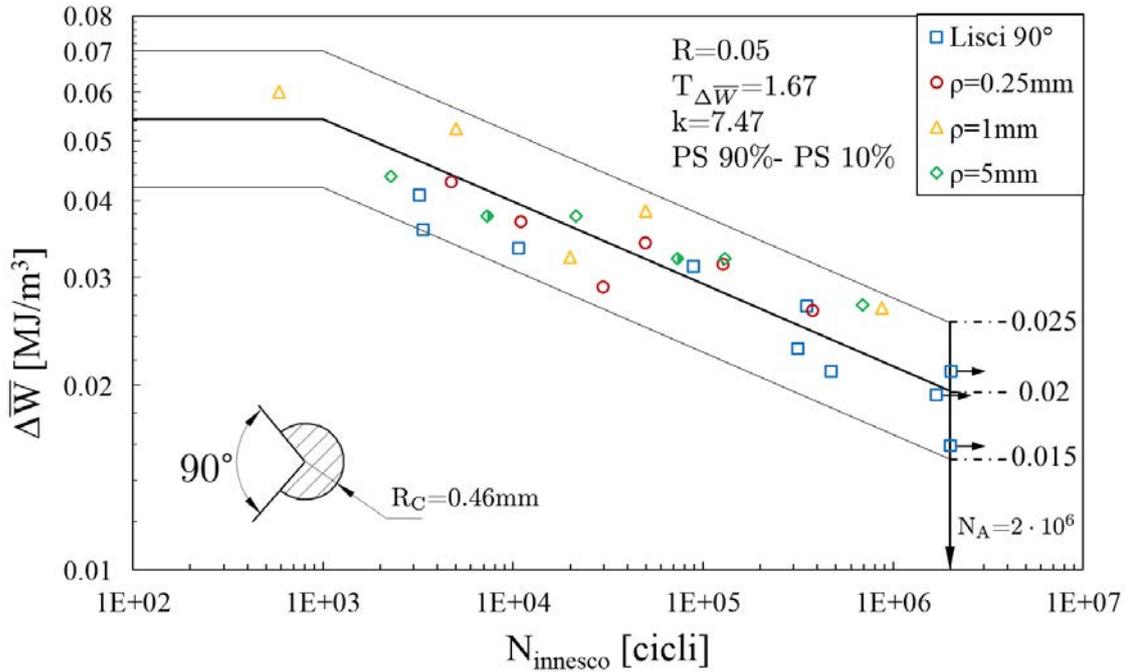


Figura 6.14: Banda per la progettazione a fatica secondo l'approccio SED per $\theta=90^\circ$

Anche per il caso dell'orientazione delle fibre a 90° i valori delle ampiezze di tensione sono stati convertiti dopo aver risolto i rispettivi modelli FEM. Una volta nota l'energia presente all'interno del volume di controllo nel caso in cui sia applicato 1MPa di tensione netta sufficiente scalare linearmente ricordano il SED dipende dal quadrato di quest'ultima.

ρ [mm]	r_0 [mm]	R_2 [mm]	SENE[m.J]	VOLU[mm ³]	SED[MJ/m ³]
1	0.33	0.8	$8.98 \cdot 10^{-5}$	0.33	$2.75 \cdot 10^{-4}$
5	1.67	2.1	$8.86 \cdot 10^{-5}$	0.53	$1.68 \cdot 10^{-4}$

Tabella 6.15: Valori SED mediato a fatica per $\theta=90^\circ$

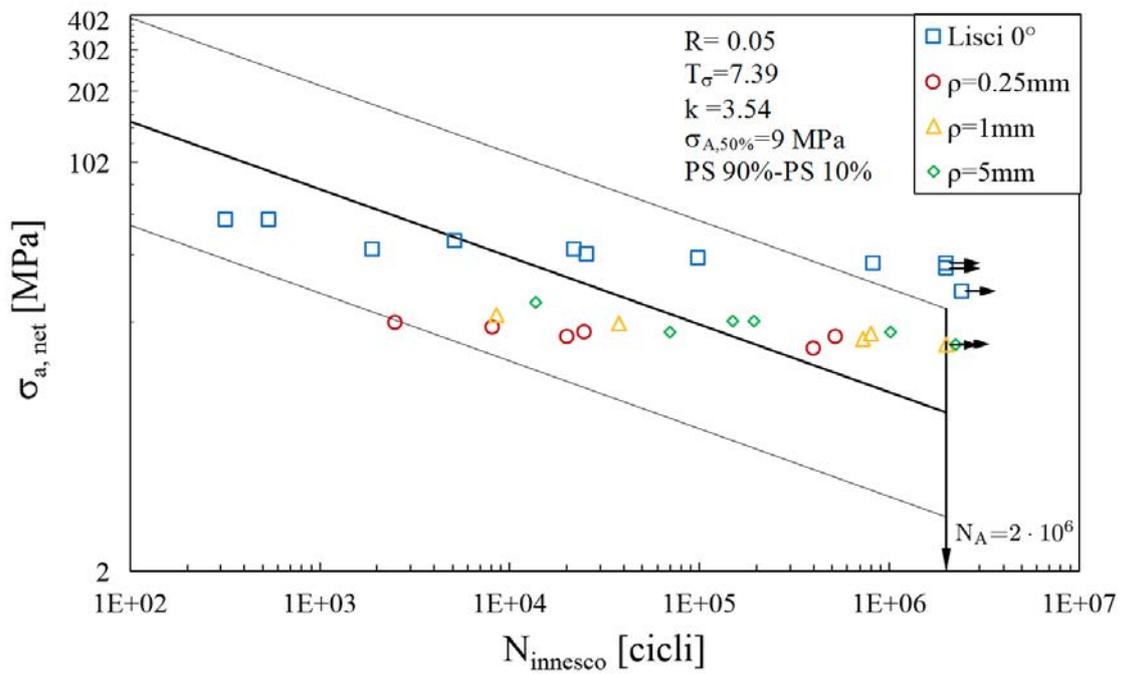
6.4.3 Considerazioni

Come si evince dai grafici 6.13 e 6.14 l'approccio SED permette quindi di andare a sintetizzare la progettazione a fatica in presenza d'intagli in un'unica banda di progettazione consentendo dunque di semplificare il dimensionamento dei componenti in fase di progettazione. A riprova di ciò se si raggruppano tutti i dati sperimentali ottenuti dalle prove a fatica utilizzando l'approccio delle tensioni nominali si ottiene che i punti ricadono sì all'interno di una stessa banda di progettazione ma il valore di T_σ risulta essere particolarmente elevato al punto da rendere inutilizzabili dal punto di vista pratico le bande di progettazione ottenute. In aggiunta è possibile calcolare il valore di $T_{\sigma, SED}$ che si otterrebbe mediante l'approccio SED eseguendo la radice quadrata del valore di $T_{\Delta\bar{W}}$.

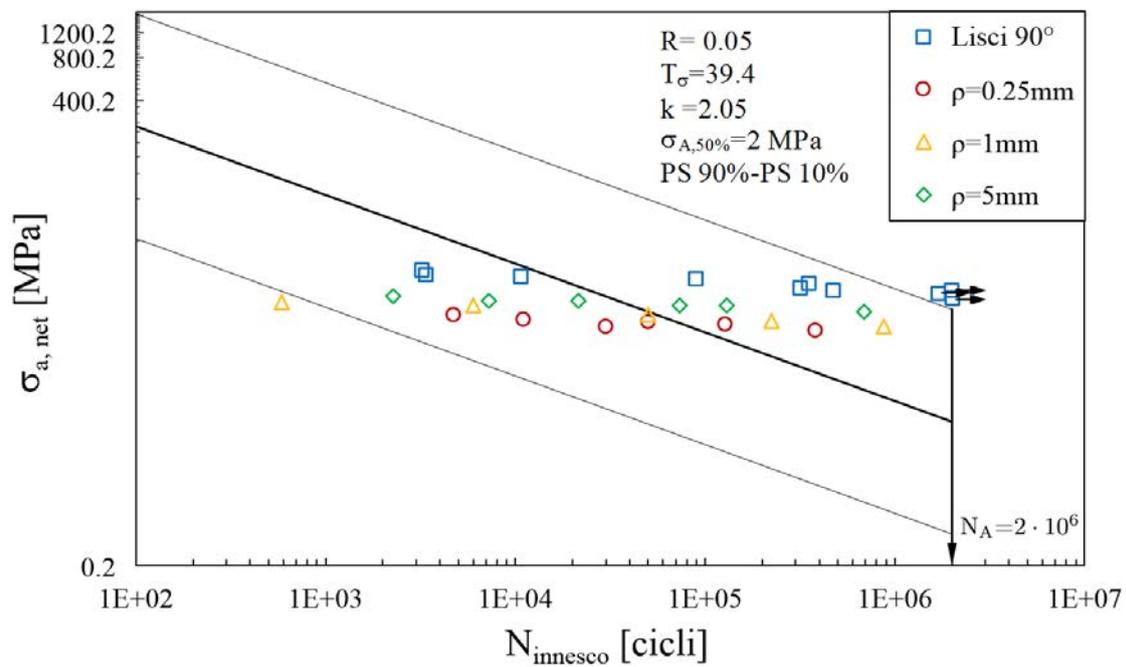
$$T_{\sigma, SED} = \sqrt{T_{\Delta\bar{W}}} \quad (6.8)$$

Orientazione	T_σ	$T_{\sigma, SED}$
0°	7.39	1.77
90°	39.4	1.29

Tabella 6.16: Confronto tra approcci a parità di T_σ



(a) Materiale con orientamento $\theta = 0^{\circ}$



(b) Materiale con orientamento $\theta = 90^{\circ}$

Figura 6.15: Confronto dei dati a fatica in ampiezza di tensione netta

Un approccio energetico risulta dunque vincente sia per quanto riguarda la progettazione statica che la progettazione a fatica. Questo perché una volta tarato il raggio di controllo sarà sufficiente posizionarlo in maniera appropriata all'apice dell'intaglio ed eseguire la verifica in energia nel caso statico. Il metodo si è rivelato efficace anche per quanto riguarda la progettazione a fatica poiché la dispersione delle bande di progettazione calcolate con questo approccio risulta essere inferiore rispetto a quella calcolata con l'ampiezza di tensione nominale considerando insieme tutte le geometrie di provino utilizzate. Si evince che vi è stata una compattazione dei risultati nel passaggio da range di tensione nominale a range di densità di energia.

Dalle analisi FEM è stato riscontrato un limite dell'applicazione del SED ai materiali ortotropi. Infatti la forma sferica del volume di controllo deriva dal fatto che per i materiali isotropi, per il quali fu inizialmente formulato il SED, le curve di isoenergia assumono la forma di circonferenze. Esaminando un materiale ortotropo come il PPS-GF40 è stato riscontrato che le curve di isoenergia risultano essere piuttosto degli ellissi con i lobi schiacciati, soprattutto nel caso in cui le fibre siano disposte parallelamente alla direzione di carico. L'utilizzo di un volume di controllo circolare non risulterebbe quindi teoricamente appropriato ma dal punto di vista applicativo, una volta tarato questo risulta essere di sintesi per la progettazione strutturale.

6.5 Tracciatura del diagramma Atzori-Lazzarin-Meneghetti

Utilizzando i dati sperimentali ottenuti è possibile abbozzare il diagramma Atzori-Lazzarin-Meneghetti, descritto al capitolo 1, per entrambi gli angoli di *off-axis* considerati. Per ogni intaglio sono stati estrapolati i limiti a fatica in ampiezza di tensione netta per il numero di cicli di riferimento $N_A = 2 \cdot 10^6$ cicli dalle curve ad innesco. Poiché il diagramma Atzori-Lazzarin-Meneghetti rappresenta sulle ascisse la profondità dell'intaglio a e lungo le ordinate il range di tensione lorda di soglia applicato, $\Delta\sigma_{g,th}$, è necessario convertire i limiti a fatica ricavati dall'interpolazione dei punti sperimentali.

È inoltre necessario conoscere il grado di singolarità del campo tensionale per ciascun intaglio che è stato utilizzato per la caratterizzazione sperimentale. Secondo l'equazione 1.18 infatti ogni punto sperimentale giace su di una retta la cui pendenza è data proprio dal coefficiente $\gamma = 1 - \lambda_1$. Per ottenerli sono stati realizzati dei modelli FEM per i quali al mesh in corrispondenza dell'apice dell'intaglio risultava essere particolarmente infittita, al fine di cogliere la singolarità del campo tensionale. Tutti i modelli sono stati risolti imponendo una tensione lorda pari a $\sigma_g = 1MPa$. In figura 6.16 vengono riportati i campi ottenuti al variare della geometria considerata e dell'orientazione delle fibre.

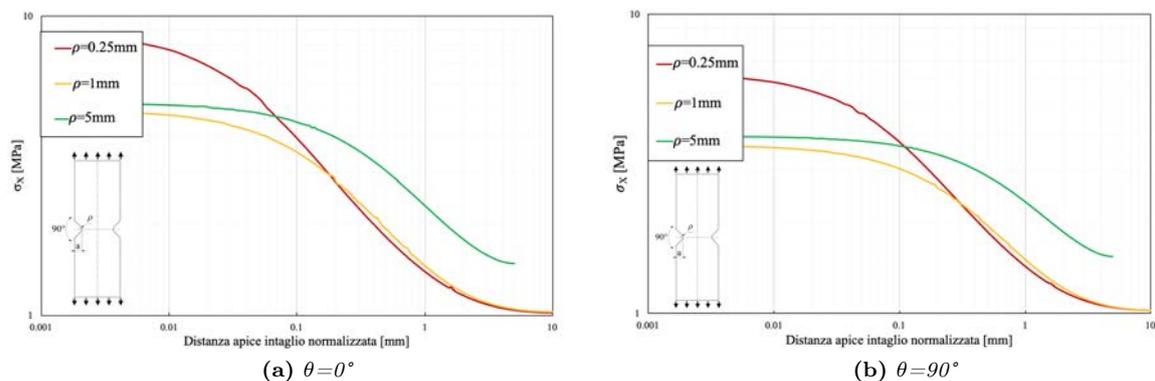


Figura 6.16: Andamento dei campi tensionali al variare della geometria considerate e dell'orientazione delle fibre

Nelle tabelle 6.17 e 6.18 si riportano i parametri necessari per la costruzione del diagramma, si sottolinea che per $\theta=0^\circ$ il range di tensione risulta essere pari a $\Delta\sigma_0 = 66\text{MPa}$ mentre nel caso in cui l'orientazione delle fibre sia $\theta=90^\circ$ il range di tensione risulta essere pari a $\Delta\sigma_0 = 34\text{MPa}$.

$\Delta\sigma_0 = 66[\text{MPa}]$					
$\rho[\text{mm}]$	a	$\Delta\sigma_{g,th}[\text{MPa}]$	K_{tg}	$\frac{\Delta\sigma_0}{K_{tg}}[\text{MPa}]$	γ
0.25	2	26.88	8.91	7.41	0.454
1	2	30.24	4.87	13.55	0.398
5	10	19	5.11	12.92	0.361

Tabella 6.17: Parametri per orientazione delle fibre $\theta=0^\circ$

$\Delta\sigma_0 = 34[\text{MPa}]$					
$\rho[\text{mm}]$	a	$\Delta\sigma_{g,th}[\text{MPa}]$	K_{tg}	$\frac{\Delta\sigma_0}{K_{tg}}[\text{MPa}]$	γ
0.25	2	13.44	6.39	5.32	0.428
1	2	16.8	3.66	9.29	0.36
5	10	12	3.9	8.72	0.296

Tabella 6.18: Parametri per orientazione delle fibre $\theta=90^\circ$

Con i parametri ottenuti sono stati tracciati i diagrammi riportati nelle figure 6.17 e 6.18.

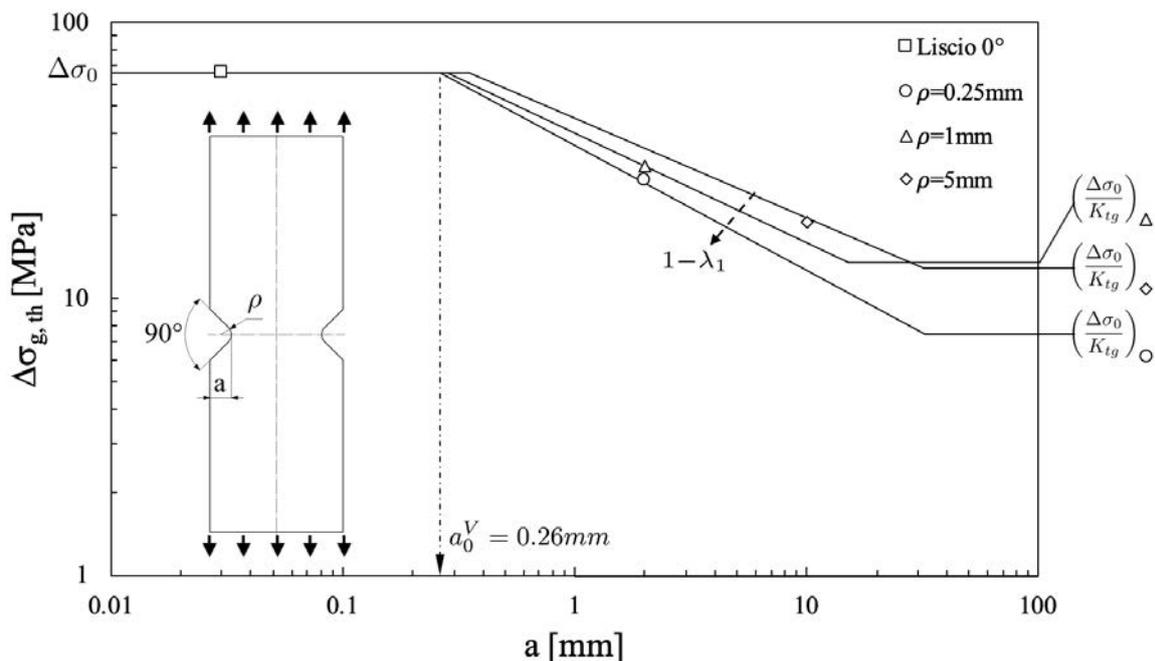


Figura 6.17: Diagramma Atzori-Lazzarin-Meneghetti per il PPS-GF40 e $\theta=0^\circ$

Attraverso la costruzione dei diagrammi è stato possibile ricavare per via sperimentale il parametro a_0^V , caratteristica del materiale, per entrambe le orientazioni delle fibre, che rappresenta la lunghezza caratteristica di cricca per cui il limite a fatica $\Delta\sigma_0$ interseca il ΔK_{th}^V della curva ottenuta dall'intaglio più severo considerato ($\rho = 0.25\text{mm}$). Alla luce di tale risultato è possibile ipotizzare che nel caso in cui si vada a sollecitare a fatica un provino, che presenta un intaglio aperto di profondità inferiore agli 0.26mm , il materiale risulta essere insensibile al difetto. Si ricorda tutta via che l'andamento reale delle curve non mostra uno spigolo vivo in corrispondenza di a_0^V , ma risulta essere raccordato in base

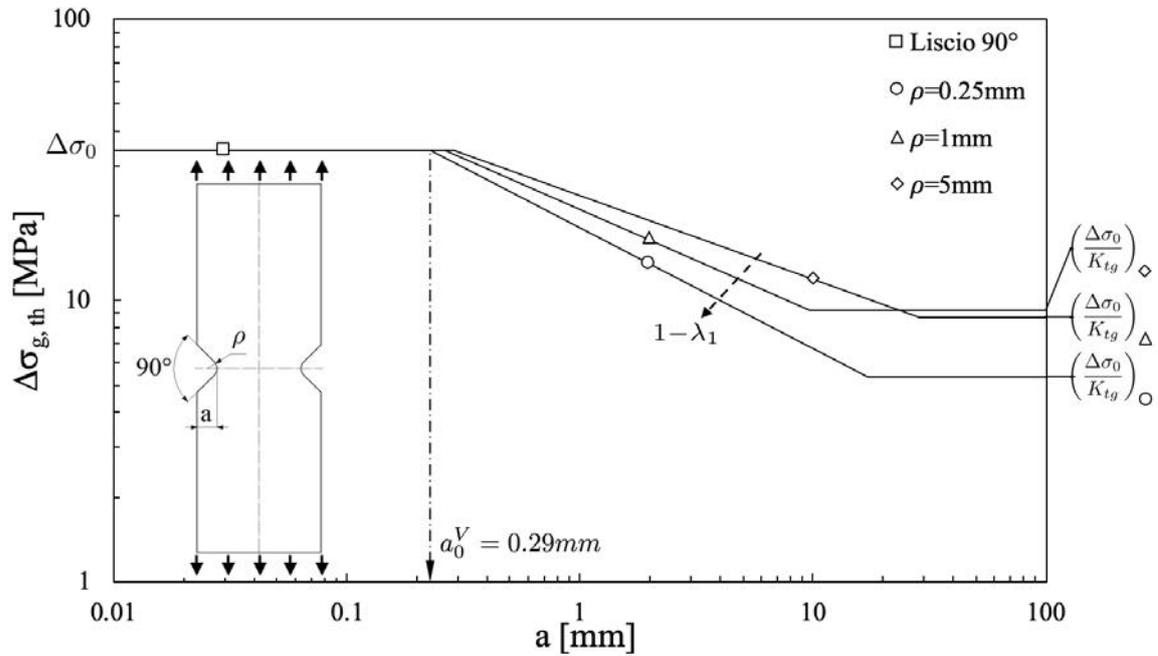


Figura 6.18: Diagramma Atzori-Lazzarin-Meneghetti per il PPS-40GF e $\theta=90^\circ$

all'equazione 1.18. In tabella 6.19 vengono riassunte le stime ottenute per via sperimentale riguardo al parametro a_0^V al variare dell'orientazione delle fibre di rinforzo.

θ	$\Delta\sigma_0$ [MPa]	a_0^V [mm]
0°	66	0.26
90°	34	0.29

Tabella 6.19: Lunghezza di cricca intrinseca al variare dell'orientazione

A causa della mancanza di tempo non è stato possibile ulteriori prove sperimentali per poter verificare la stima effettuata riguardo a_0^V . Vengono quindi rimandate a sviluppi futuri la realizzazione di appositi provini e l'esecuzione delle prove sperimentali.

Capitolo 7

Analisi delle superfici di frattura

7.1 Introduzione

Attraverso l'analisi delle superfici di frattura che è possibile eseguite sui componenti strutturali è possibile ottenere importanti informazioni relative alla modalità di cedimento, innesco delle cricche, direzione di propagazione, tipologia di sollecitazione applicata e condizioni ambientali al momento del cedimento.

Sono state quindi analizzate le superfici dei provini sottoposti a compressione per poter riscontrare eventuali differenze rispetto alla superfici di frattura analizzate a seguito delle prove di trazione. Inoltre è stato valutato, dove possibile, lo strato di core

7.1.1 Rottura di tipo fragile

Nel caso in cui il cedimento sia di tipo fragile, come nel caso in cui la rottura sia causata da un impatto, la quantità di energia necessaria per far propagare la cricca risulta essere relativamente bassa rispetto al caso in cui la frattura sia di tipo duttile. Per tali condizioni la matrice presenta una lieve deformazione al momento della rottura. Analizzando la superficie di frattura per un materiale composito a matrice polimerica rinforzato con fibre corte è possibile osservare 3 diversi comportamenti del materiale, mostrati in figura 7.1(a), (b), (c):

- textured microflow;
- scarps;
- ribbons;
- riverlines.

7.1.2 Rottura di tipo duttile

Nel caso della frattura di tipo duttile, in cui vi sono basse velocità di propagazione della cricca, la matrice ha il tempo di deformarsi plasticamente. Ciò si rispecchia sulla morfologia della superficie che mostra fenomeni di plasticità come la presenza di fibrille sulla matrice, si veda figura 7.1(d).

7.1.3 Rottura per fatica

Non è possibile mettere in evidenza particolari differenze nel confronto tra rottura fragile di tipo statico ed una rottura per fatica. Il carico cicli fa sì che si manifestino delle striature sulla matrice polimerica simili alle riverlines osservate nella rottura fragile statica, figura 7.2.

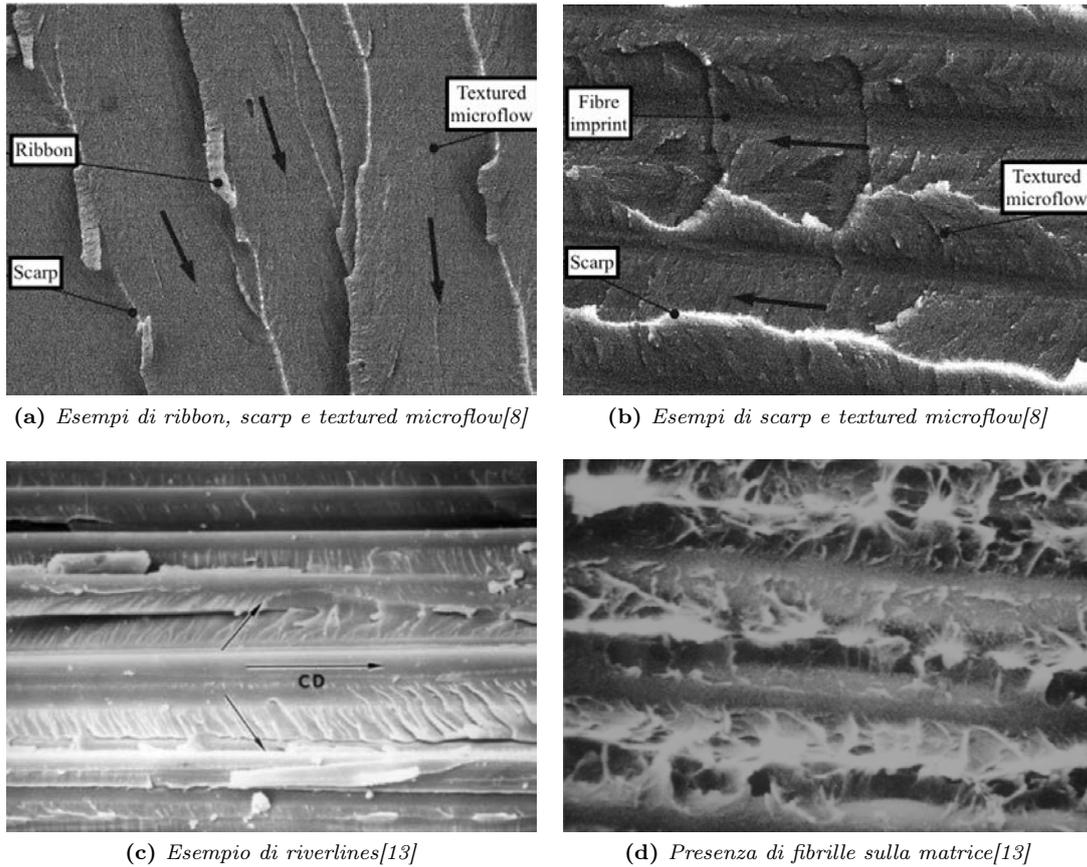


Figura 7.1: Diverse tipologie di superfici di frattura

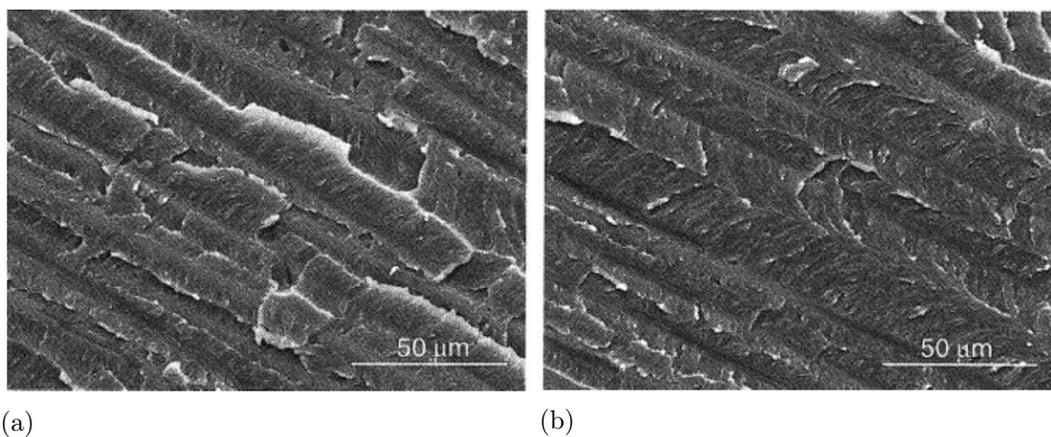


Figura 7.2: Rottura statica (a) e rottura per fatica (b) nel composito HTA/6376[8]

7.2 Analisi dei provini

L'analisi delle superfici di frattura è avvenuta presso il laboratorio Te.Si. dell'Università degli di Padova, attraverso l'utilizzo del SEM, acronimo di *Scanning Electron Microscope*. Tale microscopio sfrutta come sorgente un filamento di tungsteno che genera un fascio di elettroni che attraverso una serie di lenti viene concentrato su di una specifica zona in modo tale da permetterne la scansione. Gli elettroni riflessi dalla superficie vengono in seguito rilevati da uno scanner e convertiti in impulsi elettrici. Il risultato è un'immagine in bianco e nero ad elevata risoluzione e grande profondità di

campo, che ha caratteristiche simili a quelle di una normale immagine fotografica. Il SEM opera in condizioni di vuoto (con pressioni inferiori a $10^{-3} Pa$) al fine di ridurre la dispersione degli elettroni e il campione deve essere conduttivo e messo a terra, in modo da poter allontanare dalla zona di analisi ogni possibile accumulo di carica che renderebbe impossibile l'osservazione.

Campioni non conduttivi, come quelli trattati nel caso in esame, possono essere comunque esaminati al SEM applicando speciali rivestimenti metallici. La preparazione delle superfici di frattura in questo caso consiste nel tagliare una porzione di provino, avendo cura di non danneggiare la superficie di frattura, e posizionarla per mezzo di un nastro adesivo conduttivo, *carbon tape*, su degli appositi supporti. Terminata questa operazione è possibile collocare i campioni all'interno del macchinario denominato *Denton Vacuum Desk V HP* che permette di ricoprire le superfici di frattura con un sottile strato di oro-palladio, in modo tale che possano essere rilevate dal SEM.

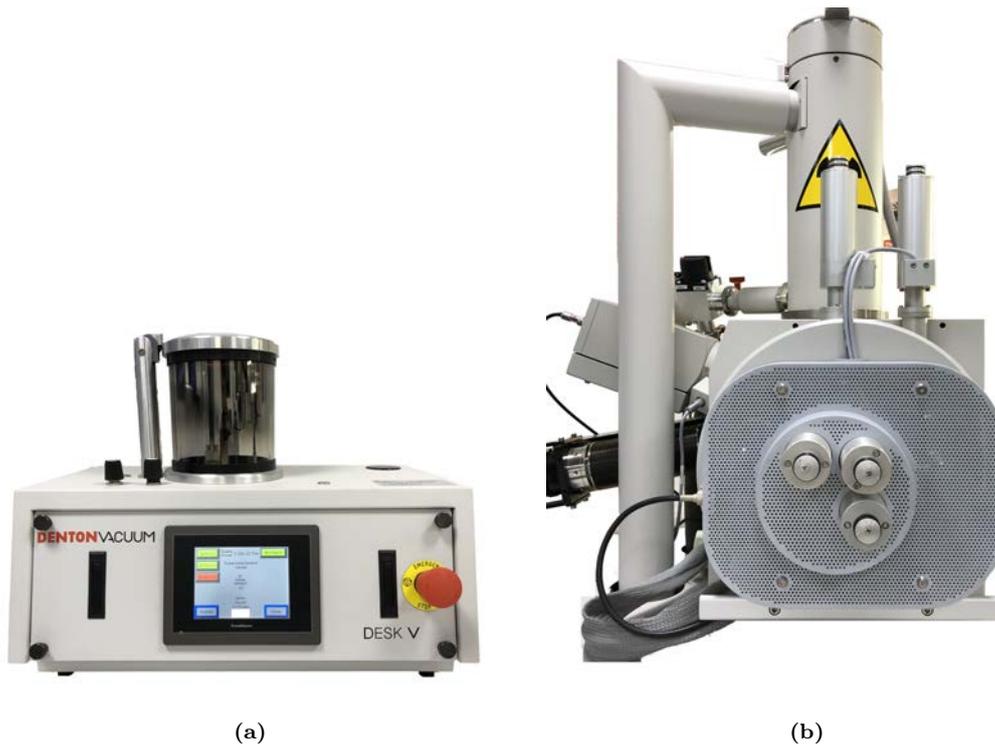


Figura 7.3: *Denton Vacuum Desk V HP (a) e SEM (b)*

7.2.1 Provini soggetti a trazione

In primo luogo si andranno a riassumere brevemente ciò che era stato osservato dall'analisi delle superfici di frattura nei provini utilizzati per la caratterizzazione a trazione del materiale. Tra tutti i provi analizzati è stato possibile distinguere tra 2 principali morfologie di superfici di frattura:

- fibrille: morfologia peculiare della rottura di tipo duttile;
- riverlines: morfologia peculiare della rottura di tipo fragile.

È stata notata la presenza di fibrille nelle zone limitrofe ai bordi del provini. Nella zona in cui avviene la nucleazione della cricca, la matrice ha il tempo necessario per esplicitare la sua plasticità dando quindi origine alle fibrille sulla superficie di frattura. Invece nelle zone in cui avviene la rapida propagazione della cricca è possibile osservare le riverlines. Durante le prove statiche di trazione dei provini intagliati era stato possibile osservare l'innesco della all'apice dell'intaglio.

A conferma di quanto affermato in precedenza, la presenza di fibrille è stata osservata nella zona adiacente all'intaglio, mentre nella restante parte del provino sono state osservate le riverlines. La superficie occupata da fibrille, risulta essere inferiore rispetto a quella nella quale si osservano le riverlines.

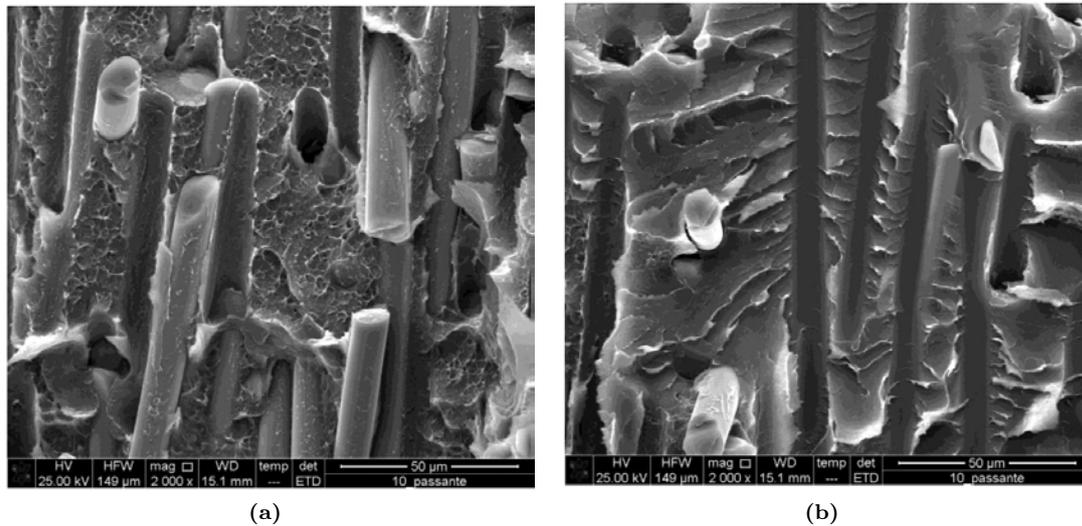


Figura 7.4: Morfologie delle superfici di frattura osservate nei provini sottoposti a trazione[1]

7.2.2 Provini lisci

Lo studio delle superfici di frattura dei provini a compressione si è focalizzato sul andare a determinarne la morfologia per poter arricchire la conoscenza riguardo i fenomeni di cedimento a compressione. Sono stati quindi analizzati i provini lisci, i provini intagliati aventi spessore nominale 1.8mm e i provini intagliati con foro centrale.

Si riportano qui di seguito le immagini ottenute dall'osservazione della superficie di frattura tramite il SEM del provini lisci ottenuti dalle piastre sia in direzione parallela a quella di iniezione delle fibre sia in direzione ortogonale a quella di iniezione delle fibre.

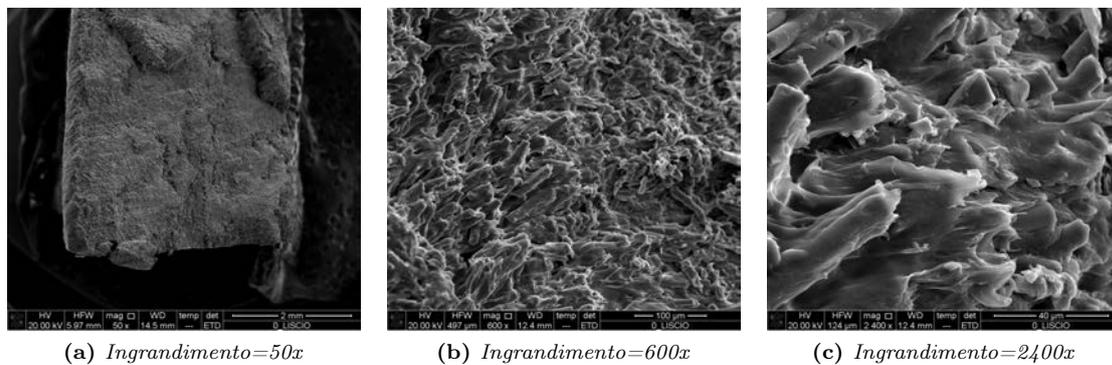


Figura 7.5: Superficie di frattura osservata nel provino 0_03_C

Come è possibile vedere dalle figure 7.5 e 7.6 non è possibile distinguere chiaramente nessuna delle due morfologie individuate nei provini soggetti a trazione. Nonostante ciò risulta evidente un elevato comportamento plastico da parte della matrice. Il motivo per cui risulta difficile eseguire valutazioni sulle superfici di frattura è determinato dal fatto che a compressione il materiale viene schiacciato su se stesso. Questo comporta che le superfici di frattura non siano propriamente "pulite" poiché al momento del cedimento il provino si separa si in due ma scorrendo tra le due interfacce e danneggiandole ulteriormente. Inoltre non è possibile notare particolari differenze tra la superficie del provino a 0° rispetto a quella del provino a 90°, ciò fa pensare che il meccanismo di cedimento sia simile per entrambe le orientazioni delle fibre.

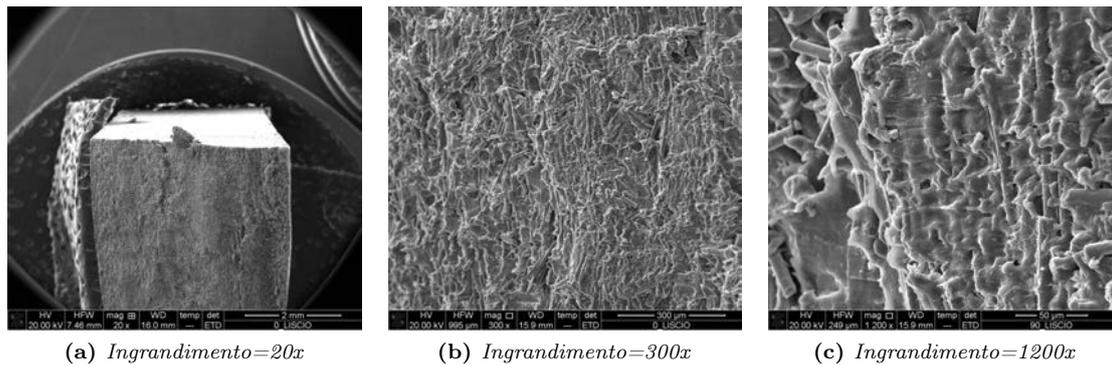


Figura 7.6: Superficie di frattura osservata nel provino 90_04_C

7.2.3 Provini con V-notch

Si ricorda che per tutti questi provini la rottura è stata causata dal buckling, dunque non si tratta di una rottura dovuta alla pura compressione. Per tutte le superfici sono state infatti osservate le riverlines per entrambe le orientazione delle fibre. A titolo di esempio vengono riportate le immagini rilevate SEM riguardanti il provino 0_R025_C e 90_R1_C.

Dai provini ricavati dalle piastre in direzione ortogonale alla direzione di flusso delle fibre nello stampo è stato possibile andare a valutare lo strato di core effettivamente presente, come è possibile osservare in figura 7.8, poiché è più semplice andare ad individuare la linea di separazione tra le 2 diverse orientazioni delle fibre.

Dalla valutazione delle immagini si evince che lo strato di core risulta essere in media pari a 0.37mm nei provini aventi spessore 1.8mm, che corrisponde al 20.6% dello spessore totale.

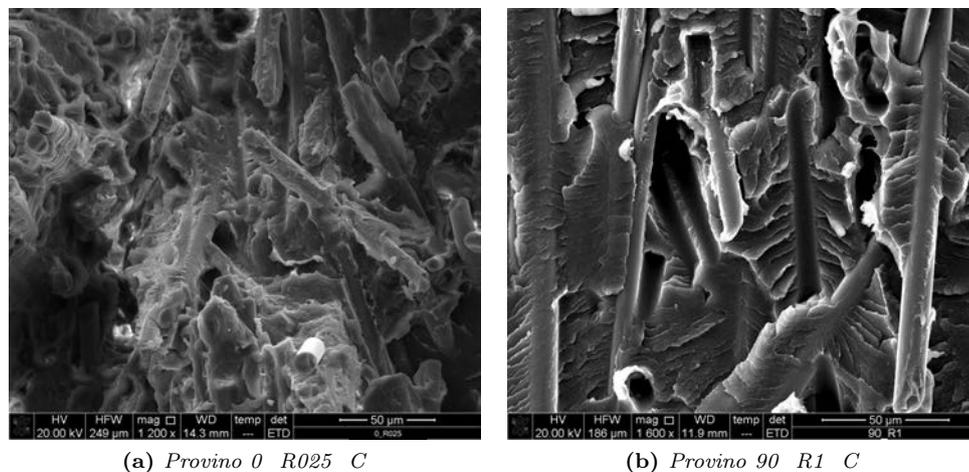


Figura 7.7: Superfici di frattura nei provini con V-notch

7.2.4 Provini forati

Poiché nelle prove statiche effettuate sui provini forati la rottura è avvenuta a causa del puro sforzo assiale di compressione è possibile confrontare tali superfici con le superfici analizzate sui provini lisci. Dalle analisi delle immagini ottenute al SEM per tali provini si è notata la medesima morfologia della superficie di frattura rispetto ai provini lisci.

Tutte le superfici di frattura sono fra loro confrontabili sia al variare dell'orientazione delle fibre sia al variare della dimensione del foro. Analogamente a quanto evidenziato per i provini lisci anche in questo caso è possibile notare un elevato comportamento plastico della matrice.

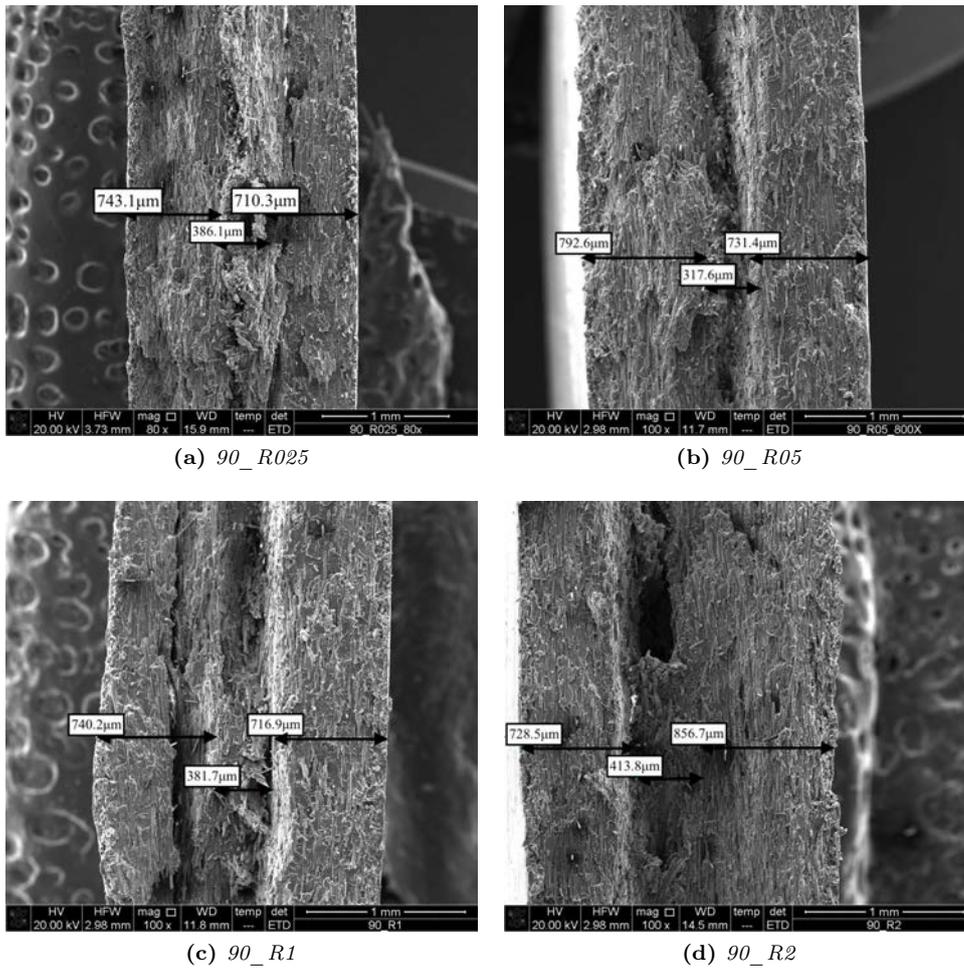


Figura 7.8: Valutazione dello strato di core nei provini a 90°

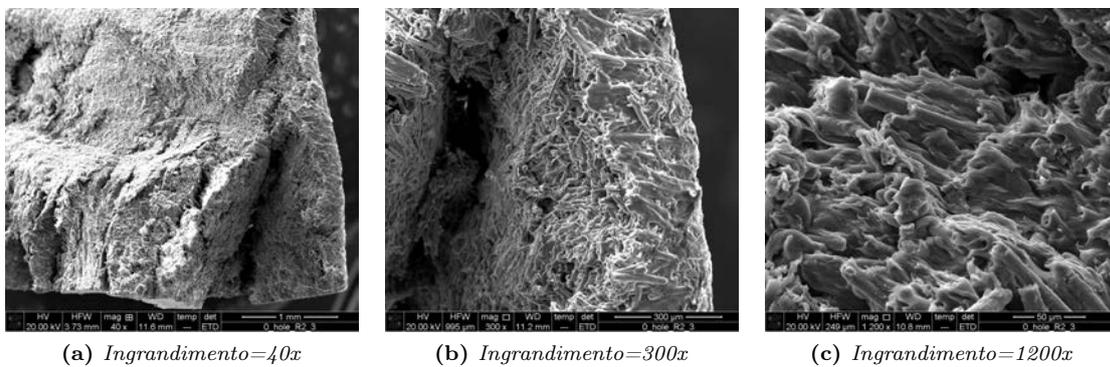


Figura 7.9: Superficie di frattura osservata nel provino 0_hole_R2_3

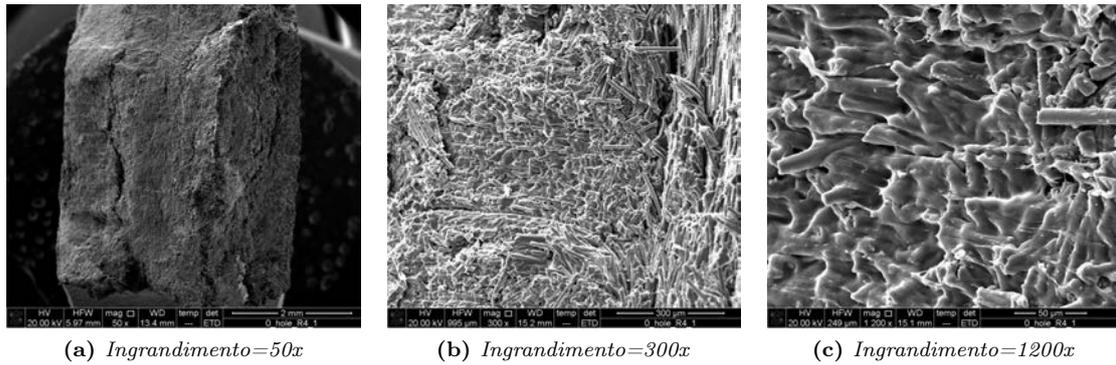


Figura 7.10: Superficie di frattura osservata nel provino 0_hole_R4_1

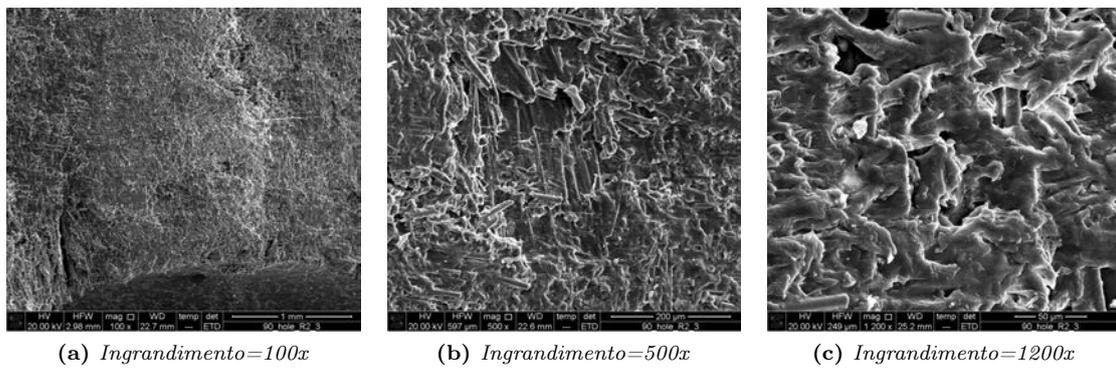


Figura 7.11: Superficie di frattura osservata nel provino 90_hole_R2_3

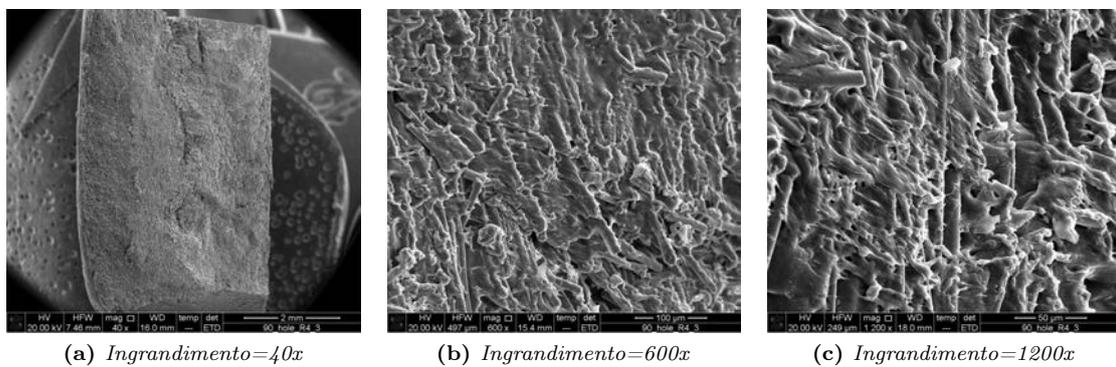


Figura 7.12: Superficie di frattura osservata nel provino 90_hole_R4_3

Sono state inoltre analizzate le superfici di frattura dei provini 0_hole_R4_2 e 0_hole_R4_3 della zona di materiale soggetta a trazione per poter confrontare la morfologia con le superfici di frattura a trazione analizzate in precedenza. In accordo a quanto osservato nei provini intagliati sollecitati a trazione sono state identificate due differenti morfologie delle superfici di frattura. In prossimità del foro sono presenti le fibrille mentre spostandosi verso i bordi sono state osservate le riverlines.

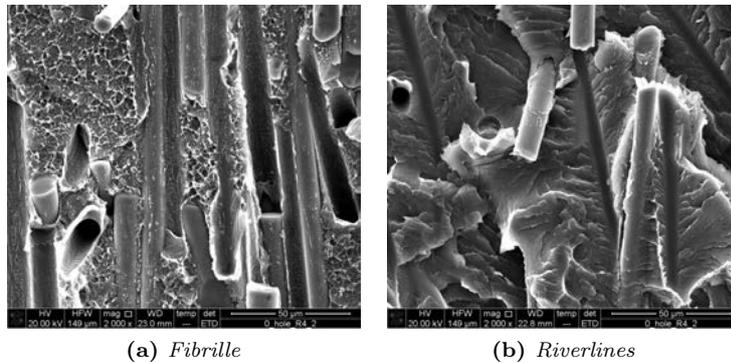


Figura 7.13: Superficie di frattura osservata nel provino 0_hole_R4_2

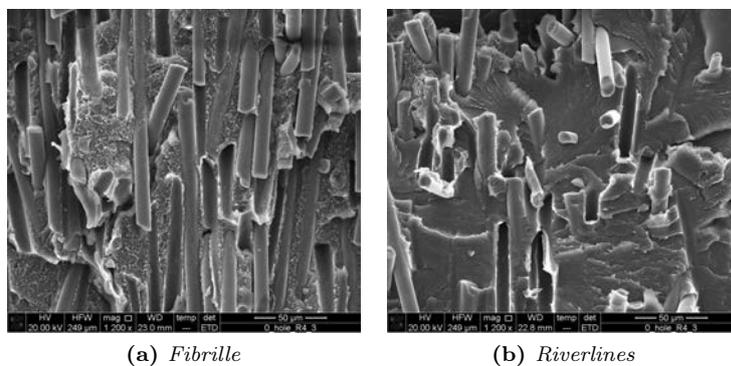
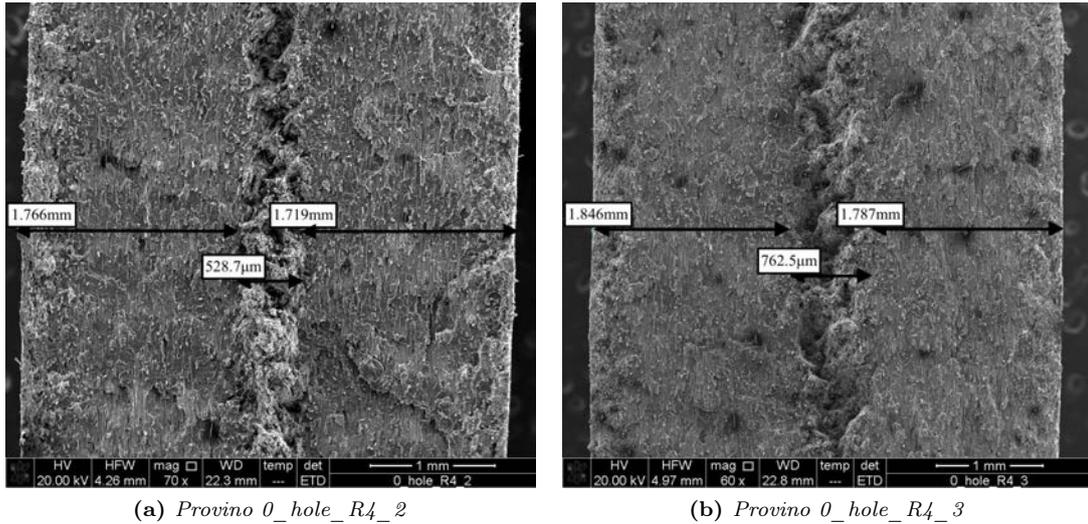


Figura 7.14: Superficie di frattura osservata nel provino 0_hole_R4_3

In aggiunta per i due provini sopracitati è stato valutato lo spessore dello strato di core. Tale valutazione risulta essere particolarmente interessante al fine di raffrontare i valori di core ottenuti per i provini ottenuti dalle piastre aventi spessore nominale 4mm con i provini ottenuti dalle piastre aventi spessore nominale 1.8mm.

Nel peggiore dei casi lo spessore dello strato di core è stato valutato essere pari a 0.762mm, ovvero il 19% dello spessore totale nella piastra di 4mm, un valore confrontabile con il risultato ottenuto dai provini ricavati dalle piastre di spessore nominale 1.8mm.

(a) *Provino 0_hole_R4_2*(b) *Provino 0_hole_R4_3***Figura 7.15:** Valutazione core nei provino con foro $\varnothing 8\text{mm}$

7.3 Analisi superfici di frattura a fatica

Per completare l'analisi delle superfici di frattura sono stati esaminati altri 8 provini provenienti dal set utilizzato per la caratterizzazione a fatica del materiale. Per ogni orientazione del materiale e geometria considerata è stato deciso di esaminare i provini per i quali la rottura a fatica si sia manifestata ad un elevato numero di cicli. A seguito della medesima fase di preparazione sono stati introdotti all'interno del SEM i seguenti provini:

<i>Provino</i>	$\sigma_{a,net}[\text{MPa}]$	$N_i[\text{cicli}]$	$N_R[\text{cicli}]$
0_7	42.72	/	822308
0_R025_6	17.08	400000	3400046
0_R1_2	19.61	820000	881970
0_R5_5	22.135	193768	207902
90_7	17.75	/	474277
90_R025_1	9.37	380000	1691746
90_R1_4	10.84	224079	1190201
90_R5_6	12.64	689272	1890990

Tabella 7.1: *Provini a fatica esaminati*

Nel caso sei provini lisci la superficie di frattura mostra una morfologia della superficie di frattura omogenea e non è stato possibile individuare con chiarezza il punto d'innesco della cricca che ha causato il cedimento.

Sia nel caso del provino con orientazione $\theta=0^\circ$ che nel caso del provino con orientazione $\theta=90^\circ$ sono state osservate su tutta la superficie le riverlines.

Per quanto concerne l'analisi dei provini intagliati si era già a conoscenza del luogo di innesco della cricca dato che tutte le prove sono state monitorate. Per ogni provino sono state esaminate le superfici di frattura in corrispondenza del sito d'innesco e nella porzione di materiale diametralmente opposta dove è avvenuta la propagazione instabile. Si riportano di seguito le immagini più significative, le restanti sono consultabili all'appendice C. Sia per i provini a 0° che per i provi a 90° sono state trovate le medesime morfologie delle superfici di frattura, vale a dire la presenza delle fibrille in corrispondenza dei siti di nucleazione della cricca e le riverlines laddove la cricca è propagata instabilmente.

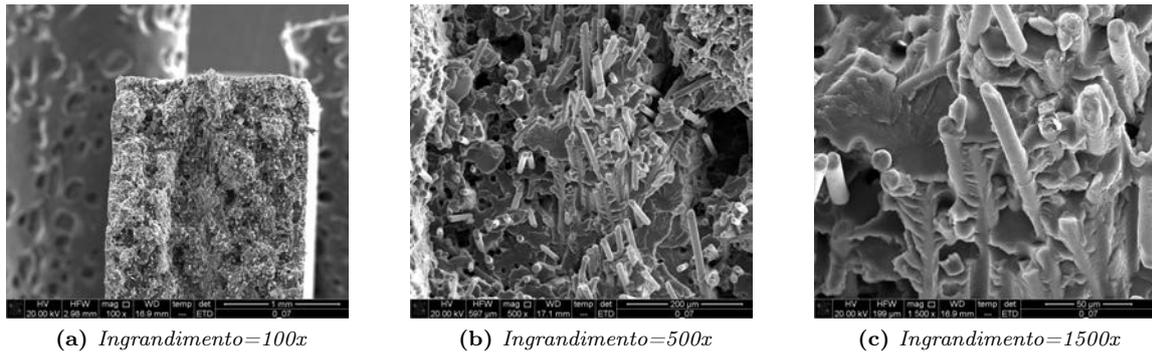


Figura 7.16: Superficie di frattura del provino 0_7

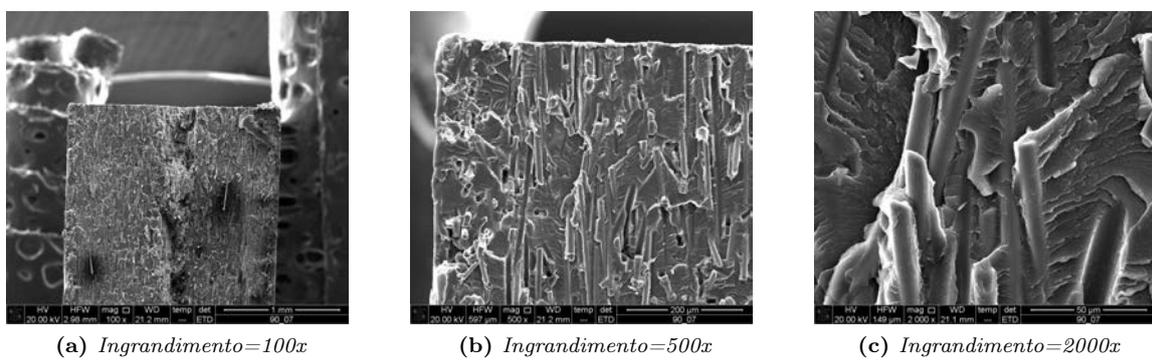


Figura 7.17: Superficie di frattura del provino 90_7

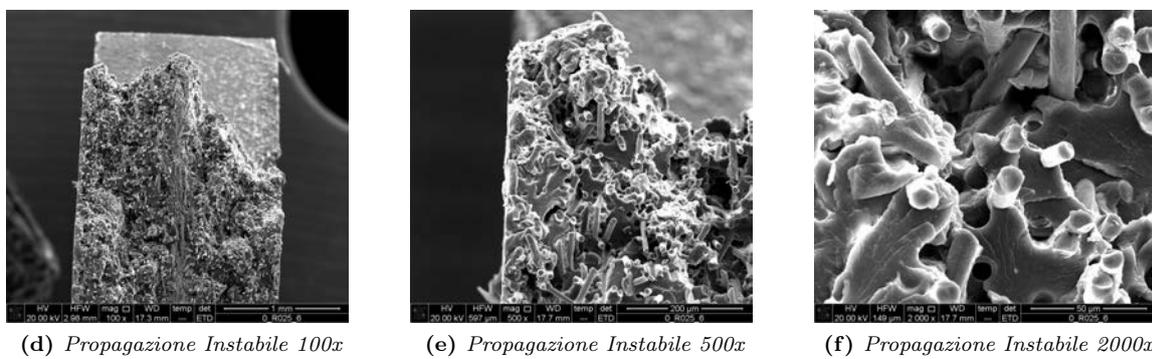
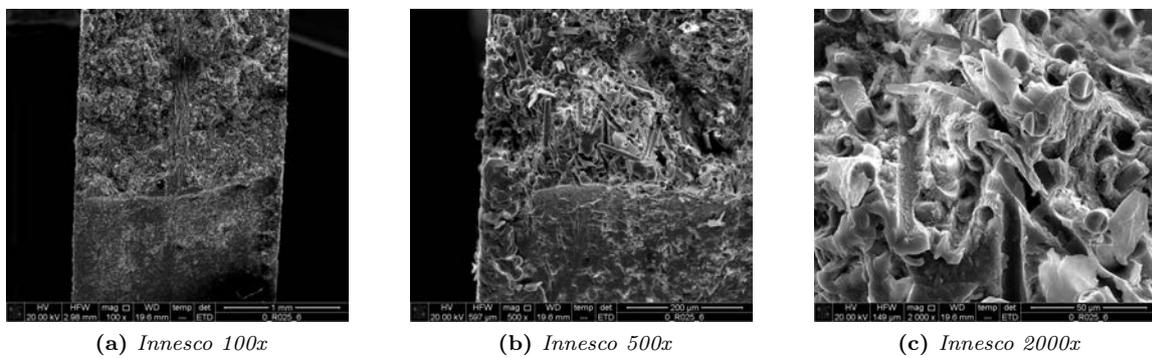


Figura 7.18: Provino 0_R025_6

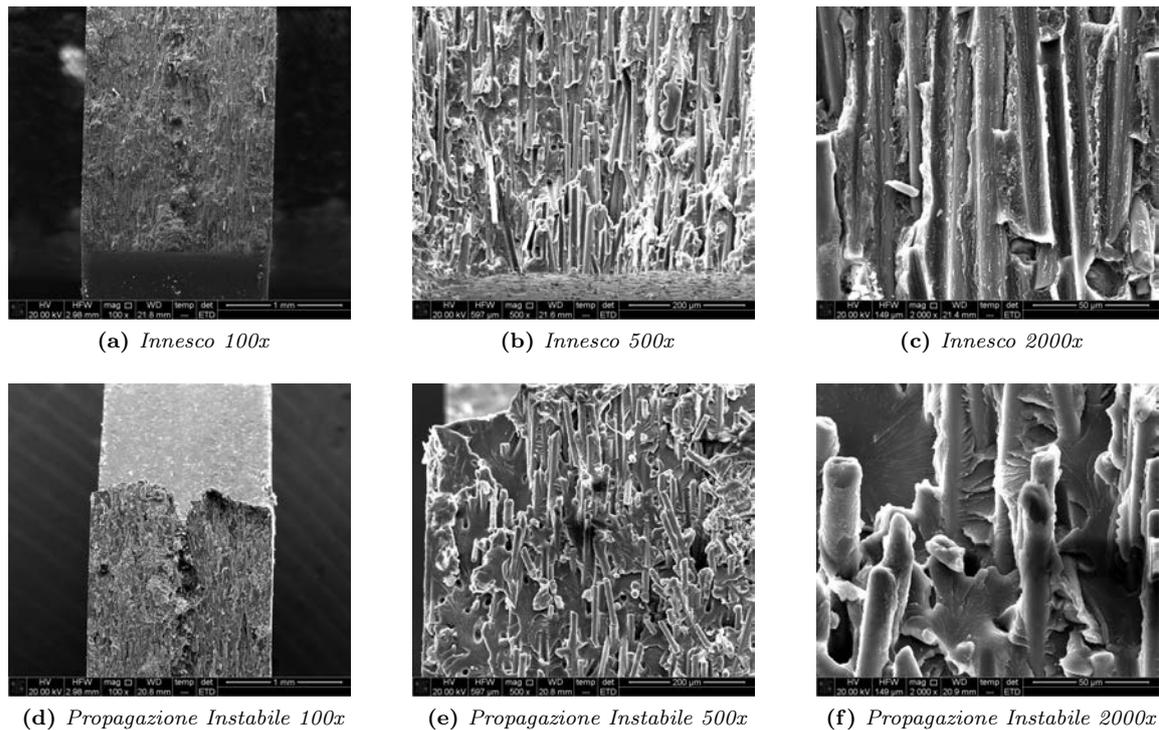


Figura 7.19: *Provino 90_R1_4*

7.4 Commenti finali

Dall'analisi delle superfici di frattura dei provini soggetti a sforzo assiale di compressione è stato possibile notare somiglianza tra le varie superfici esaminate che mostrano tutte un elevato comportamento plastico della matrice.

Inoltre è stato possibile osservare le stesse morfologie della superficie di frattura dei provini soggetti a sforzo assiale di trazione nei provini con foro centrale $\varnothing 8\text{mm}$ nelle zone limitrofe all'intaglio.

In aggiunta si segnala che le differenze evidenziate tra le morfologie delle superfici di frattura tra il caso di rottura causata dalla trazione rispetto al caso della compressione ha permesso di mettere in luce che vi siano due meccanismi di cedimento differenti che portano alla rottura del materiale. Tuttavia nel caso della compressione non è stato possibile identificare con chiarezza il meccanismo di cedimento alla base della rottura nel caso della compressione in quanto la superficie di frattura risulta essere molto complessa da analizzare dato che il materiale scorre su se stesso.

Per quanto concerne l'analisi dei provini soggetti a fatica le morfologie riscontrate delle superfici di frattura risultano essere in accordo con la letteratura e con le superfici delle prove statiche. Infatti nel sito d'innesco della cricca la matrice ha il tempo di manifestare la sua plasticità facendo sì che sulla superficie si manifestino le fibrille. Al contrario nella zona in cui la cricca è propagata instabilmente si riscontrano le riverlines poiché la rottura è pressoché istantanea. Nel caso dei provini intagliati si conclude dunque che anche a valle dell'analisi morfologica non è possibile distinguere una rottura statica da una rottura per fatica.

Capitolo 8

Conclusioni

Nella realtà industriale odierna vi è un crescente domanda di sfruttare materiali non convenzionali, come gli SFRPCs, per applicazioni strutturali dove sono richieste prestazioni meccaniche a basso peso. Tale movimento del mercato verso questa direzione è determinata dal fatto che tali materiali hanno processi di produzione e di lavorazione inferiori rispetto ai materiali convenzionali, come le leghe leggere. In aggiunta il processo di stampaggio ad iniezione, utilizzato per la produzione di questi materiali, consente la realizzazione di forme geometricamente complesse e l'orientazione delle fibre all'interno del componente in modo tale da sfruttare efficacemente l'aumento delle caratteristiche di resistenza e delle proprietà elastiche derivanti dalla presenza del rinforzo.

Infatti, rispetto ad un materiale convenzionale utilizzato per applicazioni strutturali, gli SFRPCs presentano delle caratteristiche di resistenza specifiche superiori, proprio a causa del loro basso peso. Tuttavia per poterle sfruttare al meglio, è necessario, in fase di progettazione, utilizzare quanto più possibile dati sperimentali e i criteri di cedimento appropriati per il materiale considerato, al fine di evitare inutili sovradimensionamenti dei componenti che possono far incrementare notevolmente il peso, e di conseguenza i costi di produzione, annullando i vantaggi derivanti dall'utilizzo di questi materiali.

Per poter quindi eseguire una progettazione oculata è fondamentale avere a disposizione le curve caratteristiche del materiale sia per quanto concerne la progettazione statica che a fatica. Ciononostante vista la grande varietà di matrici e di rinforzi disponibili non sono presenti in letteratura molti dati su cui basarsi per la progettazione.

Il presente lavoro di tesi ha avuto quindi come oggetto la caratterizzazione statica e a fatica di un SFRPCs, il PPS-GF40, al fine di poter ampliare la conoscenza riguardo a questi materiali ed il loro comportamento. Erano già disponibili da un precedente lavoro di tesi i dati necessari per la caratterizzazione statica a trazione del materiale indi per cui è stato necessario completare la caratterizzazione del materiale a compressione, per mezzo di provini lisci.

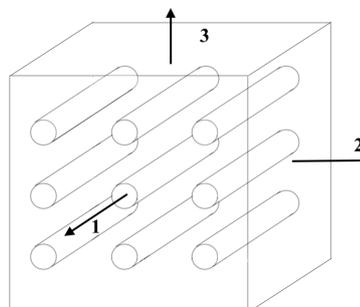
Il tempo a disposizione ha permesso di analizzare il comportamento statico esclusivamente del materiale che presentava un'orientazione delle fibre parallela ed ortogonale alla direzione di sollecitazione. Si riassumono quindi brevemente le proprietà elastiche e le caratteristiche di resistenza ottenute a seguito delle prove sperimentali.

$E_{11} = 14780MPa$	$G_{12} = 3200MPa$	$\nu_{12} = 0.4$
$E_{22} = 7490MPa$	$G_{13} = 3200MPa$	$\nu_{13} = 0.4$
$E_{33} = 7490MPa$	$G_{23} = 1400MPa$	$\nu_{23} = 0.37$

Proprietà elastiche stimate del PPS-GF40

$\sigma_{1T} = 155MPa$	$\sigma_{1C} = 215MPa$	$\tau_{12U} = 80MPa$
$\sigma_{2T} = 65MPa$	$\sigma_{2C} = 160MPa$	$\tau_{13U} = 80MPa$
$\sigma_{3T} = 65MPa$	$\sigma_{3C} = 160MPa$	$\tau_{23U} = 62MPa$

Proprietà di resistenza stimate del PPS-GF40



Inoltre è stato stimato un'altra importante caratteristica del materiale, il raggio del volume di controllo R_C , per le varie orientazioni delle fibre considerate. Tale parametro risulta essere fondamentale al fine di poter utilizzare l'approccio energetico basato sulla densità di energia di deformazione

mediata all'interno del volume di controllo. Secondo questo criterio si procede ad eseguire le verifiche strutturali imponendo che il valore di SED mediato sia inferiore alla densità di energia critica, ottenuta dall'area sottesa dalle prove di trazione sui provini lisci.

Per tarare il raggio del volume di controllo sono state eseguite delle prove sperimentali a trazione ed a compressione su provini intagliati.

Sulla base delle prove di trazione precedentemente effettuate su provini intagliati era stato determinato il raggio del volume di controllo statico a trazione. A seguito di varie prove di compressione su provini che mostravano diverse tipologie di intaglio è stata avanzata l'ipotesi che il materiale risulti essere insensibile all'effetto dell'intaglio sia che le fibre siano orientate parallelamente alla direzione di carico sia che siano disposte ortogonalmente alla direzione di carico. Nonostante ciò è stato stimato il raggio di controllo del materiale a compressione per mezzo di simulazioni FEM lineari elastiche, al fine di fornire, in fase di progettazione, un parametro di verifica anche nel caso di sollecitazioni di compressione.

Orientazione	Sollecitazione	$R_{c, statico}[mm]$
0°	Trazione	0.39
	Compressione	0.8
45°	Trazione	0.38
90°	Trazione	0.52
	Compressione	0.75

Raggi critici al variare dell'orientazione e al tipo di sollecitazione

Ultimata la caratterizzazione statica del materiale a compressione è stata eseguita la caratterizzazione a fatica del materiale, considerando sempre i casi in cui le fibre di rinforzo siano disposte parallelamente ed ortogonalmente alla direzione di carico.

La caratterizzazione a fatica del materiale è stata eseguita utilizzando un rapporto ciclo $R=0.05$, dato che il comportamento del materiale è risultato essere asimmetrico. Analogamente al caso statico sono stati utilizzati sia provini lisci che intagliati al fine di calcolare il limite a fatica del materiale liscio e fornire una stima del raggio di controllo nel caso di sollecitazioni cicliche. Il limite a fatica è stato determinato per un numero di cicli di riferimento $N_A = 2 \cdot 10^6$ cicli. Dai provini lisci sono state ottenute le curve di Wöhler del materiale di cui si riassumono brevemente i parametri.

Orientazione	R	k	$\sigma_{a,50\%}[MPa]$	T_σ
0°	0.05	15	36	1.58
90°	0.05	17.14	17	1.38

Caratterizzazione a fatica del materiale liscio

Per poter fornire una stima della dimensione del raggio del volume strutturale del materiale sono state monitorate tutte le prove a fatica eseguite sui provini intagliati al fine di poter individuare il numero di cicli per cui si innescava la cricca all'apice dell'intaglio. Così facendo sono state ottenute le curve ad innesco al variare dell'intaglio considerato. Attraverso un approccio iterativo basato su simulazioni FEM è stato stimata la dimensione del volume di controllo per entrambe le orientazioni del materiale.

Orientazione	$\Delta\bar{W}_{Liscio}[MJ/m^3]$	$R_{C, Fatica}[mm]$	$\Delta\bar{W}_{Intagliato}[MJ/m^3]$
0°	0.0368	0.59	0.0366
90°	0.0193	0.46	0.0192

Stima del raggio di controllo a fatica

Una volta stimato il raggio di controllo è stato possibile convertire l'ampiezza di tensione netta in densità di energia di deformazione che viene introdotta in un ciclo di carico. Così facendo tutti i punti sperimentali ad innesco cadono tutti all'interno di un'unica banda di progettazione che risulta essere di sintesi per quanto concerne la progettazione a fatica.

Un approccio energetico risulta dunque vincente sia per quanto riguarda la progettazione statica

che la progettazione a fatica. Questo perché una volta tarato il raggio di controllo sarà sufficiente posizionarlo in maniera appropriata all'apice dell'intaglio ed eseguire la verifica in energia nel caso statico. Il metodo si è rivelato efficace anche per quanto riguarda la progettazione a fatica poiché la dispersione delle bande di progettazione calcolate con questo approccio risulta essere inferiore rispetto a quella calcolata con l'ampiezza di tensione nominale considerando insieme tutte le geometrie di provino utilizzate. Si evince che vi è stata una compattazione dei risultati nel passaggio da range di tensione nominale a range di densità di energia.

Un altro vantaggio deriva dal fatto che l'energia all'interno del volume di controllo può essere calcolata per mezzo di modelli FEM caratterizzati da mesh non particolarmente fitte in prossimità dell'intaglio in quanto il SED viene ricavato direttamente dagli spostamenti nodali del modello. Dal punto di vista teorico le proprietà del materiale e l'orientazione delle fibre all'apice dell'intaglio dipendono da numerosi parametri come la microstruttura del materiale, i parametri di processo utilizzati per la realizzazione delle piastre e i parametri utilizzati per la lavorazione alle macchine utensili.

Tuttavia attraverso la determinazione sperimentale del raggio di controllo è possibile tenere conto di tutti questi parametri e anche dei diversi modi di sollecitazione.

Dalle analisi FEM è stato riscontrato un limite dell'applicazione del SED ai materiali ortotropi. Infatti la forma sferica del volume di controllo deriva dal fatto che per i materiali isotropi, per il quali fu inizialmente formulato il SED, le curve di isoenergia assumono la forma di circonferenze. Esaminando un materiale ortotropo come il PPS-GF40 è stato riscontrato che le curve di isoenergia risultano essere piuttosto degli ellissi con i lobi schiacciati, soprattutto nel caso in cui le fibre siano disposte parallelamente alla direzione di carico. L'utilizzo di un volume di controllo circolare non risulterebbe quindi teoricamente appropriato ma dal punto di vista applicativo, una volta tarato questo risulta essere di sintesi per la progettazione strutturale.

Per concludere la caratterizzazione a fatica è stato abbozzato il diagramma Atzori-Lazzarin-Meneghetti per entrambe le orientazione delle fibre nel caso di un intaglio a V con angolo di apertura pari a 90° . È stato quindi possibile andare a fornire una stima per via sperimentale del parametro a_0^V , caratteristica del materiale, che rappresenta la lunghezza caratteristica di cricca per cui il limite a fatica $\Delta\sigma_0$ interseca il ΔK_{th}^V della curva ottenuta dall'intaglio più severo considerato ($\rho = 0.25mm$).

θ	$\Delta\sigma_0 [MPa]$	$a_0^V [mm]$
0°	66	0.26
90°	34	0.29

Lunghezza di cricca intrinseca al variare dell'orientazione

Attraverso l'analisi della morfologia delle superfici di frattura eseguita per mezzo del SEM sono state identificate due differenti morfologie a seconda del comportamento manifestato concordi con quanto presente in letteratura. La prima tipologia che è stata possibile osservare corrisponde alla superficie caratterizzata da *fibrille*. Queste si manifestano nel caso in cui la rottura sia stata di tipo duttile. Tale morfologia è stata riscontrata all'apice degli intagli dove avveniva la nucleazione della cricca. In questo sito infatti il materiale aveva il tempo di espletare la sua plasticità.

La seconda tipologia osservata prende il nome di *riverlines* e si manifesta nel caso in cui la rottura è di tipo fragile. Tale morfologia si manifestava nelle zone in cui la cricca ha propagato in maniera instabile.

Non è stato possibile riscontrare alcuna differenza tra le superfici di frattura osservate nei provini utilizzati per le prove statiche ed i provini utilizzati per le prove a fatica andando a confermare anche in questo caso le nozioni presenti in letteratura.

Dall'analisi frattografica dei provini soggetti a compressione non è stato possibile identificare nessuna delle precedenti tipologie di morfologie probabilmente dovuto al fatto che, nel caso della compressione, al momento della rottura i lembi del provino scorrono l'uno sull'altro causando un danneggiamento della superficie. Nonostante ciò le immagini estratte dal SEM mostrano un chiaro comportamento plastico del materiale quando quest'ultimo viene soggetto a compressione.

Si rimandano invece a sviluppi futuri le seguenti attività:

- Caratterizzazione statica a compressione del materiale con orientazione delle fibre $\theta=45^\circ$ rispetto alla direzione di sollecitazione;

- Caratterizzazione a fatica del materiale con orientazione delle fibre $\theta=45^\circ$ rispetto alla direzione di sollecitazione;
- Tracciamento del diagramma Attori-Lazzarin-Meneghetti nel caso con orientazione delle fibre $\theta=45^\circ$ rispetto alla direzione di sollecitazione e stima del parametro caratteristico a_0^V ;
- Verifica della stima fornita di a_0^V per tutte le orientazioni del materiale attraverso la realizzazione di specifici provini intagliati e l'esecuzione delle prove a fatica.
- Esecuzione delle prove a fatica sulle restanti geometrie utilizzate durante la caratterizzazione statica per ampliare il set di dati della banda di progettazione a fatica tramite approccio SED.

Appendice A

Elementi SHELL63

In questa sezione dell'elaborato verranno esposti alcuni risultati delle simulazioni agli elementi finiti ottenute con il software Ansys®. È stato necessario produrre delle simulazioni agli elementi finiti prima di poter eseguire i test di compressione sui provini intagliati al fine di verificare che non si manifestasse il fenomeno dell'instabilità all'equilibrio, noto anche come *Buckling*.

Tale fenomeno si instaura in strutture snelle, come ad esempio nelle travi, nei recipienti a parete sottile o nel caso in esame da provini si sezione rettangolare, quando sono soggette a carichi di compressione. Sottoposta ad un carico di compressione troppo elevato, ovvero maggiore o uguale al carico critico euleriano, la struttura può inflettersi. Le cause di tale fenomeno sono molteplici:

- vibrazioni
- azioni accidentali
- imprecisioni della struttura
- problemi di rettilineità

Il *Buckling* porta quindi al cedimento prematuro della struttura causato dalle proprietà geometriche della medesima piuttosto che per un cedimento del materiale. Ma può portare ad un cedimento del materiale ed al collasso se le deformazioni conseguenti non sono contenute in maniera appropriata. È bene quindi evitare che questo fenomeno si verifichi durante l'esecuzione delle prove di compressione poiché andrebbe ad enfiarsi negativamente sui risultati sperimentali.

Lo scopo delle simulazioni è consistito nel verificare che le i provini intagliati non presentassero inflessioni quando soggetti ai carichi di prova. Dato che il materiale a disposizione era limitato è stato cruciale eseguire tali verifiche in modo da ottenere il massimo dai provini realizzati in laboratorio.

Si consideri di voler calcolare il coefficiente di concentrazione delle tensioni lordo K_{tg} del provino che presenta un doppio intaglio circolare ai lati di raggio $R = 10mm$. Dai diagrammi del Peterson [23, p. 84] si può ricavare che, per un materiale isotropo, $K_{tg} = 3,26$. Al fine di valutare la bontà delle soluzioni ottenute è stato necessario verificare il comportamento degli elementi shell con un caso noto per il quale si potesse avere un riscontro teorico quanto meno qualitativo.

Per calcolare il K_{tg} è stato deciso di utilizzare un elemento shell e non un canonico elemento plate in quanto quest'ultimo non capta il comportamento flessionale che è necessario analizzare per le simulazioni di *Buckling*. Sono stati presi in esame due differenti elementi shell per le analisi, l'elemento *SHELL63* e l'elemento *SHELL281*.

Al contrario dell'elemento *SHELL281*, l'elemento *SHELL63*, non presente nel menù di scelta pre-integrato nel codice. Questo elemento ha sia capacità di cogliere il comportamento assiale sia il comportamento flessionale della struttura, è necessario captare questo tipo di comportamento per le simulazioni di *Buckling*. Inoltre consente sia di applicare sia carichi paralleli e normali al piano dell'elemento.

L'elemento presenta sei gradi di libertà per nodo:

- traslazioni lungo l'asse X,Y e Z
- rotazioni attorno l'asse X,Y e Z

PROVINO	K_{tg} PLATE 181	K_{tg} SHELL 281	K_{tg} SHELL 63
R025	8.92	8.115	8.91
R05	6.56	6.25	6.56
R1	4.87	4.79	4.87
R2	4.89	4.88	4.89
R5	5.11	5.13	5.12
R10	3.93	3.91	3.93

Tabella A.1: Valori K_{tg} per $\theta = 0^\circ$

L'elemento è definito da 4 nodi, 4 spessori e dalle proprietà del materiale. Si assume che lo spessore vari con continuità nell'area dell'elemento imponendo i valori dello spessore ai 4 nodi. Tuttavia è anche possibile impostare un spessore uniforme e costante inserendo solamente il valore di TK(I). Per inserire tale elemento all'interno della simulazione è stato necessario utilizzare i comandi APDL: *ET,1,SHELL63*.

Sia per l'elemento *SHELL281* che per l'elemento *SHELL63* è stato riscontrato che il picco di tensione che si instaura all'apice dell'intaglio abbia una dipendenza lineare in funzione dello spessore impostato durante la fase di pre-processing, nonostante venisse applicata una tensione lorda di trazione unitaria al bordo libero del modello. Per far sì che i risultati delle simulazioni fossero in accordo con le stime del Peterson è stato necessario applicare una tensione lorda pari allo spessore impostato dell'elemento. Questa informazione è stata fondamentale per consentire un corretto sviluppo delle successive simulazioni di *Buckling* al fine di impostare le corrette condizioni di carico per l'elemento ed ottenere dei risultati che abbiano senso fisico.

Tuttavia la scelta è ricaduta sull'elemento *SHELL63* e non sullo *SHELL281* poiché quest'ultimo non è in grado di cogliere i picchi di tensione di intagli molto severi come quelli analizzati in questo elaborato. Nella tabella ?? sono stati confrontati i valori di K_{tg} ottenuti dagli elementi shell, considerando le proprietà del PPS-40GF, contro i risultati degli *PLATE 181*, presi come riferimento, in quanto in letteratura non sono presenti stime del valore del coefficiente di concentrazione di tensione lordo per materiali ortotropi. Nonostante il picco di tensione non vada ad influire particolarmente nell'analisi dell'instabilità all'equilibrio, si è preferito lo stesso utilizzare l'elemento che riuscisse a rappresentare al meglio la realtà al fine di ottenere risultati il più possibile prossimi a quelli sperimentali.

Appendice B

Codici APDL

Codice B.1: Geometria R=0.25mm

```
/PREP7
! PREPARO GEOMETRIA
K,1,0,0,0,
K,2,42.5,0,0,
K,3,42.5,12.5,0
K,4,2.1,12.5,0
K,5,0.18,10.57,0
K,6,0,10.5,0
K,7,0,10.75,0
LARC,6,5,7,0.25, ! CREA RACCORDO R=0.25
LSTR, 6,1 ! CREO LINEE
LSTR, 1,2
LSTR, 2,3
LSTR, 3,4
LSTR, 4,5
AL,1,2,3,4,5,6 ! CREA AREA SULLE LINEE
```

Codice B.4: Geometria R=2mm

```
/PREP7
!PREPARO GEOMETRIA
K,1,0,0,0,
K,2,42.5,0,0,
K,3,42.5,12.5,0
K,4,4.83,12.5,0
K,5,1.41,9.09,0
K,6,0,8.5,0
K,7,0,10.5,0
LARC,6,5,7,2, ! CREA RACCORDO R=2
LSTR, 6,1 ! CREO LINEE
LSTR, 1,2
LSTR, 2,3
LSTR, 3,4
LSTR, 4,5
AL,1,2,3,4,5,6 ! CREA AREA SULLE LINEE
```

Codice B.2: Geometria R=0.5mm

```
/PREP7
! PREPARO GEOMETRIA
K,1,0,0,0,
K,2,42.5,0,0,
K,3,42.5,12.5,0
K,4,2.21,12.5,0
K,5,0.35,10.65,0
K,6,0,10.5,0
K,7,0,11,0
LARC,6,5,7,0.5, ! CREA RACCORDO R=0.5
LSTR, 6,1 ! CREO LINEE
LSTR, 1,2
LSTR, 2,3
LSTR, 3,4
LSTR, 4,5
AL,1,2,3,4,5,6 ! CREA AREA SULLE LINEE
```

Codice B.5: Geometria R=5mm

```
/PREP7
!PREPARO GEOMETRIA
K,1,0,0,0,
K,2,42.5,0,0,
K,3,42.5,20,0
K,4,12.07,20,0
K,5,3.54,11.46,0
K,6,0,10,0
K,7,0,15,0
LARC,6,5,7,5, ! CREA RACCORDO R=5
LSTR, 6,1 ! CREO LINEE
LSTR, 1,2
LSTR, 2,3
LSTR, 3,4
LSTR, 4,5
AL,1,2,3,4,5,6 ! CREA AREA SULLE LINEE
```

Codice B.3: Geometria R=1mm

```
/PREP7
! PREPARO GEOMETRIA
K,1,0,0,0,
K,2,42.5,0,0,
K,3,42.5,12.5,0
K,4,2.41,12.5,0
K,5,0.71,10.79,0
K,6,0,10.5,0
K,7,0,11.5,0
LARC,6,5,7,1, ! CREA RACCORDO R=1
LSTR, 6,1 ! CREO LINEE
LSTR, 1,2
LSTR, 2,3
LSTR, 3,4
LSTR, 4,5
AL,1,2,3,4,5,6 ! CREA AREA SULLE LINEE
```

Codice B.6: Curva trazione 0°

```
TBPT , DEFI , 0.00102 , 15
TBPT , DEFI , 0.00135 , 20
TBPT , DEFI , 0.00169 , 25
TBPT , DEFI , 0.00204 , 30
TBPT , DEFI , 0.00238 , 35
TBPT , DEFI , 0.00272 , 40
TBPT , DEFI , 0.00307 , 45
TBPT , DEFI , 0.00343 , 50
TBPT , DEFI , 0.00378 , 55
TBPT , DEFI , 0.00415 , 60
TBPT , DEFI , 0.00452 , 65
TBPT , DEFI , 0.00490 , 70
TBPT , DEFI , 0.00528 , 75
TBPT , DEFI , 0.00568 , 80
TBPT , DEFI , 0.00609 , 85
TBPT , DEFI , 0.00651 , 90
TBPT , DEFI , 0.00694 , 95
TBPT , DEFI , 0.00739 , 100
TBPT , DEFI , 0.00786 , 105
TBPT , DEFI , 0.00835 , 110
TBPT , DEFI , 0.00886 , 115
TBPT , DEFI , 0.00939 , 120
```

TBPT	, DEFI	, 0.00994	, 125
TBPT	, DEFI	, 0.01052	, 130
TBPT	, DEFI	, 0.01113	, 135
TBPT	, DEFI	, 0.01176	, 140
TBPT	, DEFI	, 0.01243	, 145
TBPT	, DEFI	, 0.01314	, 150
TBPT	, DEFI	, 0.01388	, 155
TBPT	, DEFI	, 0.01465	, 160
TBPT	, DEFI	, 0.01547	, 165
TBPT	, DEFI	, 0.01634	, 170
TBPT	, DEFI	, 0.01725	, 175
TBPT	, DEFI	, 0.01820	, 180
TBPT	, DEFI	, 0.01921	, 185
TBPT	, DEFI	, 0.02027	, 190
TBPT	, DEFI	, 0.02139	, 195
TBPT	, DEFI	, 0.02257	, 200
TBPT	, DEFI	, 0.02380	, 205
TBPT	, DEFI	, 0.02511	, 210
TBPT	, DEFI	, 0.02648	, 215
TBPT	, DEFI	, 0.02792	, 220
TBPT	, DEFI	, 0.02943	, 225
TBPT	, DEFI	, 0.03102	, 230
TBPT	, DEFI	, 0.03270	, 235
TBPT	, DEFI	, 0.03445	, 240
TBPT	, DEFI	, 0.03629	, 245
TBPT	, DEFI	, 0.03822	, 250
TBPT	, DEFI	, 0.04025	, 255
TBPT	, DEFI	, 0.04237	, 260
TBPT	, DEFI	, 0.04459	, 265
TBPT	, DEFI	, 0.04692	, 270
TBPT	, DEFI	, 0.04935	, 275
TBPT	, DEFI	, 0.05190	, 280
TBPT	, DEFI	, 0.05456	, 285
TBPT	, DEFI	, 0.05733	, 290
TBPT	, DEFI	, 0.06024	, 295
TBPT	, DEFI	, 0.06326	, 300
TBPT	, DEFI	, 0.06642	, 305
TBPT	, DEFI	, 0.06972	, 310
TBPT	, DEFI	, 0.07315	, 315
TBPT	, DEFI	, 0.07672	, 320
TBPT	, DEFI	, 0.08044	, 325
TBPT	, DEFI	, 0.08432	, 330
TBPT	, DEFI	, 0.08835	, 335
TBPT	, DEFI	, 0.09254	, 340
TBPT	, DEFI	, 0.09689	, 345
TBPT	, DEFI	, 0.10141	, 350
TBPT	, DEFI	, 0.10611	, 355
TBPT	, DEFI	, 0.11099	, 360
TBPT	, DEFI	, 0.11605	, 365
TBPT	, DEFI	, 0.12129	, 370
TBPT	, DEFI	, 0.12673	, 375
TBPT	, DEFI	, 0.13237	, 380
TBPT	, DEFI	, 0.13820	, 385
TBPT	, DEFI	, 0.14425	, 390
TBPT	, DEFI	, 0.15050	, 395
TBPT	, DEFI	, 0.15698	, 400
TBPT	, DEFI	, 0.16367	, 405
TBPT	, DEFI	, 0.17060	, 410
TBPT	, DEFI	, 0.17775	, 415
TBPT	, DEFI	, 0.18515	, 420
TBPT	, DEFI	, 0.19279	, 425
TBPT	, DEFI	, 0.20067	, 430
TBPT	, DEFI	, 0.20881	, 435
TBPT	, DEFI	, 0.21721	, 440
TBPT	, DEFI	, 0.22587	, 445
TBPT	, DEFI	, 0.23481	, 450
TBPT	, DEFI	, 0.24402	, 455
TBPT	, DEFI	, 0.25351	, 460
TBPT	, DEFI	, 0.26329	, 465
TBPT	, DEFI	, 0.27336	, 470
TBPT	, DEFI	, 0.28374	, 475
TBPT	, DEFI	, 0.29442	, 480
TBPT	, DEFI	, 0.30541	, 485
TBPT	, DEFI	, 0.31671	, 490
TBPT	, DEFI	, 0.32834	, 495
TBPT	, DEFI	, 0.34030	, 500
TBPT	, DEFI	, 0.35259	, 505
TBPT	, DEFI	, 0.36523	, 510

Codice B.7: Curva compressione 0°

TBPT	, DEFI	, 0.00102	, 15
TBPT	, DEFI	, 0.00135	, 20
TBPT	, DEFI	, 0.00169	, 25
TBPT	, DEFI	, 0.00203	, 30
TBPT	, DEFI	, 0.00238	, 35
TBPT	, DEFI	, 0.00272	, 40
TBPT	, DEFI	, 0.00307	, 45
TBPT	, DEFI	, 0.00342	, 50
TBPT	, DEFI	, 0.00377	, 55
TBPT	, DEFI	, 0.00414	, 60
TBPT	, DEFI	, 0.00451	, 65
TBPT	, DEFI	, 0.00489	, 70
TBPT	, DEFI	, 0.00528	, 75
TBPT	, DEFI	, 0.00568	, 80
TBPT	, DEFI	, 0.00610	, 85
TBPT	, DEFI	, 0.00654	, 90
TBPT	, DEFI	, 0.00700	, 95
TBPT	, DEFI	, 0.00748	, 100
TBPT	, DEFI	, 0.00798	, 105
TBPT	, DEFI	, 0.00852	, 110
TBPT	, DEFI	, 0.00908	, 115
TBPT	, DEFI	, 0.00969	, 120
TBPT	, DEFI	, 0.01033	, 125
TBPT	, DEFI	, 0.01102	, 130
TBPT	, DEFI	, 0.01175	, 135
TBPT	, DEFI	, 0.01254	, 140
TBPT	, DEFI	, 0.01338	, 145
TBPT	, DEFI	, 0.01428	, 150
TBPT	, DEFI	, 0.01526	, 155
TBPT	, DEFI	, 0.01630	, 160
TBPT	, DEFI	, 0.01742	, 165
TBPT	, DEFI	, 0.01863	, 170
TBPT	, DEFI	, 0.01992	, 175
TBPT	, DEFI	, 0.02132	, 180
TBPT	, DEFI	, 0.02281	, 185
TBPT	, DEFI	, 0.02441	, 190
TBPT	, DEFI	, 0.02614	, 195
TBPT	, DEFI	, 0.02798	, 200
TBPT	, DEFI	, 0.02996	, 205
TBPT	, DEFI	, 0.03207	, 210
TBPT	, DEFI	, 0.03433	, 215
TBPT	, DEFI	, 0.03675	, 220
TBPT	, DEFI	, 0.03933	, 225
TBPT	, DEFI	, 0.04209	, 230
TBPT	, DEFI	, 0.04503	, 235
TBPT	, DEFI	, 0.04816	, 240
TBPT	, DEFI	, 0.05149	, 245
TBPT	, DEFI	, 0.05503	, 250
TBPT	, DEFI	, 0.05880	, 255
TBPT	, DEFI	, 0.06280	, 260
TBPT	, DEFI	, 0.06704	, 265
TBPT	, DEFI	, 0.07154	, 270
TBPT	, DEFI	, 0.07630	, 275
TBPT	, DEFI	, 0.08134	, 280
TBPT	, DEFI	, 0.08667	, 285
TBPT	, DEFI	, 0.09230	, 290
TBPT	, DEFI	, 0.09824	, 295
TBPT	, DEFI	, 0.10452	, 300
TBPT	, DEFI	, 0.11113	, 305
TBPT	, DEFI	, 0.11810	, 310
TBPT	, DEFI	, 0.12543	, 315
TBPT	, DEFI	, 0.13315	, 320
TBPT	, DEFI	, 0.14127	, 325
TBPT	, DEFI	, 0.14979	, 330
TBPT	, DEFI	, 0.15874	, 335
TBPT	, DEFI	, 0.16813	, 340
TBPT	, DEFI	, 0.17798	, 345
TBPT	, DEFI	, 0.18830	, 350
TBPT	, DEFI	, 0.19911	, 355
TBPT	, DEFI	, 0.21043	, 360
TBPT	, DEFI	, 0.22227	, 365
TBPT	, DEFI	, 0.23465	, 370
TBPT	, DEFI	, 0.24758	, 375
TBPT	, DEFI	, 0.26109	, 380
TBPT	, DEFI	, 0.27520	, 385
TBPT	, DEFI	, 0.28991	, 390
TBPT	, DEFI	, 0.30526	, 395
TBPT	, DEFI	, 0.32125	, 400
TBPT	, DEFI	, 0.33792	, 405
TBPT	, DEFI	, 0.35527	, 410
TBPT	, DEFI	, 0.37333	, 415
TBPT	, DEFI	, 0.39213	, 420

TBPT	, DEFI	, 0.41167	, 425
TBPT	, DEFI	, 0.43198	, 430
TBPT	, DEFI	, 0.45309	, 435
TBPT	, DEFI	, 0.47501	, 440
TBPT	, DEFI	, 0.49777	, 445
TBPT	, DEFI	, 0.52139	, 450
TBPT	, DEFI	, 0.54589	, 455
TBPT	, DEFI	, 0.57129	, 460
TBPT	, DEFI	, 0.59763	, 465
TBPT	, DEFI	, 0.62491	, 470
TBPT	, DEFI	, 0.65318	, 475
TBPT	, DEFI	, 0.68245	, 480
TBPT	, DEFI	, 0.71274	, 485
TBPT	, DEFI	, 0.74408	, 490
TBPT	, DEFI	, 0.77651	, 495
TBPT	, DEFI	, 0.81003	, 500
TBPT	, DEFI	, 0.84469	, 505
TBPT	, DEFI	, 0.88050	, 510

Codice B.8: Curva trazione 90°

TBPT	, DEFI	, 0.00200	, 15
TBPT	, DEFI	, 0.00268	, 20
TBPT	, DEFI	, 0.00335	, 25
TBPT	, DEFI	, 0.00404	, 30
TBPT	, DEFI	, 0.00475	, 35
TBPT	, DEFI	, 0.00549	, 40
TBPT	, DEFI	, 0.00627	, 45
TBPT	, DEFI	, 0.00711	, 50
TBPT	, DEFI	, 0.00802	, 55
TBPT	, DEFI	, 0.00904	, 60
TBPT	, DEFI	, 0.01018	, 65
TBPT	, DEFI	, 0.01149	, 70
TBPT	, DEFI	, 0.01299	, 75
TBPT	, DEFI	, 0.01473	, 80
TBPT	, DEFI	, 0.01675	, 85
TBPT	, DEFI	, 0.01911	, 90
TBPT	, DEFI	, 0.02186	, 95
TBPT	, DEFI	, 0.02507	, 100
TBPT	, DEFI	, 0.02881	, 105
TBPT	, DEFI	, 0.03314	, 110
TBPT	, DEFI	, 0.03817	, 115
TBPT	, DEFI	, 0.04396	, 120
TBPT	, DEFI	, 0.05063	, 125
TBPT	, DEFI	, 0.05828	, 130
TBPT	, DEFI	, 0.06701	, 135
TBPT	, DEFI	, 0.07694	, 140
TBPT	, DEFI	, 0.08821	, 145
TBPT	, DEFI	, 0.10095	, 150
TBPT	, DEFI	, 0.11531	, 155
TBPT	, DEFI	, 0.13143	, 160
TBPT	, DEFI	, 0.14948	, 165
TBPT	, DEFI	, 0.16964	, 170
TBPT	, DEFI	, 0.19207	, 175
TBPT	, DEFI	, 0.21698	, 180
TBPT	, DEFI	, 0.24456	, 185
TBPT	, DEFI	, 0.27502	, 190
TBPT	, DEFI	, 0.30859	, 195
TBPT	, DEFI	, 0.34549	, 200
TBPT	, DEFI	, 0.38597	, 205
TBPT	, DEFI	, 0.43027	, 210
TBPT	, DEFI	, 0.47867	, 215
TBPT	, DEFI	, 0.53144	, 220
TBPT	, DEFI	, 0.58886	, 225
TBPT	, DEFI	, 0.65123	, 230
TBPT	, DEFI	, 0.71887	, 235
TBPT	, DEFI	, 0.79209	, 240
TBPT	, DEFI	, 0.87124	, 245
TBPT	, DEFI	, 0.95665	, 250
TBPT	, DEFI	, 1.04869	, 255
TBPT	, DEFI	, 1.14773	, 260
TBPT	, DEFI	, 1.25416	, 265
TBPT	, DEFI	, 1.36838	, 270
TBPT	, DEFI	, 1.49080	, 275
TBPT	, DEFI	, 1.62184	, 280
TBPT	, DEFI	, 1.76195	, 285
TBPT	, DEFI	, 1.91159	, 290
TBPT	, DEFI	, 2.07121	, 295
TBPT	, DEFI	, 2.24131	, 300
TBPT	, DEFI	, 2.42239	, 305
TBPT	, DEFI	, 2.61495	, 310
TBPT	, DEFI	, 2.81953	, 315
TBPT	, DEFI	, 3.03667	, 320

TBPT	, DEFI	, 3.26692	, 325
TBPT	, DEFI	, 3.51087	, 330
TBPT	, DEFI	, 3.76910	, 335
TBPT	, DEFI	, 4.04222	, 340
TBPT	, DEFI	, 4.33085	, 345
TBPT	, DEFI	, 4.63563	, 350
TBPT	, DEFI	, 4.95723	, 355
TBPT	, DEFI	, 5.29630	, 360
TBPT	, DEFI	, 5.65353	, 365
TBPT	, DEFI	, 6.02965	, 370
TBPT	, DEFI	, 6.42536	, 375
TBPT	, DEFI	, 6.84141	, 380
TBPT	, DEFI	, 7.27856	, 385
TBPT	, DEFI	, 7.73759	, 390
TBPT	, DEFI	, 8.21929	, 395
TBPT	, DEFI	, 8.72447	, 400
TBPT	, DEFI	, 9.25396	, 405
TBPT	, DEFI	, 9.80862	, 410
TBPT	, DEFI	, 10.38931	, 415
TBPT	, DEFI	, 10.99692	, 420
TBPT	, DEFI	, 11.63236	, 425
TBPT	, DEFI	, 12.29654	, 430
TBPT	, DEFI	, 12.99043	, 435
TBPT	, DEFI	, 13.71498	, 440
TBPT	, DEFI	, 14.47117	, 445
TBPT	, DEFI	, 15.26002	, 450
TBPT	, DEFI	, 16.08254	, 455
TBPT	, DEFI	, 16.93978	, 460
TBPT	, DEFI	, 17.83281	, 465
TBPT	, DEFI	, 18.76272	, 470
TBPT	, DEFI	, 19.73060	, 475
TBPT	, DEFI	, 20.73758	, 480
TBPT	, DEFI	, 21.78483	, 485
TBPT	, DEFI	, 22.87350	, 490
TBPT	, DEFI	, 24.00479	, 495
TBPT	, DEFI	, 25.17990	, 500
TBPT	, DEFI	, 26.40009	, 505
TBPT	, DEFI	, 27.66660	, 510

Codice B.9: Curva compressione 90°

TBPT	, DEFI	, 0.00200	, 15
TBPT	, DEFI	, 0.00267	, 20
TBPT	, DEFI	, 0.00334	, 25
TBPT	, DEFI	, 0.00402	, 30
TBPT	, DEFI	, 0.00470	, 35
TBPT	, DEFI	, 0.00539	, 40
TBPT	, DEFI	, 0.00609	, 45
TBPT	, DEFI	, 0.00680	, 50
TBPT	, DEFI	, 0.00753	, 55
TBPT	, DEFI	, 0.00827	, 60
TBPT	, DEFI	, 0.00904	, 65
TBPT	, DEFI	, 0.00984	, 70
TBPT	, DEFI	, 0.01067	, 75
TBPT	, DEFI	, 0.01154	, 80
TBPT	, DEFI	, 0.01245	, 85
TBPT	, DEFI	, 0.01342	, 90
TBPT	, DEFI	, 0.01443	, 95
TBPT	, DEFI	, 0.01551	, 100
TBPT	, DEFI	, 0.01666	, 105
TBPT	, DEFI	, 0.01788	, 110
TBPT	, DEFI	, 0.01919	, 115
TBPT	, DEFI	, 0.02059	, 120
TBPT	, DEFI	, 0.02210	, 125
TBPT	, DEFI	, 0.02371	, 130
TBPT	, DEFI	, 0.02545	, 135
TBPT	, DEFI	, 0.02732	, 140
TBPT	, DEFI	, 0.02932	, 145
TBPT	, DEFI	, 0.03148	, 150
TBPT	, DEFI	, 0.03381	, 155
TBPT	, DEFI	, 0.03630	, 160
TBPT	, DEFI	, 0.03899	, 165
TBPT	, DEFI	, 0.04188	, 170
TBPT	, DEFI	, 0.04497	, 175
TBPT	, DEFI	, 0.04830	, 180
TBPT	, DEFI	, 0.05186	, 185
TBPT	, DEFI	, 0.05568	, 190
TBPT	, DEFI	, 0.05977	, 195
TBPT	, DEFI	, 0.06414	, 200
TBPT	, DEFI	, 0.06882	, 205
TBPT	, DEFI	, 0.07381	, 210
TBPT	, DEFI	, 0.07913	, 215
TBPT	, DEFI	, 0.08480	, 220

```
TBPT , DEFI , 0.09084 , 225
TBPT , DEFI , 0.09727 , 230
TBPT , DEFI , 0.10410 , 235
TBPT , DEFI , 0.11135 , 240
TBPT , DEFI , 0.11904 , 245
TBPT , DEFI , 0.12719 , 250
TBPT , DEFI , 0.13583 , 255
TBPT , DEFI , 0.14497 , 260
TBPT , DEFI , 0.15463 , 265
TBPT , DEFI , 0.16483 , 270
TBPT , DEFI , 0.17560 , 275
TBPT , DEFI , 0.18696 , 280
TBPT , DEFI , 0.19894 , 285
TBPT , DEFI , 0.21154 , 290
TBPT , DEFI , 0.22481 , 295
TBPT , DEFI , 0.23876 , 300
TBPT , DEFI , 0.25342 , 305
TBPT , DEFI , 0.26881 , 310
TBPT , DEFI , 0.28496 , 315
TBPT , DEFI , 0.30190 , 320
TBPT , DEFI , 0.31965 , 325
TBPT , DEFI , 0.33823 , 330
TBPT , DEFI , 0.35769 , 335
TBPT , DEFI , 0.37803 , 340
TBPT , DEFI , 0.39930 , 345
TBPT , DEFI , 0.42153 , 350
TBPT , DEFI , 0.44473 , 355
TBPT , DEFI , 0.46894 , 360
TBPT , DEFI , 0.49420 , 365
TBPT , DEFI , 0.52053 , 370
TBPT , DEFI , 0.54796 , 375
TBPT , DEFI , 0.57653 , 380
TBPT , DEFI , 0.60626 , 385
TBPT , DEFI , 0.63720 , 390
TBPT , DEFI , 0.66937 , 395
TBPT , DEFI , 0.70281 , 400
TBPT , DEFI , 0.73755 , 405
TBPT , DEFI , 0.77362 , 410
TBPT , DEFI , 0.81107 , 415
TBPT , DEFI , 0.84992 , 420
TBPT , DEFI , 0.89022 , 425
TBPT , DEFI , 0.93200 , 430
TBPT , DEFI , 0.97529 , 435
TBPT , DEFI , 1.02014 , 440
TBPT , DEFI , 1.06658 , 445
TBPT , DEFI , 1.11466 , 450
TBPT , DEFI , 1.16440 , 455
TBPT , DEFI , 1.21585 , 460
TBPT , DEFI , 1.26906 , 465
TBPT , DEFI , 1.32405 , 470
TBPT , DEFI , 1.38087 , 475
TBPT , DEFI , 1.43957 , 480
TBPT , DEFI , 1.50018 , 485
TBPT , DEFI , 1.56275 , 490
TBPT , DEFI , 1.62732 , 495
TBPT , DEFI , 1.69393 , 500
TBPT , DEFI , 1.76263 , 505
TBPT , DEFI , 1.83347 , 510
```

Codice B.10: SED 2D spigolo vivo $\theta=0^\circ$

```
!CODICE PER IL CALCOLO DEL SED DEL PROVINO "
CRICCATO"
! CON ORIENTAMENTO A 0
/PREP7
!INSERISCO ELEMENTO PLANE182
ET,1,PLANE182
KEYOPT,1,1,3
KEYOPT,1,3,0
KEYOPT,1,6,0
!INSERISCO PORPRIETA' MATERIALE ORTOTROPO
uimp,1,ex,ey,ez,14780,7490,7490
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4
! PREPARO GEOMETRIA
RECTNG,0,42.5,0,12.5,
K, ,0,10.5,0,
K, ,2,12.5,0,
LSTR, ,5, ,6
ASBL, ,1, ,5
ADELE, ,2, , ,1
! CREA SEZIONE CIRCOLARE
CYL4,0,10.5,0.43,270, ,405
```

```
FLST,2,2,5,ORDE,2
FITEM,2,1
FITEM,2,3
AOVLAP,P51X
!CREO PARTIZIONE AFFERRAGGIO
K, ,10,0,0,
K, ,10,12.5,0,
LSTR, ,5, ,9
ASBL, ,2, ,5
! MESH AREE
AESIZE,1,0.04,
AESIZE,4,0.1,
AESIZE,3,0.1,
CM, _Y,AREA
ASEL, , , , 1
CM, _Y1,AREA
CHKMSH, 'AREA '
CMSEL, S, _Y
MSHKEY,1
AMESH, _Y1
MSHKEY,0
CMDELE, _Y
CMDELE, _Y1
CMDELE, _Y2

MSHKEY,0
FLST,5,2,5,ORDE,2
FITEM,5,3
FITEM,5,-4
CM, _Y,AREA
ASEL, , , , P51X
CM, _Y1,AREA
CHKMSH, 'AREA '
CMSEL, S, _Y
AMESH, _Y1
CMDELE, _Y
CMDELE, _Y1
CMDELE, _Y2
! ORIENTAZIONE A 0 !
LOCAL,11,0, , ,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0
! ACCOPPIO DOF AFFERRAGGIO
ASEL, S, , , 3
ALLSEL, BELOW, AREA
FLST,4,25326,1,ORDE,2
FITEM,4,64
FITEM,4,-25389
CP,1,UX,P51X
ALLSEL,ALL
! APPLICO VINCOLI DI SIMMETRIA
DL,6, ,SYMM
DL,7, ,SYMM
DL,12, ,SYMM
DL,8, ,SYMM
! VINCOLO AREA AFFERRAGGIO
DA,3,UY,
! APPLICO CARICO DI -135 MPa
SFL,2,PRES,135,
! LANCIO SOLUZIONE
/SOL
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
SAVE
! ESTRAZIONE RISULTATI
/POST1
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,SENE,
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,VOLU,
ASEL, S, , , 1
ALLSEL, BELOW, AREA
SSUM
! PER IL CODICE DEL PROVINO A 90
! E' SUFFICIENTE CAMBIARE L'ORIENTAZIONE,
! L'ENTITA' DEL CARICO APPLICATO
! E LA DIMENSIONE DEL SETTORE CIRCOLARE
```

Codice B.11: SED 2D R=0.25mm $\theta=0^\circ$

```
!DOPO AVER ESEGUITO IL CODICE DELLA
! GEOMETRIA R0.25 LANCIARE IL SEGUENTE CODICE
/PREP7
ET,1,PLANE182
KEYOPT,1,1,3
KEYOPT,1,3,0
KEYOPT,1,6,0
! PROPRIETA' MATERIALE ORTOTROPO
uimp,1,ex,ey,ez,13200,7490,7490
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4
!CREO SETTORE LUNARE COME INDICATO DA LAZZARIN
CYL4,0,10.58333,0.28333,0, ,360
AOVLAP,1,2
ADELE, , ,4, , ,1
! CREO PARTIZIONE PER AFFERAGGIO
K, ,17.5,0,0,
K, ,17.5,12.5,0,
LSTR,9,10
ASBL, , ,5, , ,2
! MESH AREE
AESIZE,3,0.04,
AESIZE,1,0.1,
AESIZE,2,0.1,
! MESH FREE DEL MODELLO
AMESH,ALL
! ORIENTAZIONE A 0 !
LOCAL,11,0, , , ,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0
! ACCOPPIO DOF AFFERRAGGIO
ASEL,S, , ,1
ALLSEL,BELOW,AREA
FLST,4,31626,1,ORDE,2
FITEM,4,1
FITEM,4,-31626
CP,1,UX,P51X
ALLSEL,ALL
! APPLICHO VINCOLI DI SIMMETRIA
DL,6, ,SYMM
DL,8, ,SYMM
DL,15, ,SYMM
DL,12, ,SYMM
! VINCOLO AREA AFFERRAGGIO
DA,1,UY,
! APPLICHO CARICO DI -83 MPa
SFL,4,PRES,83,
!LANCIO SOLUZIONE
/SOL
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
SAVE

!ESTRAZIONE RISULTATI
/POST1
ASEL,S, , ,3
ALLSEL,BELOW,AREA
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,SENE,
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,VOLU,
SSUM
! PER IL CODICE DEL PROVINO A 90
! CAMBIARE ORIENTAZIONE, IL CARICO APPLICATO
! E LA DIMENSIONE DEL SETTORE LUNARE
```

Codice B.12: SED 2D R=0.5mm $\theta=0^\circ$

```
!DOPO AVER ESEGUITO IL CODICE DELLA
! GEOMETRIA R0.5 LANCIARE IL SEGUENTE CODICE
/PREP7
ET,1,PLANE182
KEYOPT,1,1,3
KEYOPT,1,3,0
KEYOPT,1,6,0
! PROPRIETA' MATERIALE ORTOTROPO
uimp,1,ex,ey,ez,13200,7490,7490
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4
!CREO SETTORE LUNARE COME INDICATO DA LAZZARIN
CYL4,0,10.66666,0.63666,0, ,360
AOVLAP,1,2
ADELE, , ,4, , ,1
! CREO PARTIZIONE PER AFFERAGGIO
K,9,10,0,0,
K,10,10,12.5,0,
LSTR,9,10
ASBL, , ,5, , ,2
! MESH AREE
AESIZE,3,0.04,
AESIZE,1,0.1,
AESIZE,2,0.1,
! MESH FREE DEL MODELLO
AMESH,ALL
! ORIENTAZIONE A 0
LOCAL,11,0, , , ,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0
! ACCOPPIO DOF AFFERRAGGIO
ASEL,S, , ,1
ALLSEL,BELOW,AREA
FLST,4,31626,1,ORDE,2
FITEM,4,1
FITEM,4,-31626
CP,1,UX,P51X
ALLSEL,ALL
! APPLICHO VINCOLI DI SIMMETRIA
DL,6, ,SYMM
DL,8, ,SYMM
DL,12, ,SYMM
DL,15, ,SYMM
! VINCOLO AREA AFFERRAGGIO
DA,1,UY,
! APPLICHO CARICO DI -134,7 MPa
SFL,4,PRES,134.7,
!LANCIO SOLUZIONE
/SOL
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
SAVE
!ANALSI DEI RISULTATI
/POST1
ASEL,S, , ,3
ALLSEL,BELOW,AREA
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,SENE,
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,VOLU,
SSUM
! PER IL CODICE DEL PROVINO A 90
! CAMBIARE ORIENTAZIONE, IL CARICO APPLICATO
! E LA DIMENSIONE DEL SETTORE LUNARE
```

Codice B.13: SED 2D R=1mm $\theta=0^\circ$

```

!DOPO AVER ESEGUITO IL CODICE DELLA
! GEOMETRIA R0.5 LANCIARE IL SEGUENTE CODICE
/PREP7
ET,1,PLANE182
KEYOPT,1,1,3
KEYOPT,1,3,0
KEYOPT,1,6,0
! PROPRIETA' MATERIALE ORTOTROPO
uimp,1,ex,ey,ez,13200,7490,7490
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4
!CREO SETTORE LUNARE COME INDICATO DA LAZZARIN
CYL4,0,10.83333,0.80333,0, ,360
AOVLAP,1,2
ADELE, , , ,4, , ,1
! CREO PARTIZIONE PER AFFERRAGGIO
K,9,10,0,0,
K,10,10,12.5,0,
LSTR,9,10
ASBL, , ,5, , ,2
! MESH AREE
AESIZE,3,0.04,
AESIZE,1,0.1,
AESIZE,2,0.1,
! MESH FREE DEL MODELLO
AMESH,ALL
! ORIENTAZIONE A 0
LOCAL,11,0, , , ,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0
! ACCOPPIO DOF AFFERRAGGIO
ASEL,S, , , ,1
ALLSEL,BELOW,AREA
FLST,4,31626,1,ORDE,2
FITEM,4,1
FITEM,4,-31626
CP,1,UX,P51X
ALLSEL,ALL
! APPLICHO VINCOLI DI SIMMETRIA
DL,6, ,SYMM
DL,8, ,SYMM
DL,15, ,SYMM
DL,12, ,SYMM
! VINCOLO AREA AFFERRAGGIO
DA,1,UY,
! APPLICHO CARICO DI -137.7 MPa
SFL,4,PRES,137.7,
!LANCIO SOLUZIONE
/SOL
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
SAVE
!ANALSI DEI RISULTATI
/POST1
ASEL,S, , , ,3
ALLSEL,BELOW,AREA
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,SENE,
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,VOLU,
SSUM
! PER IL CODICE DEL PROVINO A 90
! CAMBIARE ORIENTAZIONE, IL CARICO APPLICATO
! E LA DIMENSIONE DEL SETTORE LUNARE

```

Codice B.14: SED 2D R=2mm $\theta=0^\circ$

```

!DOPO AVER ESEGUITO IL CODICE DELLA
! GEOMETRIA R0.5 LANCIARE IL SEGUENTE CODICE
/PREP7
ET,1,PLANE182
KEYOPT,1,1,3
KEYOPT,1,3,0
KEYOPT,1,6,0
! PROPRIETA' MATERIALE ORTOTROPO
uimp,1,ex,ey,ez,13200,7490,7490
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4
!CREO SETTORE LUNARE COME INDICATO DA LAZZARIN
CYL4,0,9.16666,1.13666,0, ,360
AOVLAP,1,2
ADELE, , , ,4, , ,1
! CREO PARTIZIONE PER AFFERRAGGIO
K,9,10,0,0,
K,10,10,12.5,0,
LSTR,9,10
ASBL, , ,5, , ,1
! MESH AREE
AESIZE,3,0.04,
AESIZE,1,0.1,
AESIZE,2,0.1,
! MESH FREE DEL MODELLO
AMESH,ALL
! ORIENTAZIONE A 0
LOCAL,11,0, , , ,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0
! ACCOPPIO DOF AFFERRAGGIO
ASEL,S, , , ,1
ALLSEL,BELOW,AREA
FLST,4,31626,1,ORDE,2
FITEM,4,1
FITEM,4,-31626
CP,1,UX,P51X
ALLSEL,ALL
! APPLICHO VINCOLI DI SIMMETRIA
DL,2, ,SYMM
DL,8, ,SYMM
DL,15, ,SYMM
DL,11, ,SYMM
! VINCOLO AREA AFFERRAGGIO
DA,1,UY,
! APPLICHO CARICO DI -121,68 MPa
SFL,4,PRES,121.68,
!LANCIO SOLUZIONE
/SOL
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
SAVE
!ANALSI DEI RISULTATI
/POST1
ASEL,S, , , ,3
ALLSEL,BELOW,AREA
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,SENE,
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,VOLU,
SSUM
! PER IL CODICE DEL PROVINO A 90
! CAMBIARE ORIENTAZIONE, IL CARICO APPLICATO
! E LA DIMENSIONE DEL SETTORE LUNARE

```

Codice B.15: NL-SED 3D spigolo vivo $\theta=0^\circ$

```

! CODICE APDL PER CALCOLO SED 3D,
/PREP7
ET,1,shell63
ET,2,SOLID185
KEYOPT,2,2,0
KEYOPT,2,3,0
KEYOPT,2,6,0
KEYOPT,2,8,0

uimp,1,ex,ey,ez,14780,7490,7490
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

uimp,2,ex,ey,ez,14780,7490,7490
uimp,2,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,2,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

! INTRODURRE CURVA COMPRESSIONE
TB,MISO,1,1,100

! INTRODURRE CURVA TRAZIONE
TB,MISO,2,1,100

! CREO GEOMETRIA
K,1,0,0.13,0
K,2,17.5,0,0
K,3,42.5,0,0
K,4,42.5,0,12.5
K,5,17.5,0,12.5
K,6,0,0.13,12.5
K,7,0,0.13,10.5
LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
LSTR,5,2
LSTR,5,6
LSTR,6,1
KBETW,6,5,0,DIST,2,
LSTR,7,8
AL,1,5,6,7
AL,2,3,4,5
ASBL,1,8
ADELE,3,,1

!CREO VOLUME DI CONTROLLO
KBETW,7,1,0,DIST,2.55,
KBETW,7,8,0,DIST,2.55,
LARC,6,9,7,2.55,
ASBL,4,6

!CREO DIVISIONI MATERIALE
KBETW,8,5,0,DIST,3.1,
KBETW,5,8,0,DIST,5,
LANG,1,10,90,,
LANG,8,11,90,,
FLST,3,2,4,ORDE,2
FITEM,3,11
FITEM,3,15
ASBL,3,P51X

!CREO MODELLO COMPLETO
ARSYM,X,ALL,,0,0
ARSYM,Z,ALL,,0,0
NUMMRG,ALL,,LOW

AADD,17,7
AADD,18,8
AADD,19,9
AADD,20,10
AADD,16,6
AADD,15,5
AADD,14,4
AADD,12,2

LCOMB,56,22,0
LCOMB,58,24,0
LCOMB,61,27,0
LCOMB,64,30,0
LCOMB,54,10,0
LCOMB,50,11,0
LCOMB,47,15,0

LCOMB,41,5,0
LCOMB,39,3,0

! PREPARO MESH
ASEL,S,,1
ASEL,A,,3
ASEL,A,,11
ASEL,A,,13
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.2
ALLSEL,ALL

ASEL,S,,5
ASEL,A,,6
ASEL,A,,7
ASEL,A,,8
ASEL,A,,9
ASEL,A,,10
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.5
ALLSEL,ALL

ASEL,S,,21
ASEL,A,,4
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,1
ALLSEL,ALL
AMESH,ALL

LOCAL,11,0,,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

!ESTRUDO 1.4mm
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,8,0,
EXTOPT,ACLEAR,0
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,0,-1.4,0,,

!ESTRUDO 0.35mm
ASEL,S,,1
ASEL,A,,3
ASEL,A,,13
ASEL,A,,11
ASEL,A,,9
ASEL,A,,10

TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,2
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,0,0.35,0,,
ALLSEL,ALL

ASEL,S,,21
ASEL,A,,7
ASEL,A,,8
ASEL,A,,6
ASEL,A,,5
ASEL,A,,4
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,0,0.35,0,,
ALLSEL,ALL

NUMMRG,ALL,1e-005,1e-005,,LOW

! APPLICO VINCOLI
DA,60,ALL
DA,113,ALL
DA,91,UY

```

```

DA,91,UZ
DA,19,UY
DA,19,UZ
DA,91,UX,-0.62
DA,19,UX,-0.62

! LANCIO SOLUZIONE
/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,1
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
SET, LAST
PLDISP,2
/DSCALE,1,AUTO

! CALCOLO SED COMPRESSIONE
SET, ,10
VSEL,S, , ,1
VSEL,A, , ,2
ALLSEL,BELOW,VOLU
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,SENE,
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,VOLU,
SSUM

```

Codice B.16: NL-SED 3D spigolo vivo $\theta=90^\circ$

```

! CODICE APDL PER CALCOLO SED 3D,
/PREP7
ET,1,shell63
ET,2,SOLID185
Uimp,1,ex,ey,ez,7490,7490,14780
uimp,1,gxy,gyz,gxz,1400,3230,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.37,0.203,0.203

Uimp,2,ex,ey,ez,7490,7490,14780
uimp,2,gxy,gyz,gxz,1400,3230,3230
uimp,2,prxy,pryz,prxz,0.37,0.203,0.203

! INTRODURRE CURVA COMPRESSIONE
TB,MISO,1,1,100

! INTRODURRE CURVA TRAZIONE
TB,MISO,2,1,100

! CREO GEOMETRIA
K,1,0,0.54,0
K,2,10,0,0
K,3,42.5,0,0
K,4,42.5,0,12.5
K,5,10,0,12.5
K,6,0,0.54,12.5
K,7,0,0.54,10.5
LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
LSTR,5,2
LSTR,5,6
LSTR,6,1
KBETW,6,5,0,DIST,2,
LSTR,7,8
AL,1,5,6,7
AL,2,3,4,5
ASBL,1,8
ADELE, , , ,3, , , ,1

! CREO VOLUME DI CONTROLLO
KBETW,7,1,0,DIST,0.41,
KBETW,7,8,0,DIST,0.41,
LARC,6,9,7,0.41,
ASBL,4,6

! CREO DIVISIONI MATERIALE
LANG, , , ,1, , , ,8,90, ,
ASBL, , , ,ALL,ALL

! CREO MODELLO COMPLETO
ARSYM,X,ALL, , , ,0,0
ARSYM,Z,ALL, , , ,0,0
NUMMRG,ALL, , , ,LOW
AADD,14,6
AADD,15,7
AADD,16,8
AADD,13,5
AADD,12,4
AADD,10,2
LCOMB,44,18,0
LCOMB,46,20,0
LCOMB,49,23,0
LCOMB,42,10,0
LCOMB,39,11,0
LCOMB,33,5,0
LCOMB,31,3,0

! PREPARO MESH
ASEL,S, , , ,1
ASEL,A, , , ,3
ASEL,A, , , ,11
ASEL,A, , , ,9
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.1
ALLSEL,ALL

ASEL,S, , , ,5
ASEL,A, , , ,6
ASEL,A, , , ,7
ASEL,A, , , ,8
ALLSEL,BELOW,AREA

```

```

AESIZE,ALL,0.5
ALLSEL,ALL

ASEL,S,,17
ASEL,A,,4
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,1
ALLSEL,ALL

AMESH,ALL
LOCAL,11,0,,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

!ESTRUDO 1.5mm
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,15,0,
EXTOPT,ACLEAR,0
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,0,-1.5,0,,
,

!ESTRUDO 0.25mm
ASEL,S,,4
ASEL,A,,5
ASEL,A,,6
ASEL,A,,17
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,3,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,0,0.25,0,,
,
ALLSEL,ALL

ASEL,S,,1
ASEL,A,,3
ASEL,A,,8
ASEL,A,,7
ASEL,A,,9
ASEL,A,,11
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,3,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,2
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,0,0.25,0,,
,
ALLSEL,ALL
NUMMRG,KP,1e-005,1e-005,,LOW
NUMMRG,NODE,1e-005,1e-005,,LOW

! APPLICO VINCOLI
DA,46,ALL
DA,64,ALL
DA,50,UY
DA,50,UZ
DA,18,UY
DA,18,UZ
DA,50,UX,-0.68
DA,18,UX,-0.68

! LANCIO SOLUZIONE
/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,1
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
SET,LAST
PLDISP,2
/DSCALE,1,AUTO

```

Codice B.17: NL-SED 3D R=0.25mm $\theta=0^\circ$

```

/PREP7
ET,1,shell163
ET,2,SOLID185
KEYOPT,2,2,0
KEYOPT,2,3,0
KEYOPT,2,6,0
KEYOPT,2,8,0

uimp,1,ex,ey,ez,14780,7490,7490
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

uimp,2,ex,ey,ez,14780,7490,7490
uimp,2,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,2,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

! INTRODURRE CURVA COMPRESSIONE
TB,MISO,1,1,100

! INTRODURRE CURVA TRAZIONE
TB,MISO,2,1,100

! CREO GEOMETRIA
K,1,0,0.13,0,
K,2,17.5,0,0,
K,3,42.5,0,0
K,4,42.5,0,12.5
K,5,17.5,0,12.5
K,6,0,0.13,12.5
KBETW,6,5,0,DIST,2.1,
K,8,0,0.13,10.5
K,9,0,0.13,10.57
K,10,17.5,0,10.57
KBETW,9,10,0,DIST,0.18,
K,12,0,0.13,10.58333 ! CENTRO RAGGIO CRITICO
K,13,0,0.13,10.75 ! CENTRO RAGGIO DI RACCORDO
LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
LSTR,5,2
LSTR,5,6
LSTR,6,1
LSTR,9,10
LDELE,8
LARC,8,11,13,0.25
LSTR,7,11
LDELE,6
LDELE,7
LSTR,5,7
LSTR,8,1
AL,1,5,6,7,8,9
AL,2,3,4,5

!CREO SETTORE LUNARE
KWPLAN,-1,12,1,2
wpro,-90.000000,
wpro,90.000000,
CYL4,0,0,0.74333,0,,360
AOVLAP,ALL,ALL
ADELE,5

!CREO DIVISIONI MATERIALE
KBETW,7,5,0,DIST,3.1,
LANG,1,19,90,,
ASBL,ALL,ALL

!CREO MODELLO COMPLETO
ARSYM,X,ALL,,0,0
ARSYM,Z,ALL,,0,0
NUMMRG,ALL,,LOW
AADD,14,6
AADD,13,5
AADD,15,7
AADD,11,3
AADD,9,1
AADD,10,2
LCOMB,54,22,0
LCOMB,50,12,0
LCOMB,52,17,0
LCOMB,45,18,0

```

```

LCOMB,36,9,0
LCOMB,34,5
LCOMB,38,3

! PREPARO MESH
ASEL,S,, ,12
ASEL,A,, ,16
ASEL,A,, ,4
ASEL,A,, ,8
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.2
ALLSEL,ALL

ASEL,S,, ,5
ASEL,A,, ,7
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.5
ALLSEL,ALL

ASEL,S,, ,6
ASEL,A,, ,3
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.75
ALLSEL,ALL

ASEL,S,, ,1
ASEL,A,, ,17
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,1
ALLSEL,ALL
AMESH,ALL
LOCAL,11,0,, ,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ESTRUDO 1.4mm
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,8,0,
EXTOPT,ACLEAR,0
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,, ,0,-1.4,0,, ,

! ESTRUDO 0.35mm
ASEL,S,, ,1
ASEL,A,, ,3
ASEL,A,, ,6
ASEL,A,, ,17
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,, ,0,0.35,0,, ,
ALLSEL,ALL

ASEL,S,, ,12
ASEL,A,, ,7
ASEL,A,, ,8
ASEL,A,, ,16
ASEL,A,, ,5
ASEL,A,, ,4
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,2
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,, ,0,0.35,0,, ,
ALLSEL,ALL
NUMMRG,ALL,1e-005,1e-005,, ,LOW

! APPLICO VINCOLI
DA,76,ALL
DA,58,ALL
DA,2,UY
DA,2,UZ
DA,62,UY
DA,62,UZ

```

```

DA,2,UX,-0.62
DA,62,UX,-0.62

! LANCIÒ SOLUZIONE
/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,1
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
SET,LAST
PLDISP,2
/DSCALE,1,AUTO

! CALCOLO SED COMPRESSIONE
SET,,10
VSEL,S,, ,1
VSEL,A,, ,2
ALLSEL,BELOW,VOLU
AVPRIN,0,,
ETABLE,,SENE,
AVPRIN,0,,
ETABLE,,VOLU,
SSUM

```

Codice B.18: NL-SED 3D R=0.5mm $\theta=0^\circ$

```

/PREP7
ET,1,shell63
ET,2,SOLID185
KEYOPT,2,2,0
KEYOPT,2,3,0
KEYOPT,2,6,0
KEYOPT,2,8,0

uimp,1,ex,ey,ez,14780,7490,7490
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

uimp,2,ex,ey,ez,14780,7490,7490
uimp,2,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,2,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

! INTRODURRE CURVA COMPRESSIONE
TB,MISO,1,1,100

! INTRODURRE CURVA TRAZIONE
TB,MISO,2,1,100

! CREO GEOMETRIA
K,1,0,0.26,0,
K,2,10,0,0,
K,3,42.5,0,0
K,4,42.5,0,12.5
K,5,10,0,12.5
K,6,0,0.26,12.5
KBETW,6,5,0,DIST,2.21,
K,8,0,0.26,10.5
K,9,0,0.26,10.65
K,10,10,0,10.65
KBETW,9,10,0,DIST,0.35,
K,12,0,0.26,10.66667 ! CENTRO RAGGIO CRITICO
K,13,0,0.26,11 ! CENTRO RAGGIO DI RACCORDO
LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
LSTR,5,2
LSTR,5,6
LSTR,6,1
LSTR,9,10
LDELE,,8
LARC,8,11,13,0.5 ! CREO RACCORDO
LSTR,7,11
LDELE,,6

```

```

LDELE, 7
LSTR,5,7
LSTR,8,1
AL,1,5,6,7,8,9
AL,2,3,4,5

!CREO SETTORE LUNARE
KWPLAN,-1, 12, 1, 2
wpro,, -90.000000,
wpro,, 90.000000,
CYL4,0,0,2.716667,0, ,360
AOVLAP,ALL,ALL
ADELE,5

!CREO DIVISIONI MATERIALE
KBETW,7,5,0,DIST,3.1,
LANG, 1, 19,90, ,
ASBL, ALL,ALL

!CREO MODELLO COMPLETO
ARSYM,X,ALL, , ,0,0
ARSYM,Z,ALL, , ,0,0
NUMMRG,ALL, , ,LOW
AADD,14,6
AADD,13,5
AADD,15,7
AADD,11,3
AADD,9,1
AADD,10,2
LCOMB,54,22,0
LCOMB,50,12,0
LCOMB,52,17,0
LCOMB,45,18,0
LCOMB,36,9,0
LCOMB,34,5
LCOMB,38,3

! PREPARO MESH
ASEL,S, , , 12
ASEL,A, , , 16
ASEL,A, , , 4
ASEL,A, , , 8
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.2
ALLSEL,ALL

ASEL,S, , , 5
ASEL,A, , , 7
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.5
ALLSEL,ALL

ASEL,S, , , 6
ASEL,A, , , 3
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.75
ALLSEL,ALL

ASEL,S, , , 1
ASEL,A, , , 17
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,1
ALLSEL,ALL
AMESH,ALL
LOCAL,11,0, , ,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ESTRUDO 1.4mm
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,8,0,
EXTOPT,ACLEAR,0
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL, , ,0,-1.4,0, , ,

! ESTRUDO 0.35mm
ASEL,S, , ,1
ASEL,A, , ,3
ASEL,A, , ,6
ASEL,A, , ,17
TYPE, 2

EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL, , ,0,0.35,0, , ,
ALLSEL,ALL

ASEL,S, , ,12
ASEL,A, , ,7
ASEL,A, , ,8
ASEL,A, , ,16
ASEL,A, , ,5
ASEL,A, , ,4

TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,2
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL, , ,0,0.35,0, , ,
ALLSEL,ALL
NUMMRG,ALL,1e-005,1e-005, ,LOW

! APPLICO VINCOLI
DA,76,ALL
DA,58,ALL
DA,2,UY
DA,2,UZ
DA,62,UY
DA,62,UZ
DA,2,UX,-0.73
DA,62,UX,-0.73

! LANCIO SOLUZIONE
/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,1
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
SET,LAST
PLDISP,2
/DSCALE,1,AUTO

```

Codice B.19: NL-SED 3D R=1mm $\theta=0^\circ$

```

/PREP7
ET,1,shell63
ET,2,SOLID185
KEYOPT,2,2,0
KEYOPT,2,3,0
KEYOPT,2,6,0
KEYOPT,2,8,0

uimp,1,ex,ey,ez,14780,7490,7490
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

uimp,2,ex,ey,ez,14780,7490,7490
uimp,2,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,2,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

! INTRODURRE CURVA COMPRESSIONE
TB,MISO,1,1,100

! INTRODUCO CURVA TRAZIONE
TB,MISO,2,1,100

! CREO GEOMETRIA
K,1,0,0.13,0,
K,2,10,0,0,
K,3,42.5,0,0,
K,4,42.5,0,12.5
K,5,10,0,12.5
K,6,0,0.13,12.5
KBETW,6,5,0,DIST,2.41,
K,8,0,0.13,10.5
K,9,0,0.13,10.79
K,10,10,0,10.79
KBETW,9,10,0,DIST,0.71,
K,12,0,0.13,10.83333 ! CENTRO RAGGIO CRITICO
K,13,0,0.13,11.5 ! CENTRO RAGGIO DI RACCORDO
LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
LSTR,5,2
LSTR,5,6
LSTR,6,1
LSTR,9,10
LDELE,8
LARC,8,11,13,1 ! CREO RACCORDO 1mm
LSTR,7,11
LDELE,6
LDELE,7
LSTR,5,7
LSTR,8,1
AL,1,5,6,7,8,9
AL,2,3,4,5

!CREO SETTORE LUNARE
KWPLAN,-1,12,1,2
wpro,,-90.000000,
wpro,,90.000000,
CYL4,0,0,2.88333,0,,360
AOVLAP,ALL,ALL
ADELE,5

!CREO DIVISIONI MATERIALE
KBETW,7,5,0,DIST,3.1,
LANG,1,19,90,,
ASBL,ALL,ALL

!CREO MODELLO COMPLETO
ARSYM,X,ALL,,0,0
ARSYM,Z,ALL,,0,0
NUMMRG,ALL,,LOW

AADD,14,6
AADD,13,5
AADD,15,7
AADD,11,3
AADD,9,1
AADD,10,2
LCOMB,54,22,0
LCOMB,50,12,0
LCOMB,52,17,0

LCOMB,45,18,0
LCOMB,36,9,0
LCOMB,34,5
LCOMB,38,3

! PREPARO MESH
ASEL,S,,12
ASEL,A,,16
ASEL,A,,4
ASEL,A,,8
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.2
ALLSEL,ALL

ASEL,S,,5
ASEL,A,,7
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.5
ALLSEL,ALL

ASEL,S,,6
ASEL,A,,3
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.75
ALLSEL,ALL

ASEL,S,,1
ASEL,A,,17
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,1
ALLSEL,ALL
AMESH,ALL

LOCAL,11,0,,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ESTRUDO 1.4mm
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,8,0,
EXTOPT,ACLEAR,0
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,0,-1.4,0,,

! ESTRUDO 0.35mm
ASEL,S,,1
ASEL,A,,3
ASEL,A,,6
ASEL,A,,17
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,0,0.35,0,,
ALLSEL,ALL

ASEL,S,,12
ASEL,A,,7
ASEL,A,,8
ASEL,A,,16
ASEL,A,,5
ASEL,A,,4
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,2
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,0,0.35,0,,
ALLSEL,ALL
NUMMRG,ALL,1e-005,1e-005,,LOW

! APPLICHO VINCOLI
DA,76,ALL
DA,58,ALL
DA,2,UY
DA,2,UZ

```

```

DA,62,UY
DA,62,UZ
DA,2,UX,-0.77
DA,62,UX,-0.77

```

```

! LANCIO SOLUZIONE
/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,1
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
SET, LAST
PLDISP,2
/DSCALE,1,AUTO

```

Codice B.20: NL-SED 3D R=2mm $\theta=0^\circ$

```

/PREP7
ET,1,shell63
ET,2,SOLID185
KEYOPT,2,2,0
KEYOPT,2,3,0
KEYOPT,2,6,0
KEYOPT,2,8,0

uimp,1,ex,ey,ez,14780,7490,7490
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

uimp,2,ex,ey,ez,14780,7490,7490
uimp,2,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,2,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

! INTRODURRE CURVA COMPRESSIONE
TB,MISO,1,1,100

! INTRODURRE CURVA TRAZIONE
TB,MISO,2,1,100

! CREO GEOMETRIA
K,1,0,0.2,0,
K,2,10,0,0,
K,3,42.5,0,0,
K,4,42.5,0,12.5
K,5,10,0,12.5
K,6,0,0.2,12.5
KBETW,6,5,0,DIST,4.83,
K,8,0,0.2,8.5
K,9,0,0.2,9.09
K,10,10,0,9.09
KBETW,9,10,0,DIST,1.41,
K,12,0,0.2,9.16667 ! CENTRO RAGGIO CRITICO
K,13,0,0.2,10.5 ! CENTRO RAGGIO DI RACCORDO
LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
LSTR,5,2
LSTR,5,6
LSTR,6,1
LSTR,9,10
LDELE, 8
LARC,8,11,13,2 ! CREO RACCORDO 2mm
LSTR,7,11
LDELE, 6
LDELE, 7
LSTR,5,7
LSTR,8,1
AL,1,5,6,7,8,9
AL,2,3,4,5

! CREO SETTORE LUNARE
KWPLAN,-1, 12, 1, 2
wpro,-90.000000,

```

```

wpro,90.000000,
CYL4,0,0,3.216667,0,,360
AOVLAP,ALL,ALL
ADELE,5

```

```

!CREO DIVISIONI MATERIALE
LANG, 1, 7,90,,
ASBL, ALL,ALL

```

```

!CREO MODELLO COMPLETO
ARSYM,X,ALL,,0,0
ARSYM,Z,ALL,,0,0
NUMMRG,ALL,,LOW
AADD,14,6
AADD,13,5
AADD,15,7
AADD,11,3
AADD,9,1
AADD,10,2
LCOMB,51,21,0
LCOMB,47,12,0
LCOMB,49,17,0
LCOMB,42,18,0
LCOMB,34,9,0
LCOMB,32,5
LCOMB,36,3

```

```

! PREPARO MESH
ASEL,S,,12
ASEL,A,,16
ASEL,A,,4
ASEL,A,,8
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.2
ALLSEL,ALL

```

```

ASEL,S,,5
ASEL,A,,7
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.5
ALLSEL,ALL

```

```

ASEL,S,,6
ASEL,A,,3
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.75
ALLSEL,ALL

```

```

ASEL,S,,1
ASEL,A,,17
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,1
ALLSEL,ALL
AMESH,ALL
LOCAL,11,0,,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

```

```

! ESTRUDO 1.4mm
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,8,0,
EXTOPT,ACLEAR,0
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,0,-1.4,0,,

```

```

! ESTRUDO 0.35mm
ASEL,S,,1
ASEL,A,,3
ASEL,A,,6
ASEL,A,,17
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,0,0.35,0,,
ALLSEL,ALL

```

```

ASEL,S,,12

```

```

ASEL,A,,7
ASEL,A,,8
ASEL,A,,16
ASEL,A,,5
ASEL,A,,4
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,2
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,0,0.35,0,,,
ALLSEL,ALL
NUMMRG,ALL,1e-005,1e-005,,LOW

! APPLICHO VINCOLI
DA,72,ALL
DA,54,ALL
DA,2,UY
DA,2,UZ
DA,58,UY
DA,58,UZ
DA,2,UX,-0.67
DA,58,UX,-0.67

! LANCIÒ SOLUZIONE
/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,1
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
SET,LAST
PLDISP,2
/DSCALE,1,AUTO

```

Codice B.21: NL-SED 3D spigolo vivo $\theta=90^\circ$

```

! CODICE APDL PER CALCOLO SED 3D,
/PREP7
ET,1,shell63
ET,2,SOLID185
Uimp,1,ex,ey,ez,7490,7490,14780
uimp,1,gxy,gyz,gxz,1400,3230,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.37,0.203,0.203

Uimp,2,ex,ey,ez,7490,7490,14780
uimp,2,gxy,gyz,gxz,1400,3230,3230
uimp,2,prxy,pryz,prxz,0.37,0.203,0.203

! INTRODURRE CURVA COMPRESSIONE
TB,MISO,1,1,100

! INTRODURRE CURVA TRAZIONE
TB,MISO,2,1,100

! CREO GEOMETRIA
K,1,0,0.54,0
K,2,10,0,0
K,3,42.5,0,0
K,4,42.5,0,12.5
K,5,10,0,12.5
K,6,0,0.54,12.5
K,7,0,0.54,10.5
LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
LSTR,5,2
LSTR,5,6
LSTR,6,1
KBETW,6,5,0,DIST,2,
LSTR,7,8
AL,1,5,6,7
AL,2,3,4,5

```

```

ASBL,1,8
ADELE,3,,1

! CREO VOLUME DI CONTROLLO
KBETW,7,1,0,DIST,0.41,
KBETW,7,8,0,DIST,0.41,
LARC,6,9,7,0.41,
ASBL,4,6

! CREO DIVISIONI MATERIALE
LANG,1,,8,90,,
ASBL,ALL,ALL

! CREO MODELLO COMPLETO
ARSYM,X,ALL,,0,0
ARSYM,Z,ALL,,0,0
NUMMRG,ALL,,LOW
AADD,14,6
AADD,15,7
AADD,16,8
AADD,13,5
AADD,12,4
AADD,10,2
LCOMB,44,18,0
LCOMB,46,20,0
LCOMB,49,23,0
LCOMB,42,10,0
LCOMB,39,11,0
LCOMB,33,5,0
LCOMB,31,3,0

! PREPARO MESH
ASEL,S,,1
ASEL,A,,3
ASEL,A,,11
ASEL,A,,9
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.1
ALLSEL,ALL

ASEL,S,,5
ASEL,A,,6
ASEL,A,,7
ASEL,A,,8
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.5
ALLSEL,ALL

ASEL,S,,17
ASEL,A,,4
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,1
ALLSEL,ALL

AMESH,ALL
LOCAL,11,0,,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ESTRUDO 1.5mm
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,15,0,
EXTOPT,ACLEAR,0
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,0,-1.5,0,,,

! ESTRUDO 0.25mm
ASEL,S,,4
ASEL,A,,5
ASEL,A,,6
ASEL,A,,17
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,3,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,0,0.25,0,,,
ALLSEL,ALL

```

```

ASEL,S,, , 1
ASEL,A,, , 3
ASEL,A,, , 8
ASEL,A,, , 7
ASEL,A,, , 9
ASEL,A,, , 11
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,3,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,2
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,, ,0,0.25,0,, ,
ALLSEL,ALL
NUMMRG,KP,1e-005,1e-005,, ,LOW
NUMMRG,NODE,1e-005,1e-005,, ,LOW

! APPLICO VINCOLI
DA,46,ALL
DA,64,ALL
DA,50,UY
DA,50,UZ
DA,18,UY
DA,18,UZ
DA,50,UX,-0.68
DA,18,UX,-0.68

! LANCIO SOLUZIONE
/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,1
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
SET, LAST
PLDISP,2
/DSCALE,1,AUTO

```

Codice B.22: NL-SED 3D R=0.25mm $\theta=90^\circ$

```

/PREP7
ET,1,shell63
ET,2,SOLID185

Uimp,1,ex,ey,ez,7490,7490,14780
uimp,1,gxy,gyz,gxz,1400,3230,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.37,0.203,0.203

Uimp,2,ex,ey,ez,7490,7490,14780
uimp,2,gxy,gyz,gxz,1400,3230,3230
uimp,2,prxy,pryz,prxz,0.37,0.203,0.203

! INTRODURRE CURVA COMPRESSIONE
TB,MISO,1,1,100

! INTRODURRE CURVA TRAZIONE
TB,MISO,2,1,100

! CREO GEOMETRIA
K,1,0,0.54,0,
K,2,10,0,0,
K,3,42.5,0,0
K,4,42.5,0,12.5
K,5,10,0,12.5
K,6,0,0.54,12.5
KBETW,6,5,0,DIST,2.1,
K,8,0,0.54,10.5
K,9,0,0.54,10.57
K,10,10,0,10.57
KBETW,9,10,0,DIST,0.18,
K,12,0,0.54,10.58333 ! CENTRO RAGGIO CRITICO
K,13,0,0.54,10.75 ! CENTRO RAGGIO DI RACCORDO
LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4

```

```

LSTR,4,5
LSTR,5,2
LSTR,5,6
LSTR,6,1
LSTR,9,10
LDELE, 8
LARC,8,11,13,0.25
LSTR,7,11
LDELE, 6
LDELE, 7
LSTR,5,7
LSTR,8,1
AL,1,5,6,7,8,9
AL,2,3,4,5

!CREO SETTORE LUNARE
KWPLAN,-1, 12, 1, 2
wpro,,-90.000000,
wpro,,90.000000,
CYL4,0,0,2.38333,0,,360
AOVLAP,ALL,ALL
ADELE,5

!CREO DIVISIONI MATERIALE
KBETW,7,5,0,DIST,3.1,
LANG, 1, 19,90,,
ASBL, ALL,ALL

!CREO MODELLO COMPLETO
ARSYM,X,ALL,, ,0,0
ARSYM,Z,ALL,, ,0,0
NUMMRG,ALL,, ,LOW
AADD,14,6
AADD,13,5
AADD,15,7
AADD,11,3
AADD,9,1
AADD,10,2
LCOMB,54,22,0
LCOMB,50,12,0
LCOMB,52,17,0
LCOMB,45,18,0
LCOMB,36,9,0
LCOMB,34,5
LCOMB,38,3

! PREPARO MESH
ASEL,S,, , 12
ASEL,A,, , 16
ASEL,A,, , 4
ASEL,A,, , 8
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.5
ALLSEL,ALL

ASEL,S,, , 5
ASEL,A,, , 7
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.5
ALLSEL,ALL

ASEL,S,, , 6
ASEL,A,, , 3
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.75
ALLSEL,ALL

ASEL,S,, , 1
ASEL,A,, , 17
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,1
ALLSEL,ALL
AMESH,ALL
LOCAL,11,0,, ,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

!ESTRUDO 1.5mm
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,8,0,
EXTOPT,ACLEAR,0
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1

```

```

ESYS,11
VEXT,ALL,,0,-1.5,0,,,,

! ESTRUDO 0.25mm
ASEL,S,,1
ASEL,A,,3
ASEL,A,,6
ASEL,A,,17
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,0,0.25,0,,,,
ALLSEL,ALL

ASEL,S,,12
ASEL,A,,7
ASEL,A,,8
ASEL,A,,16
ASEL,A,,5
ASEL,A,,4
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,2
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,0,0.25,0,,,,
ALLSEL,ALL
NUMMRG,ALL,1e-005,1e-005,,LOW

! APPLICO VINCOLI
DA,76,ALL
DA,58,ALL
DA,2,UY
DA,2,UZ
DA,62,UY
DA,62,UZ
DA,2,UX,-0.68
DA,62,UX,-0.68

! LANCIO SOLUZIONE
/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,1
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
SET,LAST
PLDISP,2
/DSCALE,1,AUTO

K,1,0,0.66,0,
K,2,10,0,0,
K,3,42.5,0,0
K,4,42.5,0,12.5
K,5,10,0,12.5
K,6,0,0.66,12.5
KBETW,6,5,0,DIST,2.21,
K,8,0,0.66,10.5
K,9,0,0.66,10.65
K,10,10,0,10.65
KBETW,9,10,0,DIST,0.35,
K,12,0,0.66,10.66667 ! CENTRO RAGGIO CRITICO
K,13,0,0.66,11 ! CENTRO RAGGIO DI RACCORDO
LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
LSTR,5,2
LSTR,5,6
LSTR,6,1
LSTR,9,10
LDELE,8
LARC,8,11,13,0.5 ! CREO RACCORDO
LSTR,7,11
LDELE,6
LDELE,7
LSTR,5,7
LSTR,8,1
AL,1,5,6,7,8,9
AL,2,3,4,5

! CREO SETTORE LUNARE
KWPLAN,-1,12,1,2
wpro,-90.000000,
wpro,90.000000,
CYL4,0,0,2.46667,0,,360
AOVLAP,ALL,ALL
ADELE,5

! CREO DIVISIONI MATERIALE
KBETW,7,5,0,DIST,3.1,
LANG,1,19,90,,
ASBL,ALL,ALL

! CREO MODELLO COMPLETO
ARSYM,X,ALL,,0,0
ARSYM,Z,ALL,,0,0
NUMMRG,ALL,,LOW
AADD,14,6
AADD,13,5
AADD,15,7
AADD,11,3
AADD,9,1
AADD,10,2
LCOMB,54,22,0
LCOMB,50,12,0
LCOMB,52,17,0
LCOMB,45,18,0
LCOMB,36,9,0
LCOMB,34,5
LCOMB,38,3

! PREPARO MESH
ASEL,S,,12
ASEL,A,,16
ASEL,A,,4
ASEL,A,,8
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.5
ALLSEL,ALL

ASEL,S,,5
ASEL,A,,7
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.5
ALLSEL,ALL

ASEL,S,,6
ASEL,A,,3
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.75
ALLSEL,ALL

ASEL,S,,1

```

Codice B.23: NL-SED 3D R=0.5mm $\theta=90^\circ$

```

/PREP7
ET,1,shell63
ET,2,SOLID185
Uimp,1,ex,ey,ez,7490,7490,14780
uimp,1,gxy,gyz,gxz,1400,3230,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.37,0.203,0.203

Uimp,2,ex,ey,ez,7490,7490,14780
uimp,2,gxy,gyz,gxz,1400,3230,3230
uimp,2,prxy,pryz,prxz,0.37,0.203,0.203

! INTRODURRE CURVA COMPRESSIONE
TB,MISO,1,1,100

! INTRODURRE CURVA TRAZIONE
TB,MISO,2,1,100

! CREO GEOMETRIA

```

```

ASEL,A,, , 17
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,1
ALLSEL,ALL
AMESH,ALL
LOCAL,11,0,, ,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ESTRUDO 1.5mm
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,8,0,
EXTOPT,ACLEAR,0
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL, , ,0,-1.5,0,, ,

! ESTRUDO 0.25mm
ASEL,S, , ,1
ASEL,A, , ,3
ASEL,A, , ,6
ASEL,A, , ,17
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL, , ,0,0.25,0,, ,
ALLSEL,ALL

ASEL,S, , ,12
ASEL,A, , ,7
ASEL,A, , ,8
ASEL,A, , ,16
ASEL,A, , ,5
ASEL,A, , ,4
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,2
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL, , ,0,0.25,0,, ,
ALLSEL,ALL
NUMMRG,ALL,1e-005,1e-005, ,LOW

! APPLICO VINCOLI
DA,76,ALL
DA,58,ALL
DA,2,UY
DA,2,UZ
DA,62,UY
DA,62,UZ
DA,2,UX,-0.66
DA,62,UX,-0.66

! LANCIÒ SOLUZIONE
/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,1
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
SET, LAST
PLDISP,2
/DSCALE,1,AUTO

```

Codice B.24: NL-SED 3D R=1mm $\theta=90^\circ$

```

/PREP7
ET,1,shell163
ET,2,SOLID185
Uimp,1,ex,ey,ez,7490,7490,14780
uimp,1,gxy,gyz,gxz,1400,3230,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.37,0.203,0.203

Uimp,2,ex,ey,ez,7490,7490,14780
uimp,2,gxy,gyz,gxz,1400,3230,3230
uimp,2,prxy,pryz,prxz,0.37,0.203,0.203

! INTRODURRE CURVA COMPRESSIONE
TB,MISO,1,1,100

! INTRODURRE CURVA TRAZIONE
TB,MISO,2,1,100

! CREO GEOMETRIA
K,1,0,0.78,0,
K,2,10,0,0,
K,3,42.5,0,0
K,4,42.5,0,12.5
K,5,10,0,12.5
K,6,0,0.78,12.5
KBETW,6,5,0,DIST,2.41,
K,8,0,0.78,10.5
K,9,0,0.78,10.79
K,10,10,0,10.79
KBETW,9,10,0,DIST,0.71,
K,12,0,0.78,10.83333 ! CENTRO RAGGIO CRITICO
K,13,0,0.78,11.5 ! CENTRO RAGGIO DI RACCORDO
LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
LSTR,5,2
LSTR,5,6
LSTR,6,1
LSTR,9,10
LDELE, 8
LARC,8,11,13,1 ! CREO RACCORDO 1mm
LSTR,7,11
LDELE, 6
LDELE, 7
LSTR,5,7
LSTR,8,1
AL,1,5,6,7,8,9
AL,2,3,4,5

! CREO SETTORE LUNARE
KWPLAN,-1, 12, 1, 2
wpro, , -90.000000,
wpro, , 90.000000,
CYL4,0,0,2.63333,0, ,360
AOVLAP,ALL,ALL
ADELE,5

! CREO DIVISIONI MATERIALE
KBETW,7,5,0,DIST,2.1,
LANG, 1, 19,90, ,
ASBL, ALL,ALL

! CREO MODELLO COMPLETO
ARSYM,X,ALL, , , ,0,0
ARSYM,Z,ALL, , , ,0,0
NUMMRG,ALL, , , ,LOW
AADD,14,6
AADD,13,5
AADD,15,7
AADD,11,3
AADD,9,1
AADD,10,2
LCOMB,54,22,0
LCOMB,50,12,0
LCOMB,52,17,0
LCOMB,45,18,0
LCOMB,36,9,0
LCOMB,34,5
LCOMB,38,3

! PREPARO MESH
ASEL,S, , , 12

```

```

ASEL,A,, , 16
ASEL,A,, , 4
ASEL,A,, , 8
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.5
ALLSEL,ALL

ASEL,S,, , 5
ASEL,A,, , 7
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.5
ALLSEL,ALL

ASEL,S,, , 6
ASEL,A,, , 3
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.75
ALLSEL,ALL

ASEL,S,, , 1
ASEL,A,, , 17
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,1
ALLSEL,ALL

AMESH,ALL
LOCAL,11,0,, ,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ESTRUDO 1.5mm
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,8,0,
EXTOPT,ACLEAR,0
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL, , ,0,-1.5,0,, ,

! ESTRUDO 0.25mm
ASEL,S,, ,1
ASEL,A,, ,3
ASEL,A,, ,6
ASEL,A,, ,17
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL, , ,0,0.25,0,, ,
ALLSEL,ALL

ASEL,S,, ,12
ASEL,A,, ,7
ASEL,A,, ,8
ASEL,A,, ,16
ASEL,A,, ,5
ASEL,A,, ,4
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,2
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL, , ,0,0.25,0,, ,
ALLSEL,ALL

NUMMRG,ALL,1e-005,1e-005, ,LOW

! APPLICHO VINCOLI
DA,76,ALL
DA,58,ALL
DA,2,UY
DA,2,UZ
DA,62,UY
DA,62,UZ
DA,2,UX,-0.6
DA,62,UX,-0.6

! LANCIO SOLUZIONE

```

```

/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,1
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
SET,LAST
PLDISP,2
/DSCALE,1,1.0

```

Codice B.25: NL-SED 3D R=2mm $\theta=90^\circ$

```

/PREP7
ET,1,shell63
ET,2,SOLID185
Uimp,1,ex,ey,ez,7490,7490,14780
uimp,1,gxy,gyz,gxz,1400,3230,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.37,0.203,0.203

Uimp,2,ex,ey,ez,7490,7490,14780
uimp,2,gxy,gyz,gxz,1400,3230,3230
uimp,2,prxy,pryz,prxz,0.37,0.203,0.203

! INTRODURRE CURVA COMPRESSIONE
TB,MISO,1,1,100

! INTRODURRE CURVA TRAZIONE
TB,MISO,2,1,100

! CREO GEOMETRIA
K,1,0,0.54,0,
K,2,10,0,0,
K,3,42.5,0,0
K,4,42.5,0,12.5
K,5,10,0,12.5
K,6,0,0.54,12.5
KBETW,6,5,0,DIST,4.83,
K,8,0,0.54,8.5
K,9,0,0.54,9.09
K,10,10,0,9.09
KBETW,9,10,0,DIST,1.41,
K,12,0,0.54,9.16667 ! CENTRO RAGGIO CRITICO
K,13,0,0.54,10.5 ! CENTRO RAGGIO DI RACCORDO
LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
LSTR,5,2
LSTR,5,6
LSTR,6,1
LSTR,9,10
LDELE, 8
LARC,8,11,13,2 ! CREO RACCORDO 2mm
LSTR,7,11
LDELE, 6
LDELE, 7
LSTR,5,7
LSTR,8,1
AL,1,5,6,7,8,9
AL,2,3,4,5

! CREO SETTORE LUNARE
KWPLAN,-1, 12, 1, 2
wpro, , -90.000000,
wpro, , 90.000000,
CYL4,0,0,2.96667,0, ,360
AOVLAP,ALL,ALL
ADELE,5

! CREO DIVISIONI MATERIALE
KBETW,7,5,0,DIST,3.1,
LANG, 1, 19,90, ,
ASBL, ALL,ALL

! CREO MODELLO COMPLETO
ARSYM,X,ALL, , , ,0,0

```

```

ARSYM,Z,ALL,, , ,0,0
NUMMRG,ALL,, , , ,LOW
AADD,14,6
AADD,13,5
AADD,15,7
AADD,11,3
AADD,9,1
AADD,10,2
LCOMB,54,22,0
LCOMB,50,12,0
LCOMB,52,17,0
LCOMB,45,18,0
LCOMB,36,9,0
LCOMB,34,5
LCOMB,38,3

! PREPARO MESH
ASEL,S,, ,12
ASEL,A,, ,16
ASEL,A,, ,4
ASEL,A,, ,8
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.5
ALLSEL,ALL

ASEL,S,, ,5
ASEL,A,, ,7
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.5
ALLSEL,ALL

ASEL,S,, ,6
ASEL,A,, ,3
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,0.75
ALLSEL,ALL

ASEL,S,, ,1
ASEL,A,, ,17
ALLSEL,BELOW,AREA
AESIZE,ALL,1
ALLSEL,ALL
AMESH,ALL
LOCAL,11,0,, ,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ESTRUDO 1.5mm
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,8,0,
EXTOPT,ACLEAR,0
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,, ,0,-1.5,0,, ,
ALLSEL,ALL

! ESTRUDO 0.25mm
ASEL,S,, ,1
ASEL,A,, ,3
ASEL,A,, ,6
ASEL,A,, ,17
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,, ,0,0.25,0,, ,
ALLSEL,ALL

ASEL,S,, ,12
ASEL,A,, ,7
ASEL,A,, ,8
ASEL,A,, ,16
ASEL,A,, ,5
ASEL,A,, ,4
TYPE,2
EXTOPT,ESIZE,2,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,2
REAL,1

```

```

ESYS,11
VEXT,ALL,, ,0,0.25,0,, ,
ALLSEL,ALL
NUMMRG,ALL,1e-005,1e-005,, ,LOW

! APPLICO VINCOLI
DA,76,ALL
DA,58,ALL
DA,2,UY
DA,2,UZ
DA,62,UY
DA,62,UZ
DA,2,UX,-0.75
DA,62,UX,-0.75

! LANCIO SOLUZIONE
/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,1
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
SET,LAST
PLDISP,2
/DSCALE,1,AUTO

```

Codice B.26: NL-SED 3D 0_hole_R2 $\theta=0^\circ$

```

/PREP7
ET,1,PLANE182
ET,2,SOLID185
KEYOPT,2,2,0
KEYOPT,2,3,0
KEYOPT,2,6,0
KEYOPT,2,8,0

Uimp,1,ex,ey,ez,13013,8273,8273
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

! INTRODUCO CURVA COMPRESSIONE SPESSORE 4mm
TB,MISO,1,1,97
TBPT,DEFI,0.00269,35
TBPT,DEFI,0.00307,40
TBPT,DEFI,0.00346,45
TBPT,DEFI,0.00384,50
TBPT,DEFI,0.00423,55
TBPT,DEFI,0.00462,60
TBPT,DEFI,0.00501,65
TBPT,DEFI,0.00540,70
TBPT,DEFI,0.00579,75
TBPT,DEFI,0.00619,80
TBPT,DEFI,0.00659,85
TBPT,DEFI,0.00699,90
TBPT,DEFI,0.00740,95
TBPT,DEFI,0.00782,100
TBPT,DEFI,0.00825,105
TBPT,DEFI,0.00869,110
TBPT,DEFI,0.00915,115
TBPT,DEFI,0.00962,120
TBPT,DEFI,0.01011,125
TBPT,DEFI,0.01063,130
TBPT,DEFI,0.01117,135
TBPT,DEFI,0.01174,140
TBPT,DEFI,0.01234,145
TBPT,DEFI,0.01299,150
TBPT,DEFI,0.01368,155
TBPT,DEFI,0.01442,160
TBPT,DEFI,0.01522,165
TBPT,DEFI,0.01609,170
TBPT,DEFI,0.01703,175
TBPT,DEFI,0.01805,180
TBPT,DEFI,0.01917,185
TBPT,DEFI,0.02038,190
TBPT,DEFI,0.02171,195
TBPT,DEFI,0.02316,200

```

```

TBPT , DEFI , 0.02474 , 205
TBPT , DEFI , 0.02648 , 210
TBPT , DEFI , 0.02838 , 215
TBPT , DEFI , 0.03046 , 220
TBPT , DEFI , 0.03274 , 225
TBPT , DEFI , 0.03523 , 230
TBPT , DEFI , 0.03795 , 235
TBPT , DEFI , 0.04092 , 240
TBPT , DEFI , 0.04417 , 245
TBPT , DEFI , 0.04771 , 250
TBPT , DEFI , 0.05158 , 255
TBPT , DEFI , 0.05578 , 260
TBPT , DEFI , 0.06036 , 265
TBPT , DEFI , 0.06533 , 270
TBPT , DEFI , 0.07074 , 275
TBPT , DEFI , 0.07660 , 280
TBPT , DEFI , 0.08296 , 285
TBPT , DEFI , 0.08984 , 290
TBPT , DEFI , 0.09728 , 295
TBPT , DEFI , 0.10532 , 300
TBPT , DEFI , 0.11401 , 305
TBPT , DEFI , 0.12337 , 310
TBPT , DEFI , 0.13346 , 315
TBPT , DEFI , 0.14432 , 320
TBPT , DEFI , 0.15600 , 325
TBPT , DEFI , 0.16854 , 330
TBPT , DEFI , 0.18201 , 335
TBPT , DEFI , 0.19645 , 340
TBPT , DEFI , 0.21192 , 345
TBPT , DEFI , 0.22848 , 350
TBPT , DEFI , 0.24620 , 355
TBPT , DEFI , 0.26512 , 360
TBPT , DEFI , 0.28534 , 365
TBPT , DEFI , 0.30690 , 370
TBPT , DEFI , 0.32989 , 375
TBPT , DEFI , 0.35437 , 380
TBPT , DEFI , 0.38043 , 385
TBPT , DEFI , 0.40815 , 390
TBPT , DEFI , 0.43760 , 395
TBPT , DEFI , 0.46889 , 400
TBPT , DEFI , 0.50209 , 405
TBPT , DEFI , 0.53730 , 410
TBPT , DEFI , 0.57461 , 415
TBPT , DEFI , 0.61413 , 420
TBPT , DEFI , 0.65596 , 425
TBPT , DEFI , 0.70020 , 430
TBPT , DEFI , 0.74697 , 435
TBPT , DEFI , 0.79638 , 440
TBPT , DEFI , 0.84854 , 445
TBPT , DEFI , 0.90358 , 450
TBPT , DEFI , 0.96163 , 455
TBPT , DEFI , 1.02280 , 460
TBPT , DEFI , 1.08725 , 465
TBPT , DEFI , 1.15509 , 470
TBPT , DEFI , 1.22648 , 475
TBPT , DEFI , 1.30156 , 480
TBPT , DEFI , 1.38048 , 485
TBPT , DEFI , 1.46340 , 490
TBPT , DEFI , 1.55047 , 495
TBPT , DEFI , 1.64186 , 500
TBPT , DEFI , 1.73774 , 505
TBPT , DEFI , 1.83829 , 510
TBPT , DEFI , 1.94367 , 515
! CREO GEOMETRIA
K,1,0,0,0 ! CENTRO FORO
K,2,2,0,0
K,3,10,0,0
K,4,40,0,0
K,5,40,10,0
K,6,10,10,0
K,7,0,10,0
K,8,0,2,0
LARC,2,8,1,2,
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
LSTR,5,6
LSTR,6,7
LSTR,7,8
LSTR,6,3
AL,1,2,8,6,7
AL,3,4,5,8
CYL4,0,1,1.66,0, ,360 ! CREO VOLUME DI
CONTROLLIO

AOVLAP,ALL,ALL
ADELE,5,ADELE, 5, , ,1

! MESH
AESIZE,4,0.2
AESIZE,6,0.25
AESIZE,2,0.5
AMESH,ALL
LOCAL,11,0, , , ,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ESTRUDO
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,10,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL, , ,0,0,2, , , ,
ETDEL,1

! VINCOLI
DA,3,SYMM
DA,14,SYMM
DA,18,SYMM
DA,11,SYMM
DA,16,SYMM
DA,2,SYMM
DA,4,SYMM
DA,6,SYMM
DA,1,UX,-0.225
DA,1,UY,
DA,1,UZ,

! LANCIO SOLUZIONE
/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,0
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
SET,LAST
/EFACET,1
/DSCALE,1,1.0
PLNSOL,S,X,0,1.0

VSEL,S, , ,2
ALLSEL,BELOW,VOLUMES
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,SENE,
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,VOLU,
SSUM

```

Codice B.27: NL-SED 3D 0_hole_R4 $\theta=0^\circ$

```

/PREP7
ET,1,PLANE182
ET,2,SOLID185
KEYOPT,2,2,0
KEYOPT,2,3,0
KEYOPT,2,6,0
KEYOPT,2,8,0

Uimp,1,ex,ey,ez,13013,8273,8273
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

Uimp,2,ex,ey,ez,8273,8273,13013
uimp,2,gxy,gyz,gxz,1400,3230,3230
uimp,2,prxy,pryz,prxz,0.37,0.203,0.203

! INTRODUCO CURVA COMPRESSIONE SPESSORE 4mm
TB,MISO,1,1,97
TBPT,DEFI,0.00269,35
TBPT,DEFI,0.00307,40
TBPT,DEFI,0.00346,45
TBPT,DEFI,0.00384,50
TBPT,DEFI,0.00423,55
TBPT,DEFI,0.00462,60
TBPT,DEFI,0.00501,65
TBPT,DEFI,0.00540,70
TBPT,DEFI,0.00579,75
TBPT,DEFI,0.00619,80
TBPT,DEFI,0.00659,85
TBPT,DEFI,0.00699,90
TBPT,DEFI,0.00740,95
TBPT,DEFI,0.00782,100
TBPT,DEFI,0.00825,105
TBPT,DEFI,0.00869,110
TBPT,DEFI,0.00915,115
TBPT,DEFI,0.00962,120
TBPT,DEFI,0.01011,125
TBPT,DEFI,0.01063,130
TBPT,DEFI,0.01117,135
TBPT,DEFI,0.01174,140
TBPT,DEFI,0.01234,145
TBPT,DEFI,0.01299,150
TBPT,DEFI,0.01368,155
TBPT,DEFI,0.01442,160
TBPT,DEFI,0.01522,165
TBPT,DEFI,0.01609,170
TBPT,DEFI,0.01703,175
TBPT,DEFI,0.01805,180
TBPT,DEFI,0.01917,185
TBPT,DEFI,0.02038,190
TBPT,DEFI,0.02171,195
TBPT,DEFI,0.02316,200
TBPT,DEFI,0.02474,205
TBPT,DEFI,0.02648,210
TBPT,DEFI,0.02838,215
TBPT,DEFI,0.03046,220
TBPT,DEFI,0.03274,225
TBPT,DEFI,0.03523,230
TBPT,DEFI,0.03795,235
TBPT,DEFI,0.04092,240
TBPT,DEFI,0.04417,245
TBPT,DEFI,0.04771,250
TBPT,DEFI,0.05158,255
TBPT,DEFI,0.05578,260
TBPT,DEFI,0.06036,265
TBPT,DEFI,0.06533,270
TBPT,DEFI,0.07074,275
TBPT,DEFI,0.07660,280
TBPT,DEFI,0.08296,285
TBPT,DEFI,0.08984,290
TBPT,DEFI,0.09728,295
TBPT,DEFI,0.10532,300
TBPT,DEFI,0.11401,305
TBPT,DEFI,0.12337,310
TBPT,DEFI,0.13346,315
TBPT,DEFI,0.14432,320
TBPT,DEFI,0.15600,325
TBPT,DEFI,0.16854,330
TBPT,DEFI,0.18201,335
TBPT,DEFI,0.19645,340
TBPT,DEFI,0.21192,345
TBPT,DEFI,0.22848,350

```

```

TBPT,DEFI,0.24620,355
TBPT,DEFI,0.26512,360
TBPT,DEFI,0.28534,365
TBPT,DEFI,0.30690,370
TBPT,DEFI,0.32989,375
TBPT,DEFI,0.35437,380
TBPT,DEFI,0.38043,385
TBPT,DEFI,0.40815,390
TBPT,DEFI,0.43760,395
TBPT,DEFI,0.46889,400
TBPT,DEFI,0.50209,405
TBPT,DEFI,0.53730,410
TBPT,DEFI,0.57461,415
TBPT,DEFI,0.61413,420
TBPT,DEFI,0.65596,425
TBPT,DEFI,0.70020,430
TBPT,DEFI,0.74697,435
TBPT,DEFI,0.79638,440
TBPT,DEFI,0.84854,445
TBPT,DEFI,0.90358,450
TBPT,DEFI,0.96163,455
TBPT,DEFI,1.02280,460
TBPT,DEFI,1.08725,465
TBPT,DEFI,1.15509,470
TBPT,DEFI,1.22648,475
TBPT,DEFI,1.30156,480
TBPT,DEFI,1.38048,485
TBPT,DEFI,1.46340,490
TBPT,DEFI,1.55047,495
TBPT,DEFI,1.64186,500
TBPT,DEFI,1.73774,505
TBPT,DEFI,1.83829,510
TBPT,DEFI,1.94367,515

```

```

! INTRODUCO CURVA TRAZIONE 90
TB,MISO,2,1,100

```

```

TBPT,DEFI,0.00181,15
TBPT,DEFI,0.00242,20
TBPT,DEFI,0.00303,25
TBPT,DEFI,0.00364,30
TBPT,DEFI,0.00426,35
TBPT,DEFI,0.00489,40
TBPT,DEFI,0.00554,45
TBPT,DEFI,0.00622,50
TBPT,DEFI,0.00694,55
TBPT,DEFI,0.00771,60
TBPT,DEFI,0.00857,65
TBPT,DEFI,0.00952,70
TBPT,DEFI,0.01060,75
TBPT,DEFI,0.01184,80
TBPT,DEFI,0.01329,85
TBPT,DEFI,0.01498,90
TBPT,DEFI,0.01697,95
TBPT,DEFI,0.01933,100
TBPT,DEFI,0.02211,105
TBPT,DEFI,0.02540,110
TBPT,DEFI,0.02928,115
TBPT,DEFI,0.03385,120
TBPT,DEFI,0.03921,125
TBPT,DEFI,0.04549,130
TBPT,DEFI,0.05281,135
TBPT,DEFI,0.06132,140
TBPT,DEFI,0.07117,145
TBPT,DEFI,0.08253,150
TBPT,DEFI,0.09558,155
TBPT,DEFI,0.11053,160
TBPT,DEFI,0.12759,165
TBPT,DEFI,0.14698,170
TBPT,DEFI,0.16897,175
TBPT,DEFI,0.19381,180
TBPT,DEFI,0.22180,185
TBPT,DEFI,0.25324,190
TBPT,DEFI,0.28845,195
TBPT,DEFI,0.32778,200
TBPT,DEFI,0.37161,205
TBPT,DEFI,0.42032,210
TBPT,DEFI,0.47433,215
TBPT,DEFI,0.53409,220
TBPT,DEFI,0.60004,225
TBPT,DEFI,0.67270,230
TBPT,DEFI,0.75257,235
TBPT,DEFI,0.84020,240
TBPT,DEFI,0.93616,245

```

```

TBPT , DEFI , 1.04106 , 250
TBPT , DEFI , 1.15554 , 255
TBPT , DEFI , 1.28025 , 260
TBPT , DEFI , 1.41589 , 265
TBPT , DEFI , 1.56319 , 270
TBPT , DEFI , 1.72291 , 275
TBPT , DEFI , 1.89586 , 280
TBPT , DEFI , 2.08286 , 285
TBPT , DEFI , 2.28479 , 290
TBPT , DEFI , 2.50254 , 295
TBPT , DEFI , 2.73707 , 300
TBPT , DEFI , 2.98935 , 305
TBPT , DEFI , 3.26042 , 310
TBPT , DEFI , 3.55133 , 315
TBPT , DEFI , 3.86319 , 320
TBPT , DEFI , 4.19715 , 325
TBPT , DEFI , 4.55441 , 330
TBPT , DEFI , 4.93619 , 335
TBPT , DEFI , 5.34379 , 340
TBPT , DEFI , 5.77853 , 345
TBPT , DEFI , 6.24179 , 350
TBPT , DEFI , 6.73499 , 355
TBPT , DEFI , 7.25961 , 360
TBPT , DEFI , 7.81718 , 365
TBPT , DEFI , 8.40927 , 370
TBPT , DEFI , 9.03752 , 375
TBPT , DEFI , 9.70360 , 380
TBPT , DEFI , 10.40925 , 385
TBPT , DEFI , 11.15627 , 390
TBPT , DEFI , 11.94650 , 395
TBPT , DEFI , 12.78186 , 400
TBPT , DEFI , 13.66430 , 405
TBPT , DEFI , 14.59586 , 410
TBPT , DEFI , 15.57862 , 415
TBPT , DEFI , 16.61473 , 420
TBPT , DEFI , 17.70640 , 425
TBPT , DEFI , 18.85590 , 430
TBPT , DEFI , 20.06557 , 435
TBPT , DEFI , 21.33782 , 440
TBPT , DEFI , 22.67511 , 445
TBPT , DEFI , 24.08000 , 450
TBPT , DEFI , 25.55509 , 455
TBPT , DEFI , 27.10305 , 460
TBPT , DEFI , 28.72664 , 465
TBPT , DEFI , 30.42869 , 470
TBPT , DEFI , 32.21208 , 475
TBPT , DEFI , 34.07980 , 480
TBPT , DEFI , 36.03488 , 485
TBPT , DEFI , 38.08045 , 490
TBPT , DEFI , 40.21972 , 495
TBPT , DEFI , 42.45596 , 500
TBPT , DEFI , 44.79253 , 505
TBPT , DEFI , 47.23288 , 510

! CREO GEOMETRIA
K,1,0,0,0 ! CENTRO FORO
K,2,4,0,0
K,3,10,0,0
K,4,40,0,0
K,5,40,10,0
K,6,10,10,0
K,7,0,10,0
K,8,0,4,0
LARC,2,8,1,4,
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
LSTR,5,6
LSTR,6,7
LSTR,7,8
LSTR,6,3
AL,1,2,8,6,7
AL,3,4,5,8
CYL4,0,2,4.55,0, ,360 ! CREO VOLUME DI
CONTROLLO COMPRESSIONE
AOVLAP,ALL,ALL
ADELE, , , ,1
CYL4,2,0,2.52,0, ,360 ! CREO VOLUME DI
CONTROLLO TRAZIONE
AOVLAP,ALL,ALL
ADELE, , , ,1
NUMMRG,ALL, , , ,LOW

! CREO DIVISIONE MATERIALE

LANG , 8, 17,90, ,
ASBL,ALL,ALL

! MESH
AESIZE,1,0.2
AESIZE,3,0.2
AESIZE,4,0.2
AESIZE,5,0.2
AESIZE,9,0.25
AESIZE,6,0.25
Aesize,2,0.5
AMESH,ALL

LOCAL,11,0, , , ,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

LOCAL,12,0, , , ,90,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,12
CSYS,0

! ESTRUDO
ASEL,S, , , ,1
ASEL,A, , , ,6
ASEL,A, , , ,2
ALLSEL,BELOW,AREAS
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,10,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL, , , ,0,0,2, , ,
ALLSEL,ALL

ASEL,S, , , ,3
ASEL,A, , , ,4
ASEL,A, , , ,5
ASEL,A, , , ,9
ALLSEL,BELOW,AREAS
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,10,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,12
VEXT,ALL, , , ,0,0,2, , ,
ALLSEL,ALL
NUMMRG,ALL, , , ,LOW
ETDEL,1

! VINCOLI
DA,14,SYMM
DA,37,SYMM
DA,26,SYMM
DA,33,SYMM
DA,10,SYMM
DA,20,SYMM
Da,1, symm
Da,2, symm
Da,3, symm
DA,4, SYMM
DA,5, SYMM
DA,6, SYMM
DA,9, SYMM
DA,13, UY,
DA,13, UZ,

! LANCIO SOLUZIONE
/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,0
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1

```

```

SET ,LAST
VSEL ,S , , 2
ALLSEL ,BELOW ,VOLUMES
AVPRIN ,0 , ,
ETABLE , ,SENE ,
AVPRIN ,0 , ,
ETABLE , ,VOLU ,
SSUM

ALLSEL ,ALL
/EFACET ,1
/DSCALE ,1 ,1.0
PLNSOL , S ,X , 0 ,1.0

/EFACET ,1
/DSCALE ,1 ,1.0
PLNSOL , S ,Y , 0 ,1.0

```

Codice B.28: NL-SED 3D 90_hole_R2 $\theta=0^\circ$

```

/PREP7
ET ,1 ,PLANE182
ET ,2 ,SOLID185
KEYOPT ,2 ,2 ,0
KEYOPT ,2 ,3 ,0
KEYOPT ,2 ,6 ,0
KEYOPT ,2 ,8 ,0

Uimp ,1 ,ex ,ey ,ez ,8273 ,8273 ,13013
uimp ,1 ,gxy ,gyz ,gxz ,1400 ,3230 ,3230
uimp ,1 ,prxy ,pryz ,prxz ,0.37 ,0.203 ,0.203

! INTRODUCO CURVA COMPRESSIONE SPESSORE 4mm
TB ,MISO ,1 ,1 ,100
TBPT , DEFI , 0.00181 , 15
TBPT , DEFI , 0.00242 , 20
TBPT , DEFI , 0.00302 , 25
TBPT , DEFI , 0.00363 , 30
TBPT , DEFI , 0.00424 , 35
TBPT , DEFI , 0.00485 , 40
TBPT , DEFI , 0.00547 , 45
TBPT , DEFI , 0.00609 , 50
TBPT , DEFI , 0.00673 , 55
TBPT , DEFI , 0.00737 , 60
TBPT , DEFI , 0.00804 , 65
TBPT , DEFI , 0.00872 , 70
TBPT , DEFI , 0.00942 , 75
TBPT , DEFI , 0.01016 , 80
TBPT , DEFI , 0.01093 , 85
TBPT , DEFI , 0.01174 , 90
TBPT , DEFI , 0.01259 , 95
TBPT , DEFI , 0.01351 , 100
TBPT , DEFI , 0.01449 , 105
TBPT , DEFI , 0.01555 , 110
TBPT , DEFI , 0.01669 , 115
TBPT , DEFI , 0.01792 , 120
TBPT , DEFI , 0.01927 , 125
TBPT , DEFI , 0.02073 , 130
TBPT , DEFI , 0.02234 , 135
TBPT , DEFI , 0.02409 , 140
TBPT , DEFI , 0.02601 , 145
TBPT , DEFI , 0.02812 , 150
TBPT , DEFI , 0.03043 , 155
TBPT , DEFI , 0.03297 , 160
TBPT , DEFI , 0.03574 , 165
TBPT , DEFI , 0.03878 , 170
TBPT , DEFI , 0.04212 , 175
TBPT , DEFI , 0.04576 , 180
TBPT , DEFI , 0.04974 , 185
TBPT , DEFI , 0.05409 , 190
TBPT , DEFI , 0.05884 , 195
TBPT , DEFI , 0.06401 , 200
TBPT , DEFI , 0.06963 , 205
TBPT , DEFI , 0.07575 , 210
TBPT , DEFI , 0.08239 , 215
TBPT , DEFI , 0.08958 , 220
TBPT , DEFI , 0.09737 , 225
TBPT , DEFI , 0.10580 , 230
TBPT , DEFI , 0.11490 , 235
TBPT , DEFI , 0.12472 , 240
TBPT , DEFI , 0.13529 , 245
TBPT , DEFI , 0.14668 , 250

```

```

TBPT , DEFI , 0.15891 , 255
TBPT , DEFI , 0.17205 , 260
TBPT , DEFI , 0.18614 , 265
TBPT , DEFI , 0.20124 , 270
TBPT , DEFI , 0.21739 , 275
TBPT , DEFI , 0.23466 , 280
TBPT , DEFI , 0.25310 , 285
TBPT , DEFI , 0.27277 , 290
TBPT , DEFI , 0.29374 , 295
TBPT , DEFI , 0.31606 , 300
TBPT , DEFI , 0.33981 , 305
TBPT , DEFI , 0.36505 , 310
TBPT , DEFI , 0.39184 , 315
TBPT , DEFI , 0.42027 , 320
TBPT , DEFI , 0.45041 , 325
TBPT , DEFI , 0.48233 , 330
TBPT , DEFI , 0.51610 , 335
TBPT , DEFI , 0.55182 , 340
TBPT , DEFI , 0.58956 , 345
TBPT , DEFI , 0.62940 , 350
TBPT , DEFI , 0.67144 , 355
TBPT , DEFI , 0.71576 , 360
TBPT , DEFI , 0.76246 , 365
TBPT , DEFI , 0.81162 , 370
TBPT , DEFI , 0.86334 , 375
TBPT , DEFI , 0.91773 , 380
TBPT , DEFI , 0.97489 , 385
TBPT , DEFI , 1.03491 , 390
TBPT , DEFI , 1.09790 , 395
TBPT , DEFI , 1.16397 , 400
TBPT , DEFI , 1.23323 , 405
TBPT , DEFI , 1.30580 , 410
TBPT , DEFI , 1.38179 , 415
TBPT , DEFI , 1.46131 , 420
TBPT , DEFI , 1.54450 , 425
TBPT , DEFI , 1.63147 , 430
TBPT , DEFI , 1.72235 , 435
TBPT , DEFI , 1.81727 , 440
TBPT , DEFI , 1.91636 , 445
TBPT , DEFI , 2.01975 , 450
TBPT , DEFI , 2.12758 , 455
TBPT , DEFI , 2.24000 , 460
TBPT , DEFI , 2.35714 , 465
TBPT , DEFI , 2.47916 , 470
TBPT , DEFI , 2.60619 , 475
TBPT , DEFI , 2.73839 , 480
TBPT , DEFI , 2.87592 , 485
TBPT , DEFI , 3.01892 , 490
TBPT , DEFI , 3.16757 , 495
TBPT , DEFI , 3.32203 , 500
TBPT , DEFI , 3.48245 , 505
TBPT , DEFI , 3.64902 , 510

```

```

! CREO GEOMETRIA
K ,1 ,0 ,0 ,0 ! CENTRO FORO
K ,2 ,2 ,0 ,0
K ,3 ,10 ,0 ,0
K ,4 ,40 ,0 ,0
K ,5 ,40 ,10 ,0
K ,6 ,10 ,10 ,0
K ,7 ,0 ,10 ,0
K ,8 ,0 ,2 ,0
LARC ,2 ,8 ,1 ,2 ,
LSTR ,2 ,3
LSTR ,3 ,4
LSTR ,4 ,5
LSTR ,5 ,6
LSTR ,6 ,7
LSTR ,7 ,8
LSTR ,6 ,3
AL ,1 ,2 ,8 ,6 ,7
AL ,3 ,4 ,5 ,8
CYL4 ,0 ,1 ,2.35 ,0 , ,360 ! CREO VOLUME DI
CONTROLLO
AOVLAP ,ALL ,ALL
ADELE ,5 ,ADELE , 5 , , ,1

! MESH
AESIZE ,4 ,0.2
AESIZE ,6 ,0.25
AESIZE ,2 ,0.5
AMESH ,ALL

LOCAL ,11 ,0 , , ,0 ,0 ,0

```

```

EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ESTRUDO
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,10,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL,,.0,0,2,,
ETDEL,1

! VINCOLI
DA,3,SYMM
DA,14,SYMM
DA,18,SYMM
DA,11,SYMM
DA,16,SYMM
DA,2,SYMM
DA,4,SYMM
DA,6,SYMM
DA,1,UX,-0.225
DA,1,UY,
DA,1,UZ,

! LANCIO SOLUZIONE
/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,0
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
SET, LAST
/EFACET,1
/DSCALE,1,1.0
PLNSOL,S,X,0,1.0

VSEL,S,,2
ALLSEL,BELOW,VOLUMES
AVPRIN,0,,
ETABLE,,SENE,
AVPRIN,0,,
ETABLE,,VOLUME,
SSUM
    
```

Codice B.29: NL-SED 3D 90_hole_R4 $\theta=0^\circ$

```

/PREP7
ET,1,PLANE182
ET,2,SOLID185
KEYOPT,2,2,0
KEYOPT,2,3,0
KEYOPT,2,6,0
KEYOPT,2,8,0

Uimp,1,ex,ey,ez,8255,8255,13013
uimp,1,gxy,gyz,gxz,1400,3230,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.37,0.203,0.203

! INTRODUCO CURVA COMPRESSIONE SPESSORE 4mm
TB,MISO,1,1,100
TBPT,DEFI,0.00181,15
TBPT,DEFI,0.00242,20
TBPT,DEFI,0.00302,25
TBPT,DEFI,0.00363,30
TBPT,DEFI,0.00424,35
TBPT,DEFI,0.00485,40
TBPT,DEFI,0.00547,45
TBPT,DEFI,0.00609,50
TBPT,DEFI,0.00673,55
TBPT,DEFI,0.00737,60
TBPT,DEFI,0.00804,65
TBPT,DEFI,0.00872,70
TBPT,DEFI,0.00942,75
    
```

TBPT	,DEFI	,0.01016	,80
TBPT	,DEFI	,0.01093	,85
TBPT	,DEFI	,0.01174	,90
TBPT	,DEFI	,0.01259	,95
TBPT	,DEFI	,0.01351	,100
TBPT	,DEFI	,0.01449	,105
TBPT	,DEFI	,0.01555	,110
TBPT	,DEFI	,0.01669	,115
TBPT	,DEFI	,0.01792	,120
TBPT	,DEFI	,0.01927	,125
TBPT	,DEFI	,0.02073	,130
TBPT	,DEFI	,0.02234	,135
TBPT	,DEFI	,0.02409	,140
TBPT	,DEFI	,0.02601	,145
TBPT	,DEFI	,0.02812	,150
TBPT	,DEFI	,0.03043	,155
TBPT	,DEFI	,0.03297	,160
TBPT	,DEFI	,0.03574	,165
TBPT	,DEFI	,0.03878	,170
TBPT	,DEFI	,0.04212	,175
TBPT	,DEFI	,0.04576	,180
TBPT	,DEFI	,0.04974	,185
TBPT	,DEFI	,0.05409	,190
TBPT	,DEFI	,0.05884	,195
TBPT	,DEFI	,0.06401	,200
TBPT	,DEFI	,0.06963	,205
TBPT	,DEFI	,0.07575	,210
TBPT	,DEFI	,0.08239	,215
TBPT	,DEFI	,0.08958	,220
TBPT	,DEFI	,0.09737	,225
TBPT	,DEFI	,0.10580	,230
TBPT	,DEFI	,0.11490	,235
TBPT	,DEFI	,0.12472	,240
TBPT	,DEFI	,0.13529	,245
TBPT	,DEFI	,0.14668	,250
TBPT	,DEFI	,0.15891	,255
TBPT	,DEFI	,0.17205	,260
TBPT	,DEFI	,0.18614	,265
TBPT	,DEFI	,0.20124	,270
TBPT	,DEFI	,0.21739	,275
TBPT	,DEFI	,0.23466	,280
TBPT	,DEFI	,0.25310	,285
TBPT	,DEFI	,0.27277	,290
TBPT	,DEFI	,0.29374	,295
TBPT	,DEFI	,0.31606	,300
TBPT	,DEFI	,0.33981	,305
TBPT	,DEFI	,0.36505	,310
TBPT	,DEFI	,0.39184	,315
TBPT	,DEFI	,0.42027	,320
TBPT	,DEFI	,0.45041	,325
TBPT	,DEFI	,0.48233	,330
TBPT	,DEFI	,0.51610	,335
TBPT	,DEFI	,0.55182	,340
TBPT	,DEFI	,0.58956	,345
TBPT	,DEFI	,0.62940	,350
TBPT	,DEFI	,0.67144	,355
TBPT	,DEFI	,0.71576	,360
TBPT	,DEFI	,0.76246	,365
TBPT	,DEFI	,0.81162	,370
TBPT	,DEFI	,0.86334	,375
TBPT	,DEFI	,0.91773	,380
TBPT	,DEFI	,0.97489	,385
TBPT	,DEFI	,1.03491	,390
TBPT	,DEFI	,1.09790	,395
TBPT	,DEFI	,1.16397	,400
TBPT	,DEFI	,1.23323	,405
TBPT	,DEFI	,1.30580	,410
TBPT	,DEFI	,1.38179	,415
TBPT	,DEFI	,1.46131	,420
TBPT	,DEFI	,1.54450	,425
TBPT	,DEFI	,1.63147	,430
TBPT	,DEFI	,1.72235	,435
TBPT	,DEFI	,1.81727	,440
TBPT	,DEFI	,1.91636	,445
TBPT	,DEFI	,2.01975	,450
TBPT	,DEFI	,2.12758	,455
TBPT	,DEFI	,2.24000	,460
TBPT	,DEFI	,2.35714	,465
TBPT	,DEFI	,2.47916	,470
TBPT	,DEFI	,2.60619	,475
TBPT	,DEFI	,2.73839	,480
TBPT	,DEFI	,2.87592	,485
TBPT	,DEFI	,3.01892	,490
TBPT	,DEFI	,3.16757	,495

```

TBPT , DEFI , 3.32203 , 500
TBPT , DEFI , 3.48245 , 505
TBPT , DEFI , 3.64902 , 510

! CREO GEOMETRIA
K,1,0,0,0 ! CENTRO FORO
K,2,4,0,0
K,3,10,0,0
K,4,40,0,0
K,5,40,10,0
K,6,10,10,0
K,7,0,10,0
K,8,0,4,0
LARC,2,8,1,4,
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
LSTR,5,6
LSTR,6,7
LSTR,7,8
LSTR,6,3
AL,1,2,8,6,7
AL,3,4,5,8
CYL4,0,2,3.8,0, ,360 ! CREO VOLUME DI CONTROLLO
      COMPRESSIONE
AOVLAP,ALL,ALL
ADELE, , , ,5, , ,1
NUMMRG,ALL, , , ,LOW

! MESH
AESIZE,4,0.2
AESIZE,6,0.25
AESIZE,2,0.5
AMESH,ALL
LOCAL,11,0, , , ,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ESTRUDO
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,10,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11
VEXT,ALL, , ,0,0,2, , ,
ETDEL,1

! VINCOLI
DA,3,SYMM
DA,18,SYMM
DA,12,SYMM
DA,16,SYMM
DA,2,SYMM
DA,4,SYMM
DA,6,SYMM
DA,1,UY,
DA,1,UZ,
SFA,5,1,PRES,88

! LANCIO SOLUZIONE
/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,0
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
SET, LAST

VSEL,S, , , 2
ALLSEL,BELOW,VOLUMES
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,SENE,
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,VOLU,
SSUM

```

Codice B.30: NL-SED 3D 0_U_R16_a4 θ=0°

```

/PREP7
ET,1,PLANE182

ET,2,SOLID185
KEYOPT,2,2,0
KEYOPT,2,3,0
KEYOPT,2,6,0
KEYOPT,2,8,0

Uimp,1,ex,ey,ez,13013,8273,8273
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

! INTRODUCO CURVA COMPRESSIONE SPESSORE 4mm
TB,MISO,1,1,97

TBPT , DEFI , 0.00268992746439953 , 35
TBPT , DEFI , 0.00307452169161554 , 40
TBPT , DEFI , 0.00345941410948155 , 45
TBPT , DEFI , 0.00384477246482109 , 50
TBPT , DEFI , 0.00423082575088336 , 55
TBPT , DEFI , 0.00461787706337622 , 60
TBPT , DEFI , 0.00500631754852353 , 65
TBPT , DEFI , 0.00539664142384911 , 70
TBPT , DEFI , 0.00578946205438413 , 75
TBPT , DEFI , 0.00618552906863766 , 80
TBPT , DEFI , 0.00658574650004649 , 85
TBPT , DEFI , 0.00699119194078847 , 90
TBPT , DEFI , 0.00740313669584652 , 95
TBPT , DEFI , 0.00782306692608035 , 100
TBPT , DEFI , 0.00825270576982409 , 105
TBPT , DEFI , 0.00869403643319934 , 110
TBPT , DEFI , 0.00914932623992862 , 115
TBPT , DEFI , 0.00962115163196693 , 120
TBPT , DEFI , 0.0101124241127472 , 125
TBPT , DEFI , 0.0106264171252671 , 130
TBPT , DEFI , 0.0111667938576363 , 135
TBPT , DEFI , 0.0117376359690607 , 140
TBPT , DEFI , 0.0123434732295643 , 145
TBPT , DEFI , 0.0129893140670518 , 150
TBPT , DEFI , 0.0136806770155867 , 155
TBPT , DEFI , 0.0144236230590185 , 160
TBPT , DEFI , 0.0152247888643235 , 165
TBPT , DEFI , 0.0160914208992454 , 170
TBPT , DEFI , 0.017031410429026 , 175
TBPT , DEFI , 0.0180533293872019 , 180
TBPT , DEFI , 0.019166467115627 , 185
TBPT , DEFI , 0.0203808679690402 , 190
TBPT , DEFI , 0.021707369779659 , 195
TBPT , DEFI , 0.0231576431774234 , 200
TBPT , DEFI , 0.0247442317616528 , 205
TBPT , DEFI , 0.0264805931200118 , 210
TBPT , DEFI , 0.0283811406907985 , 215
TBPT , DEFI , 0.0304612864646924 , 220
TBPT , DEFI , 0.0327374845222012 , 225
TBPT , DEFI , 0.0352272754031592 , 230
TBPT , DEFI , 0.0379493313047215 , 235
TBPT , DEFI , 0.0409235021043979 , 240
TBPT , DEFI , 0.0441708622047591 , 245
TBPT , DEFI , 0.047713758196532 , 250
TBPT , DEFI , 0.0515758573368846 , 255
TBPT , DEFI , 0.0557821968397788 , 260
TBPT , DEFI , 0.0603592339753437 , 265
TBPT , DEFI , 0.0653348969752928 , 270
TBPT , DEFI , 0.0707386367414787 , 275
TBPT , DEFI , 0.0766014793547438 , 280
TBPT , DEFI , 0.0829560793812862 , 285
TBPT , DEFI , 0.0898367739738246 , 290
TBPT , DEFI , 0.0972796377649011 , 295
TBPT , DEFI , 0.105322538549716 , 300
TBPT , DEFI , 0.114005193755946 , 305
TBPT , DEFI , 0.123369227698042 , 310
TBPT , DEFI , 0.133458229613565 , 315
TBPT , DEFI , 0.14431781247915 , 320
TBPT , DEFI , 0.155995672603744 , 325
TBPT , DEFI , 0.168541649996814 , 330
TBPT , DEFI , 0.182007789509251 , 335
TBPT , DEFI , 0.196448402744746 , 340
TBPT , DEFI , 0.211920130739449 , 345
TBPT , DEFI , 0.228482007407772 , 350
TBPT , DEFI , 0.24619552375222 , 355
TBPT , DEFI , 0.265124692835182 , 360

```

```

TBPT , DEFI , 0.285336115510636 , 365
TBPT , DEFI , 0.306899046913779 , 370
TBPT , DEFI , 0.329885463706602 , 375
TBPT , DEFI , 0.354370132077474 , 380
TBPT , DEFI , 0.380430676492827 , 385
TBPT , DEFI , 0.408147649199076 , 390
TBPT , DEFI , 0.437604600472912 , 395
TBPT , DEFI , 0.468888149618164 , 400
TBPT , DEFI , 0.502088056707426 , 405
TBPT , DEFI , 0.5372972950667 , 410
TBPT , DEFI , 0.574612124501313 , 415
TBPT , DEFI , 0.614132165261384 , 420
TBPT , DEFI , 0.655960472745177 , 425
TBPT , DEFI , 0.700203612938659 , 430
TBPT , DEFI , 0.746971738589639 , 435
TBPT , DEFI , 0.796378666114852 , 440
TBPT , DEFI , 0.848541953238421 , 445
TBPT , DEFI , 0.903582977360108 , 450
TBPT , DEFI , 0.961627014651798 , 455
TBPT , DEFI , 1.02280332 , 460
TBPT , DEFI , 1.087245207 , 465
TBPT , DEFI , 1.15509013 , 470
TBPT , DEFI , 1.226479766 , 475
TBPT , DEFI , 1.301560097 , 480
TBPT , DEFI , 1.380481493 , 485
TBPT , DEFI , 1.463398798 , 490
TBPT , DEFI , 1.550471411 , 495
TBPT , DEFI , 1.641863378 , 500
TBPT , DEFI , 1.737743471 , 505
TBPT , DEFI , 1.838285279 , 510
TBPT , DEFI , 1.943667298 , 515

! CREO GEOMETRIA
K,1,0,0,0
K,2,10,0,0
K,3,40,0,0
K,4,40,10,0
K,5,10,10,0
K,6,1.6,10,0
K,7,1.6,7.5,0
K,8,0,7.5,0 ! CENTRO FORO
K,9,0,6

LARC,7,9,8,1.6,
LSTR,9,1
LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
LSTR,5,6
LSTR,6,7
LSTR,5,2

AL,1,2,3,7,8,9
AL,4,5,6,9

CYL4,0,6.8,1.6,0, ,360 ! CREO VOLUME DI
CONTROLLO
AOVLAP,ALL,ALL
ADELE,5,ADELE, 5, , ,1

! MESH
AESIZE,4,0.1
AESIZE,6,0.2
AESIZE,2,0.25
AMESH,ALL

LOCAL,11,0,,,,,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ESTRUDO
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,10,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11

VEXT,ALL, , ,0,0,2,,,,,
ETDEL,1

! VINCOLI
DA,11,SYMM
DA,16,SYMM
DA,17,SYMM
DA,3,SYMM
DA,2,SYMM
DA,4,SYMM
DA,6,SYMM

DA,1,UY,
DA,1,UZ,

SFA,5,1,PRES,126

! LANCIO SOLUZIONE

/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,0
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

!
/POST1
SET, LAST
/EFACET,1
/DSCALE,1,1.0
PLNSOL, S,X, 0,1.0

VSEL,S, , , 2
ALLSEL,BELOW,VOLUMES
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,SENE,
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,VOLUME,
SSUM

! INTEGRALE
ASEL,S, , ,11
ASEL,A, , ,16
allsel,below,areas
NSLA,A,1
NSEL,A,LOC,X,0,0.3
ESLN,A,1/PREP7

Codice B.31: NL-SED 3D 0_U_R3_a6  $\theta=0^\circ$ 

/PREP7
ET,1,PLANE182

ET,2,SOLID185
KEYOPT,2,2,0
KEYOPT,2,3,0
KEYOPT,2,6,0
KEYOPT,2,8,0

Uimp,1,ex,ey,ez,13013,8273,8273
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

! INTRODUCO CURVA COMPRESSIONE SPESSORE 4mm
TB,MISO,1,1,97

TBPT , DEFI , 0.00268992746439953 , 35
TBPT , DEFI , 0.00307452169161554 , 40
TBPT , DEFI , 0.00345941410948155 , 45
TBPT , DEFI , 0.00384477246482109 , 50
TBPT , DEFI , 0.00423082575088336 , 55
TBPT , DEFI , 0.00461787706337622 , 60
TBPT , DEFI , 0.00500631754852353 , 65
TBPT , DEFI , 0.00539664142384911 , 70
TBPT , DEFI , 0.00578946205438413 , 75
TBPT , DEFI , 0.00618552906863766 , 80
TBPT , DEFI , 0.00658574650004649 , 85
TBPT , DEFI , 0.00699119194078847 , 90
TBPT , DEFI , 0.00740313669584652 , 95

```

```

TBPT , DEFI , 0.00782306692608035 , 100
TBPT , DEFI , 0.00825270576982409 , 105
TBPT , DEFI , 0.00869403643319934 , 110
TBPT , DEFI , 0.00914932623992862 , 115
TBPT , DEFI , 0.00962115163196693 , 120
TBPT , DEFI , 0.0101124241127472 , 125
TBPT , DEFI , 0.0106264171252671 , 130
TBPT , DEFI , 0.0111667938576363 , 135
TBPT , DEFI , 0.0117376359690607 , 140
TBPT , DEFI , 0.0123434732295643 , 145
TBPT , DEFI , 0.0129893140670518 , 150
TBPT , DEFI , 0.0136806770155867 , 155
TBPT , DEFI , 0.0144236230590185 , 160
TBPT , DEFI , 0.0152247888643235 , 165
TBPT , DEFI , 0.0160914208992454 , 170
TBPT , DEFI , 0.017031410429026 , 175
TBPT , DEFI , 0.0180533293872019 , 180
TBPT , DEFI , 0.019166467115627 , 185
TBPT , DEFI , 0.0203808679690402 , 190
TBPT , DEFI , 0.021707369779659 , 195
TBPT , DEFI , 0.0231576431774234 , 200
TBPT , DEFI , 0.0247442317616528 , 205
TBPT , DEFI , 0.0264805931200118 , 210
TBPT , DEFI , 0.0283811406907985 , 215
TBPT , DEFI , 0.0304612864646924 , 220
TBPT , DEFI , 0.0327374845222012 , 225
TBPT , DEFI , 0.0352272754031592 , 230
TBPT , DEFI , 0.0379493313047215 , 235
TBPT , DEFI , 0.0409235021043979 , 240
TBPT , DEFI , 0.0441708622047591 , 245
TBPT , DEFI , 0.047713758196532 , 250
TBPT , DEFI , 0.0515758573368846 , 255
TBPT , DEFI , 0.0557821968397788 , 260
TBPT , DEFI , 0.0603592339753437 , 265
TBPT , DEFI , 0.0653348969752928 , 270
TBPT , DEFI , 0.0707386367414787 , 275
TBPT , DEFI , 0.0766014793547438 , 280
TBPT , DEFI , 0.0829560793812862 , 285
TBPT , DEFI , 0.0898367739738246 , 290
TBPT , DEFI , 0.0972796377649011 , 295
TBPT , DEFI , 0.105322538549716 , 300
TBPT , DEFI , 0.114005193755946 , 305
TBPT , DEFI , 0.123369227698042 , 310
TBPT , DEFI , 0.133458229613565 , 315
TBPT , DEFI , 0.14431781247915 , 320
TBPT , DEFI , 0.155995672603744 , 325
TBPT , DEFI , 0.168541649996814 , 330
TBPT , DEFI , 0.182007789509251 , 335
TBPT , DEFI , 0.196448402744746 , 340
TBPT , DEFI , 0.211920130739449 , 345
TBPT , DEFI , 0.228482007407772 , 350
TBPT , DEFI , 0.24619552375222 , 355
TBPT , DEFI , 0.265124692835182 , 360
TBPT , DEFI , 0.285336115510636 , 365
TBPT , DEFI , 0.306899046913779 , 370
TBPT , DEFI , 0.329885463706602 , 375
TBPT , DEFI , 0.354370132077474 , 380
TBPT , DEFI , 0.380430676492827 , 385
TBPT , DEFI , 0.408147649199076 , 390
TBPT , DEFI , 0.437604600472912 , 395
TBPT , DEFI , 0.468888149618164 , 400
TBPT , DEFI , 0.502088056707426 , 405
TBPT , DEFI , 0.5372972950667 , 410
TBPT , DEFI , 0.574612124501313 , 415
TBPT , DEFI , 0.614132165261384 , 420
TBPT , DEFI , 0.655960472745177 , 425
TBPT , DEFI , 0.700203612938659 , 430
TBPT , DEFI , 0.746971738589639 , 435
TBPT , DEFI , 0.796378666114852 , 440
TBPT , DEFI , 0.848541953238421 , 445
TBPT , DEFI , 0.903582977360108 , 450
TBPT , DEFI , 0.961627014651798 , 455
TBPT , DEFI , 1.02280332 , 460
TBPT , DEFI , 1.087245207 , 465
TBPT , DEFI , 1.15509013 , 470
TBPT , DEFI , 1.226479766 , 475
TBPT , DEFI , 1.301560097 , 480
TBPT , DEFI , 1.380481493 , 485
TBPT , DEFI , 1.463398798 , 490
TBPT , DEFI , 1.550471411 , 495
TBPT , DEFI , 1.641863378 , 500
TBPT , DEFI , 1.737743471 , 505
TBPT , DEFI , 1.838285279 , 510
TBPT , DEFI , 1.943667298 , 515

! CREO GEOMETRIA
K,1,0,0,0
K,2,10,0,0
K,3,40,0,0
K,4,40,10,0
K,5,10,10,0
K,6,3,10,0
K,7,3,7,0
K,8,0,7,0 ! CENTRO FORO
K,9,0,4

LARC,7,9,8,3,
LSTR,9,1
LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
LSTR,5,6
LSTR,6,7
LSTR,5,2

AL,1,2,3,7,8,9
AL,4,5,6,9

CYL4,0,5.5,2.3,0, ,360 ! CREO VOLUME DI
CONTROLLO
AOVLAP,ALL,ALL
ADELE,5,ADELE, 5, , ,1

! MESH
AESIZE,4,0.1
AESIZE,6,0.2
AESIZE,2,0.25
AMESH,ALL

LOCAL,11,0,,,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ESTRUDO
TYPE, 2
EXTOPT,ESIZE,10,0,
EXTOPT,ACLEAR,1
EXTOPT,ATTR,0,0,0
MAT,1
REAL,1
ESYS,11

VEXT,ALL, , ,0,0,2,,,,

ETDEL,1

! VINCOLI
DA,11,SYMM
DA,15,SYMM
DA,16,SYMM
DA,17,SYMM
DA,3,SYMM
DA,2,SYMM
DA,4,SYMM
DA,6,SYMM

DA,1,UY,
DA,1,UZ,

SFA,5,1,PRES,92.5

! LANCIO SOLUZIONE

/SOLU
ANTYPE,0
NLGEOM,0
DELTIM,0.01,0.001,0.1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
AUTOTS,1
TIME,1
SOLVE
FINISH
SAVE

!
/POST1

```

```

SET, LAST
/EFACET, 1
/DSCALE, 1, 1.0
PLNSOL, S, X, 0, 1.0

VSEL, S, , , 2
ALLSEL, BELOW, VOLUMES
AVPRIN, 0, ,
ETABLE, , SENE,
AVPRIN, 0, ,
ETABLE, , VOLU,
SSUM

! INTEGRALE
ASEL, S, , , 11
ASEL, A, , , 16
allsel, below, areas
NSLA, A, 1
NSEL, A, LOC, X, 0, 0.3
ESLN, A, 1/PREP7

```

Codice B.32: R_C Fatica $\theta=0^\circ$

```

/PREP7
ET, 1, PLANE182
KEYOPT, 1, 1, 3
KEYOPT, 1, 3, 0
KEYOPT, 1, 6, 0

uimp, 1, ex, ey, ez, 14780, 7490, 7490
uimp, 1, gxy, gyx, gxz, 3230, 1400, 3230
uimp, 1, prxy, pryz, prxz, 0.4, 0.37, 0.4

! PREPARO GEOMETRIA
RECTNG, 0, 60, 0, 12.5,
K, , 0, 10.5, 0,
K, , 2, 12.5, 0,
LSTR, , 5, , 6
ASBL, , 1, , 5
ADELE, , 2, , , 1

! CREA SEZIONI CIRCOLARI
CYL4, 0, 10.5, 0.59, 270, , 405
AOVLAP, ALL
K, , 40, 0, 0,
K, , 40, 12.5, 0,
LSTR, , 9, , 5
ASBL, , ALL, , ALL

! MESH AREE
AESIZE, ALL, 0.1
AMESH, ALL

! ORIENTAZIONE A 0
LOCAL, 11, 0, , , 0, 0, 0
EMODIF, ALL, ESYS, 11
CSYS, 0

! ACCOPPIO DOF AFFERRAGGIO
ASEL, S, , , 3
ALLSEL, BELOW, AREA
CP, 1, UX, ALL
ALLSEL, ALL

! APPLICO VINCOLI DI SIMMETRIA
DL, 6, , SYMM
DL, 7, , SYMM
DL, 8, , SYMM
DL, 12, , SYMM

! VINCOLO AREA AFFERRAGGIO
DA, 2, UY,

! APPLICO CARICO DI 16 MPa NETTI
SFL, 2, PRES, -13.44,
FINISH

! LANCIO SOLUZIONE
/SOL
/STATUS, SOLU
SOLVE
FINISH
SAVE

! METTO ELEMENT TABLE
/POST1
ASEL, S, , , 1
ALLSEL, BELOW, AREAS
AVPRIN, 0, ,
ETABLE, , SENE,
AVPRIN, 0, ,
ETABLE, , VOLU,
SSUM
ALLSEL, ALL

```

Codice B.33: R_C Fatica $\theta=90^\circ$

```

/PREP7
ET,1,PLANE182
KEYOPT,1,1,3
KEYOPT,1,3,0
KEYOPT,1,6,0

uimp,1,ex,ey,ez,14780,7490,7490
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

! PREPARO GEOMETRIA
RECTNG,0,60,0,12.5,
K, ,0,10.5,0,
K, ,2,12.5,0,
LSTR, ,5, ,6
ASBL, ,1, ,5
ADELE, ,2, , ,1

! CREA SEZIONI CIRCOLARI
CYL4,0,10.5,0.47,270, ,405
AOVLAP,ALL
K, ,40,0,0,
K, ,40,12.5,0,
LSTR, ,9, ,5
ASBL, ,ALL, ,ALL

! MESH DELLE AREE
AESIZE,ALL,0.1,
AMESH,ALL

! ORIENTAZIONE A 90
LOCAL,11,0, , ,90,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ACCOPPIO DOF AFFERRAGGIO
ASEL,S, , ,3
ALLSEL,BELOW,AREA
CP,1,UX,ALL
ALLSEL,ALL

! APPLICHO VINCOLI DI SIMMETRIA
DL,6, ,SYMM
DL,7, ,SYMM
DL,8, ,SYMM
DL,12, ,SYMM

! VINCOLO AREA AFFERRAGGIO
DA,3,UY,

! APPLICHO CARICO DI 8 MPa NETTI
SFL,2,PRES,-6.72,
FINISH

! LANCIO SOLUZIONE
/SOL
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
SAVE

! METTO ELEMENT TABLE
/POST1
ASEL,S, , ,1
ALLSEL,BELOW,AREAS
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,SENE,
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,VOLU,
SSUM
ALLSEL,ALL
    
```

Codice B.34: SED fatica $\rho = 1\text{mm}$ $\theta=0^\circ$

```

/PREP7
ET,1,PLANE182
KEYOPT,1,1,3
KEYOPT,1,3,0
KEYOPT,1,6,0

uimp,1,ex,ey,ez,14780,7490,7490
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

! PREPARO GEOMETRIA
K,1,0,0,0,
K,2,60,0,0,
K,3,60,12.5,0
K,4,2.41,12.5,0
K,5,0.71,10.79,0
K,6,0,10.5,0
K,7,0,11.5,0
LARC,6,5,7,1, ! CREA RACCORDO R=1
LSTR,6,1 ! CREO LINEE
LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
AL,1,2,3,4,5,6 ! CREA AREA SULLE LINEE CREATE

! CREA SEZIONE CIRCOLARE
CYL4,0,10.83333333,0.92333333,270, ,405
AOVLAP,ALL
ADELE, ,4, , ,1
K, ,40,0,0,
K, ,40,12.5,0,
LSTR, ,9, ,10
ASBL, ,ALL, ,ALL

! MESH AREE
AESIZE,ALL,0.1
AMESH,ALL

! ORIENTAZIONE A 0
LOCAL,11,0, , ,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ACCOPPIO DOF AFFERRAGGIO
ASEL,S, , ,1
ALLSEL,BELOW,AREA
CP,1,UX,ALL
ALLSEL,ALL

! APPLICHO VINCOLI DI SIMMETRIA
DL,6, ,SYMM
DL,11, ,SYMM
DL,8, ,SYMM
DL,15, ,SYMM

! VINCOLO AREA AFFERRAGGIO
DA,1,UY,

! APPLICHO CARICO DI 1 MPa NETTI
SFL,4,PRES,-.84,
FINISH

! LANCIO SOLUZIONE
/SOL
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
ASEL,S, , ,3
ALLSEL,BELOW,AREAS
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,SENE,
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,VOLU,
SSUM
ALLSEL,ALL
    
```

Codice B.35: SED fatica $\rho = 5\text{mm}$ $\theta=0^\circ$

```

/PREP7
ET,1,PLANE182
KEYOPT,1,1,3
KEYOPT,1,3,0
KEYOPT,1,6,0

uimp,1,ex,ey,ez,14780,7490,7490
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

!PREPARO GEOMETRIA
K,1,0,0,0,
K,2,60,0,0,
K,3,60,20,0
K,4,12.07,20,0
K,5,3.54,11.46,0
K,6,0,10,0
K,7,0,15,0
! CREA RACCORDO R=5
LARC,6,5,7,5,
! CREO LINEE
LSTR,6,1
LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
! CREA AREA SULLE LINEE
AL,1,2,3,4,5,6
CYL4,0,11.66666667,2.256666667,270, ,405
AOVLAP,ALL
ADELE, ,4, , ,1
K, ,40,0,0,
K, ,40,40,0,
LSTR, ,9, ,10
ASBL, ,ALL, ,ALL
K, ,40,12.5,0
K, ,60,12.5,0
LSTR, ,10,13
ASBL, ,ALL,ALL

!MESH AREE
AESIZE,ALL,0.1
AMESH,ALL

! ORIENTAZIONE A 0
LOCAL,11,0, , ,0,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ACCOPPIO DOF AFFERRAGGIO
ASEL,S, , ,4
ALLSEL,BELOW,AREA
CP,1,UX,ALL
ALLSEL,ALL
! APPLICHO VINCOLI DI SIMMETRIA
DL,2, ,SYMM
DL,9, ,SYMM
DL,10, ,SYMM
DL,15, ,SYMM
! VINCOLO AREA AFFERRAGGIO
DA,4,UY,
! APPLICHO CARICO DI 1 MPa NETTI
SFL,3,PRES,-0.84,
FINISH

! LANCIIO SOLUZIONE
/SOL
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
ASEL,S, , ,3
ALLSEL,BELOW,AREAS
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,SENE,
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,VOLU,
SSUM
ALLSEL,ALL

```

Codice B.36: SED fatica $\rho = 1\text{mm}$ $\theta=90^\circ$

```

/PREP7
ET,1,PLANE182
KEYOPT,1,1,3
KEYOPT,1,3,0
KEYOPT,1,6,0

uimp,1,ex,ey,ez,14780,7490,7490
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

! PREPARO GEOMETRIA
K,1,0,0,0,
K,2,60,0,0,
K,3,60,12.5,0
K,4,2.41,12.5,0
K,5,0.71,10.79,0
K,6,0,10.5,0
K,7,0,11.5,0
LARC,6,5,7,1, ! CREA RACCORDO R=1
LSTR,6,1 ! CREO LINEE
LSTR,1,2
LSTR,2,3
LSTR,3,4
LSTR,4,5
AL,1,2,3,4,5,6 ! CREA AREA SULLE LINEE CREATE

! CREA SEZIONE CIRCOLARE
CYL4,0,10.83333333,0.798333333,270, ,405
AOVLAP,ALL
ADELE, ,4, , ,1
K, ,40,0,0,
K, ,40,12.5,0,
LSTR, ,9, ,10
ASBL, ,ALL, ,ALL

!MESH AREE
AESIZE,ALL,0.1
AMESH,ALL

! ORIENTAZIONE A 90
LOCAL,11,0, , ,90,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ACCOPPIO DOF AFFERRAGGIO
ASEL,S, , ,1
ALLSEL,BELOW,AREA
CP,1,UX,ALL
ALLSEL,ALL

! APPLICHO VINCOLI DI SIMMETRIA
DL,6, ,SYMM
DL,11, ,SYMM
DL,8, ,SYMM
DL,15, ,SYMM

! VINCOLO AREA AFFERRAGGIO
DA,1,UY,

! APPLICHO CARICO DI 16 MPa NETTI
SFL,4,PRES,-0.84,
FINISH

! LANCIIO SOLUZIONE
/SOL
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
ASEL,S, , ,3
ALLSEL,BELOW,AREAS
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,SENE,
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,VOLU,
SSUM
ALLSEL,ALL

```

Codice B.37: SED fatica $\rho = 5\text{mm}$ $\theta = 90^\circ$

```
/PREP7
ET,1,PLANE182
KEYOPT,1,1,3
KEYOPT,1,3,0
KEYOPT,1,6,0

uimp,1,ex,ey,ez,14780,7490,7490
uimp,1,gxy,gyz,gxz,3230,1400,3230
uimp,1,prxy,pryz,prxz,0.4,0.37,0.4

!PREPARO GEOMETRIA
K,1,0,0,0,
K,2,60,0,0,
K,3,60,20,0
K,4,12.07,20,0
K,5,3.54,11.46,0
K,6,0,10,0
K,7,0,15,0
! CREA RACCORDO R=5
LARC,6,5,7,5,
! CREO LINEE
LSTR, 6,1
LSTR, 1,2
LSTR, 2,3
LSTR, 3,4
LSTR, 4,5
! CREA AREA SULLE LINEE
AL,1,2,3,4,5,6

CYL4,0,11.66666667,2.131666667,270, ,405
AOVLAP,ALL
ADELE, , 4, , ,1
K, ,40,0,0,
K, ,40,40,0,
LSTR, , 9, , 10
ASBL, , ALL, , ALL

!MESH AREE
```

```
AESIZE,ALL,0.1
AMESH,ALL

! ORIENTAZIONE A 90
LOCAL,11,0,,,,,90,0,0
EMODIF,ALL,ESYS,11
CSYS,0

! ACCOPPIO DOF AFFERRAGGIO
ASEL,S, , , 1
ALLSEL,BELOW,AREA
CP,1,UX,ALL
ALLSEL,ALL

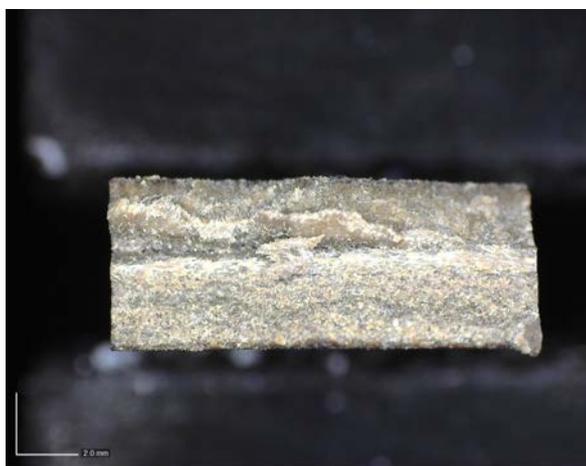
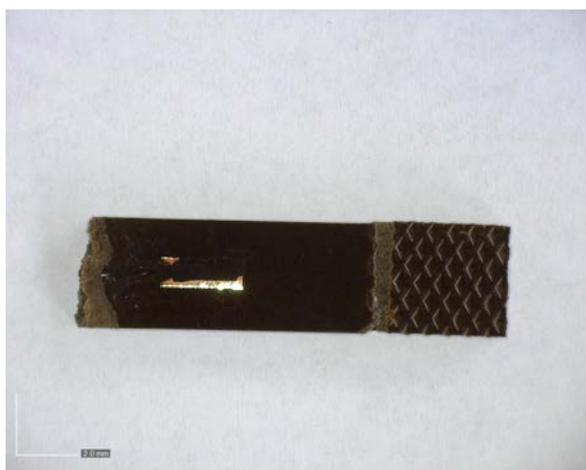
! APPLICHO VINCOLI DI SIMMETRIA
DL,2, ,SYMM
DL,9, ,SYMM
DL,10, ,SYMM
DL,15, ,SYMM
! VINCOLO AREA AFFERRAGGIO
DA,1,UY,
! APPLICHO CARICO DI 1 MPa NETTI
SFL,4,PRES,-0.5,
FINISH
! LANCIIO SOLUZIONE
/SOL
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
SAVE

/POST1
ASEL,S, , ,3
ALLSEL,BELOW,AREAS
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,SENE,
AVPRIN,0, ,
ETABLE, ,VOLU,
SSUM
ALLSEL,ALL
```

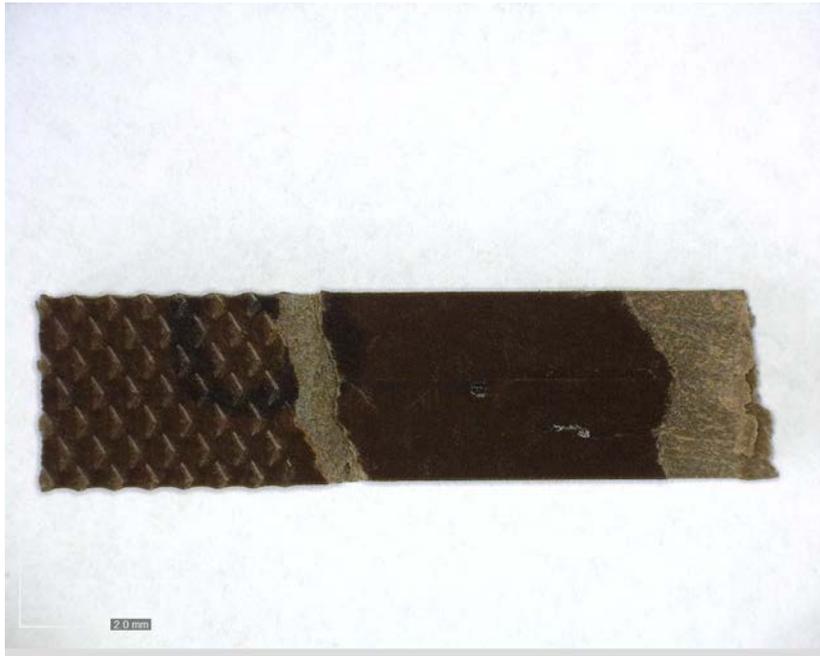

Appendice C

Schede provino

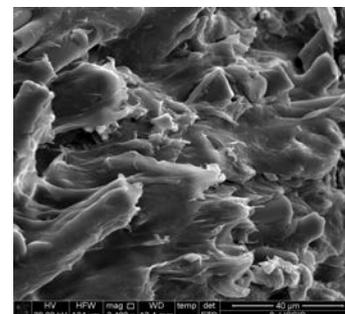
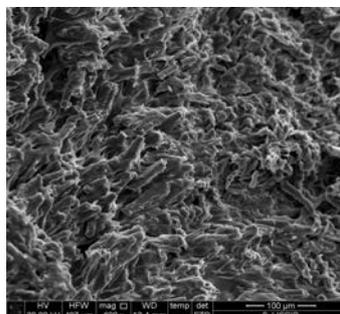
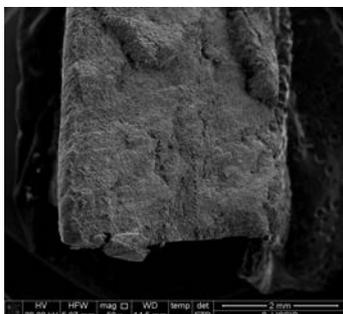
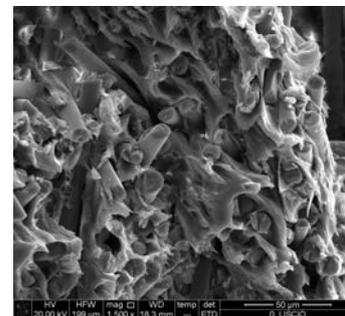
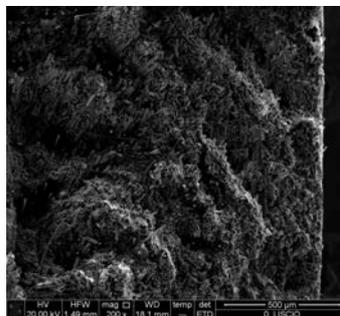
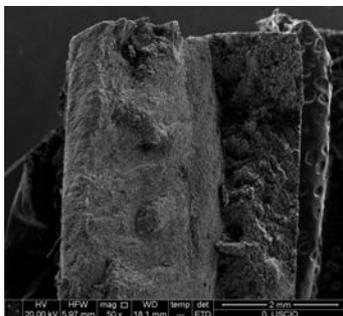
Nome provino	0_01_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w [mm]	10.1	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-6903	σ_{min} [MPa]	-172
Note	Instabilizzato		
Danneggiamento			



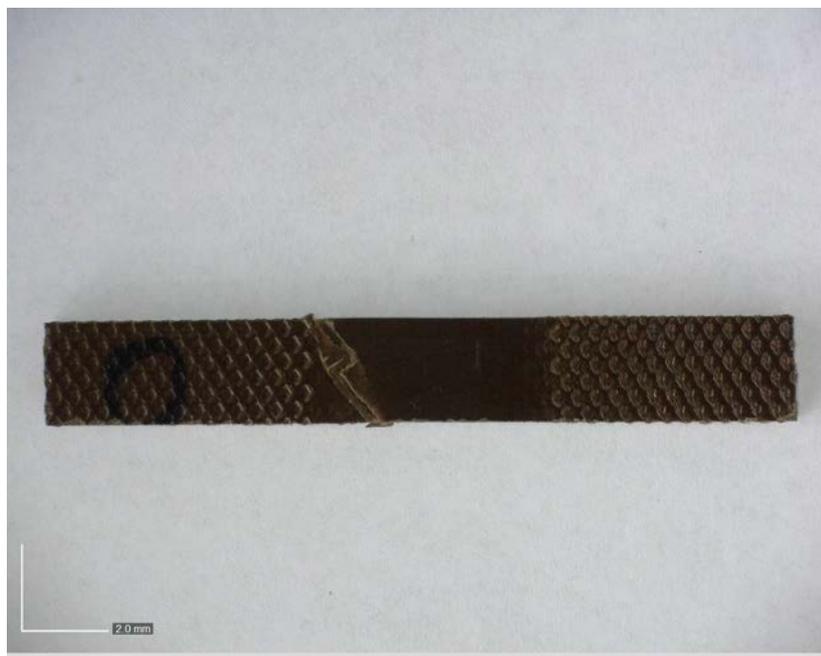
Nome provino	0_02_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w [mm]	10.15	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-7079	σ_{min} [MPa]	-177
Note	Instabilizzato		
Danneggiamento			



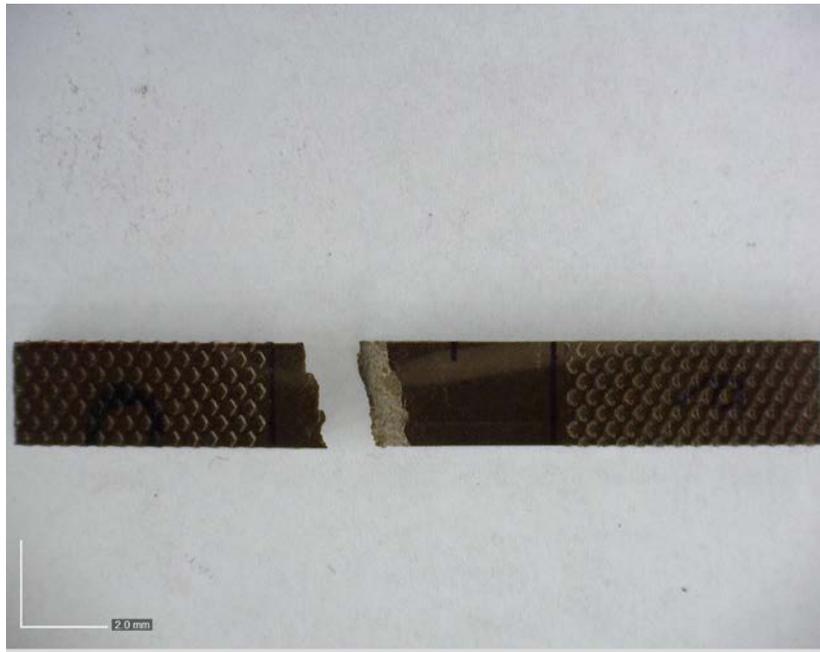
Nome provino	0_03_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w [mm]	10	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-8041	σ_{min} [MPa]	-201
Note			
Danneggiamento			



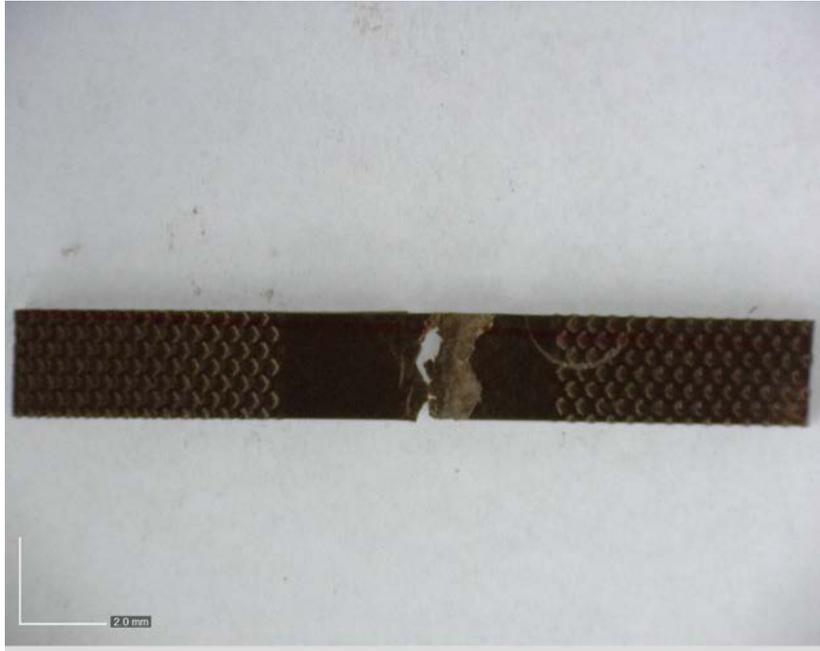
Nome provino	0_05_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w [mm]	10	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-8537	σ_{min} [MPa]	-213
Note			
Danneggiamento			



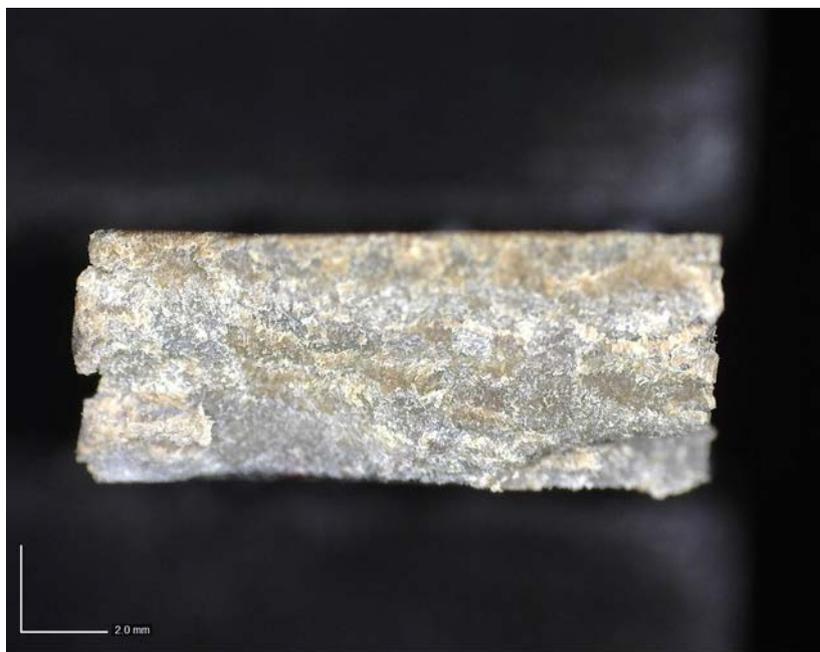
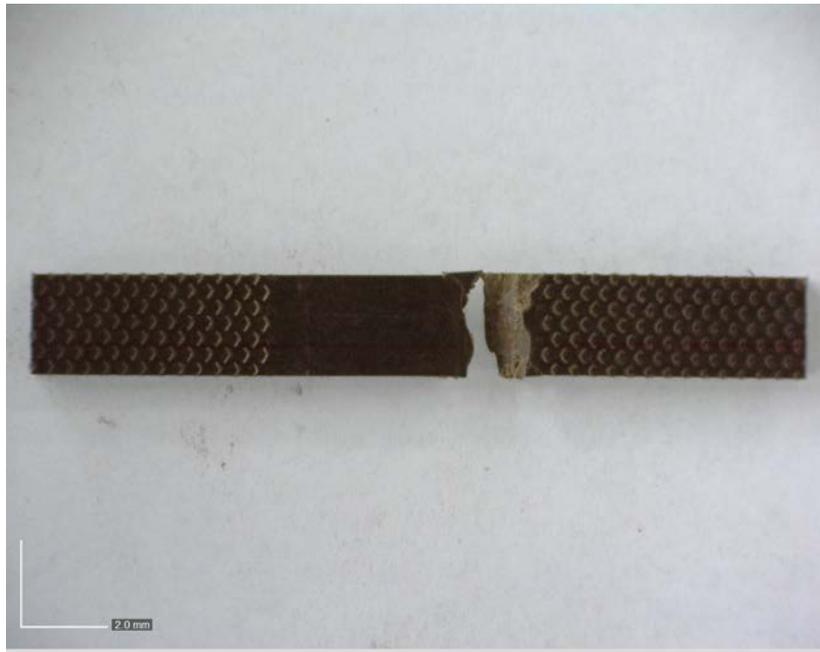
Nome provino	0_06_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w [mm]	10.2	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-9187	σ_{min} [MPa]	-213
Note			
Danneggiamento			



Nome provino	0_07_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w [mm]	10.1	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-8952	σ_{min} [MPa]	-221
Note			
Danneggiamento			



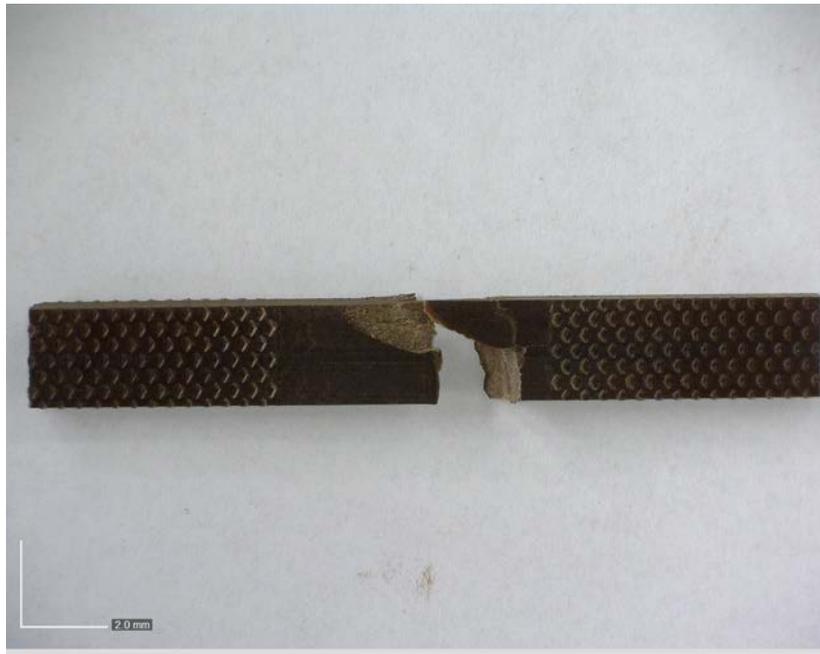
Nome provino	0_08_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w [mm]	10.1	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-9387	σ_{min} [MPa]	-233
Note			
Danneggiamento			



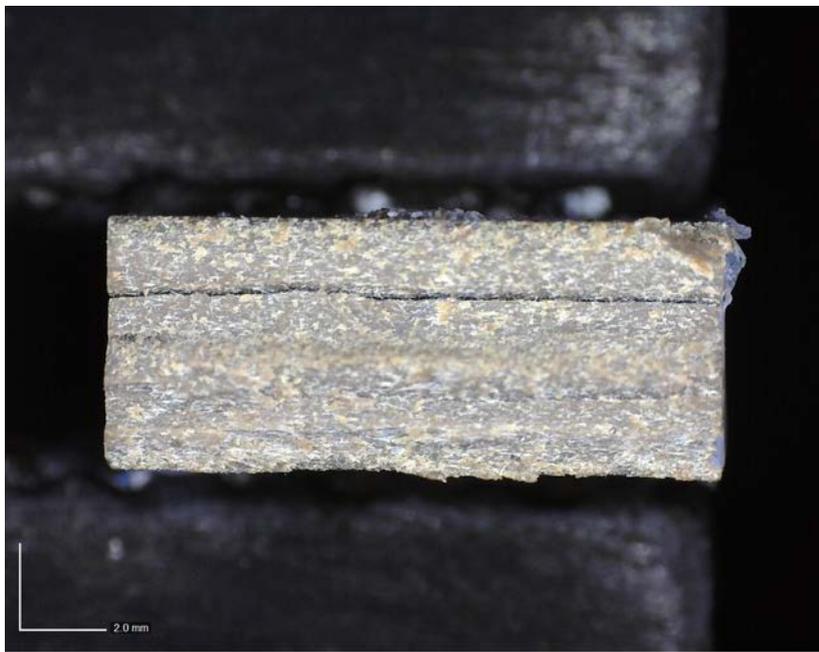
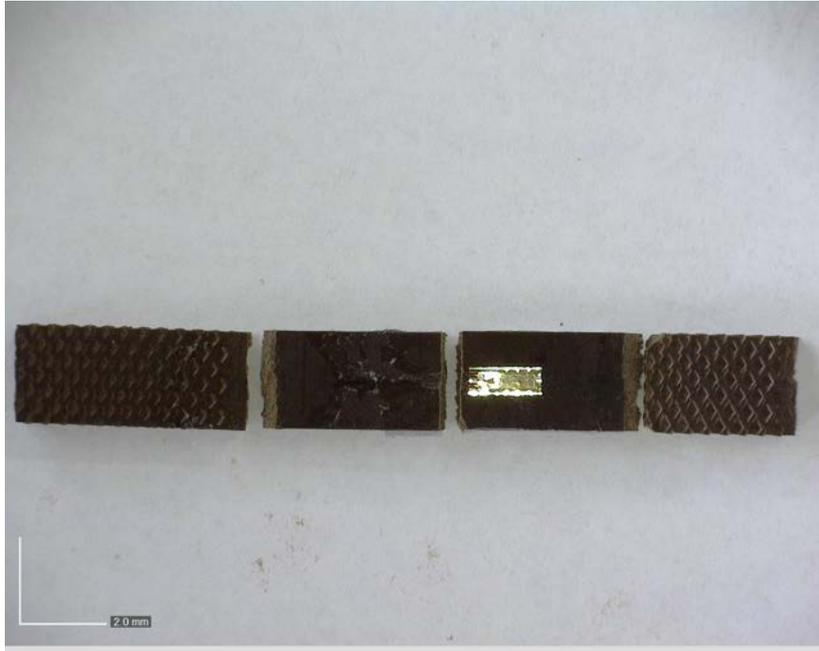
Nome provino	0_09_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w [mm]	10.15	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-9577	σ_{min} [MPa]	-236
Note			
Danneggiamento			



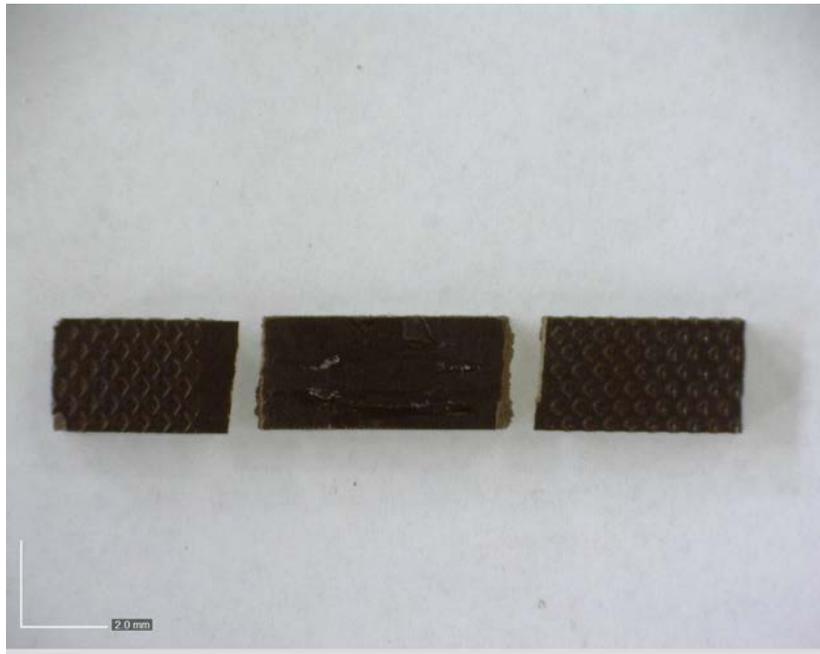
Nome provino	0_10_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w [mm]	10.2	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-9037	σ_{min} [MPa]	-221
Note			
Danneggiamento			



Nome provino	90_01_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	90°
Dati prova			
w [mm]	10	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-4778	σ_{min} [MPa]	-119
Note	Instabilizzato		
Danneggiamento			



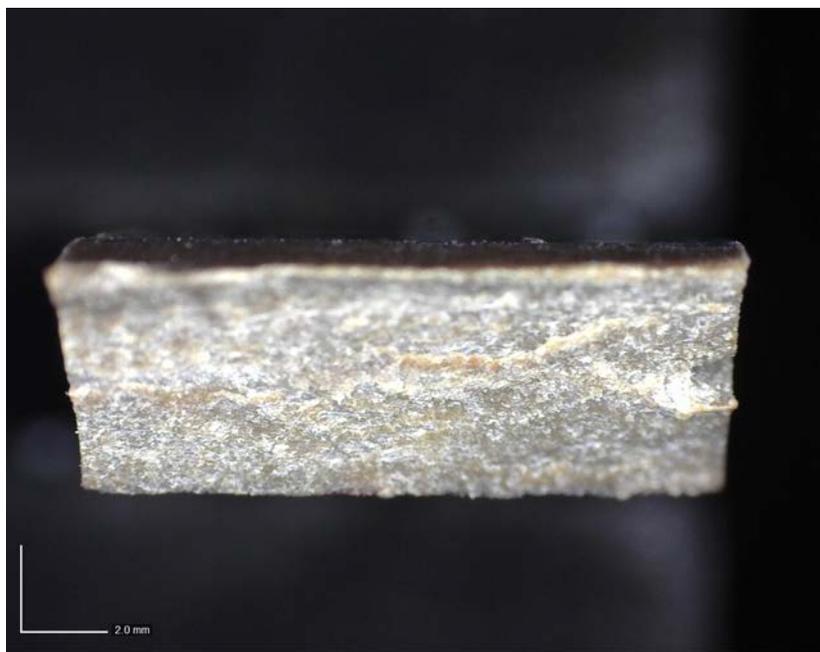
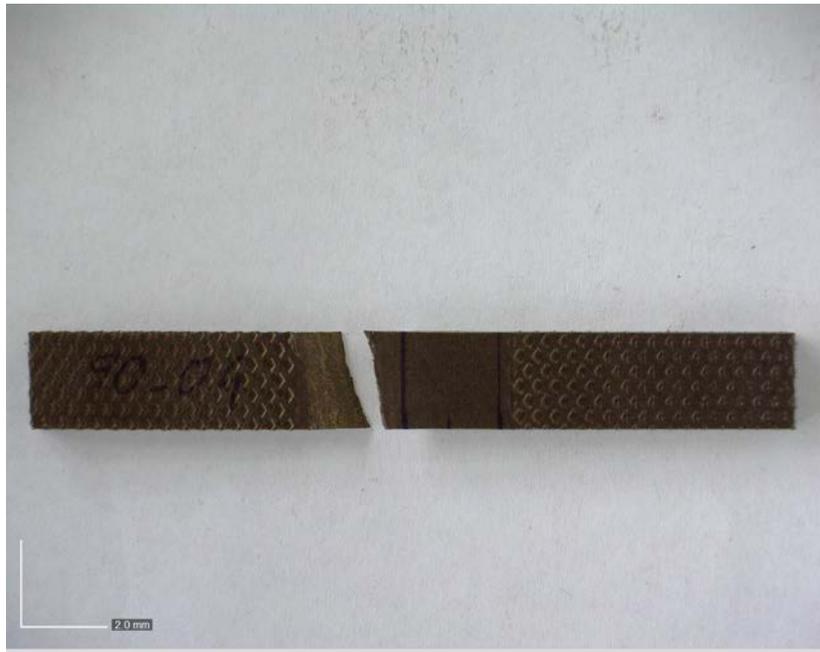
Nome provino	90_02_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	90°
Dati prova			
w [mm]	10.2	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-4873	σ_{min} [MPa]	-119
Note	Instabilizzato		
Danneggiamento			



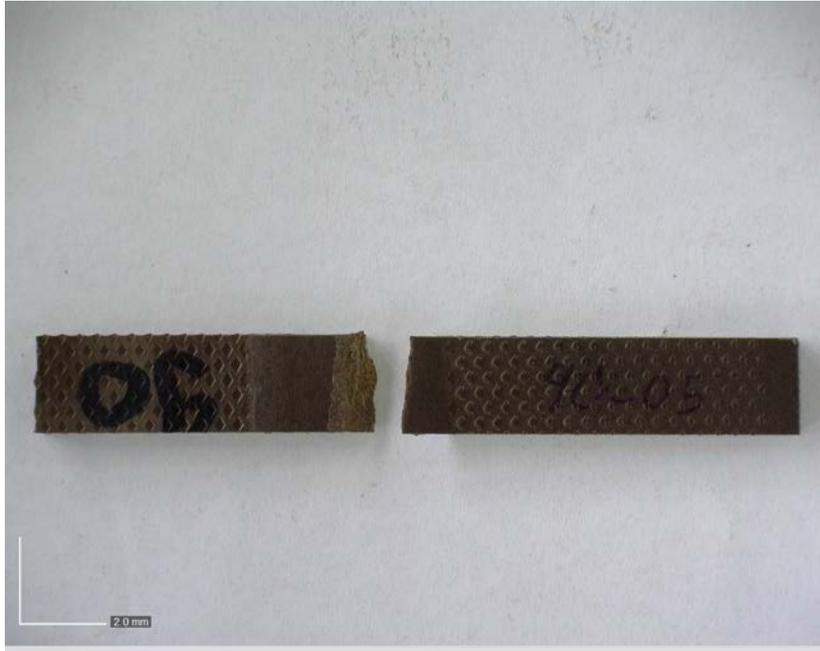
Nome provino	90_03_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	90°
Dati prova			
w [mm]	10	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-6120	σ_{min} [MPa]	-153
Note	Instabilizzato		
Danneggiamento			



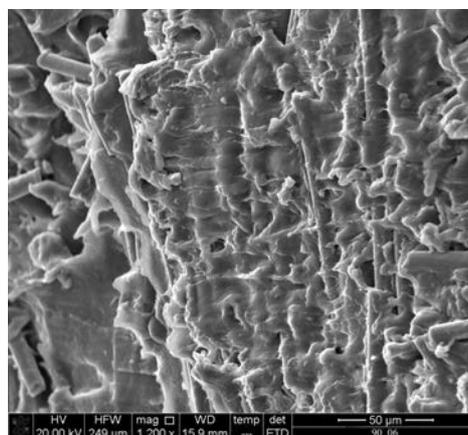
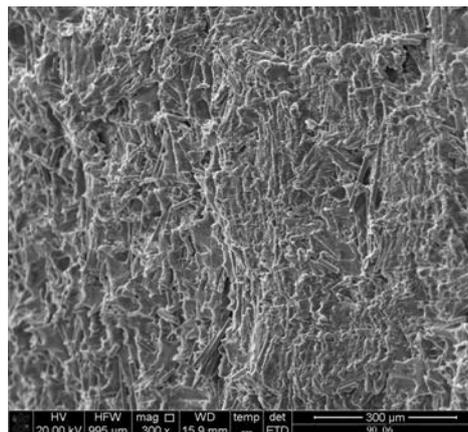
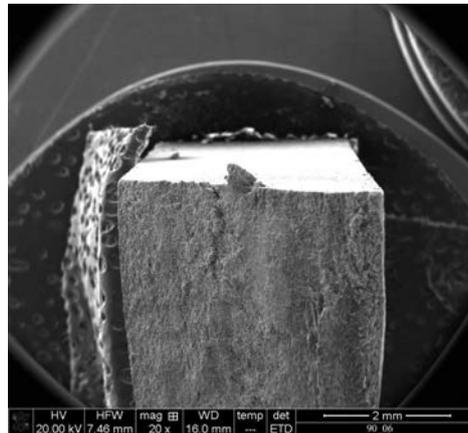
Nome provino	90_04_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	90°
Dati prova			
w [mm]	10	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-6360	σ_{min} [MPa]	-159
Note			
Danneggiamento			



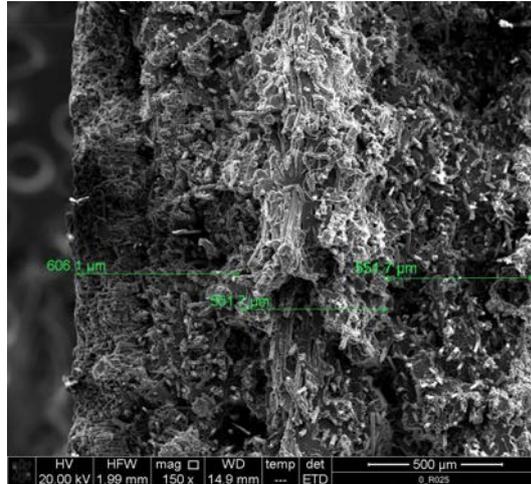
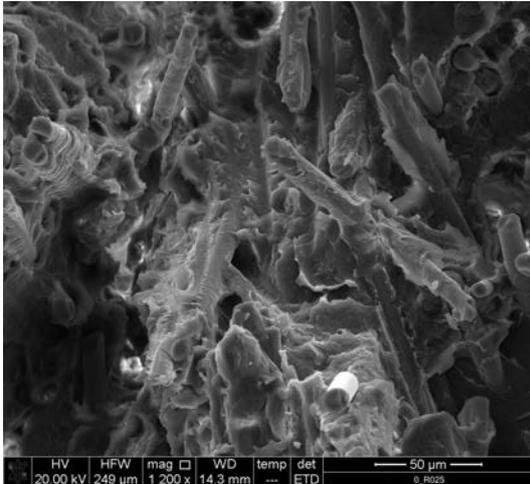
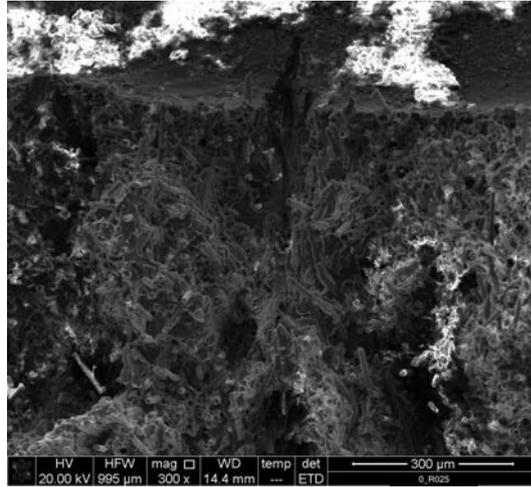
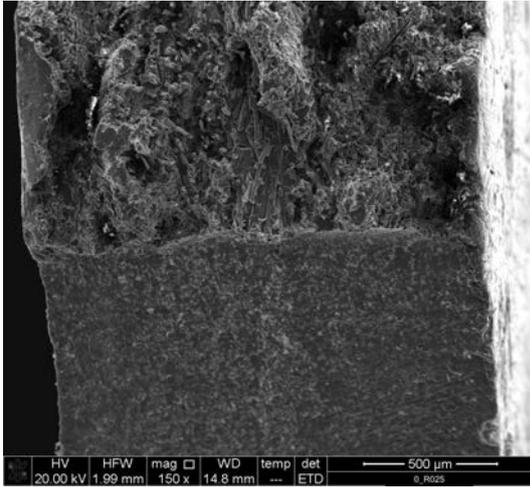
Nome provino	90_05_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	90°
Dati prova			
w [mm]	10.15	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-6636	σ_{min} [MPa]	-163
Note			
Danneggiamento			



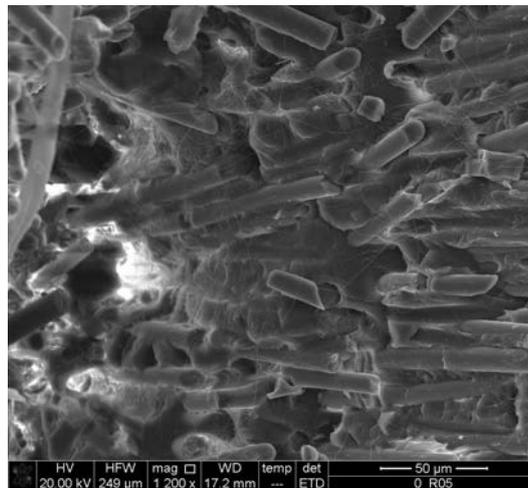
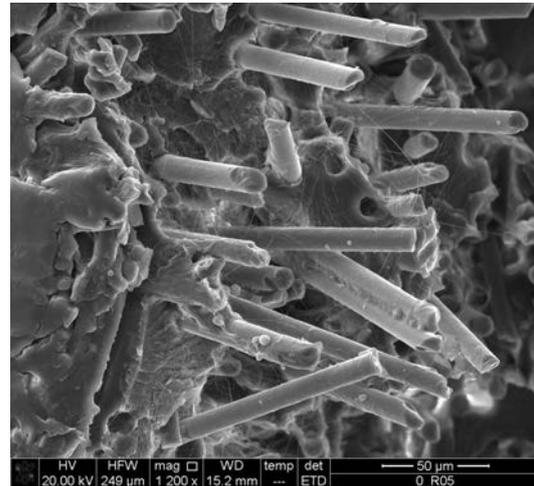
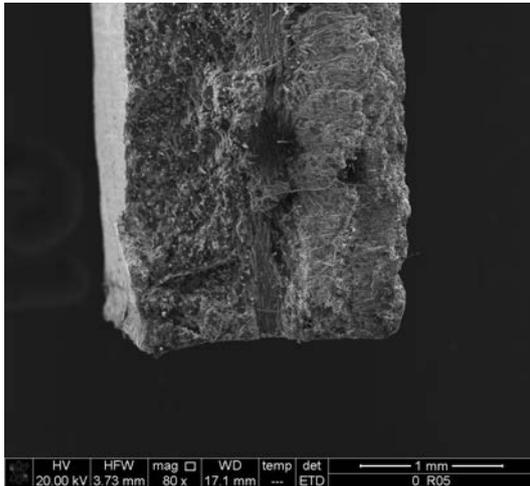
Nome provino	90_06_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	90°
Dati prova			
w [mm]	10.1	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-6464	σ_{min} [MPa]	-160
Note			
Danneggiamento			



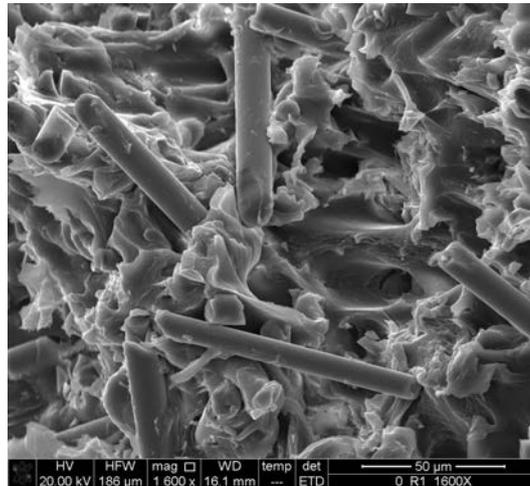
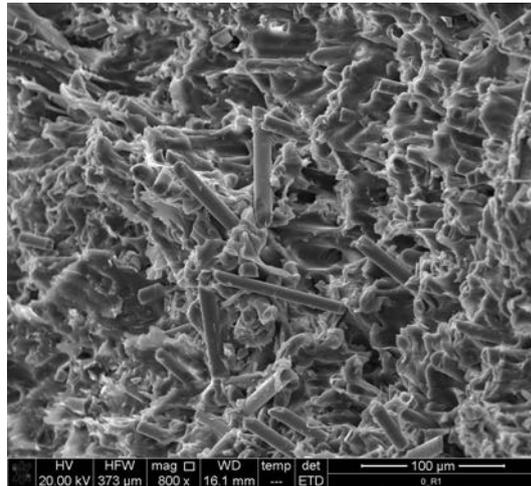
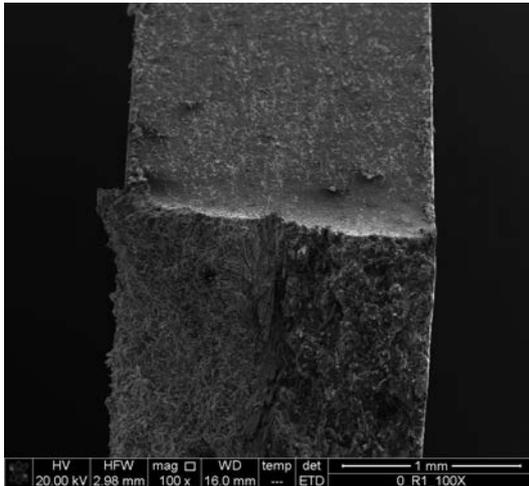
Nome provino	0_R025_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.36	t [mm]	1.75
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-3609	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-96.5
Note	Instabilizzato		
Danneggiamento			



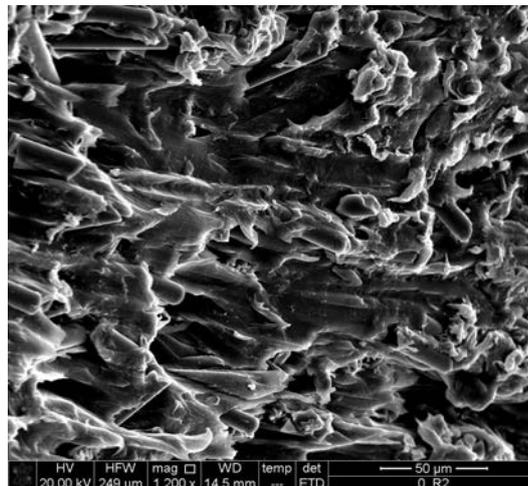
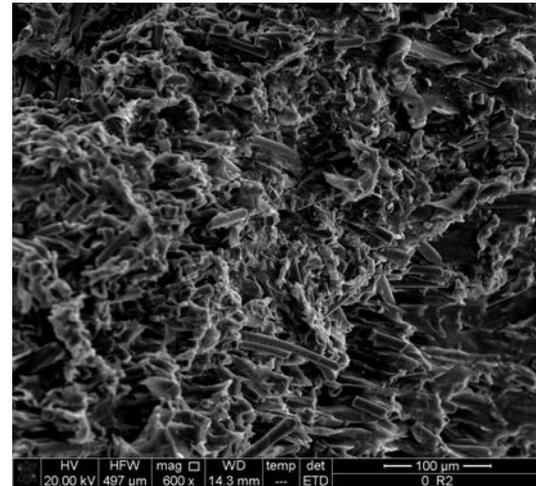
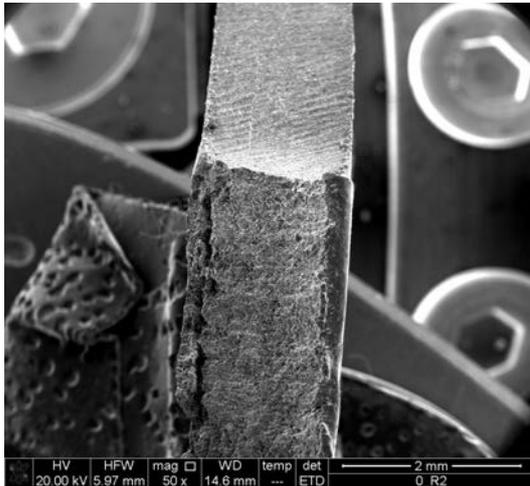
Nome provino	0_R05_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21	t [mm]	1.7
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-5730	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-160
Note	Instabilizzato		
Danneggiamento			



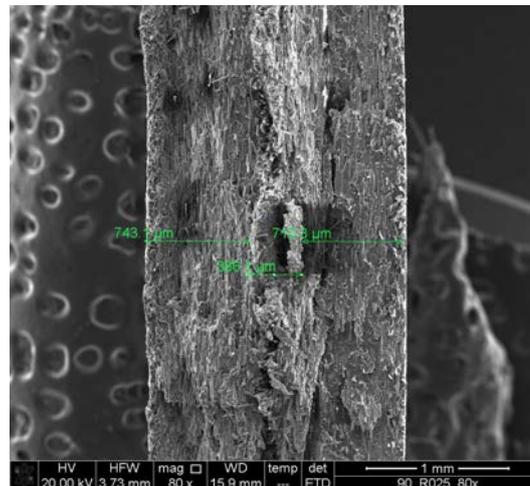
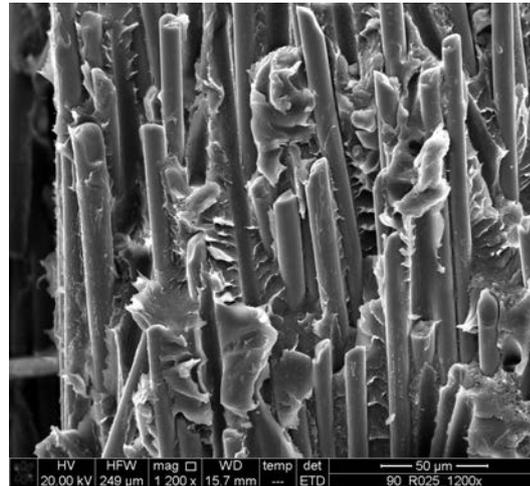
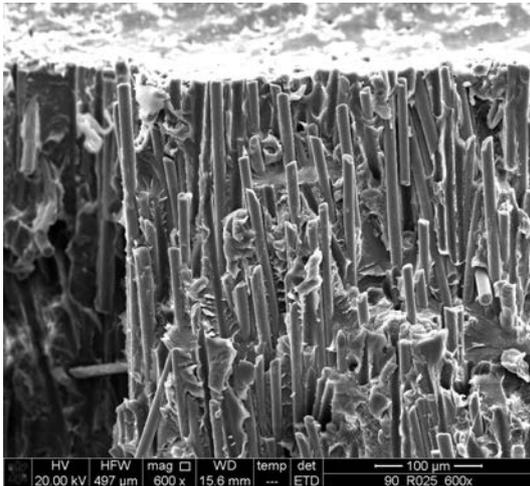
Nome provino	0_R1_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.1	t [mm]	1.8
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-6184	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-163
Note	Instabilizzato		
Danneggiamento			



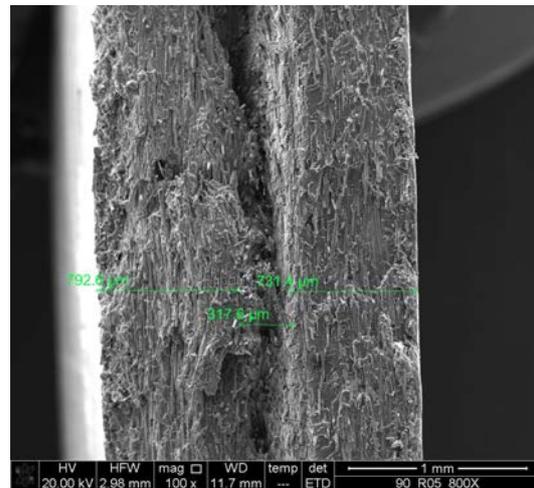
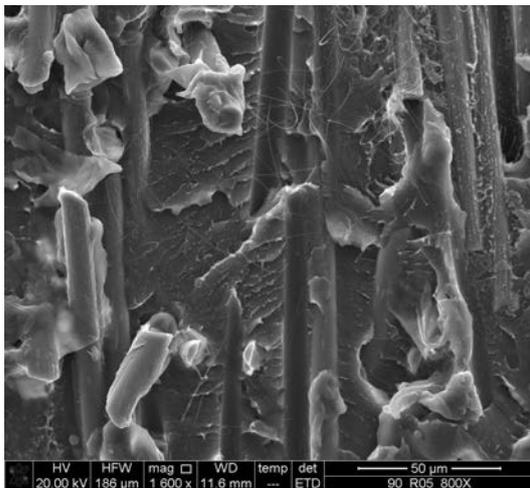
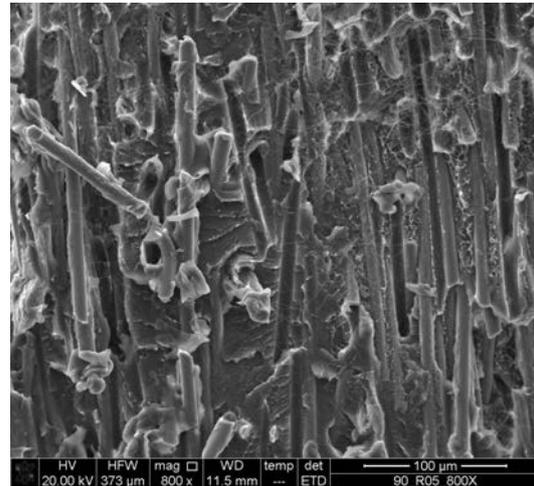
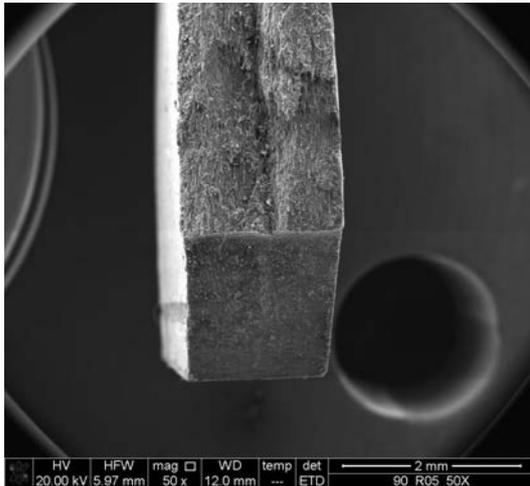
Nome provino	0_R2_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	16.7	t [mm]	1.7
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-6184	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-182
Note	Instabilizzato		
Danneggiamento			



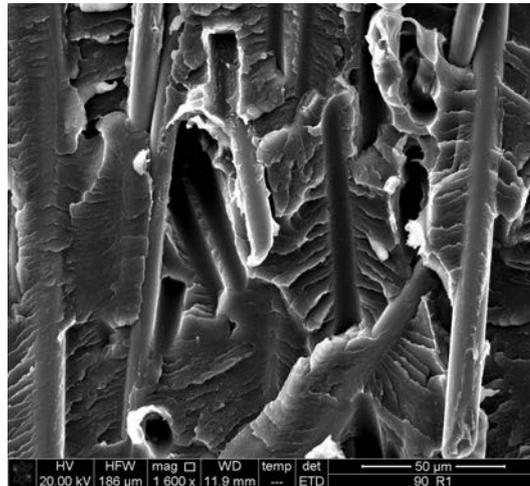
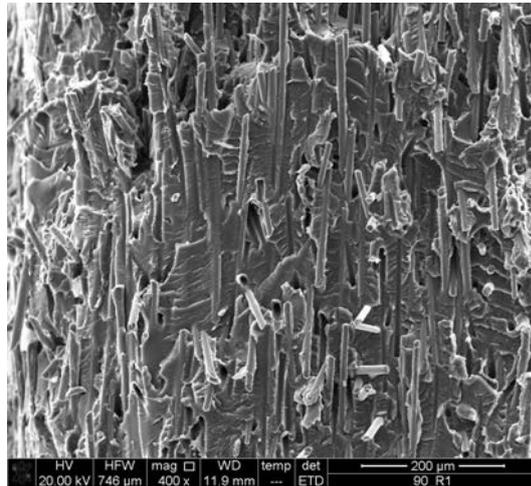
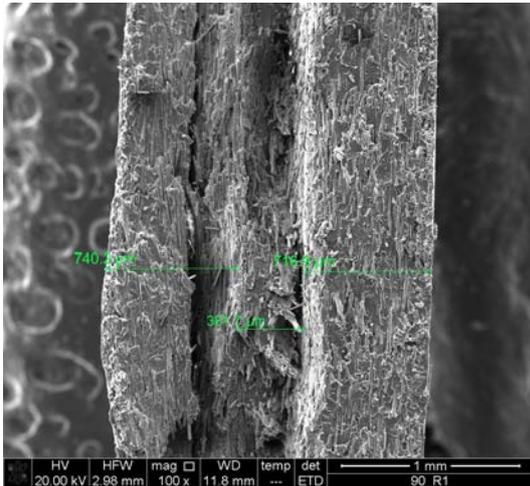
Nome provino	90_R025_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.3	t [mm]	1.75
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-2037	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-95
Note	Instabilizzato		
Danneggiamento			



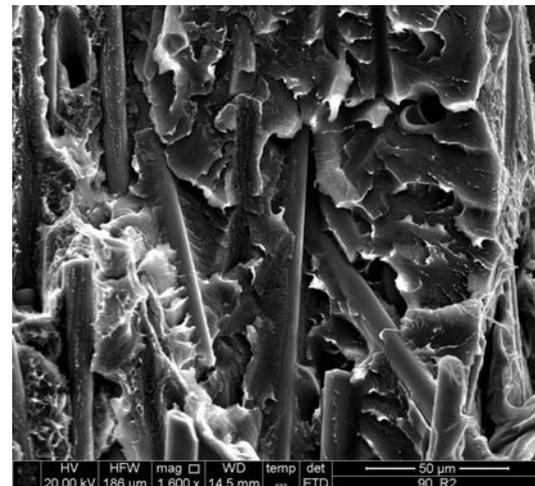
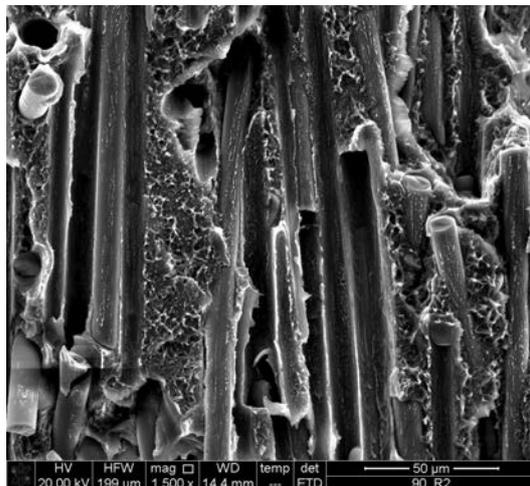
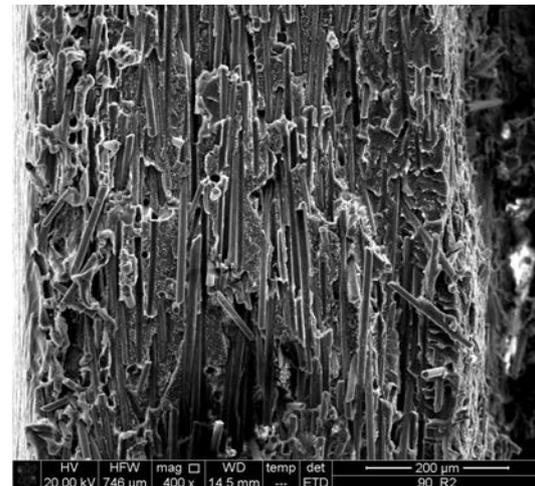
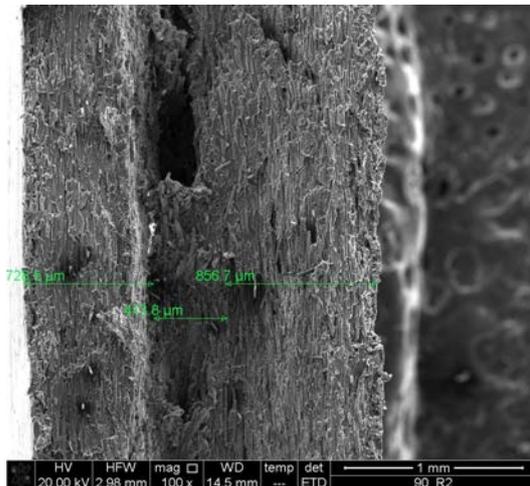
Nome provino	90_R05_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.4	t [mm]	1.7
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-3215	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-88
Note	Instabilizzato		
Danneggiamento			



Nome provino	90_R1_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.5	t [mm]	1.7
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-3089	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-84.5
Note	Instabilizzato		
Danneggiamento			



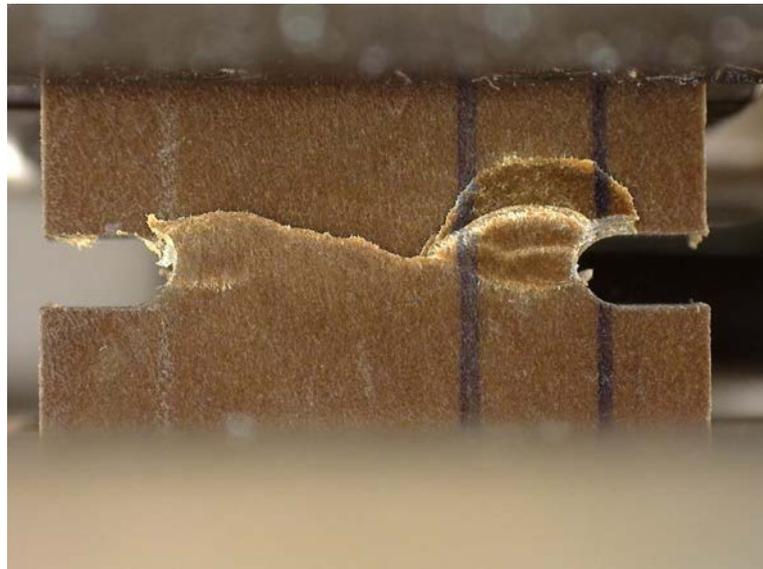
Nome provino	90_R2_c	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	16.9	t [mm]	1.8
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-1714	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-101.4
Note	Instabilizzato		
Danneggiamento			



Nome provino	0_U_R15_a4_1	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-10959	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-228
Note			
Danneggiamento			



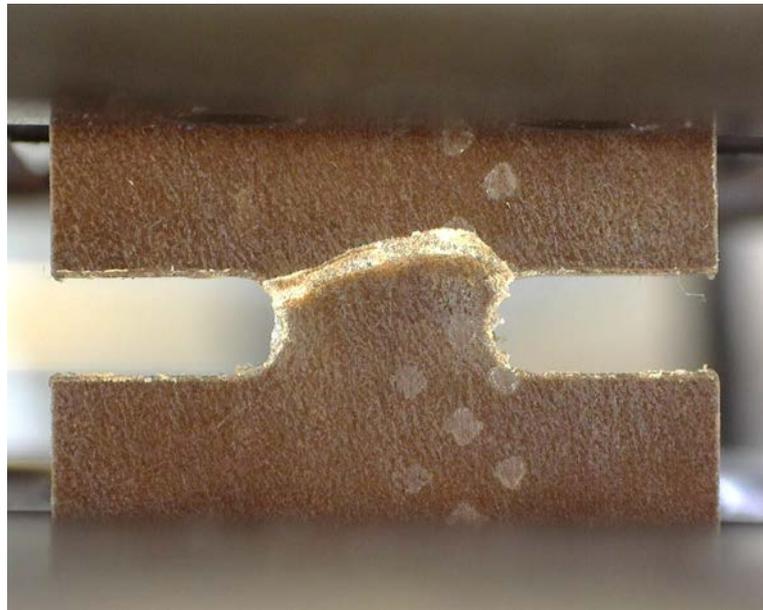
Nome provino	0_U_R15_a4_2	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	4.5
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-11262	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-208
Note			
Danneggiamento			



Nome provino	0_U_R15_a4_3	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-10784	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-228
Note			
Danneggiamento			



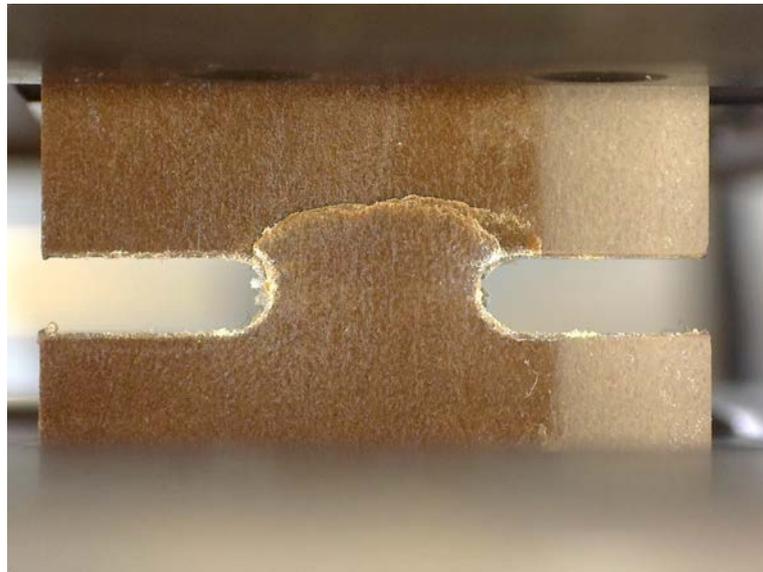
Nome provino	0_U_R15_a7_1	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	6	t [mm]	4.5
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-6281	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-233
Note			
Danneggiamento			



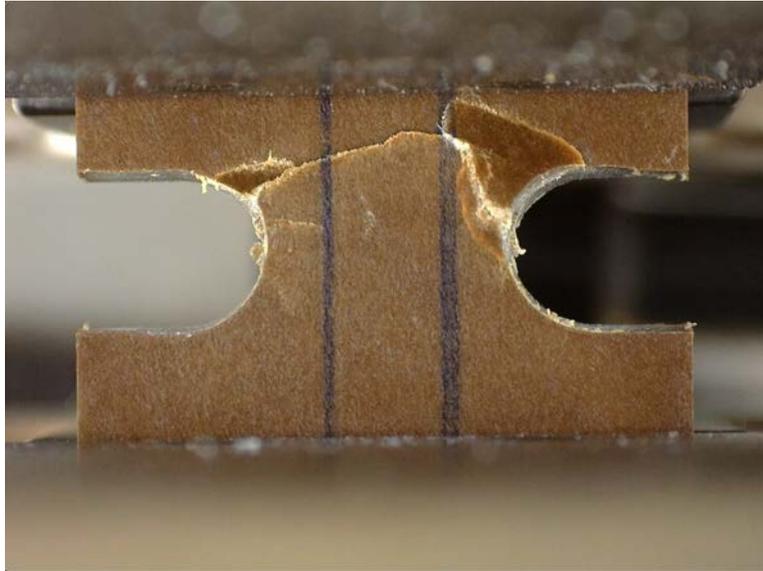
Nome provino	0_U_R15_a7_2	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	6	t [mm]	4.15
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-6382	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-248
Note			
Danneggiamento			



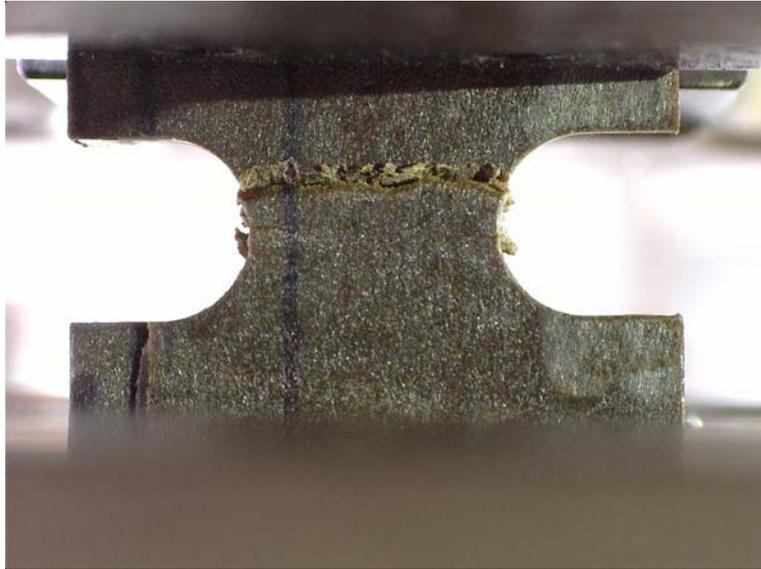
Nome provino	0_U_R15_a7_3	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	6	t [mm]	4.5
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-6480	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-240
Note			
Danneggiamento			



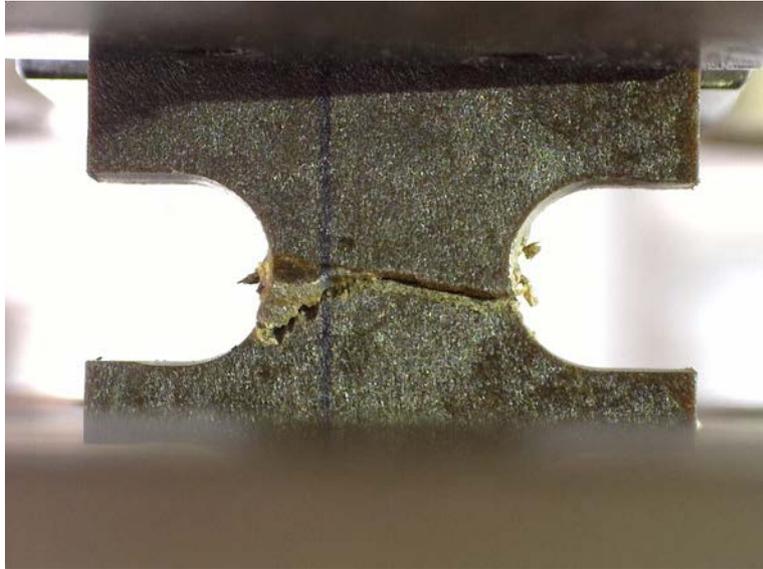
Nome provino	0_U_R3_a6_1	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	8	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-7607	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-238
Note			
Danneggiamento			



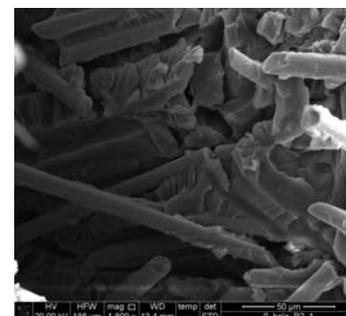
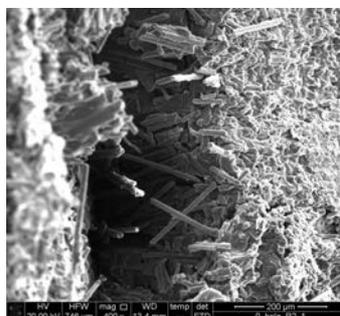
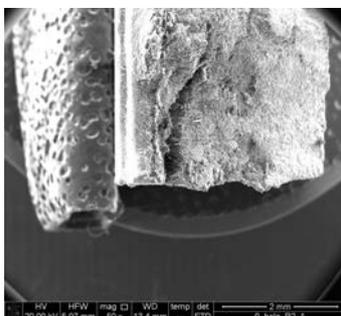
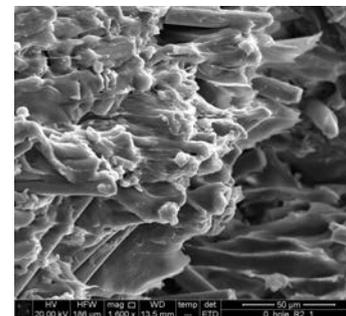
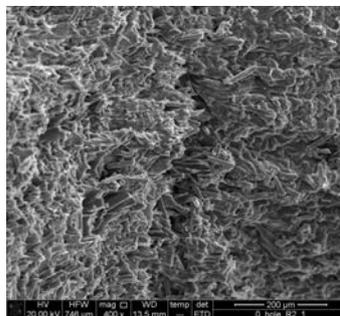
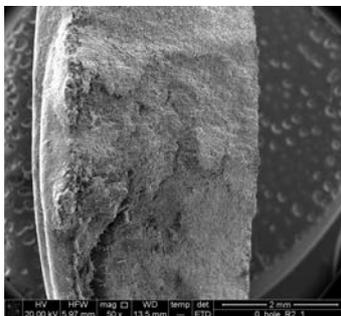
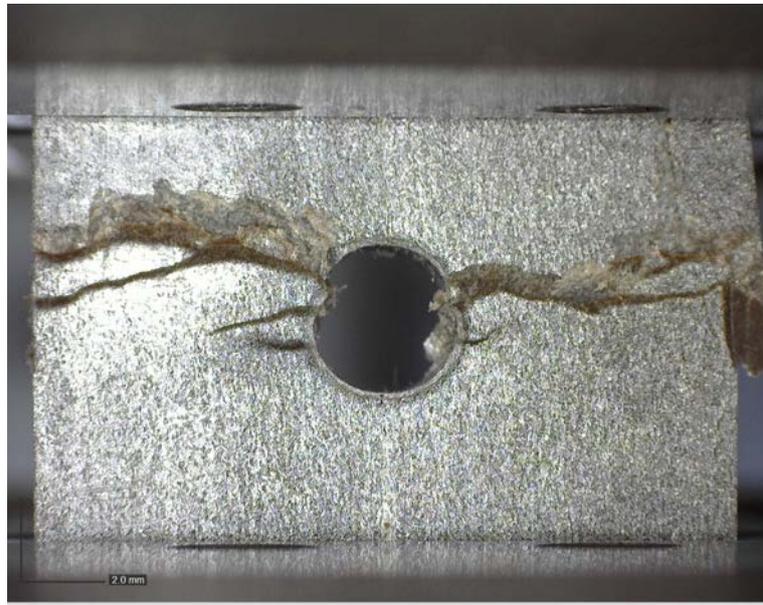
Nome provino	0_U_R3_a6_2	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	8	t [mm]	4.4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-8961	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-254
Note			
Danneggiamento			



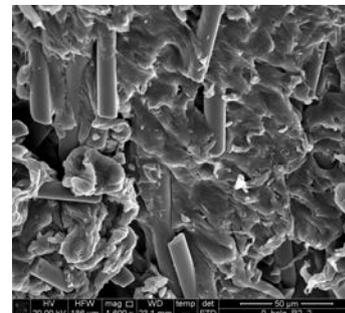
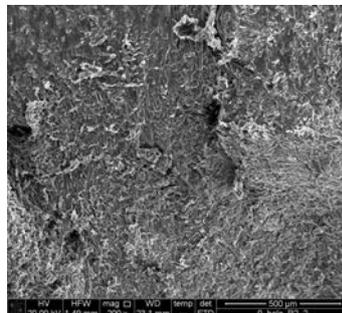
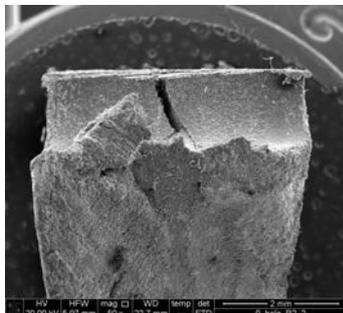
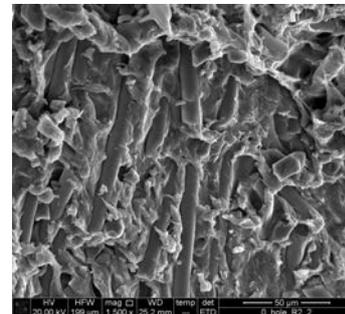
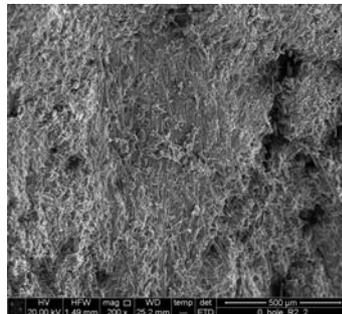
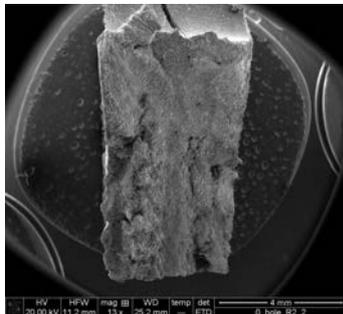
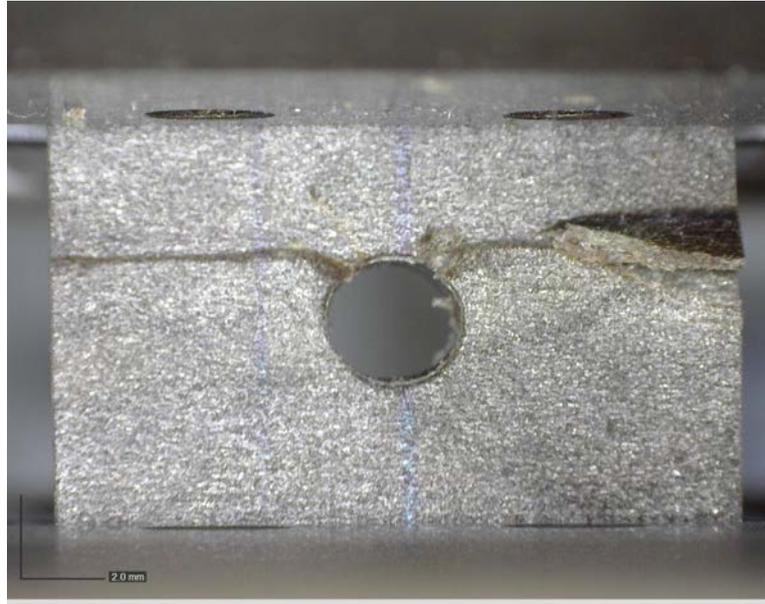
Nome provino	0_U_R3_a6_3	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	8	t [mm]	4.4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-9176	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-261
Note			
Danneggiamento			



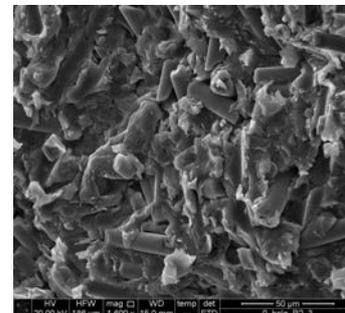
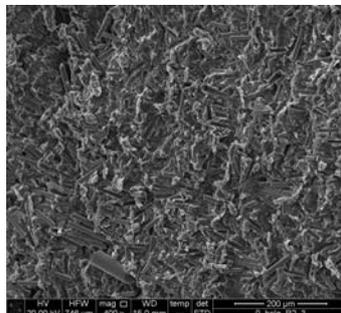
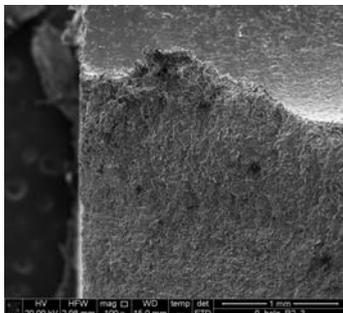
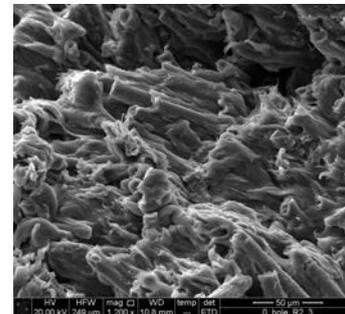
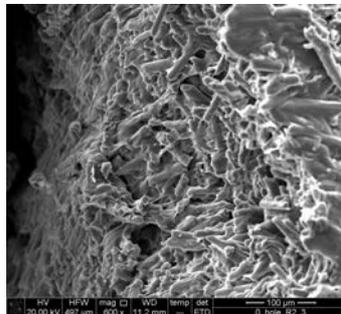
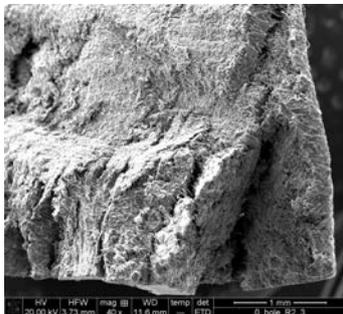
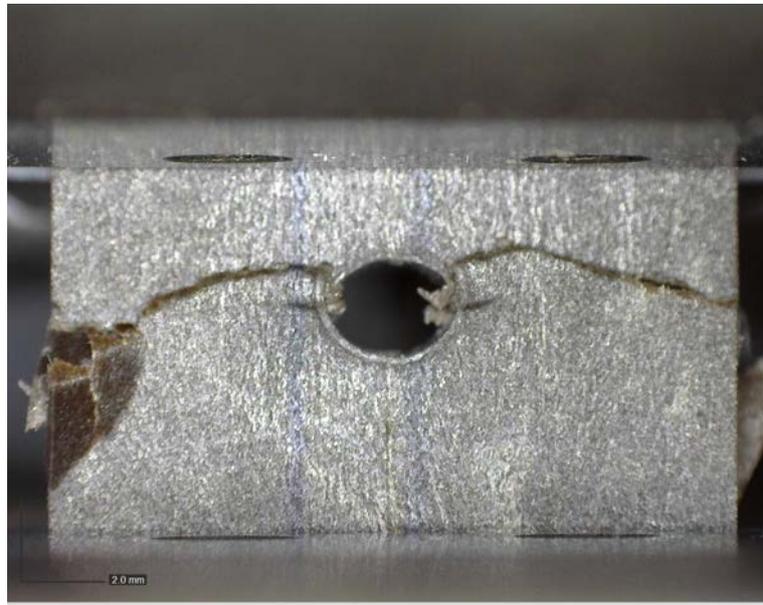
Nome provino	0_H_R2_1	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	16	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-13536	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-211
Note			
Danneggiamento			



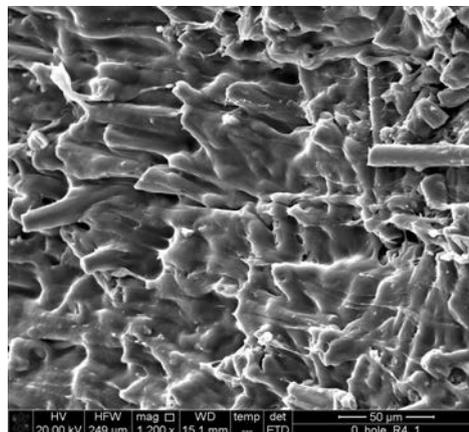
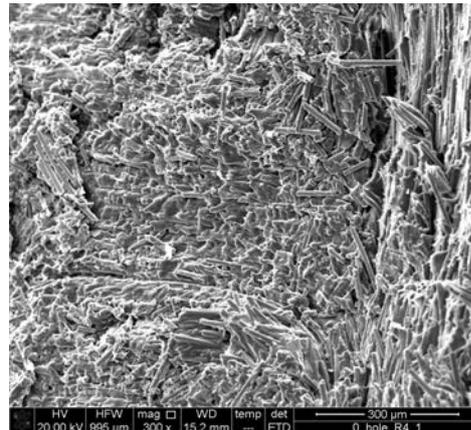
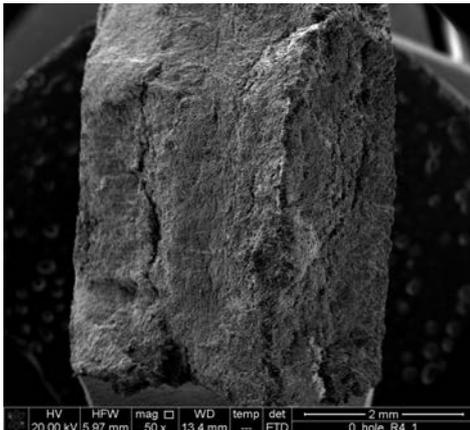
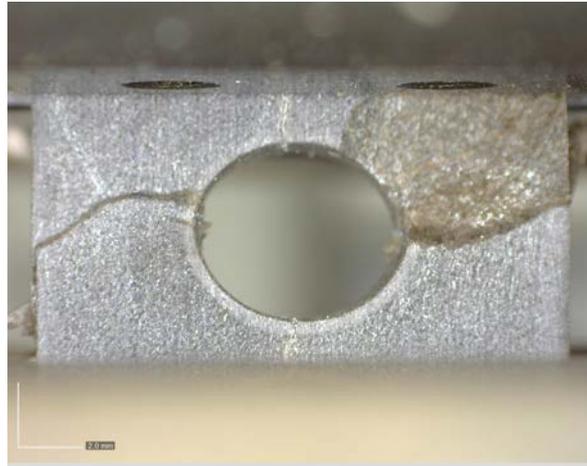
Nome provino	0_H_R2_2	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	16	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-13459	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-210
Note			
Danneggiamento			



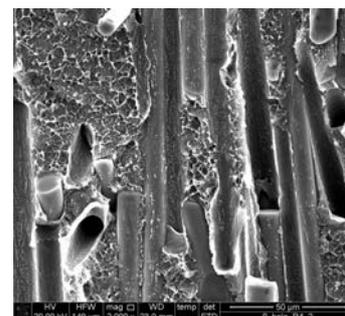
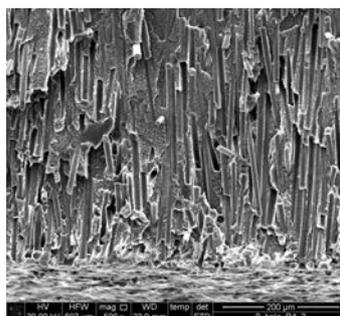
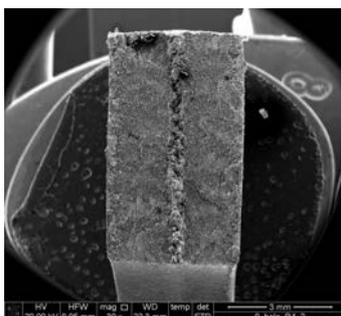
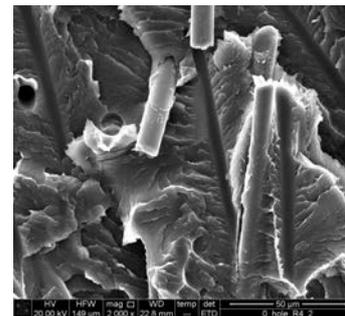
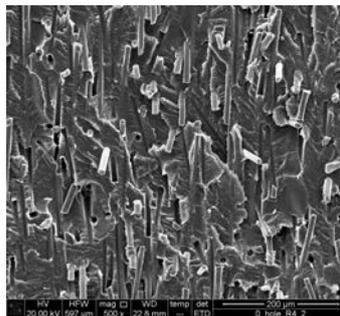
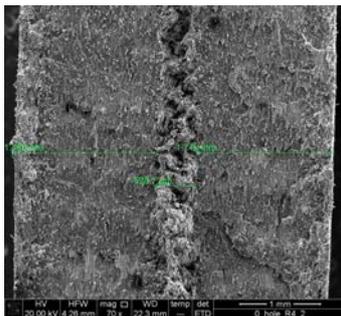
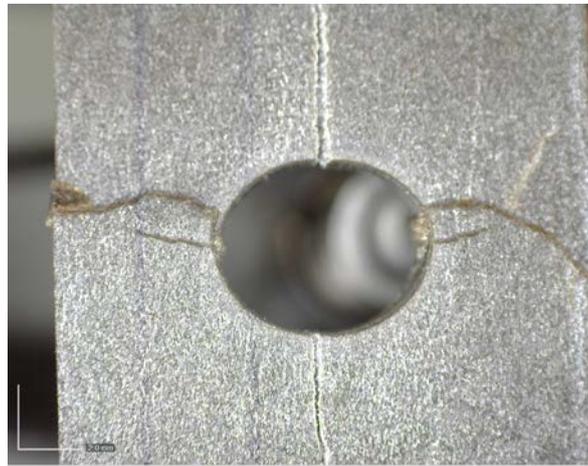
Nome provino	0_H_R2_3	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	16	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-13390	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-209
Note			
Danneggiamento			



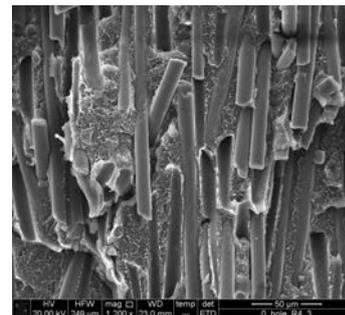
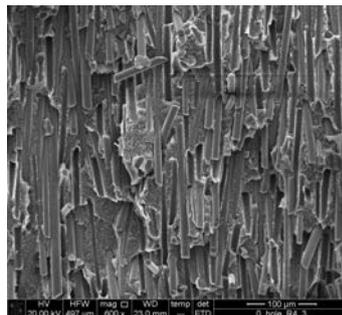
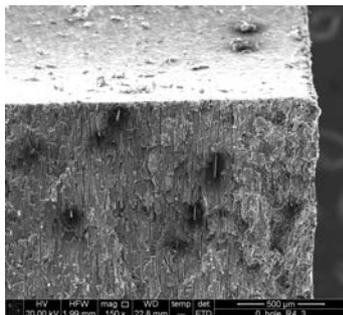
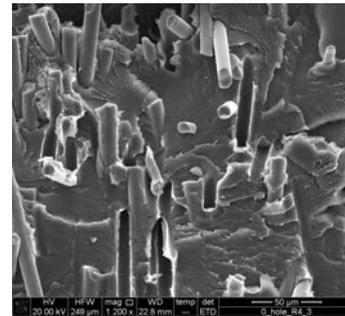
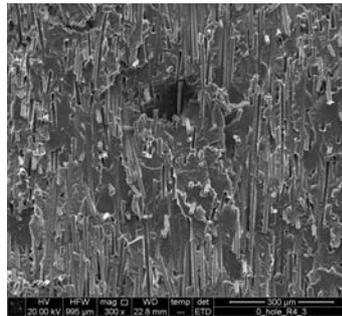
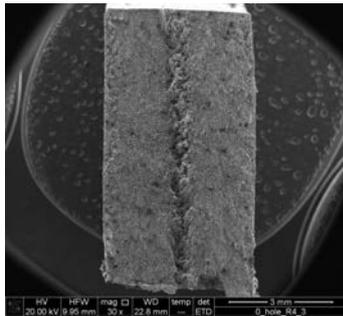
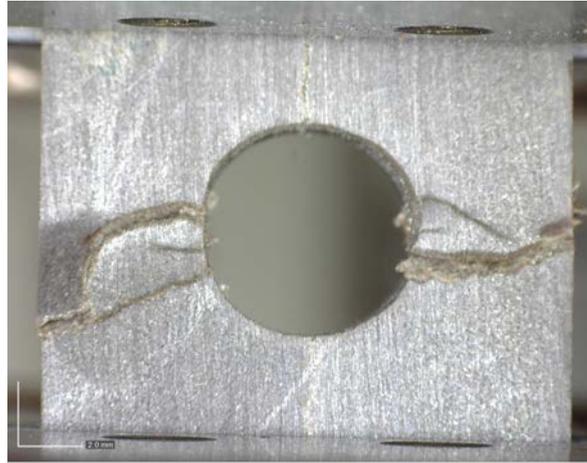
Nome provino	0_H_R4_1	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	4.4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-9143	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-173
Note			
Danneggiamento			



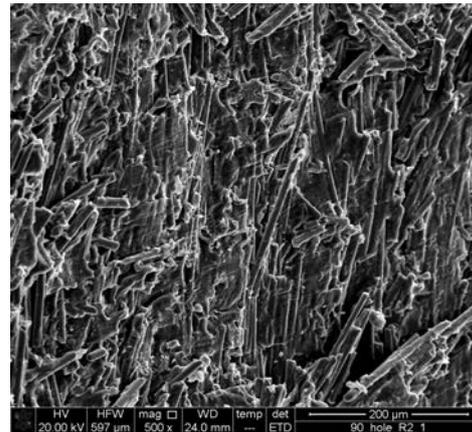
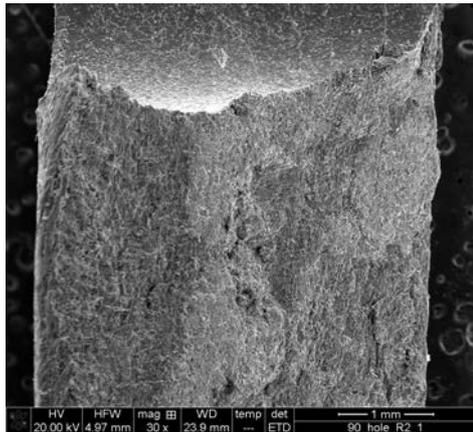
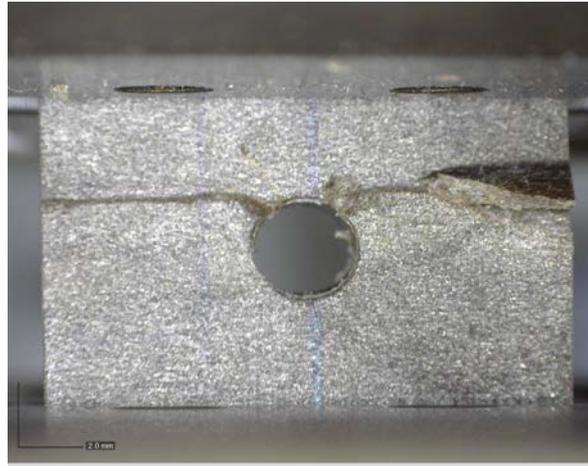
Nome provino	0_H_R4_2	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	4.4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-8696	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-165
Note			
Danneggiamento			



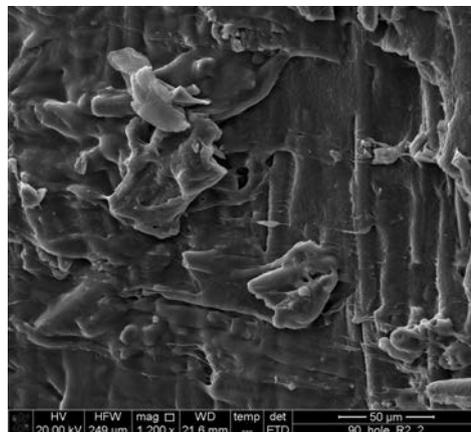
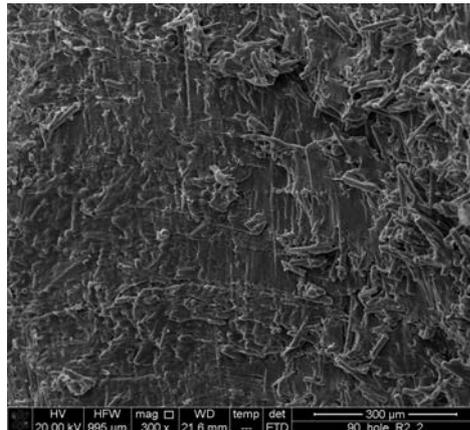
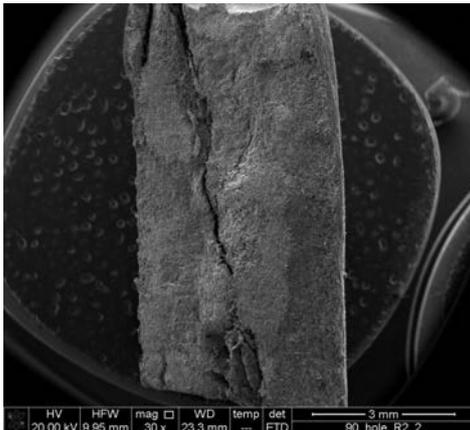
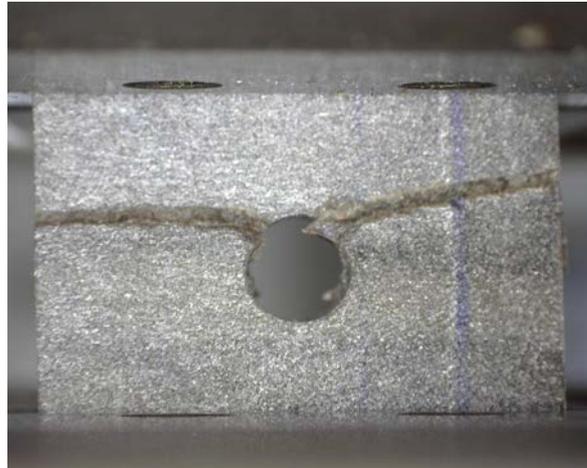
Nome provino	0_H_R4_3	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	4.5
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-8362	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-158
Note			
Danneggiamento			



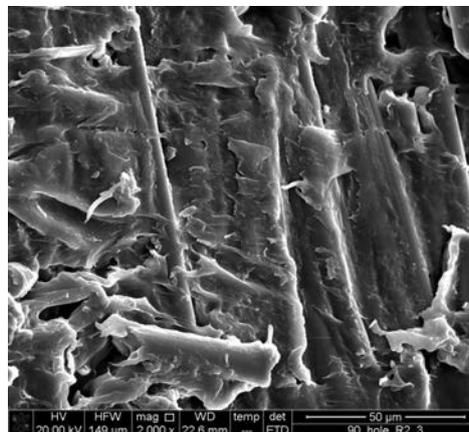
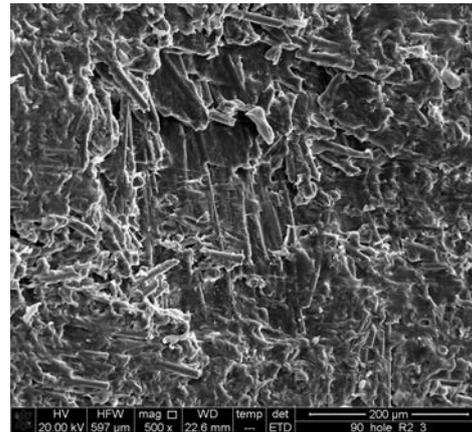
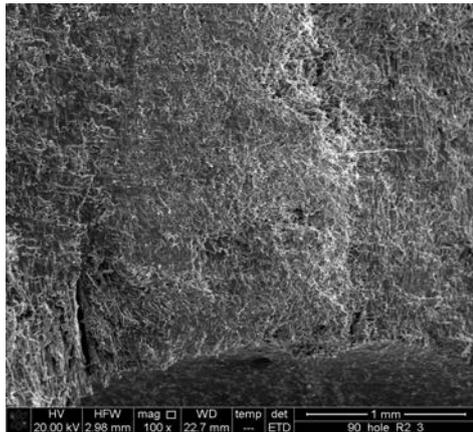
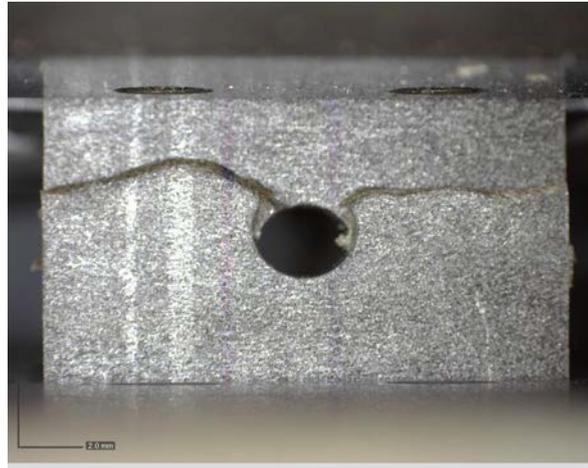
Nome provino	90_H_R2_1	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	16	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-10115	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-158
Note			
Danneggiamento			



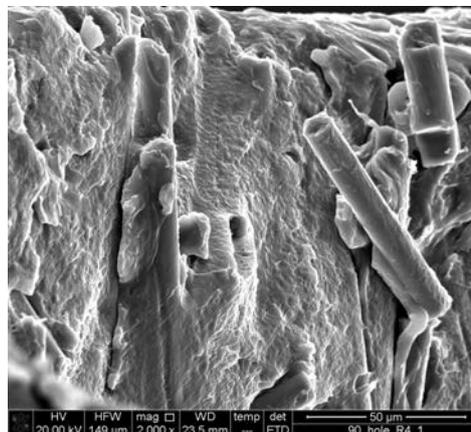
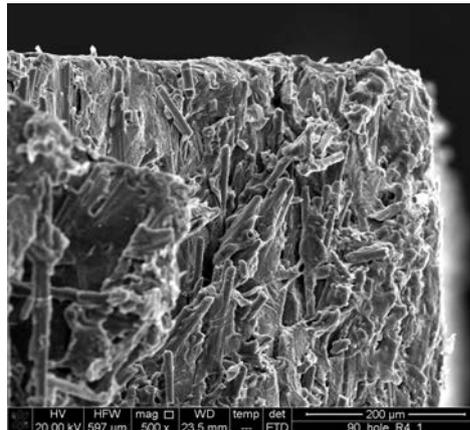
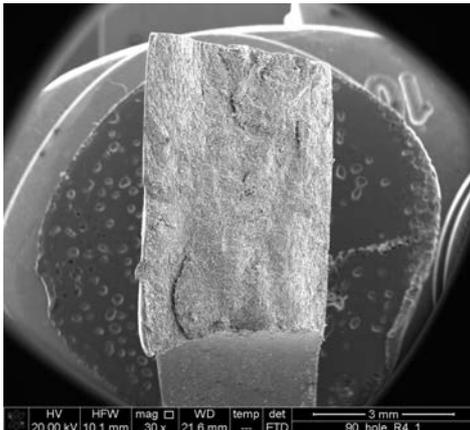
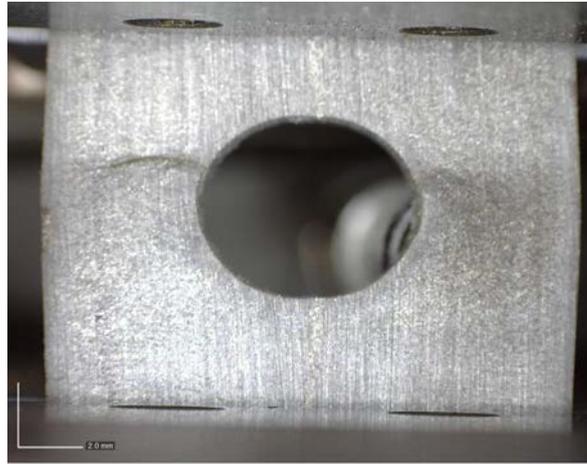
Nome provino	90_H_R2_2	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	16	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-10191	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-159
Note			
Danneggiamento			



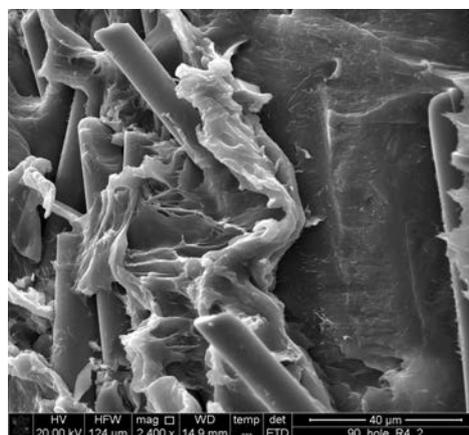
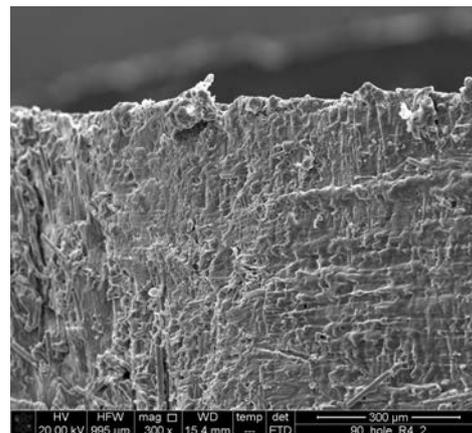
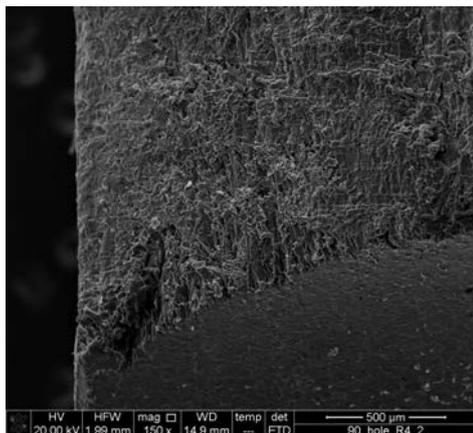
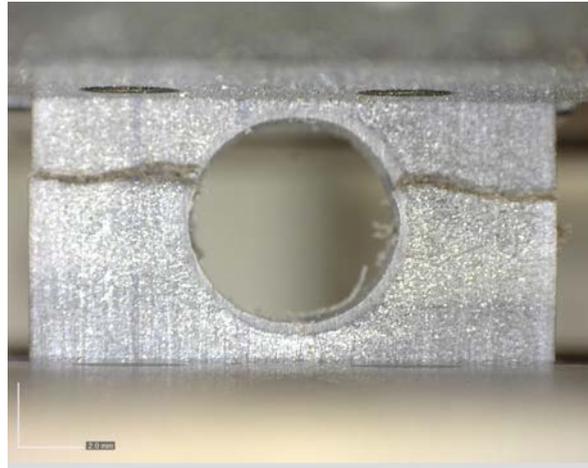
Nome provino	90_H_R2_2	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	16	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-10115	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-158
Note			
Danneggiamento			



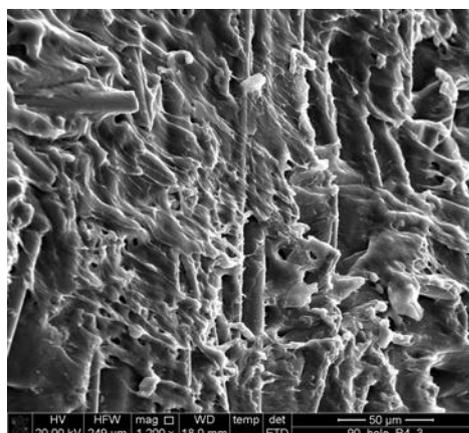
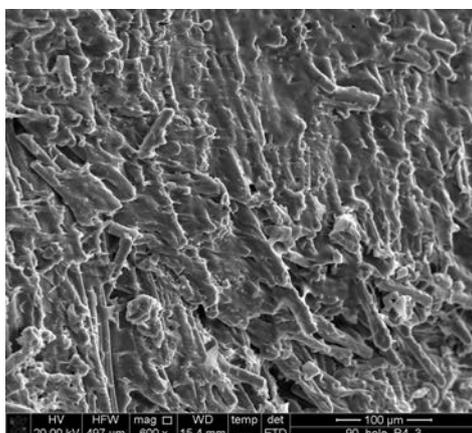
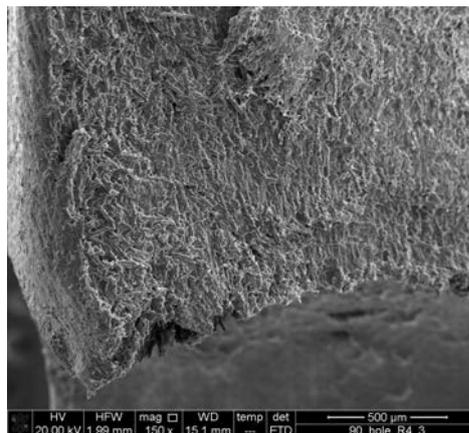
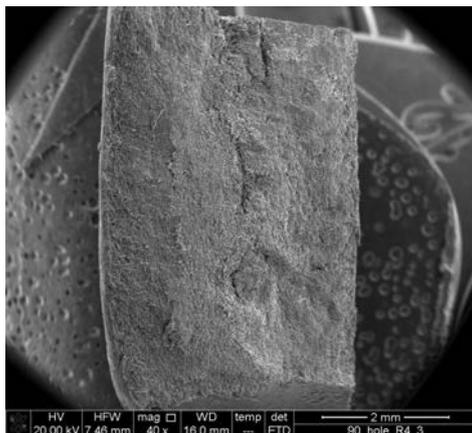
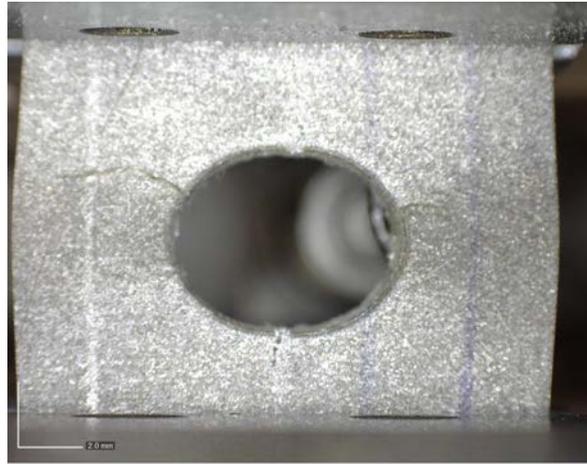
Nome provino	90_H_R4_1	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-6705	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-139
Note			
Danneggiamento			



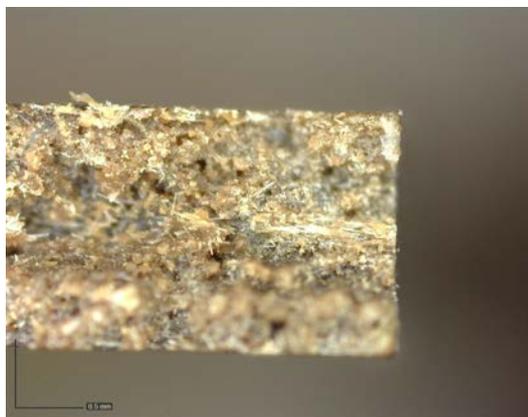
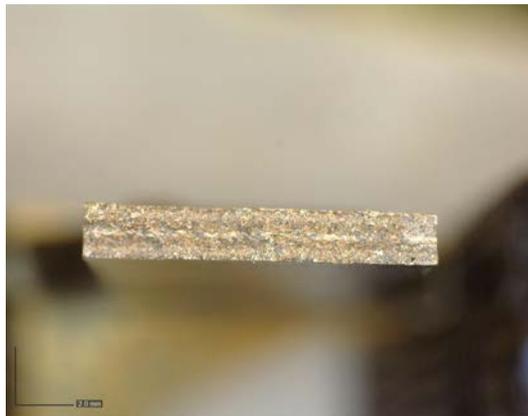
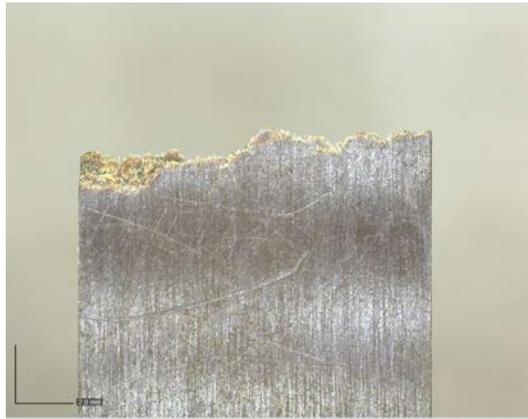
Nome provino	90_H_R4_2	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-7218	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-150
Note			
Danneggiamento			



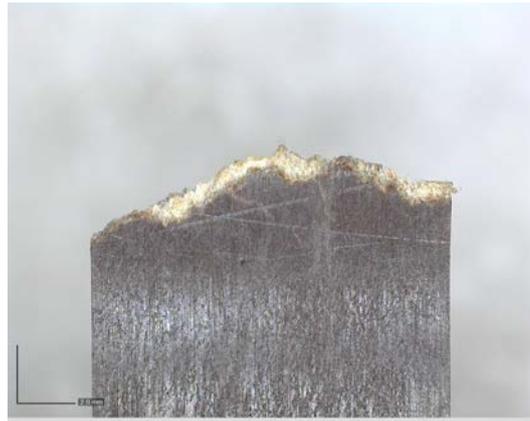
Nome provino	90_H_R4_3	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Statica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	4
v [mm/min]	0.5		
F_{min} [N]	-7203	$\sigma_{n, min}$ [MPa]	-150
Note			
Danneggiamento			



Nome provino	Fatica_0_1	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	1.8
f [Hz]	1	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	2678.4	σ_{max} [MPa]	124
F_{min} [N]	133.92	σ_{min} [MPa]	6.2
$N_{Rottura}$ [cicli]	537	σ_a [MPa]	58.9
Note			
Danneggiamento			



Nome provino	Fatica_0_2	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	1.7
f [Hz]	1	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1897.2	σ_{max} [MPa]	93
F_{min} [N]	94.86	σ_{min} [MPa]	4.65
$N_{Rottura}$ [cicli]	1889	σ_a [MPa]	44.175
Note			
Danneggiamento			



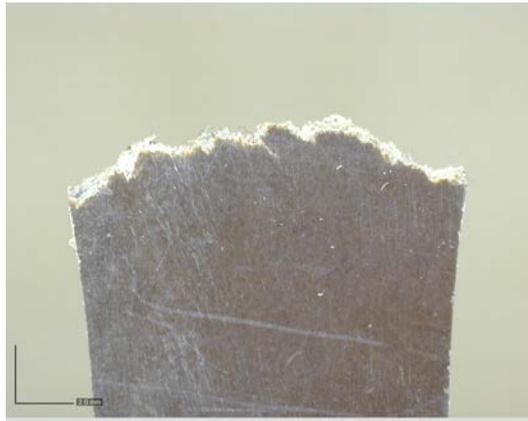
Nome provino	Fatica_0_3	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	1.8
f [Hz]	10	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1339.2	σ_{max} [MPa]	62
F_{min} [N]	66.96	σ_{min} [MPa]	3.1
$N_{Rottura}$ [cicli]	2422269	σ_a [MPa]	29.45
Note	Non rotto		
Danneggiamento			



Nome provino	Fatica_0_4	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12.1	t [mm]	1.75
f [Hz]	10	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1641.1	σ_{max} [MPa]	77.5
F_{min} [N]	82	σ_{min} [MPa]	3.875
$N_{Rottura}$ [cicli]	2002512	σ_a [MPa]	36.81
Note	Non rotto		
Danneggiamento			



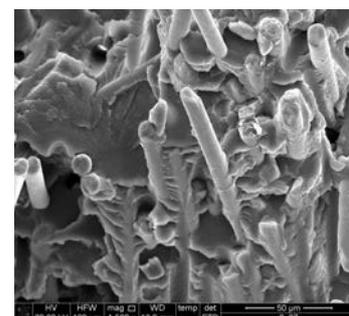
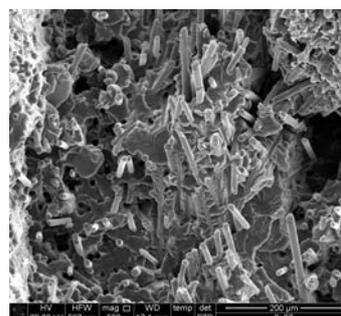
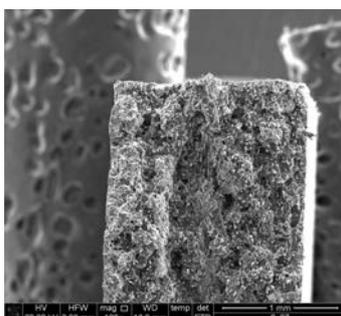
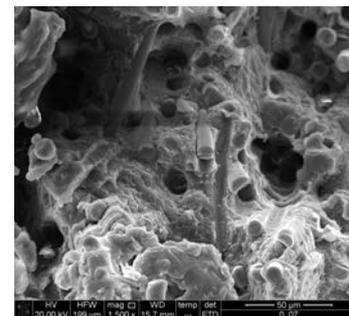
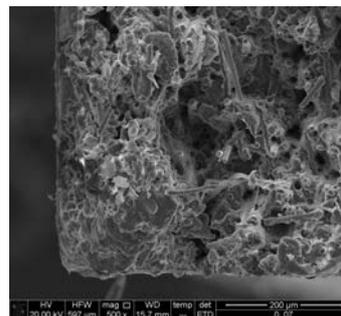
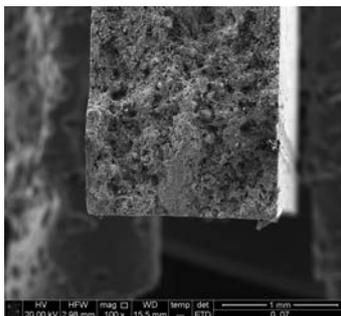
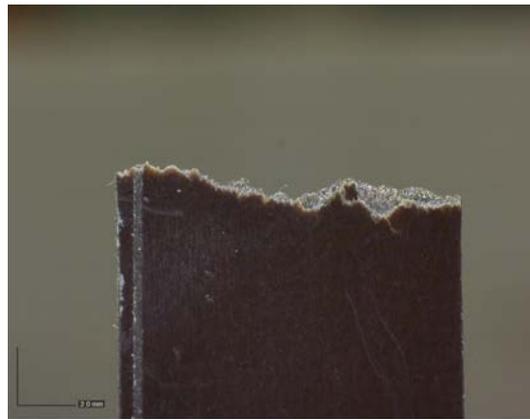
Nome provino	Fatica_0_5	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	1.7
f [Hz]	5	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1739.1	σ_{max} [MPa]	85.25
F_{min} [N]	86.95	σ_{min} [MPa]	4.26
$N_{Rottura}$ [cicli]	98135	σ_a [MPa]	40.5
Note			
Danneggiamento			



Nome provino	Fatica_0_6	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12.1	t [mm]	1.7
f [Hz]	5	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1673.9	σ_{max} [MPa]	81.37
F_{min} [N]	83.69	σ_{min} [MPa]	4.07
$N_{Rottura}$ [cicli]	200	σ_a [MPa]	38.65
Note	Intervento limiti		
Danneggiamento			



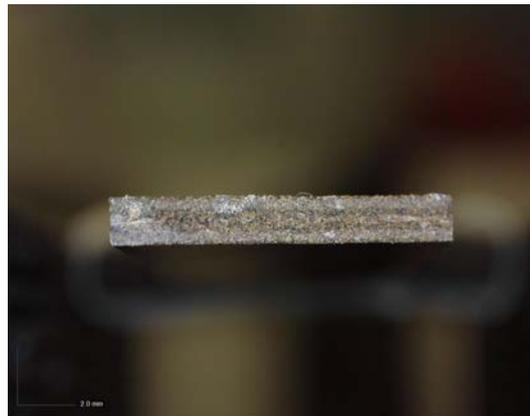
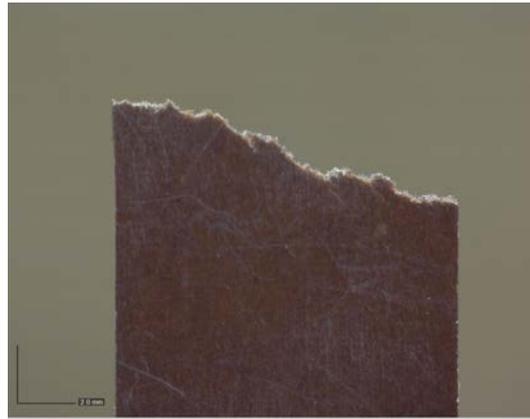
Nome provino	Fatica_0_7	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	1.75
f [Hz]	10	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1708.9	σ_{max} [MPa]	81.37
F_{min} [N]	85.44	σ_{min} [MPa]	4.07
$N_{Rottura}$ [cicli]	822308	σ_a [MPa]	38.65
Note			
Danneggiamento			



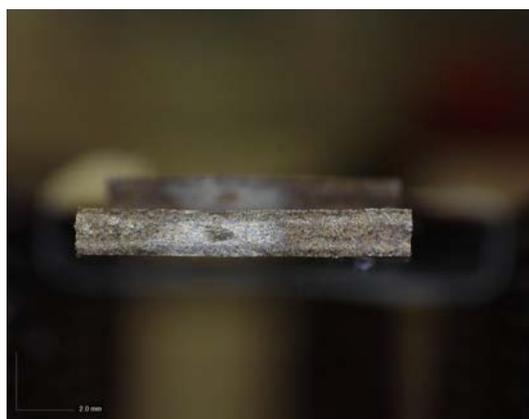
Nome provino	Fatica_0_8	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	1.65
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1611.2	σ_{max} [MPa]	81.37
F_{min} [N]	80.56	σ_{min} [MPa]	4.07
$N_{Rottura}$ [cicli]	2000344	σ_a [MPa]	38.65
Note	Non rotto		
Danneggiamento			



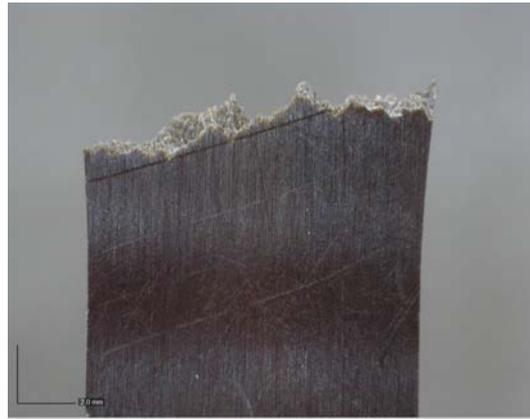
Nome provino	Fatica_0_9	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12.1	t [mm]	1.75
f [Hz]	10	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1887.2	σ_{max} [MPa]	89.125
F_{min} [N]	94.4	σ_{min} [MPa]	4.46
$N_{Rottura}$ [cicli]	25593	σ_a [MPa]	42.33
Note			
Danneggiamento			



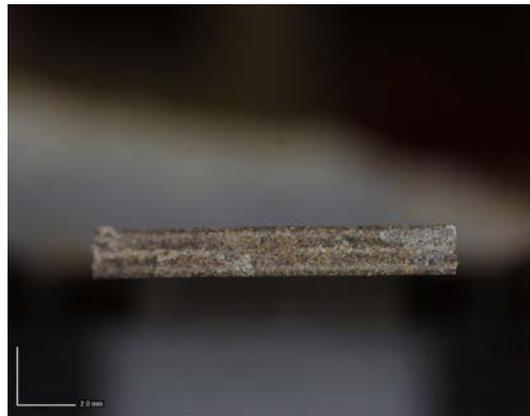
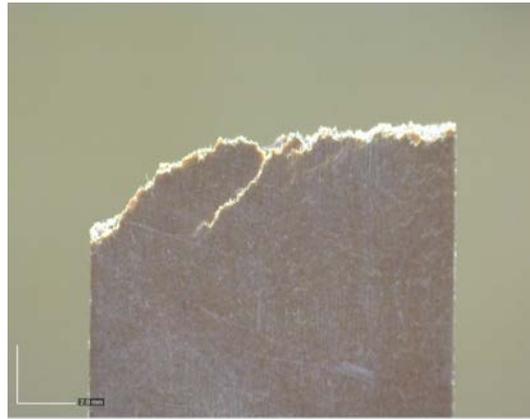
Nome provino	Fatica_0_10	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12.1	t [mm]	1.7
f [Hz]	5	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	2072.4	σ_{max} [MPa]	100.75
F_{min} [N]	103.6	σ_{min} [MPa]	5.04
$N_{Rottura}$ [cicli]	5166	σ_a [MPa]	47.86
Note			
Danneggiamento			



Nome provino	Fatica_0_11	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12.05	t [mm]	1.7
f [Hz]	8	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1905.1	σ_{max} [MPa]	93
F_{min} [N]	95.2	σ_{min} [MPa]	4.65
$N_{Rottura}$ [cicli]	21972	σ_a [MPa]	44.175
Note			
Danneggiamento			



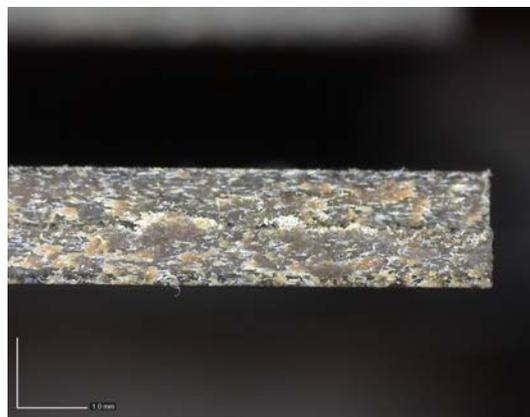
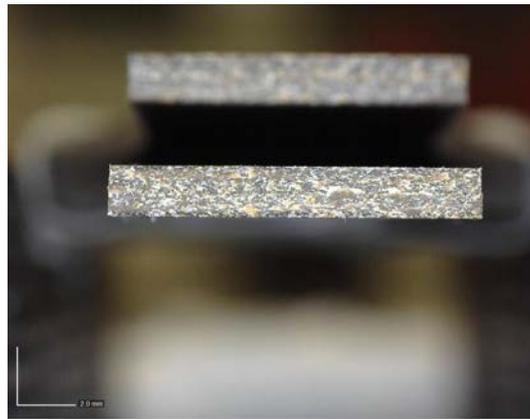
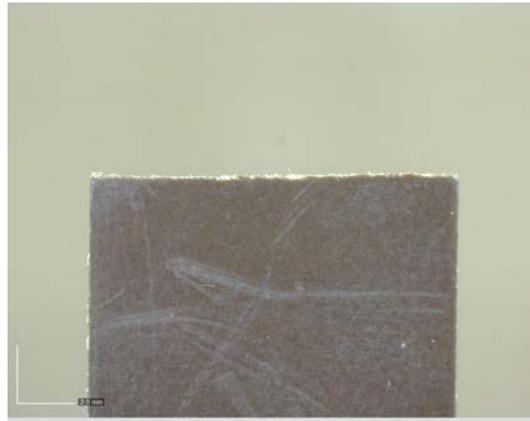
Nome provino	Fatica_0_12	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12.1	t [mm]	1.7
f [Hz]	1	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	2550.7	σ_{max} [MPa]	124
F_{min} [N]	127.5	σ_{min} [MPa]	6.2
$N_{Rottura}$ [cicli]	320	σ_a [MPa]	58.9
Note			
Danneggiamento			



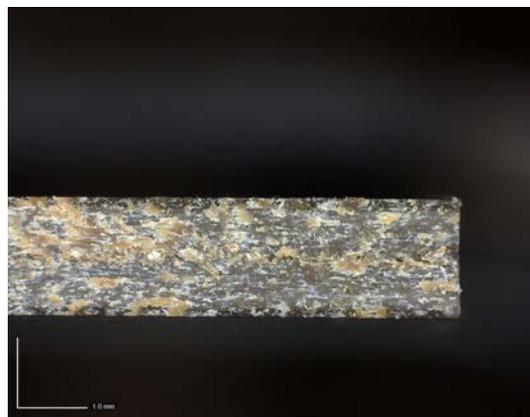
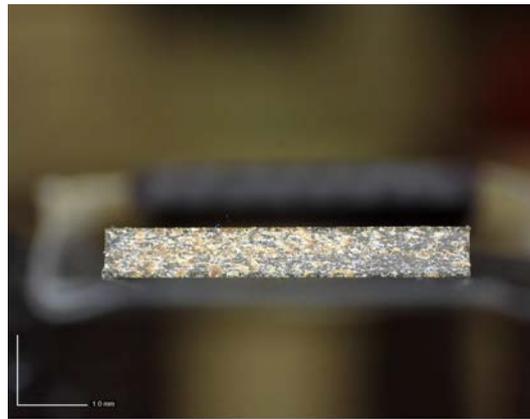
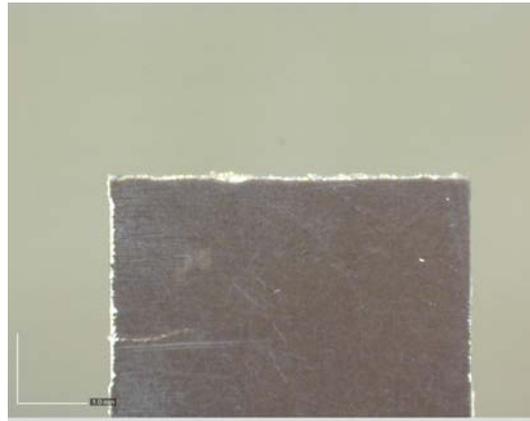
Nome provino	Fatica_90_1	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	1.8
f [Hz]	13	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	702	σ_{max} [MPa]	32.5
F_{min} [N]	35.1	σ_{min} [MPa]	1.625
$N_{Rottura}$ [cicli]	2014700	σ_a [MPa]	15.44
Note	Non rotto		
Danneggiamento			



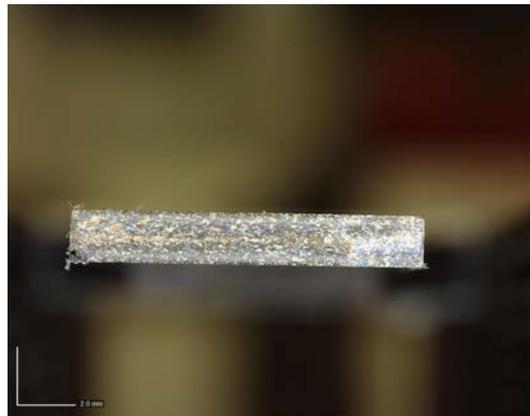
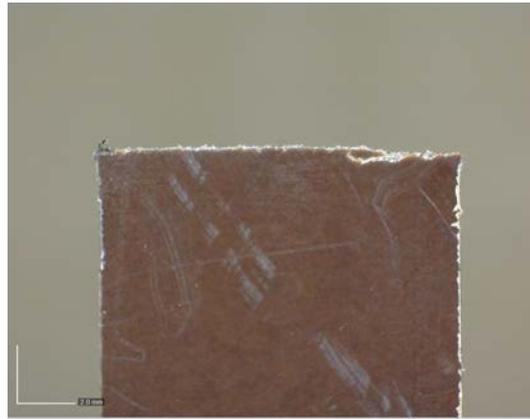
Nome provino	Fatica_90_2	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	1.7
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	729.3	σ_{max} [MPa]	35.75
F_{min} [N]	36.46	σ_{min} [MPa]	1.79
$N_{Rottura}$ [cicli]	1700000	σ_a [MPa]	16.98
Note	Intervento limiti		
Danneggiamento			



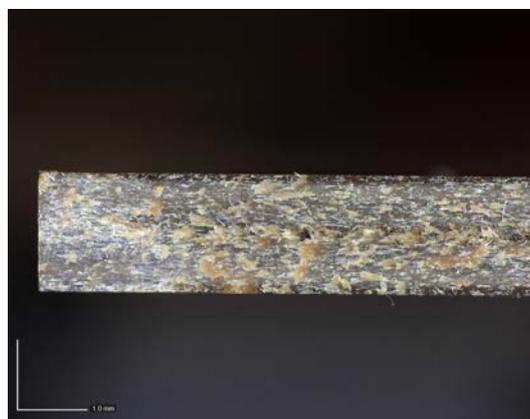
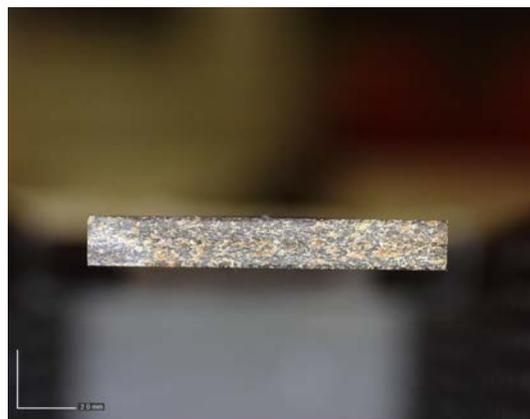
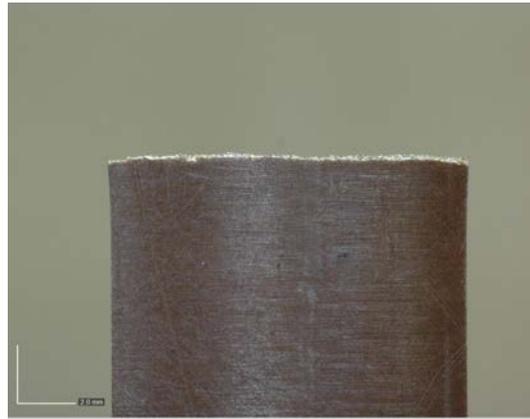
Nome provino	Fatica_90_3	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	1.7
f [Hz]	10	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	795.6	σ_{max} [MPa]	39
F_{min} [N]	39.78	σ_{min} [MPa]	1.95
$N_{Rottura}$ [cicli]	317535	σ_a [MPa]	18.52
Note			
Danneggiamento			



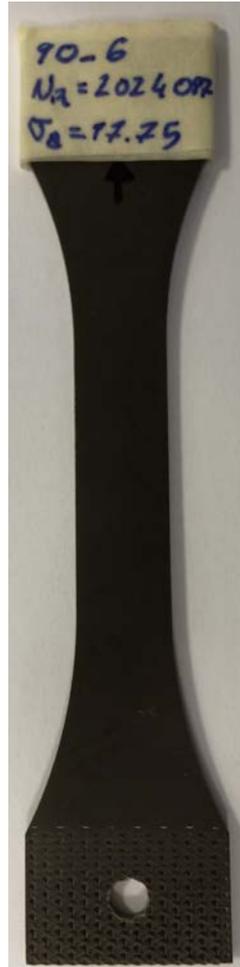
Nome provino	Fatica_90_4	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	1.75
f [Hz]	10	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	887.2	σ_{max} [MPa]	42.25
F_{min} [N]	44.36	σ_{min} [MPa]	2.11
$N_{Rottura}$ [cicli]	353444	σ_a [MPa]	20.07
Note			
Danneggiamento			



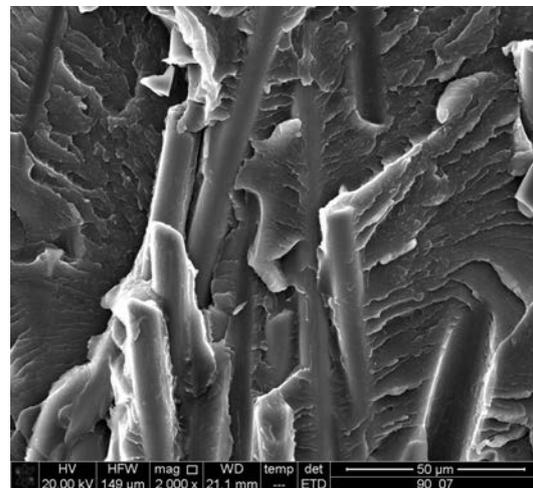
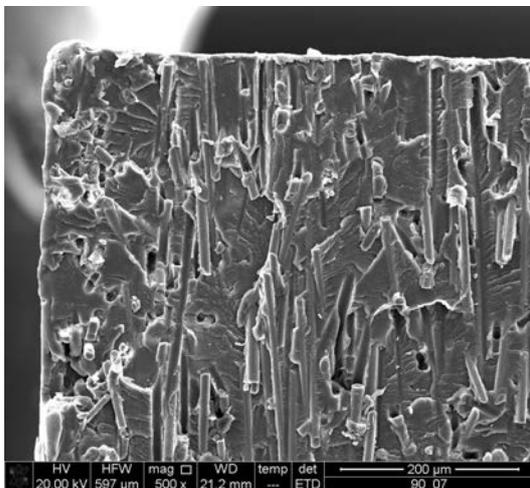
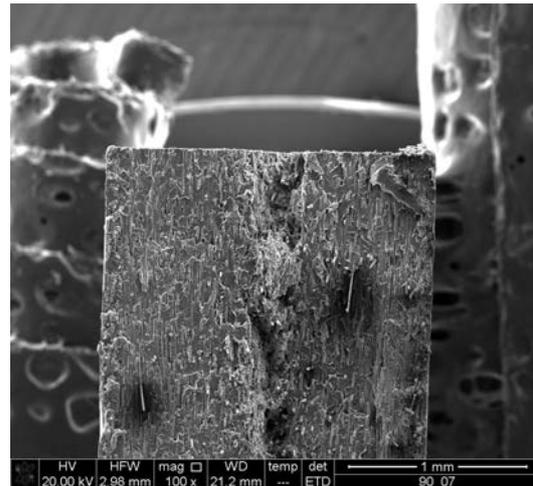
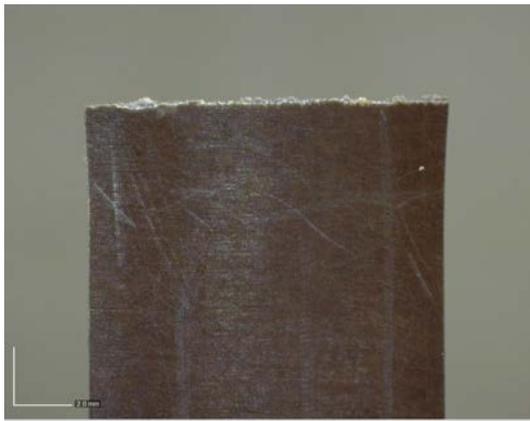
Nome provino	Fatica_90_5	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	1.7
f [Hz]	5	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	928.2	σ_{max} [MPa]	45.5
F_{min} [N]	46.41	σ_{min} [MPa]	2.27
$N_{Rottura}$ [cicli]	89674	σ_a [MPa]	21.61
Note			
Danneggiamento			



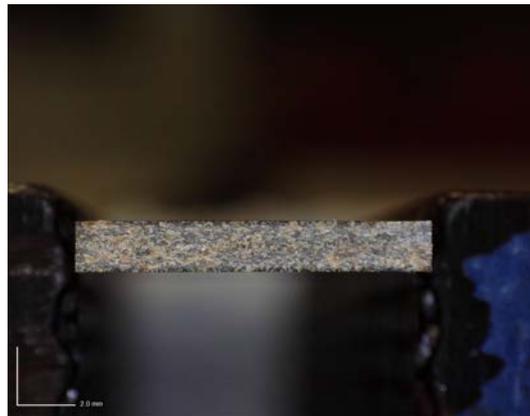
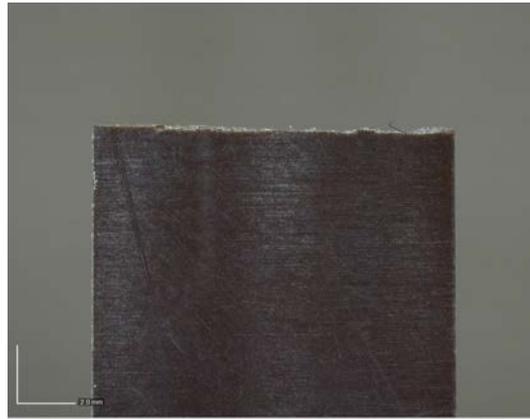
Nome provino	Fatica_90_6	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	1.7
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	762.4	σ_{max} [MPa]	37.37
F_{min} [N]	38.12	σ_{min} [MPa]	1.87
$N_{Rottura}$ [cicli]	2024097	σ_a [MPa]	17.75
Note	Non rotto		
Danneggiamento			



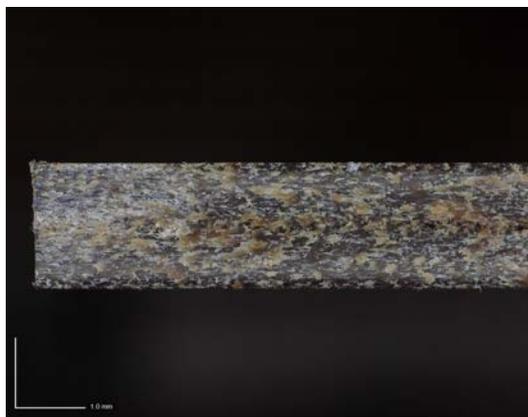
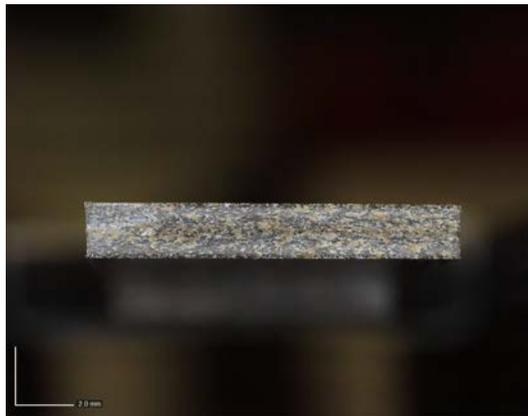
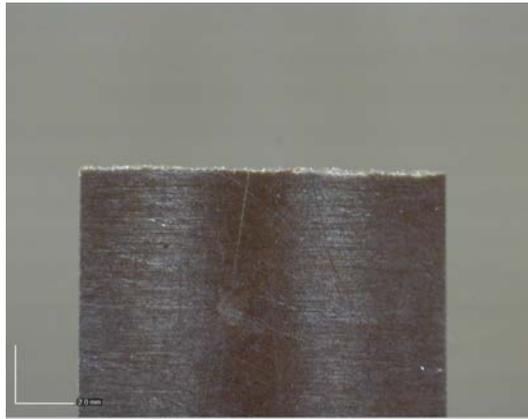
Nome provino	Fatica_90_7	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12	t [mm]	1.8
f [Hz]	9	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	807.3	σ_{max} [MPa]	37.37
F_{min} [N]	40.36	σ_{min} [MPa]	1.87
$N_{Rottura}$ [cicli]	474277	σ_a [MPa]	17.75
Note			
Danneggiamento			



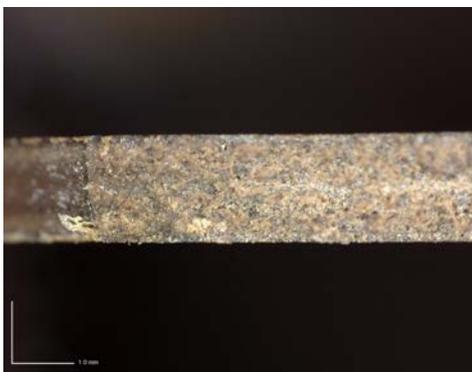
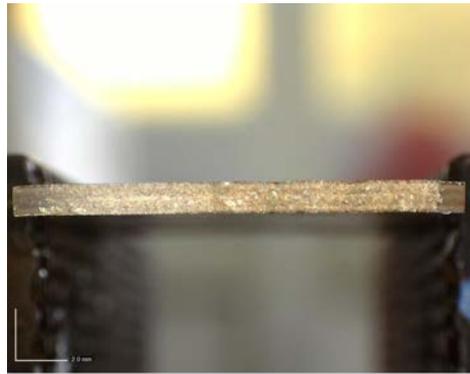
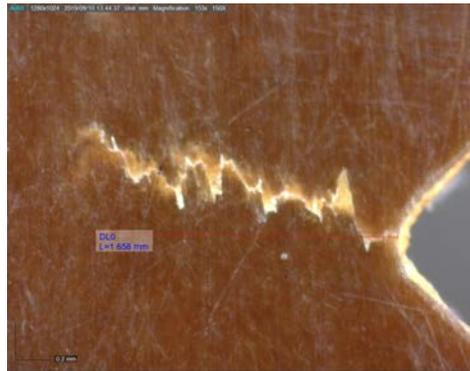
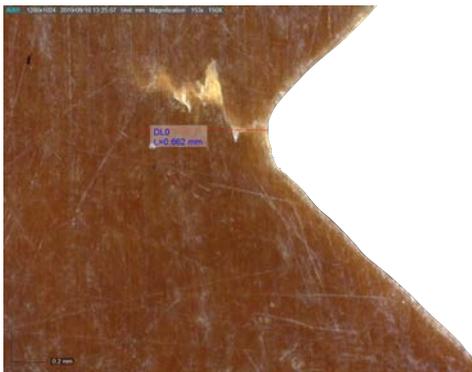
Nome provino	Fatica_90_8	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12.1	t [mm]	1.8
f [Hz]	5	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1132.6	σ_{max} [MPa]	52
F_{min} [N]	56.63	σ_{min} [MPa]	2.6
$N_{Rottura}$ [cicli]	3223	σ_a [MPa]	24.7
Note			
Danneggiamento			



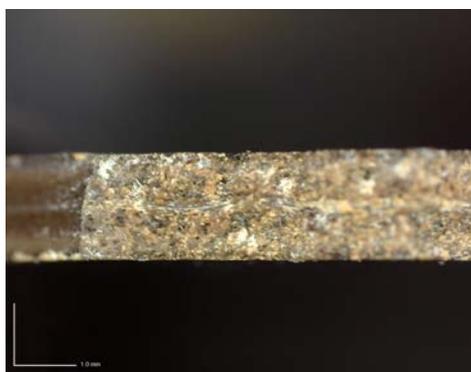
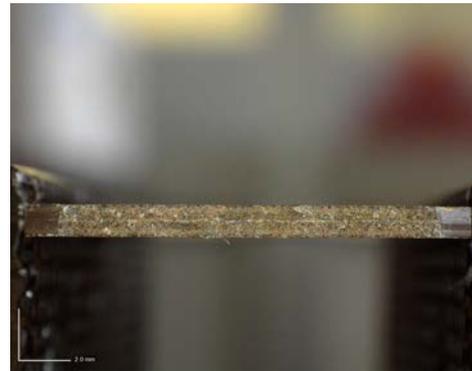
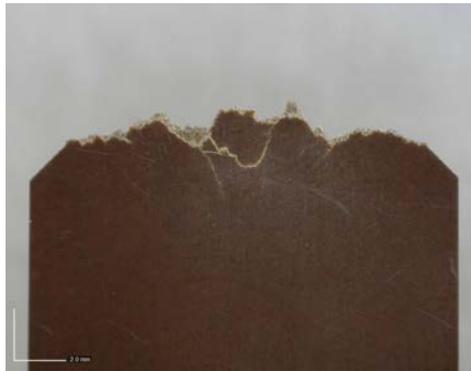
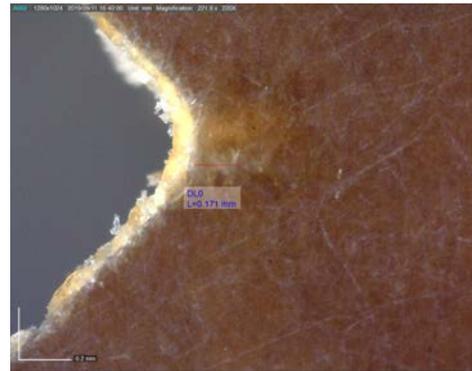
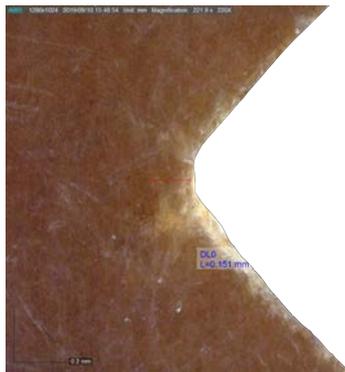
Nome provino	Fatica_90_9	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	12.1	t [mm]	1.8
f [Hz]	5	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1061.8	σ_{max} [MPa]	48.75
F_{min} [N]	53.09	σ_{min} [MPa]	2.44
$N_{Rottura}$ [cicli]	3387	σ_a [MPa]	23.16
Note			
Danneggiamento			



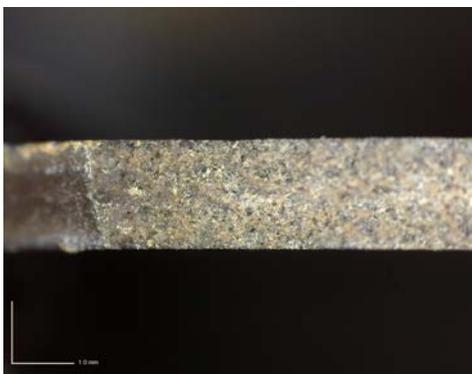
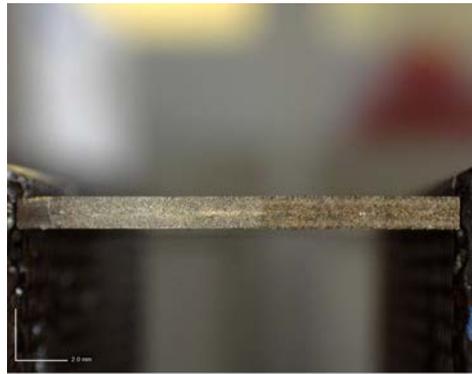
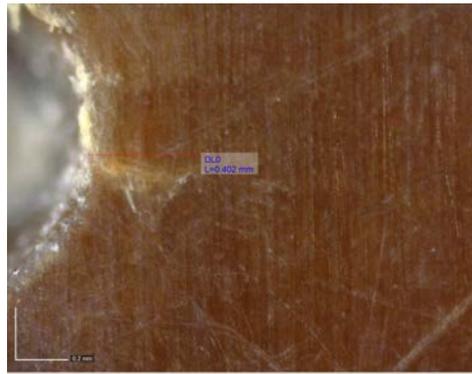
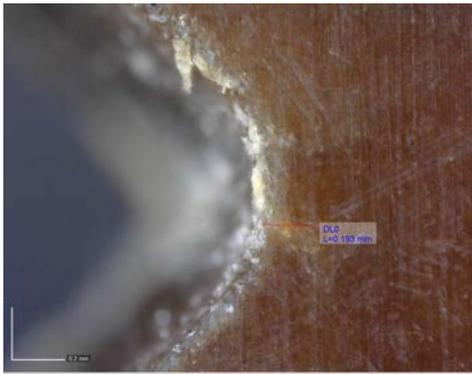
Nome provino	Fatica_0_R025_3	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20.98	t [mm]	1.75
f [Hz]	10	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1613.74	σ_{max} [MPa]	43.96
F_{min} [N]	80.69	σ_{min} [MPa]	2.20
$N_{Innesco}$ [cicli]	8110	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	20.88
$N_{Rottura}$ [cicli]	16333		
Note			
Danneggiamento			



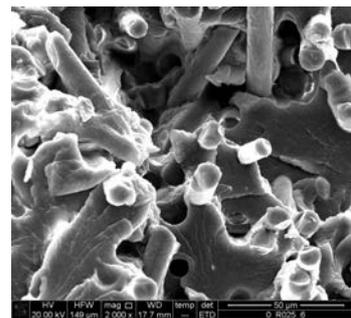
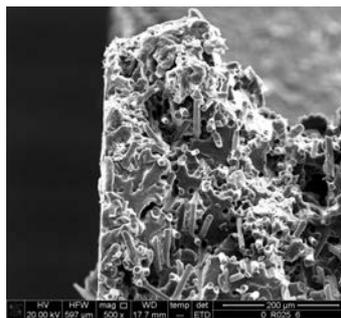
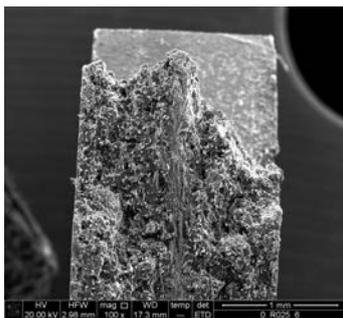
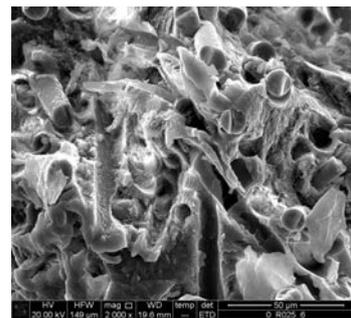
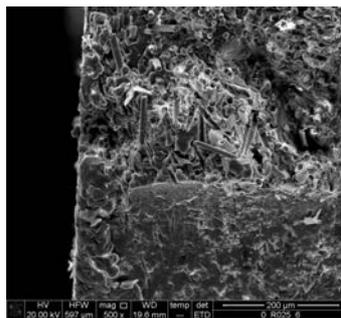
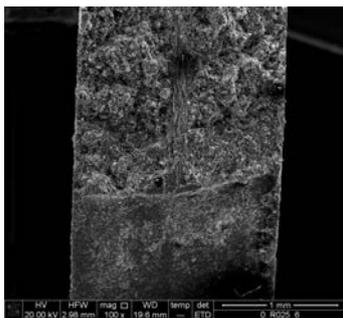
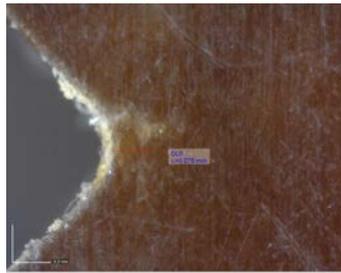
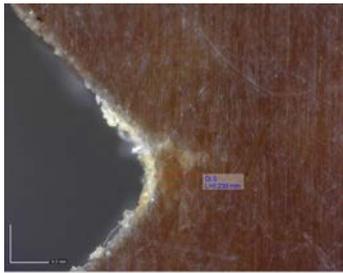
Nome provino	Fatica_0_R025_4	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.08	t [mm]	1.8
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1516.1	σ_{max} [MPa]	39.96
F_{min} [N]	75.81	σ_{min} [MPa]	2
$N_{Innesco}$ [cicli]	20000	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	18.98
$N_{Rottura}$ [cicli]	541369		
Note			
Danneggiamento			



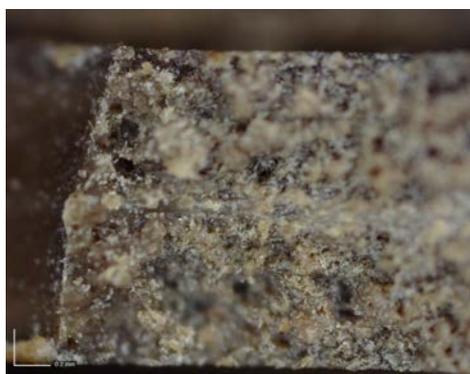
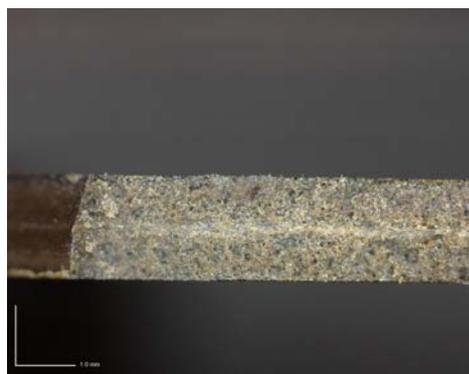
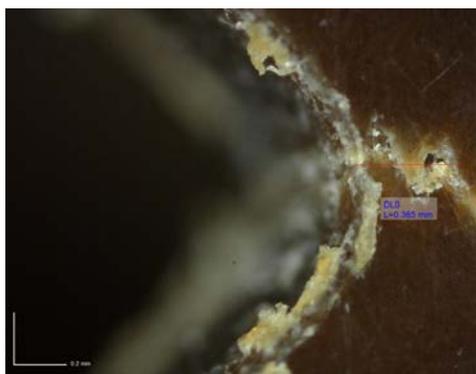
Nome provino	Fatica_0_R025_5	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20.59	t [mm]	1.75
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1440.32	σ_{max} [MPa]	39.96
F_{min} [N]	72.02	σ_{min} [MPa]	2
$N_{Innesco}$ [cicli]	520000	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	18.98
$N_{Rottura}$ [cicli]	840042		
Note			
Danneggiamento			



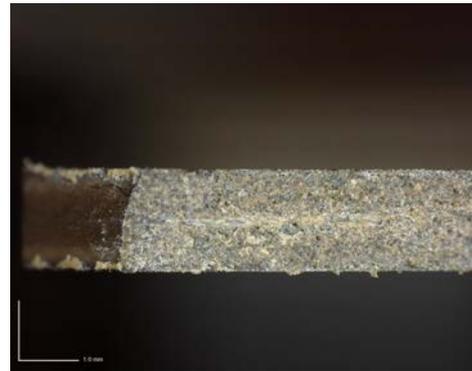
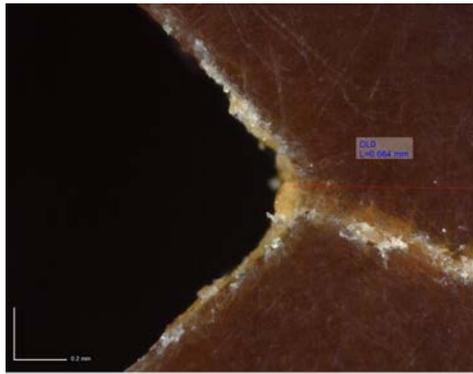
Nome provino	Fatica_0_R025_6	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.09	t [mm]	1.75
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1327.57	σ_{max} [MPa]	35.97
F_{min} [N]	66.38	σ_{min} [MPa]	1.80
$N_{Innesco}$ [cicli]	400000	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	17.08
$N_{Rottura}$ [cicli]	3400046		
Note			
Danneggiamento			



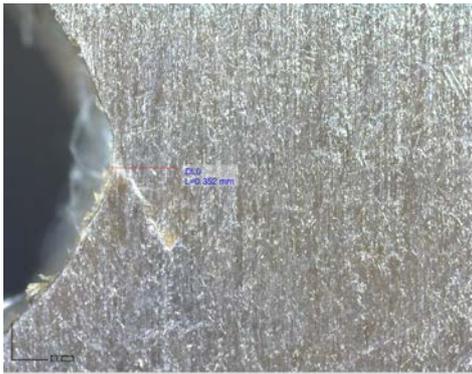
Nome provino	Fatica_0_R025_9	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.05	t [mm]	1.7
f [Hz]	5	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1644.4	σ_{max} [MPa]	45.96
F_{min} [N]	82.22	σ_{min} [MPa]	2.3
$N_{Innesco}$ [cicli]	2488	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	21.83
$N_{Rottura}$ [cicli]	14101		
Note			
Danneggiamento			



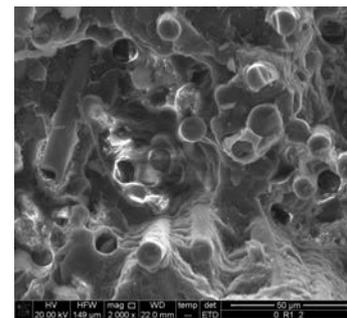
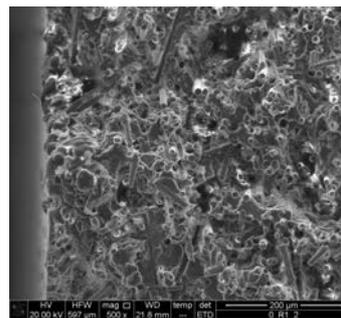
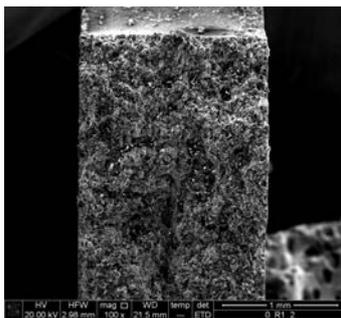
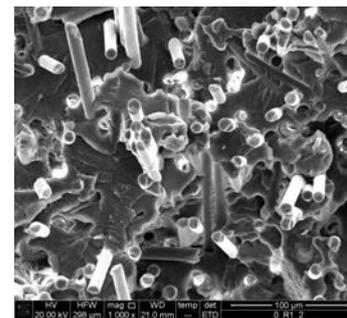
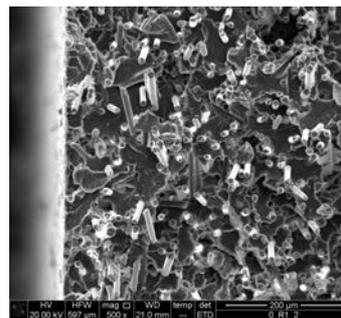
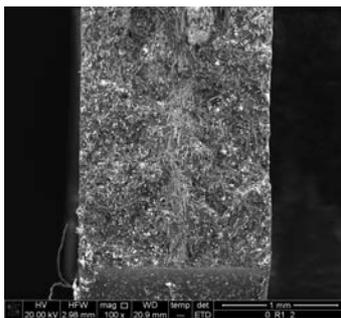
Nome provino	Fatica_0_R025_10	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.07	t [mm]	1.7
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1503.37	σ_{max} [MPa]	41.96
F_{min} [N]	75.17	σ_{min} [MPa]	2.10
$N_{Innesco}$ [cicli]	24670	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	19.93
$N_{Rottura}$ [cicli]	70442		
Note			
Danneggiamento			



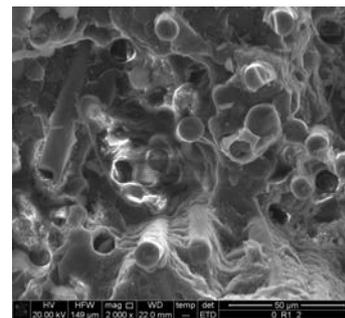
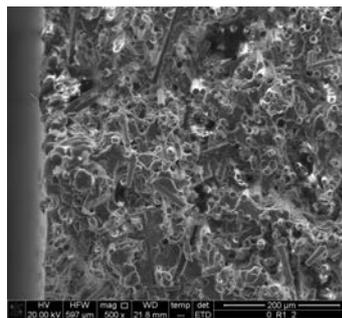
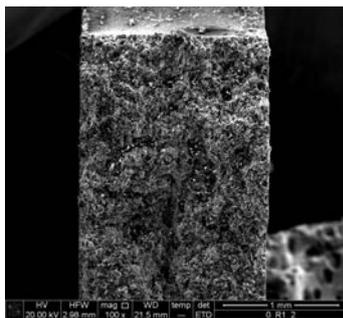
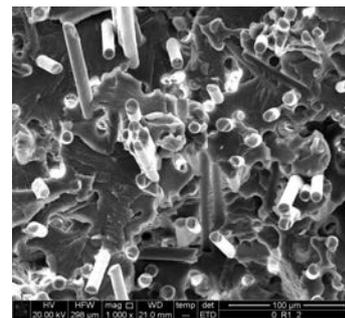
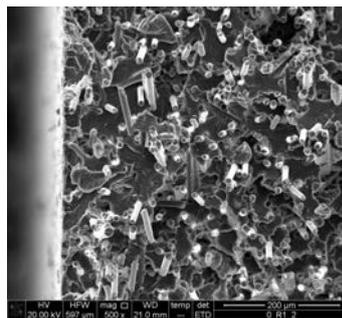
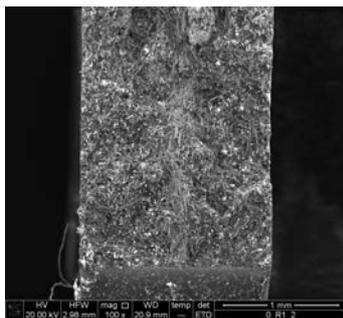
Nome provino	Fatica_0_R1_1	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21	t [mm]	1.6
f [Hz]	5	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1526.4	σ_{max} [MPa]	45.41
F_{min} [N]	76.32	σ_{min} [MPa]	2.27
$N_{Innesco}$ [cicli]	37566	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	21.57
$N_{Rottura}$ [cicli]	52556		
Note			
Danneggiamento			



Nome provino	Fatica_0_R1_2	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.10	t [mm]	1.6
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1394	σ_{max} [MPa]	41.28
F_{min} [N]	69.70	σ_{min} [MPa]	2.06
$N_{Innesco}$ [cicli]	881970	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	19.61
$N_{Rottura}$ [cicli]	800000		
Note			
Danneggiamento			



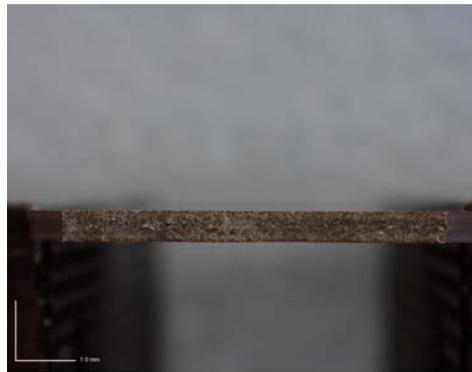
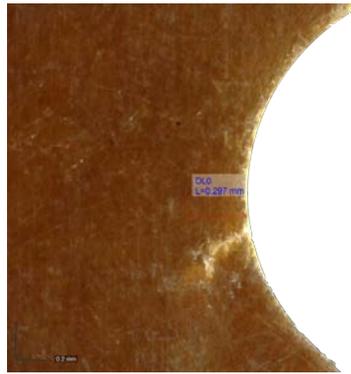
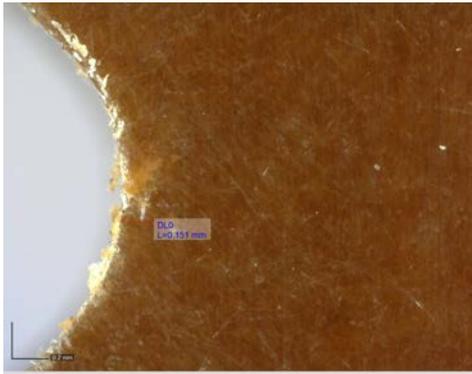
Nome provino	Fatica_0_R1_2	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.10	t [mm]	1.6
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1394	σ_{max} [MPa]	41.28
F_{min} [N]	69.70	σ_{min} [MPa]	2.06
$N_{Innesco}$ [cicli]	881970	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	19.61
$N_{Rottura}$ [cicli]	800000		
Note			
Danneggiamento			



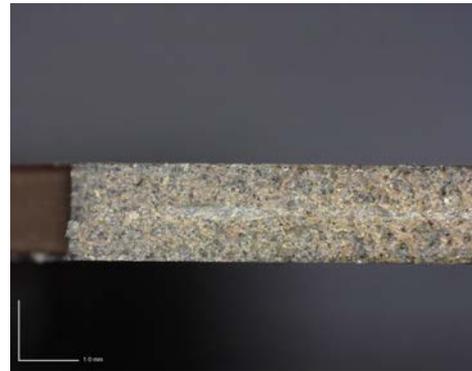
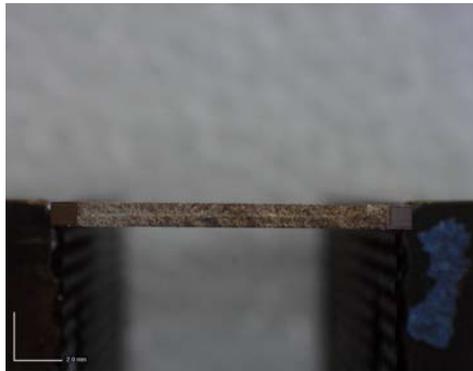
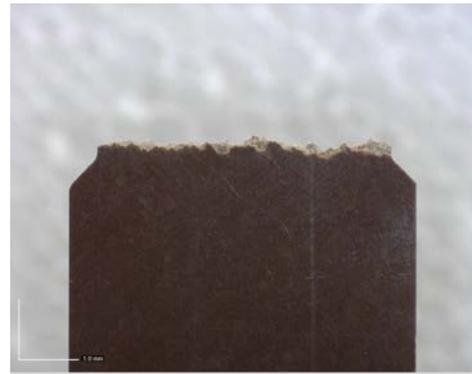
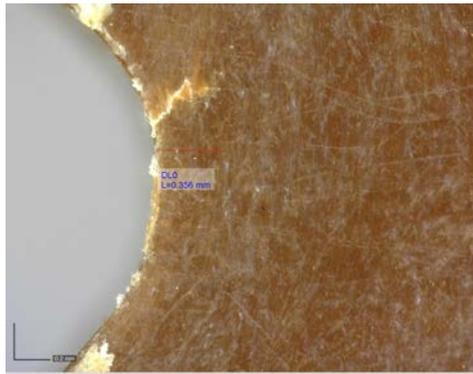
Nome provino	Fatica_0_R1_3	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.11	t [mm]	1.7
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1333.7	σ_{max} [MPa]	37.15
F_{min} [N]	66.68	σ_{min} [MPa]	1.86
$N_{Innesco}$ [cicli]	/	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	17.65
$N_{Rottura}$ [cicli]	2003367		
Note	Non rotto		
Danneggiamento			



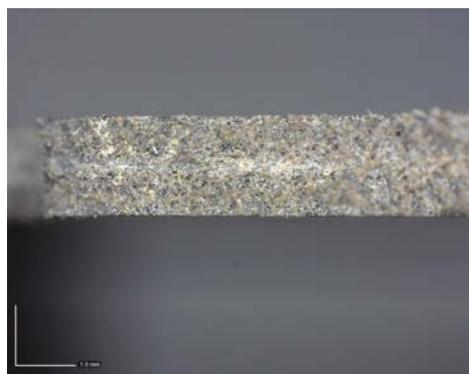
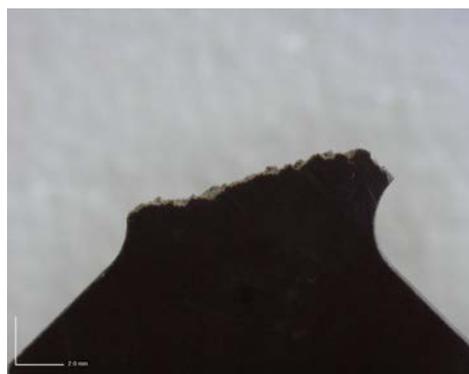
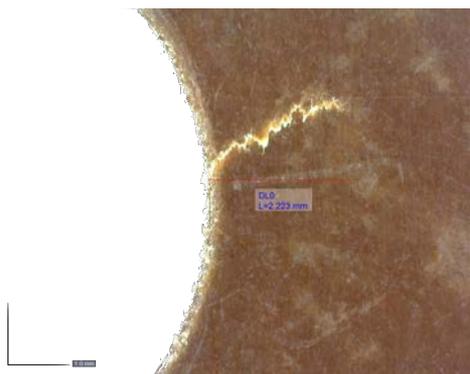
Nome provino	Fatica_0_R1_4	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.18	t [mm]	1.7
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1412.1	σ_{max} [MPa]	39.22
F_{min} [N]	70.60	σ_{min} [MPa]	1.96
$N_{Innesco}$ [cicli]	725000	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	18.63
$N_{Rottura}$ [cicli]	3096925		
Note	Intervento limiti		
Danneggiamento			



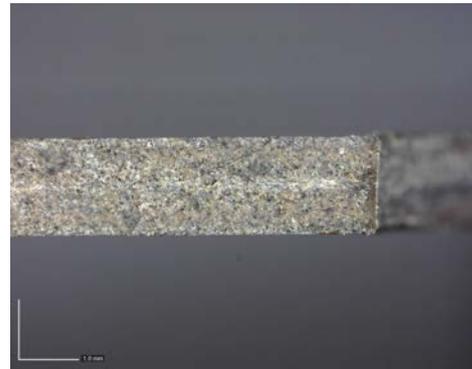
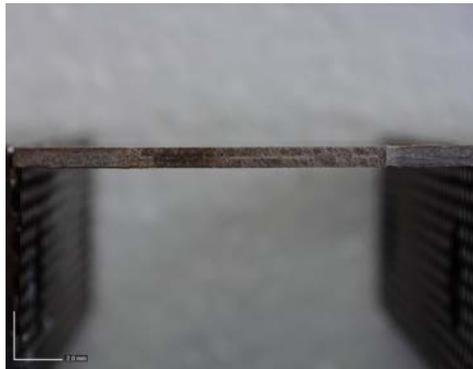
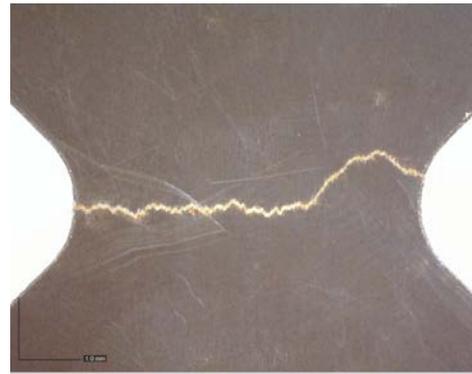
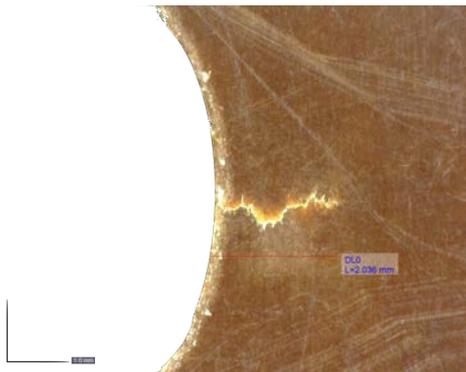
Nome provino	Fatica_0_R1_5	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.09	t [mm]	1.7
f [Hz]	5	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1775.83	σ_{max} [MPa]	49.54
F_{min} [N]	88.79	σ_{min} [MPa]	2.48
$N_{Innesco}$ [cicli]	8510	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	23.53
$N_{Rottura}$ [cicli]	14078		
Note			
Danneggiamento			



Nome provino	Fatica_0_R5_1	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20	t [mm]	1.8
f [Hz]	10	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1677.6	σ_{max} [MPa]	46.6
F_{min} [N]	83.88	σ_{min} [MPa]	2.33
$N_{Innesco}$ [cicli]	150000	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	23.13
$N_{Rottura}$ [cicli]	180639		
Note			
Danneggiamento			



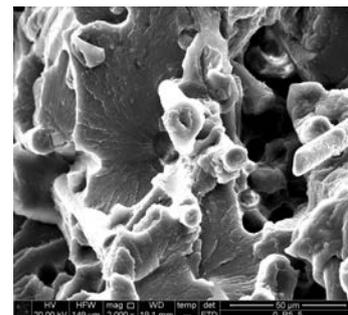
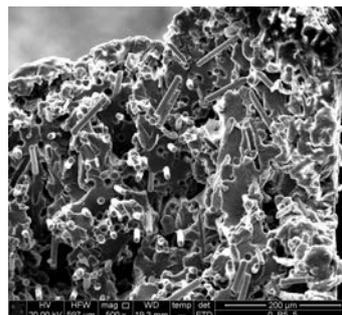
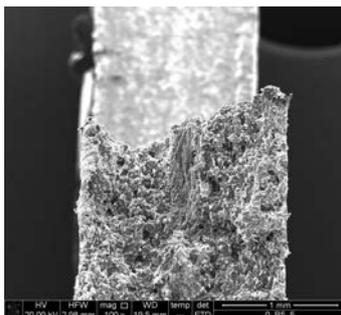
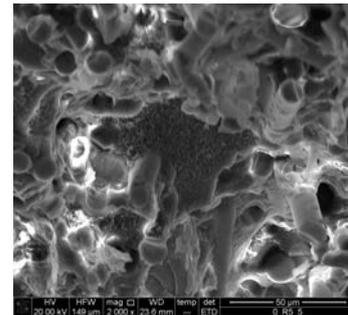
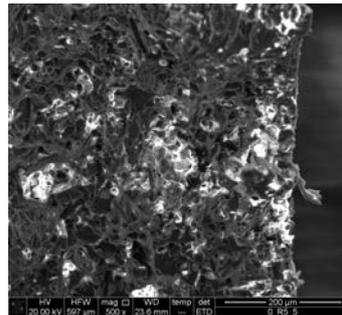
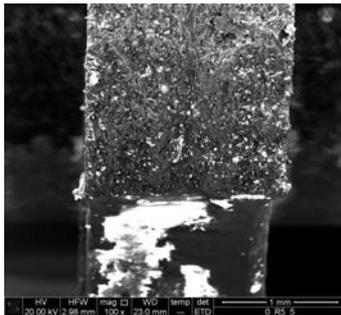
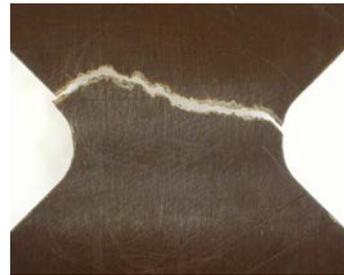
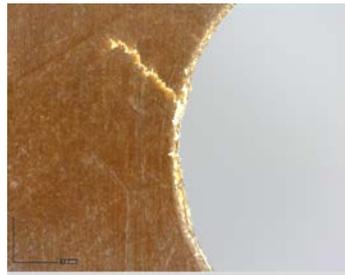
Nome provino	Fatica_0_R5_3	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20	t [mm]	1.75
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1467.9	σ_{max} [MPa]	41.94
F_{min} [N]	73.4	σ_{min} [MPa]	2.10
$N_{Innesco}$ [cicli]	70000	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	19.92
$N_{Rottura}$ [cicli]	95000		
Note			
Danneggiamento			



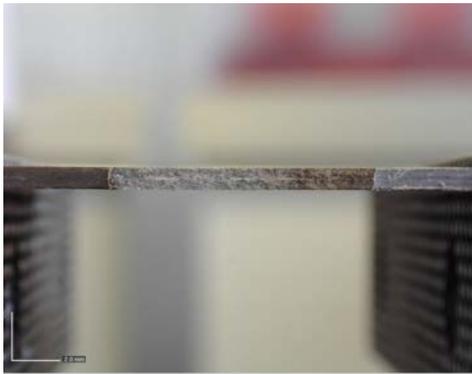
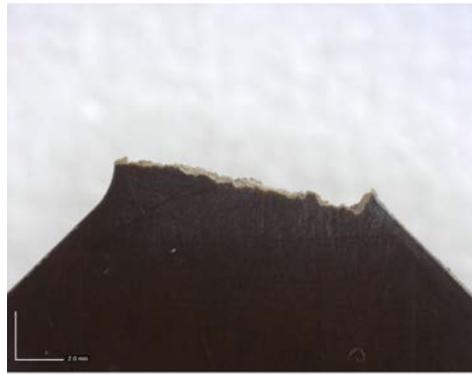
Nome provino	Fatica_0_R5_4	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20	t [mm]	1.8
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1342.1	σ_{max} [MPa]	37.28
F_{min} [N]	67.10	σ_{min} [MPa]	1.86
$N_{Innesco}$ [cicli]	/	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	17.71
$N_{Rottura}$ [cicli]	2249699		
Note	Non rotto		
Danneggiamento			



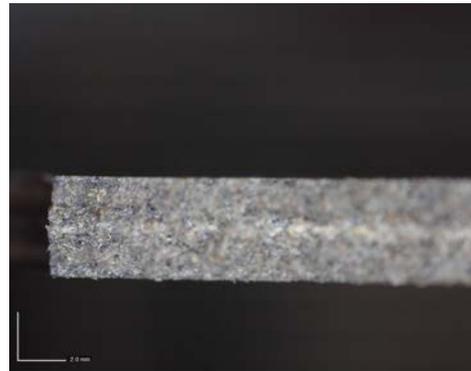
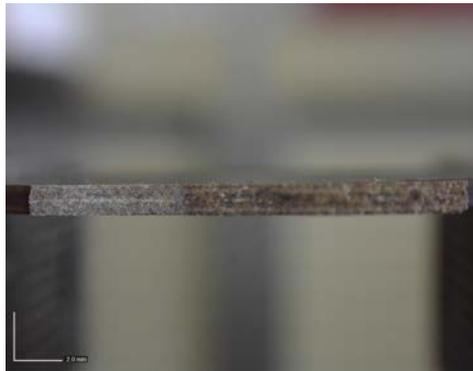
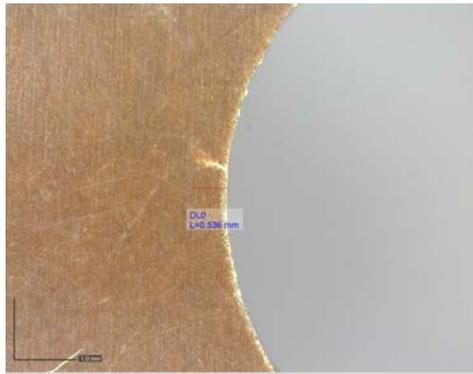
Nome provino	Fatica_0_R5_5	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20	t [mm]	1.8
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1677.6	σ_{max} [MPa]	46.6
F_{min} [N]	83.88	σ_{min} [MPa]	2.33
$N_{Innesco}$ [cicli]	193768	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	22.13
$N_{Rottura}$ [cicli]	207902		
Note			
Danneggiamento			



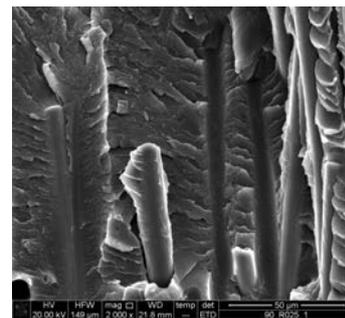
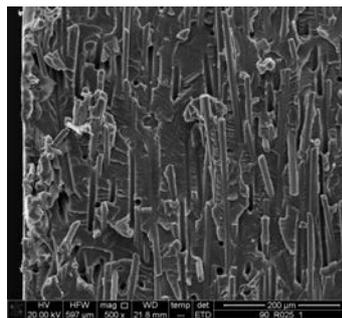
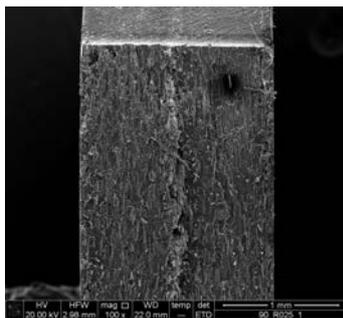
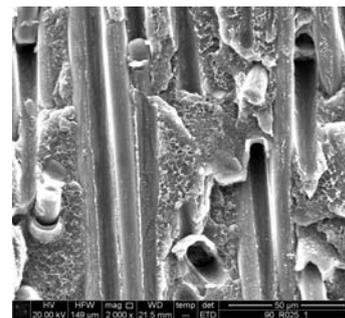
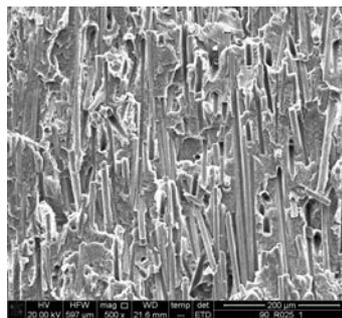
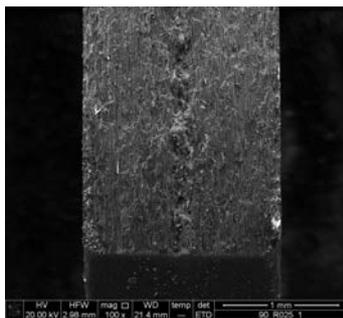
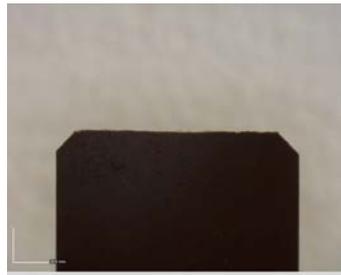
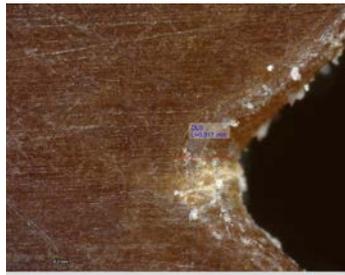
Nome provino	Fatica_0_R5_6	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20	t [mm]	1.7
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1426	σ_{max} [MPa]	41.94
F_{min} [N]	71.3	σ_{min} [MPa]	2.10
$N_{Innesco}$ [cicli]	1012311	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	19.92
$N_{Rottura}$ [cicli]	1061530		
Note			
Danneggiamento			



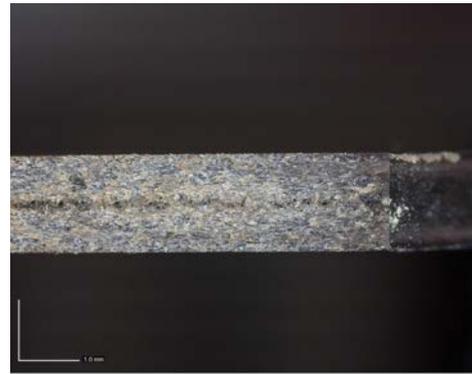
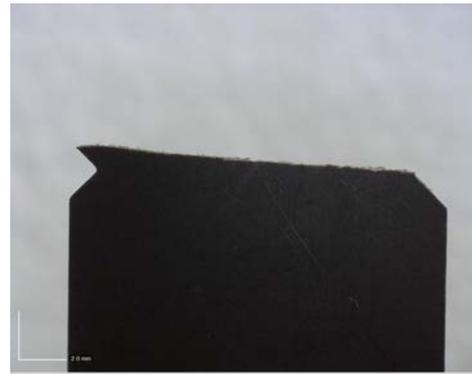
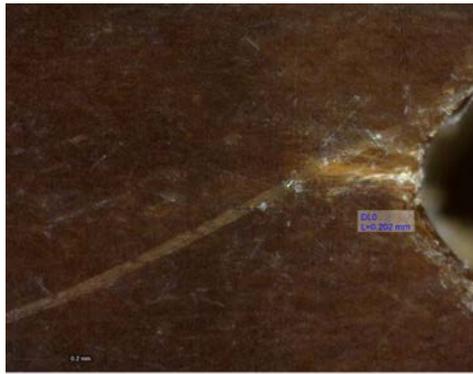
Nome provino	Fatica_0_R5_7	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	0°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20	t [mm]	1.7
f [Hz]	5	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1901	σ_{max} [MPa]	55.92
F_{min} [N]	95	σ_{min} [MPa]	2.8
$N_{Innesco}$ [cicli]	13735	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	26.56
$N_{Rottura}$ [cicli]	20807		
Note			
Danneggiamento			



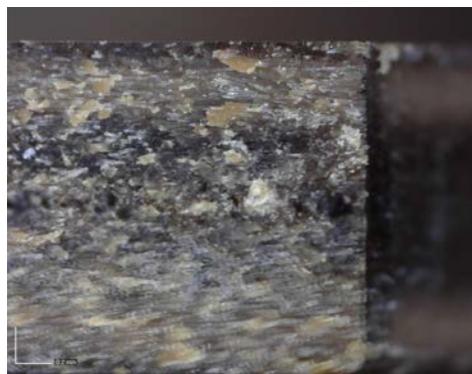
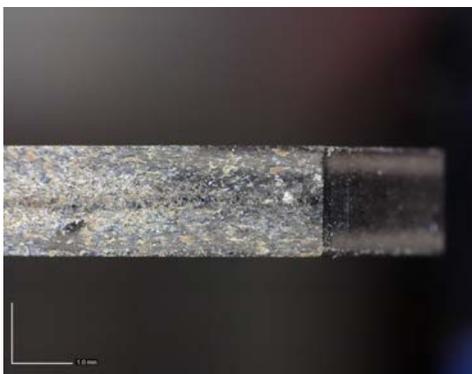
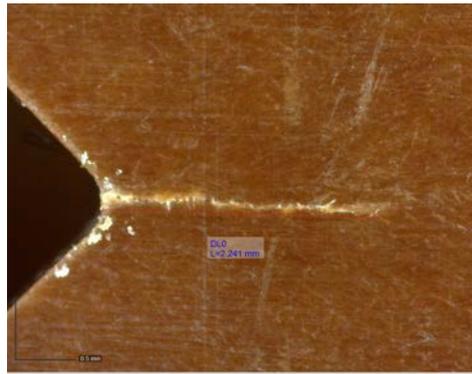
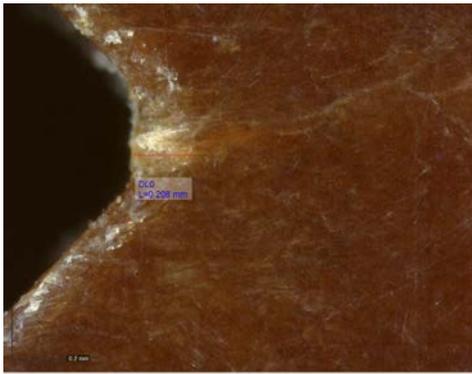
Nome provino	Fatica_90_R025_1	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.22	t [mm]	1.7
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	711.7	σ_{max} [MPa]	19.73
F_{min} [N]	35.6	σ_{min} [MPa]	0.97
$N_{Innesco}$ [cicli]	380000	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	9.37
$N_{Rottura}$ [cicli]	1691746		
Note			
Danneggiamento			



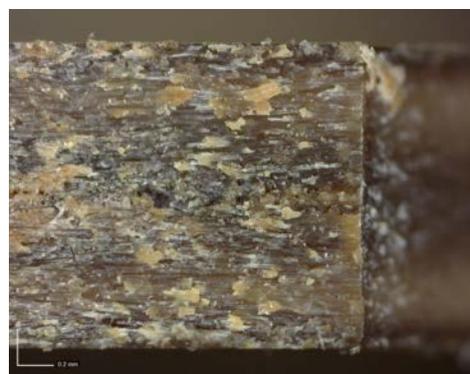
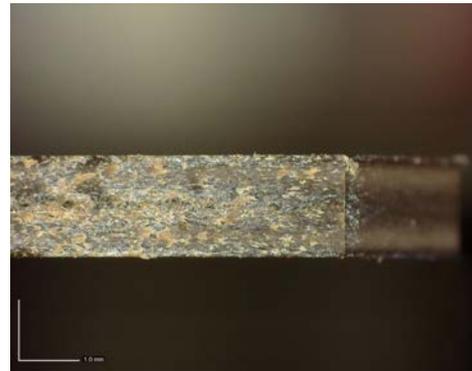
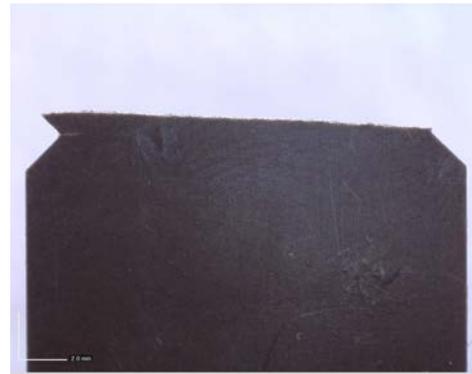
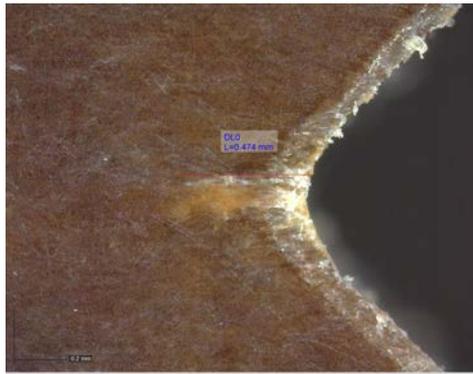
Nome provino	Fatica_90_R025_2	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.21	t [mm]	1.7
f [Hz]	5	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	905.3	σ_{max} [MPa]	25.11
F_{min} [N]	45.3	σ_{min} [MPa]	1.25
$N_{Innesco}$ [cicli]	4736	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	11.93
$N_{Rottura}$ [cicli]	8077		
Note			
Danneggiamento			



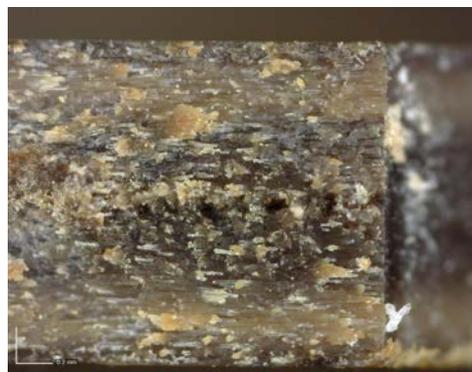
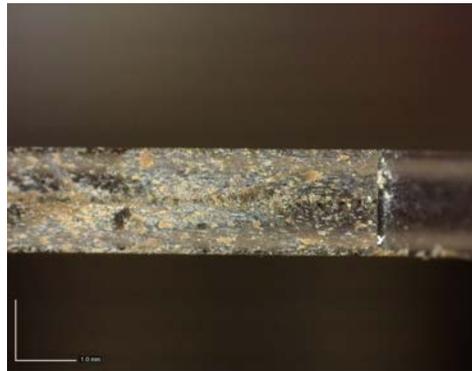
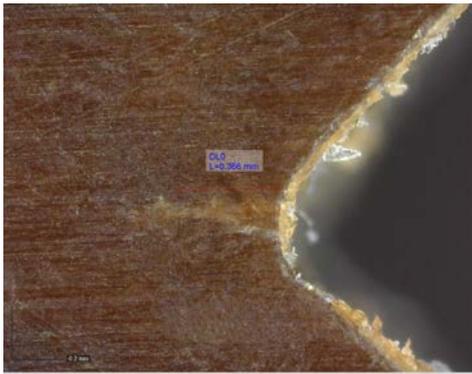
Nome provino	Fatica_90_R025_3	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.11	t [mm]	1.85
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	840.5	σ_{max} [MPa]	21.52
F_{min} [N]	42	σ_{min} [MPa]	1.08
$N_{Innesco}$ [cicli]	127500	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	10.22
$N_{Rottura}$ [cicli]	606130		
Note			
Danneggiamento			



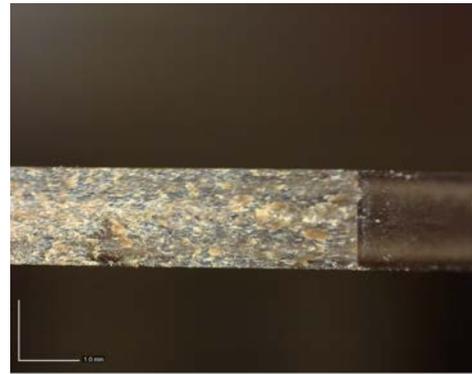
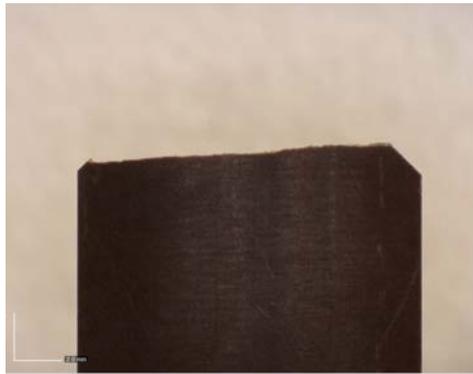
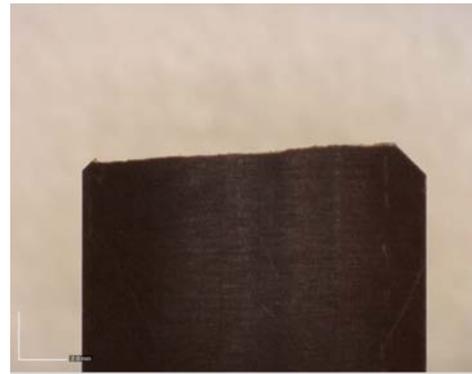
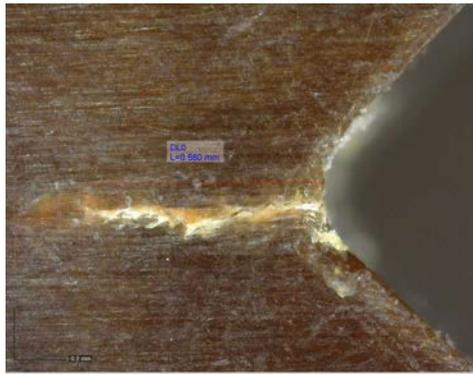
Nome provino	Fatica_90_R025_4	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.17	t [mm]	1.7
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	839	σ_{max} [MPa]	23.31
F_{min} [N]	41.95	σ_{min} [MPa]	1.16
$N_{Innesco}$ [cicli]	11000	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	11.1
$N_{Rottura}$ [cicli]	18131		
Note			
Danneggiamento			



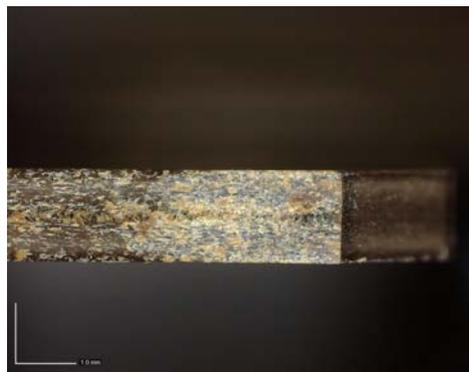
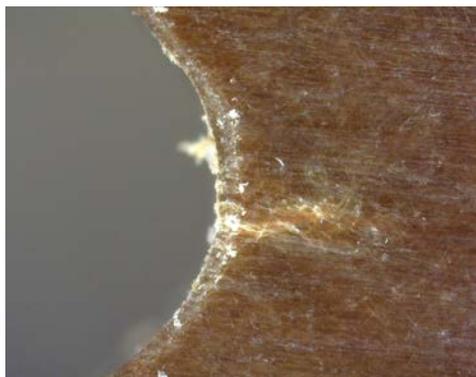
Nome provino	Fatica_90_R025_5	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.18	t [mm]	1.8
f [Hz]	10	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	854.7	σ_{max} [MPa]	22.42
F_{min} [N]	42.7	σ_{min} [MPa]	1.12
$N_{Innesco}$ [cicli]	50000	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	10.65
$N_{Rottura}$ [cicli]	97676		
Note			
Danneggiamento			



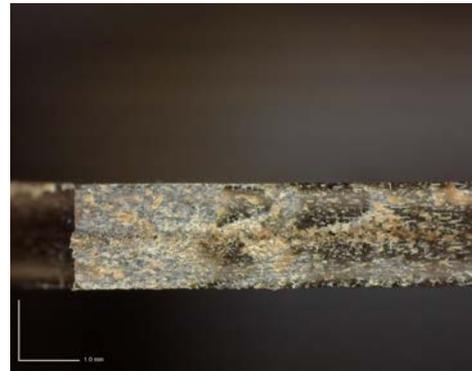
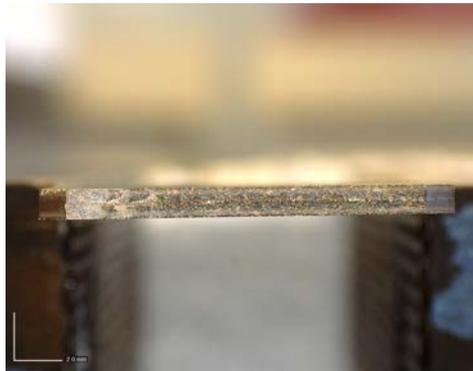
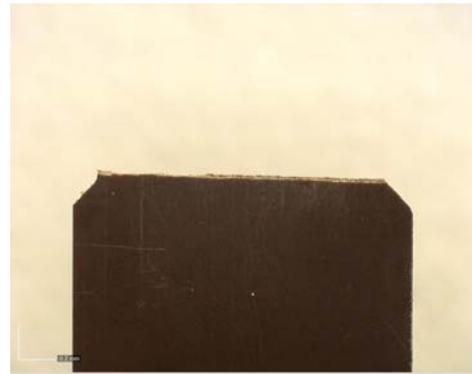
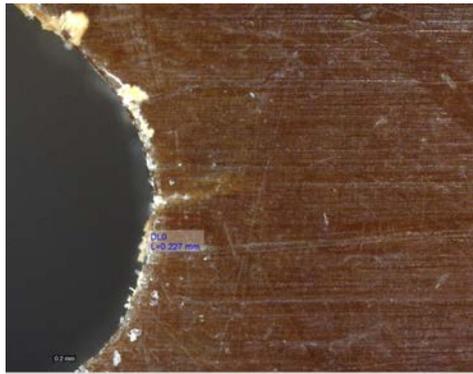
Nome provino	Fatica_90_R025_6	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.24	t [mm]	1.6
f [Hz]	10	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	700.8	σ_{max} [MPa]	20.62
F_{min} [N]	35.04	σ_{min} [MPa]	1.03
$N_{Innesco}$ [cicli]	30000	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	9.77
$N_{Rottura}$ [cicli]	41393		
Note			
Danneggiamento			



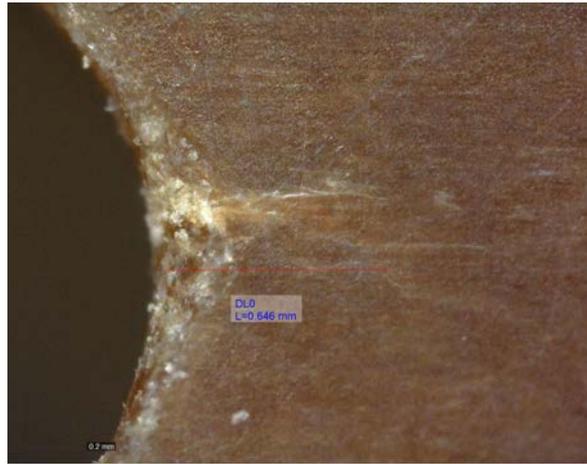
Nome provino	Fatica_90_R1_1	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.22	t [mm]	1.6
f [Hz]	5	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	986.3	σ_{max} [MPa]	29.05
F_{min} [N]	49.3	σ_{min} [MPa]	1.45
$N_{Innesco}$ [cicli]	5000	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	13.8
$N_{Rottura}$ [cicli]	6711		
Note			
Danneggiamento			



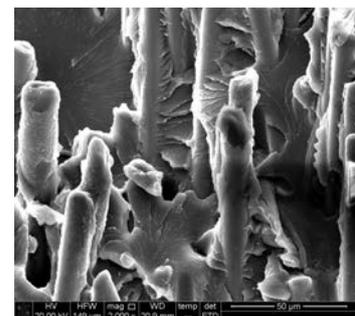
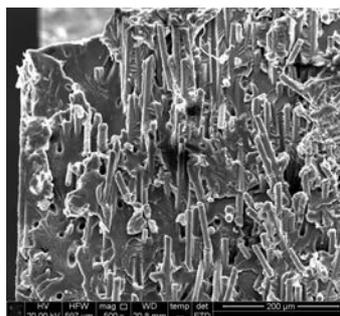
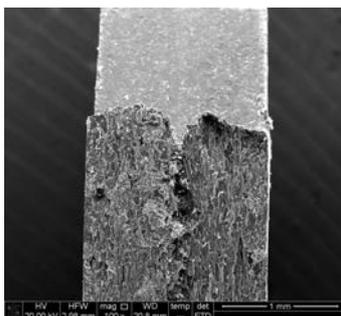
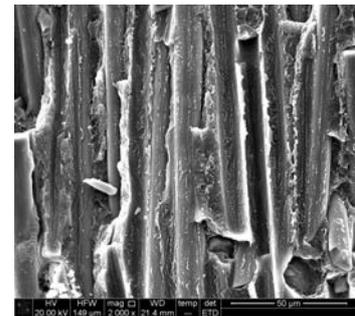
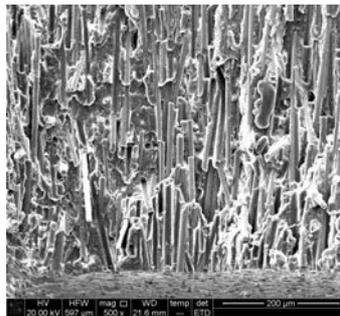
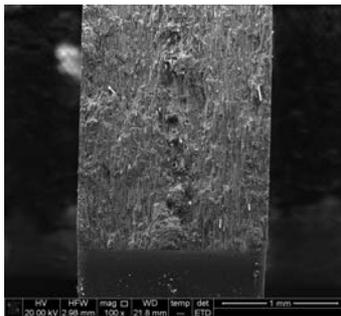
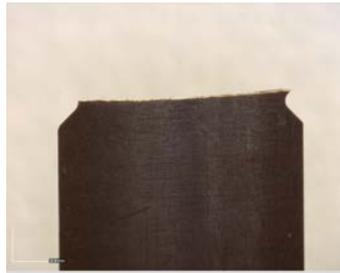
Nome provino	Fatica_90_R1_2	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.21	t [mm]	1.8
f [Hz]	10	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	950.6	σ_{max} [MPa]	24.9
F_{min} [N]	47.5	σ_{min} [MPa]	1.24
$N_{Innesco}$ [cicli]	50000	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	11.83
$N_{Rottura}$ [cicli]	67782		
Note			
Danneggiamento			



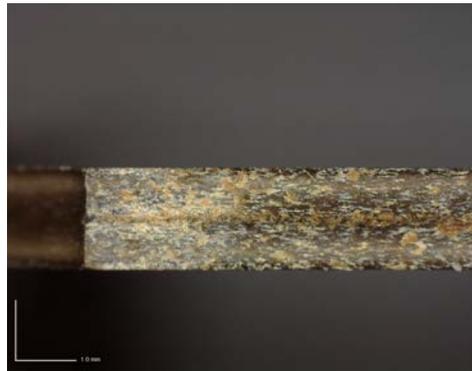
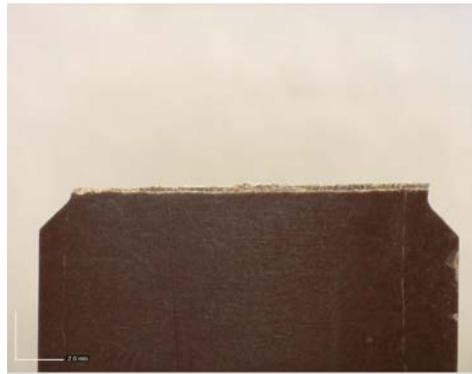
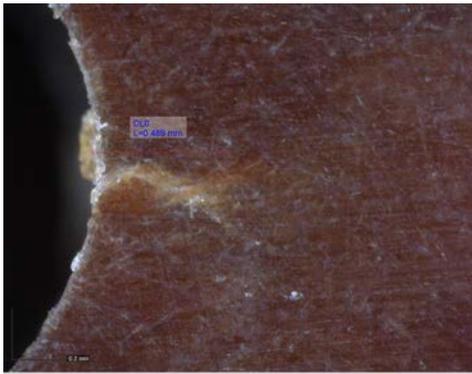
Nome provino	Fatica_90_R1_3	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.11	t [mm]	1.75
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	766.5	σ_{max} [MPa]	20.75
F_{min} [N]	38.33	σ_{min} [MPa]	1.04
$N_{Innesco}$ [cicli]	875000	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	9.86
$N_{Rottura}$ [cicli]	3309526		
Note	Non rotto		
Danneggiamento			



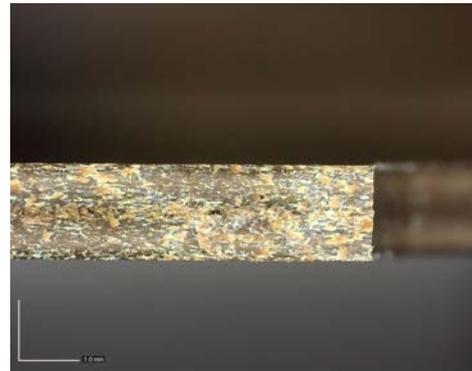
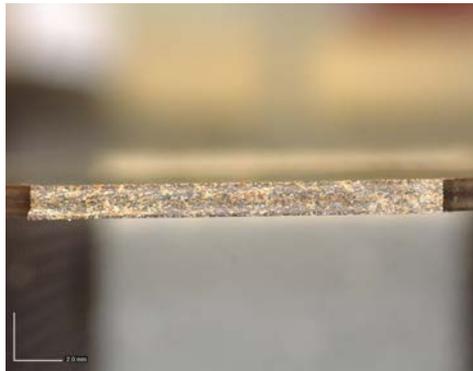
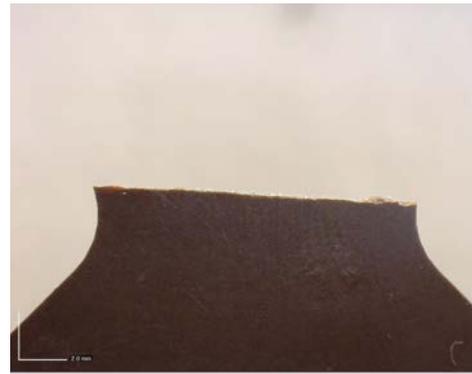
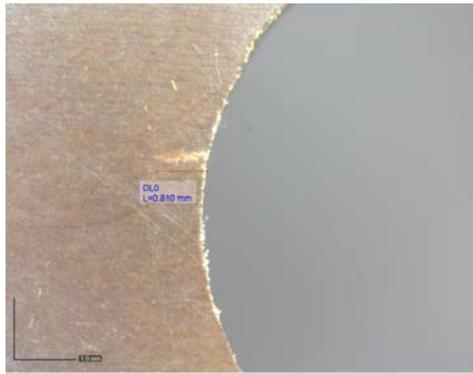
Nome provino	Fatica_90_R1_4	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.17	t [mm]	1.65
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	797.3	σ_{max} [MPa]	22.82
F_{min} [N]	39.86	σ_{min} [MPa]	1.14
$N_{Innesco}$ [cicli]	224073	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	10.84
$N_{Rottura}$ [cicli]	1190201		
Note			
Danneggiamento			



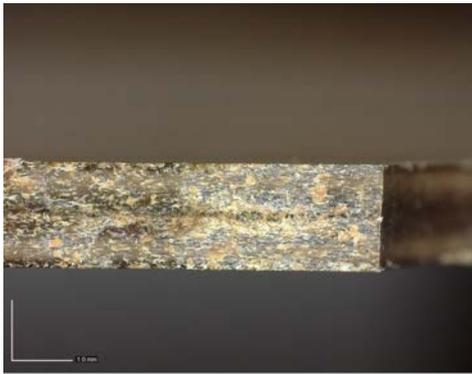
Nome provino	Fatica_90_R1_5	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	21.15	t [mm]	1.75
f [Hz]	5	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1152.3	σ_{max} [MPa]	31.12
F_{min} [N]	57.61	σ_{min} [MPa]	1.55
$N_{Innesco}$ [cicli]	587	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	14.78
$N_{Rottura}$ [cicli]	842		
Note			
Danneggiamento			



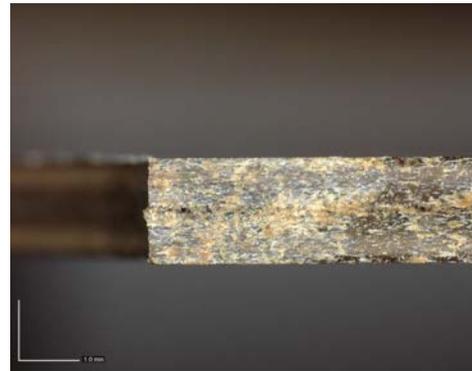
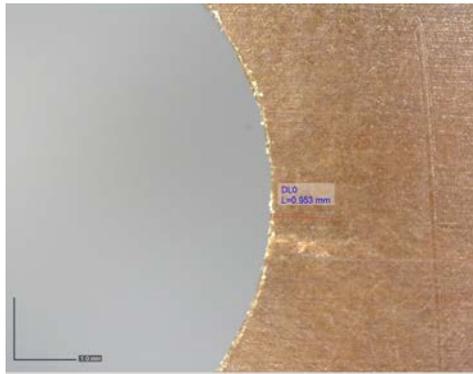
Nome provino	Fatica_90_R5_1	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20	t [mm]	1.7
f [Hz]	10	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1151.9	σ_{max} [MPa]	33.88
F_{min} [N]	57.6	σ_{min} [MPa]	1.69
$N_{Innesco}$ [cicli]	2266	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	16.09
$N_{Rottura}$ [cicli]	2811		
Note			
Danneggiamento			



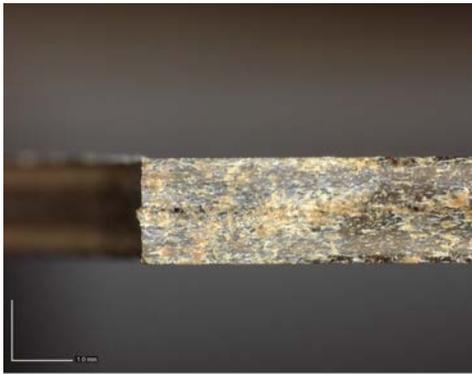
Nome provino	Fatica_90_R5_2	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20	t [mm]	1.7
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	987.4	σ_{max} [MPa]	29.04
F_{min} [N]	49.37	σ_{min} [MPa]	1.45
$N_{Innesco}$ [cicli]	73124	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	13.79
$N_{Rottura}$ [cicli]	73124		
Note	Innesco=Rottura		
Danneggiamento			



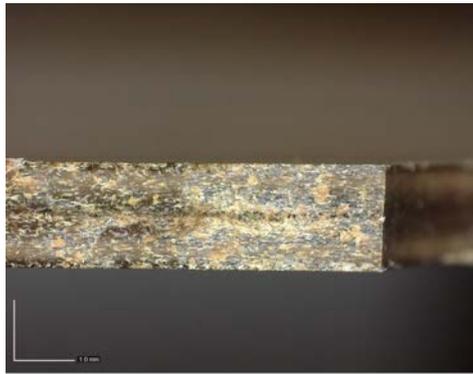
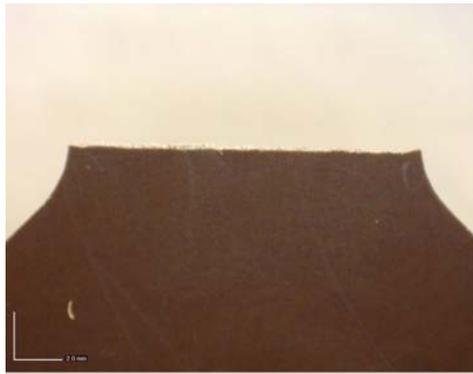
Nome provino	Fatica_90_R5_3	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20	t [mm]	1.75
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1016.4	σ_{max} [MPa]	29.04
F_{min} [N]	50.82	σ_{min} [MPa]	1.45
$N_{Innesco}$ [cicli]	130059	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	13.79
$N_{Rottura}$ [cicli]	174265		
Note			
Danneggiamento			



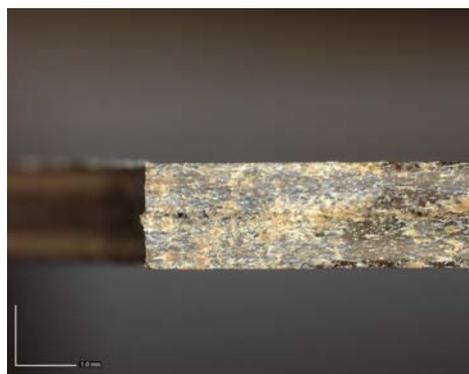
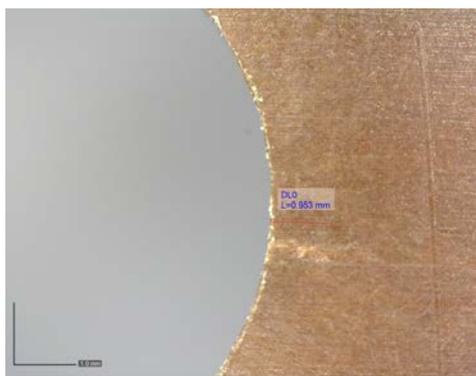
Nome provino	Fatica_90_R5_4	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20	t [mm]	1.75
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1101.1	σ_{max} [MPa]	31.46
F_{min} [N]	55.05	σ_{min} [MPa]	1.57
$N_{Innesco}$ [cicli]	7281	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	14.94
$N_{Rottura}$ [cicli]	7281		
Note	Innesco=Rottura		
Danneggiamento			



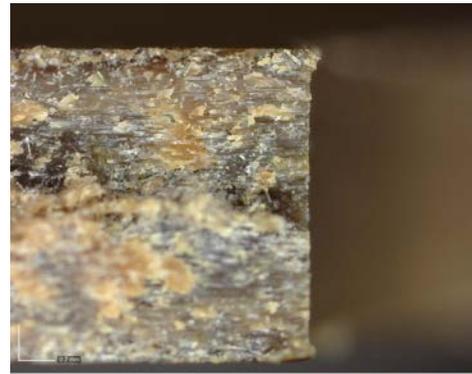
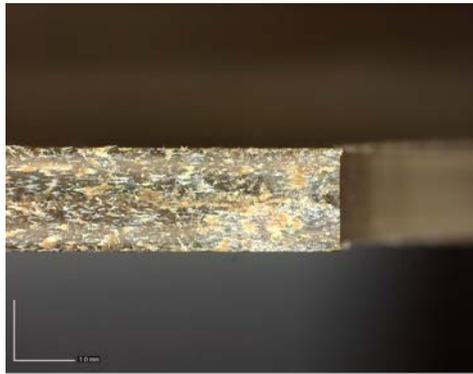
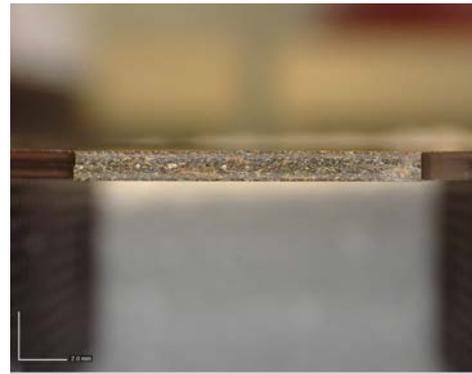
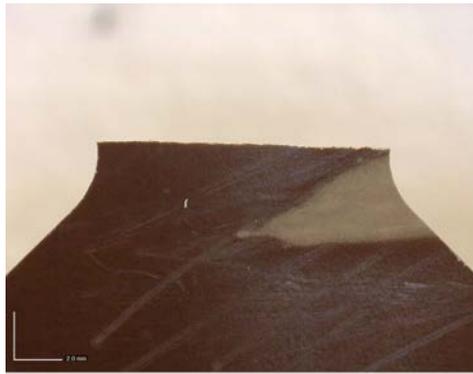
Nome provino	Fatica_90_R5_2	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20	t [mm]	1.7
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	987.4	σ_{max} [MPa]	29.04
F_{min} [N]	49.37	σ_{min} [MPa]	1.45
$N_{Innesco}$ [cicli]	73124	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	13.79
$N_{Rottura}$ [cicli]	73124		
Note	Innesco=Rottura		
Danneggiamento			



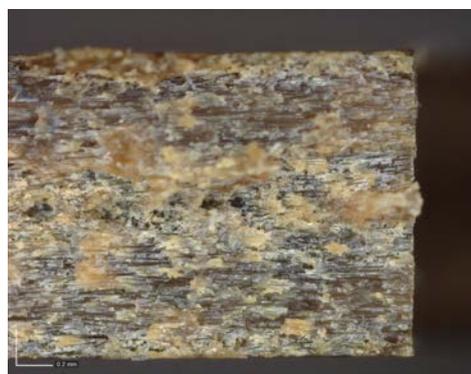
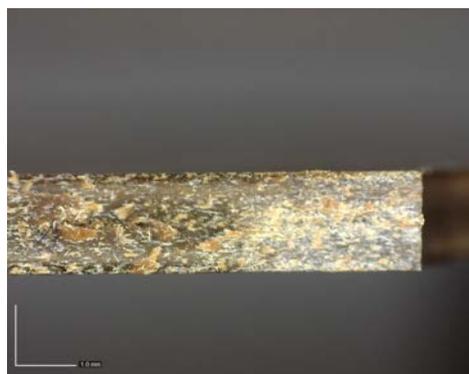
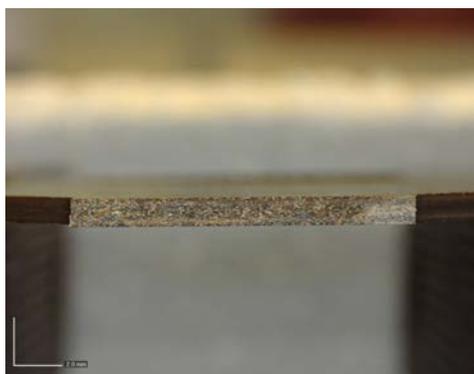
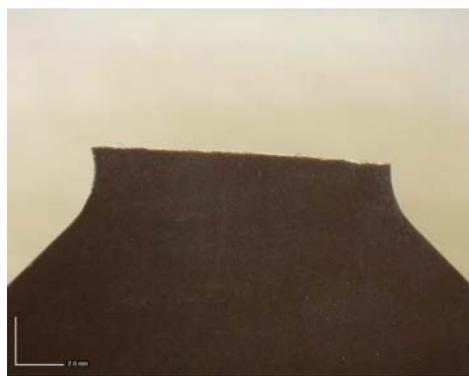
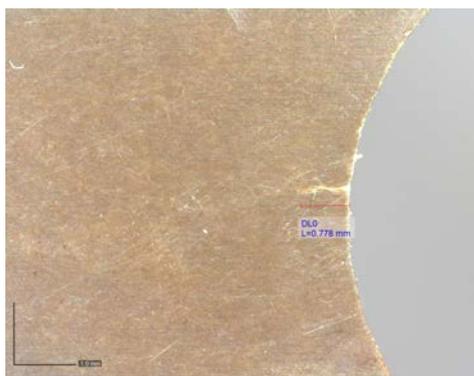
Nome provino	Fatica_90_R5_3	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20	t [mm]	1.75
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1016.4	σ_{max} [MPa]	29.04
F_{min} [N]	50.82	σ_{min} [MPa]	1.45
$N_{Innesco}$ [cicli]	130059	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	13.79
$N_{Rottura}$ [cicli]	174265		
Note			
Danneggiamento			



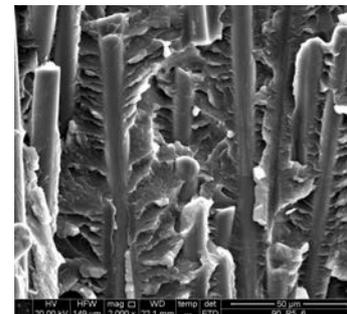
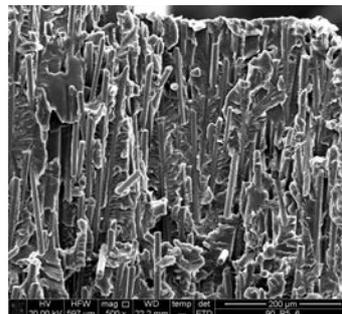
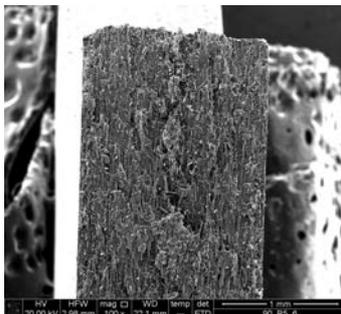
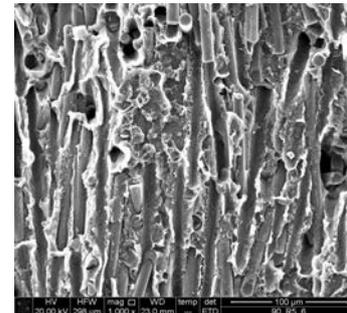
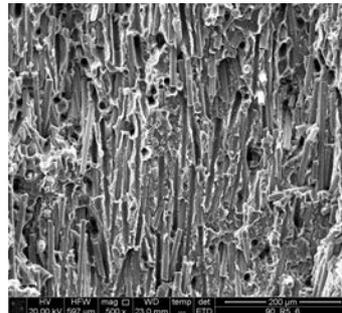
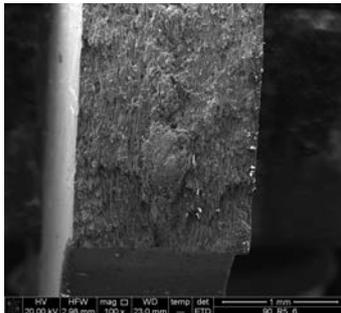
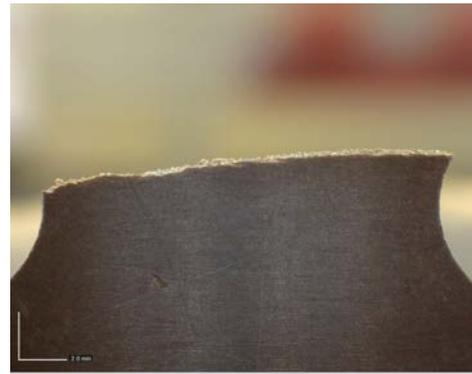
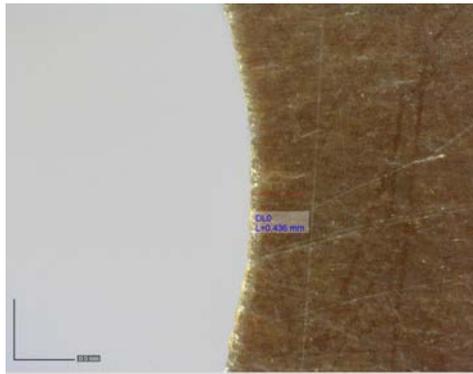
Nome provino	Fatica_90_R5_4	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20	t [mm]	1.75
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1101.1	σ_{max} [MPa]	31.46
F_{min} [N]	55.05	σ_{min} [MPa]	1.57
$N_{Innesco}$ [cicli]	7281	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	14.94
$N_{Rottura}$ [cicli]	7281		
Note	Innesco=Rottura		
Danneggiamento			



Nome provino	Fatica_90_R5_5	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20	t [mm]	1.7
f [Hz]	5	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	1069.6	σ_{max} [MPa]	31.46
F_{min} [N]	53.48	σ_{min} [MPa]	1.57
$N_{Innesco}$ [cicli]	21489	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	14.94
$N_{Rottura}$ [cicli]	22835		
Note			
Danneggiamento			



Nome provino	Fatica_90_R5_6	Materiale	PPS-40GF
Tipo di prova	Fatica	Orientazione	90°
Dati prova			
w_{net} [mm]	20	t [mm]	1.65
f [Hz]	15	Rapporto ciclo	0.05
F_{max} [N]	878.5	σ_{max} [MPa]	26.62
F_{min} [N]	43.9	σ_{min} [MPa]	1.33
$N_{Innesco}$ [cicli]	689272	$\sigma_{a, net}$ [MPa]	12.64
$N_{Rottura}$ [cicli]	1890990		
Note			
Danneggiamento			



Bibliografia

- [1] G. Artuso. «Analisi strutturale di flottanti in materiale composito per un impianto frenante ad uso motociclistico». Tesi magistrale in Ingegneria Meccanica. Università degli studi di Padova, 2018 (cit. alle pp. 24, 26, 35, 43, 44, 106).
- [2] B. Atzori, P. Lazzarin e G. Meneghetti. «A unified treatment of the mode I fatigue limit of components containing notches or defects». In: *International Journal of Fracture* 133.1 (2005), pp. 61–87 (cit. a p. 8).
- [3] B. Atzori, P. Lazzarin e G. Meneghetti. «Fracture mechanics and notch sensitivity». In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 26 (2003), pp. 257–267 (cit. alle pp. 5, 6, 43).
- [4] E. Belmonte et al. «Damage initiation and evolution in short fiber reinforced polyamide under fatigue loading: Influence of fiber volume fraction». In: *Composites Part B: Engineering* 113 (2017), pp. 331–341 (cit. alle pp. 16, 17).
- [5] H.L. Cox. «The elasticity and strength of paper and other fibrous materials». In: *British journal of applied physics* 3.3 (1952), p. 72 (cit. alle pp. 22, 23).
- [6] M. De Monte, M. Quaresimin e P. Lazzarin. «Modelling of fatigue strength data for a short fibre reinforced polyamide 6.6 based on local strain energy density». In: *Proceedings of the 16th International Conference on Composite Materials*. 2007 (cit. alle pp. 17, 18).
- [7] M.H. El Haddad, T.H. Topper e K.N. Smith. «Prediction of non propagating cracks». In: *Engineering fracture mechanics* 11.3 (1979), pp. 573–584 (cit. alle pp. 5, 6, 8).
- [8] Emile Greenhalgh. *Failure analysis and fractography of polymer composites*. Elsevier, 2009 (cit. a p. 104).
- [9] A.K. Haldar e S. Senthilvelan. «Notch effect on discontinuous fiber reinforced thermoplastic composites». In: *Key Engineering Materials*. Vol. 471. Trans Tech Publ. 2011, pp. 173–178 (cit. a p. 13).
- [10] J.C. Halpin. «Stiffness and expansion estimates for oriented short fiber composites». In: *Journal of Composite Materials* 3.4 (1969), pp. 732–734 (cit. a p. 23).
- [11] F.T. Ibáñez-Gutiérrez et al. «Effect of fibre content and notch radius in the fracture behaviour of short glass fibre reinforced polyamide 6: An approach from the Theory of Critical Distances». In: *Composites Part B: Engineering* 94 (2016), pp. 299–311 (cit. alle pp. 18, 19).
- [12] H. Kitagawa. «Applicability of fracture mechanics to very small cracks or the cracks in the early stage». In: *Proc. of 2nd ICM, Cleveland, 1976* (1976), pp. 627–631 (cit. a p. 5).
- [13] Steve Lampman et al. *Characterization and failure analysis of plastics*. Asm International, 2003 (cit. a p. 104).
- [14] P. Lazzarin e F. Berto. «Some Expressions for the Strain Energy in a Finite Volume Surrounding the Root of Blunt V-notches». In: *International Journal of Fracture* 135 (2005), pp. 161–185 (cit. alle pp. 9, 49, 61, 93).
- [15] P. Lazzarin, F. Berto e M. Zappalorto. «Rapid calculations of notch stress intensity factors based on averaged strain energy density from coarse meshes: Theoretical bases and applications». In: *International Journal of Fatigue* 32.10 (2010), pp. 1559–1567 (cit. a p. 10).
- [16] 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». In: *International journal of fracture* 112.3 (2001), pp. 275–298 (cit. alle pp. 9, 92).

- [17] *Material data sheet E-glass fiber, generic & PPS & PPS-40%GF*. consultato il 13/07/2019. URL: <http://www.matweb.com> (cit. alle pp. 22–24).
- [18] G. Meneghetti e M. Quaresimin. «Fatigue strength assessment of a short fiber composite based on the specific heat dissipation». In: *Composites Part B: Engineering* 42.2 (2011), pp. 217–225 (cit. a p. 16).
- [19] K.J. Miller. «The three thresholds for fatigue crack propagation». In: *Fatigue and Fracture Mechanics: 27th volume*. ASTM International, 1997 (cit. a p. 7).
- [20] S. Mortazavian e A. Fatemi. «Notch effects on fatigue behavior of thermoplastics». In: *Advanced Materials Research*. Vol. 891. Trans Tech Publ. 2014, pp. 1403–1409 (cit. a p. 15).
- [21] H. Neuber. «Über die Berücksichtigung der spannungskonzentration bei festigkeitsberechnungen». In: *Konstruktion* 20.7 (1968), pp. 245–251 (cit. a p. 9).
- [22] H. Nishitani et al. «Fatigue Strength of Plain and Notched Specimens of Short Carbon-Fiber Reinforced Poly-Ether-Ether-Ketone (In Comparison with Poly-Ether-Ether-Ketone)». In: *Journal of the Society of Materials Science, Japan* 41.464 (1992), pp. 740–745 (cit. alle pp. 14, 15).
- [23] Walter D. Pilkey e Deborah F. Pilkey. *Peterson's stress concentration factors*. John Wiley & Sons, 2008 (cit. alle pp. 81, 92, 119).
- [24] C.M. Sonsino e E. Moosbrugger. «Fatigue design of highly loaded short-glass-fibre reinforced polyamide parts in engine compartments». In: *International Journal of Fatigue* 30.7 (2008), pp. 1279–1288 (cit. alle pp. 12, 13, 17).
- [25] M.L. Williams. «Stress singularities resulting from various boundary conditions in angular corners of plates in extension». In: *Journal of applied mechanics* 19.4 (1952), pp. 526–528 (cit. a p. 7).
- [26] T. Yamamoto e H. Hyakutake. «Fatigue damage and failure for notched plates of short glass fiber reinforced polypropylene». In: *Science and Engineering of Composite Materials* 12.1-2 (2005), pp. 117–124 (cit. a p. 14).
- [27] Y. Zhou e P.K. Mallick. «Fatigue performance of an injection-molded short E-glass fiber-reinforced polyamide 6, 6. I. Effects of orientation, holes, and weld line». In: *Polymer composites* 27.2 (2006), pp. 230–237 (cit. a p. 12).