

Università degli Studi di Padova

Dipartimenti di Tecnica e Gestione dei Sistemi Industriali

Corso di Laurea Magistrale in
Innovazione del Prodotto

Tesi di laurea

Studio di pre-ottimizzazione strutturale di una testa video

Relatore
Ch.mo Prof. Michele Zappalorto

Laureando
Beccaro Alessandro
Matr: 1137634

**Anno Accademico
2017/2018**

Sommario

Abstract.....	1
1. Introduzione	3
1.1. Motivazione.....	3
2. Polimeri rinforzati con fibre corte	5
2.1. Generalità.....	5
2.2. Matrice: Materiali e proprietà.....	5
2.3. Fibra: Materiali e proprietà	10
2.4. Interfaccia tra fibra e matrice.....	11
2.5. Injection Moulding – Stampaggio a iniezione	13
3. Microstruttura e parametri che la influenzano	15
3.1. Microstruttura di un SFRCs	15
3.2. Orientamento delle fibre.....	15
3.3. Aspect ratio delle fibre	19
3.4. Frazione volumetrica delle fibre	20
4. Proprietà meccaniche dei SFRC	21
4.1. Prova di trazione – carico di rottura e modulo elastico.....	21
4.2. Temperatura e umidità - resistenza e modulo elastico	26
5. Modelli previsionali e parametrizzazione.....	31
5.1. Modified rule of mixture – Carico di rottura.....	32
5.2. Modified rule of mixture – Modulo elastico longitudinale	38
5.3. Modello di Cox – Shear Lag Model.....	39
5.4. Modello di Halpin Tsai per SFRCs	43
5.5. Rule of thumb – Orientazione random delle fibre	45
5.6. Laminate analogy approach	46
5.7. Analisi Modello – Elasticità ortotropa	52
5.8. Meccanismi di danneggiamento materiali SFRC.....	54
5.9. Accenni al danneggiamento a fatica	60
6. Considerazioni sulla modellazione del materiale e test agli elementi finiti.....	65
6.1. Modello per rappresentazione SFRC agli elementi finiti	65
6.2. Confronto FEM tra isotropo e MF Oriented.....	69
6.3. Modellizzazione e validazione modello isotropo con test Ansys su piastra forata	70
6.4. Conclusioni parte 1.....	76

7.	Obbiettivi di ottimizzazione	77
7.1.	Introduzione	77
7.2.	Testa video e componenti principali	77
7.3.	Specifiche tecniche richieste	79
7.4.	Target progettuali individuati.....	80
7.5.	Materiali individuati e caratteristiche	82
8.	Processo di Pre-Ottimizzazione	83
8.1.	Analisi FEM – percorso logico di pre-ottimizzazione	83
8.2.	Ottimizzazione gruppo TILT	84
8.3.	Ottimizzazione disco porta molla	94
8.4.	Ottimizzazione flangia CBS	104
8.5.	Ottimizzazione porta piastra	117
8.6.	Configurazioni testa e conclusioni ottimizzazione	125
9.	Campagna test prototipo.....	131
9.1.	Introduzione	131
9.2.	Materiale utilizzato per il prototipo	132
9.3.	Verifica test CBS	134
9.4.	Test a flessione testa video	137
9.5.	Test a compressione flangia CBS.....	141
9.6.	Test a flessione gamba pixie.....	147
9.7.	Helius PFA: match tra risultati di Moldflow e Ansys	154
10.	Conclusioni	159
10.1.	Considerazioni	160
	Riferimenti	163

Abstract

Il tema del seguente lavoro di tesi consiste nello studio del metodo di ottimizzazione di una testa video costituita da poliammide caricata. Una testa video è un accessorio utilizzato in campo fotografico o cinematografico sul quale viene montata la fotocamera o videocamera. Successivamente la testa video è fissata ad un cavalletto o ad altri supporti.

L'obiettivo pertanto consiste nell'ottimizzare la testa dal punto di vista della resistenza meccanica e della rigidità. Il materiale è un aspetto da considerare. La maggior parte della testa video sarà costituita da tecnopolimero, ovvero, poliammide caricata con fibre di vetro a percentuali differenti a seconda del componente. È perciò di fondamentale importanza definire bene il comportamento del materiale a resistenza statica.

È necessario capire come il materiale si comporta al variare della morfologia, locale e globale, quali parametri la influenzano e come si danneggia il materiale. Di conseguenza capire quali possono essere dei modelli previsionali utili a intuire o simulare il comportamento meccanico sia dal punto di vista della rigidità che della resistenza, risulta essere un passo molto importante. A fronte di questo, si dovrà trovare un metodo valido per trasferire queste considerazioni su un componente complesso e capire come modellare il materiale agli elementi finiti.

Tutto il processo di ottimizzazione sarà supportato dagli elementi finiti data la complessità geometrica dei componenti in questione.

La scelta del corretto metodo di parametrizzazione del materiale nei vari step di analisi e la modellazione corretta dei componenti agli elementi finiti porta ad avere un tool composto da una metodologia che assiste la progettazione e sviluppo di nuovi prodotti garantendo un cost reduction durante la fase di testing e prototipazione.

Capita infatti molto frequentemente che un errore in fase di pre-produzione abbia un costo molto più elevato rispetto che ad un re design nella fase di progettazione.

Per confermare che il tool sia efficace si eseguiranno una serie di test per validare i risultati ottenuti dagli elementi finiti.

Le attività principali eseguite sono state: Capitolo 1): analisi della letteratura e dei metodi di analisi e calcolo delle proprietà meccaniche dei nylon caricati in fibra di vetro con una parametrizzazione dei modelli più importanti. Si sono affrontati i problemi di danneggiamento avanzato e di studio agli elementi finiti. Si è proposto un modello di parametrizzazione del materiale 2) processo di pre ottimizzazione con analisi dei materiali disponibili e delle geometrie. Analisi agli elementi finiti e confronti per ottenere dei risultati accettabili. 3) campagna test volte allo scopo di confermare i risultati ottenuti durante la pre-ottimizzazione e del modello del materiale. Analisi del metodo più avanzato di modellazione dei materiali caricati fibra.

1. Introduzione

1.1. Motivazione

L'utilizzo di materiali compositi a fibre corte (SFRPs), come può essere la poliammide caricata con fibra di vetro, stanno prendendo sempre più campo grazie alle proprietà di resistenza specifica e leggerezza che essi hanno. La possibilità di eseguire forme complesse con un processo come l'injection moulding e il costo basso della materia prima in sé portano ad avere un ottimo rapporto qualità/ prezzo con dei volumi di produzione molto alti. Infatti l'injection moulding è in grado di eseguire geometrie complesse con pochi scarti e pronte all'uso dopo iniezione senza alcun'altra lavorazione meccanica o operazione successiva.

Con la concorrenza del mercato cinese sempre più alta dove il basso costo della manodopera permette loro di entrare nel mercato con prodotti molto convenienti dal punto di vista del prezzo, è necessario introdurre dei tool che permettano di ottimizzare al meglio il prodotto per ridurre tutti i costi superflui (sovradimensionamenti, materiali troppo costosi ecc.).

In questo lavoro di tesi si analizza e si esegue l'ottimizzazione dei main components di una testa video. La maggior parte delle teste video sono eseguite e prodotte in alluminio pressofuso. Tuttavia, essendo un prodotto che guarda alle esigenze e ai bisogni dei clienti, molto orientato al mercato, si sente l'influenza della tendenza a ridurre sempre di più peso e dimensioni per raggiungere alti livelli di leggerezza e compattezza.

Le risposte a queste esigenze sono state individuate nei tecnopolimeri. Ovviamente il basso costo è una prerogativa che, in questo progetto, prende un'importanza ancora maggiore data dal fatto che la testa video avrà come target il settore di mercato dei videomaker entry level o neofiti che vogliono introdursi al mondo del videomaking. Perciò il costo dell'attrezzatura dovrà essere abbordabile da un cliente di questo tipo.

Di conseguenza la scelta del materiale è una cosa essenziale per permettere la riduzione di costi e garantire le performance volute.

È necessario un design ottimizzato sul materiale per poterlo sfruttare i punti di forza. Le parti che dovranno essere progettate possono considerarsi parti strutturali: sono componenti che devono garantire rigidità e resistenza a carichi progettuali, impatti e mantenere una finitura e qualità superficiale costante nel tempo anche se sottoposta a agenti atmosferici e climatici estremi come temperature molto basse o molto alte (la specifica generalmente è $-20^{\circ}\text{C} + 60^{\circ}\text{C}$) e livelli di UV e umidità molto variabili.

Parallelamente a questo si vuole introdurre una metodologia valida che assiste, tramite gli elementi finiti, la progettazione. Di conseguenza i risultati ottenuti saranno poi testati, creando attrezzature apposite, per validare il prototipo e la metodologia in sé.

Questo permetterà, tramite la conoscenza del materiale e i test eseguiti agli elementi finiti, di ridurre ulteriormente il costo necessario per la prototipazione e test dei componenti, dato che saranno testati virtualmente. Un altro vantaggio è la riduzione del tempo e del numero di test dato che una buona parte dei problemi viene individuata e risolta durante le simulazioni.

2. Polimeri rinforzati con fibre corte

2.1. Generalità

Un materiale composito per essere definito tale deve:

- Essere costituito da due o più costituenti
- I costituenti devono avere proprietà meccaniche diverse
- La combinazione di questi componenti permette di avere proprietà combinate migliori dei singoli costituenti presi separatamente.

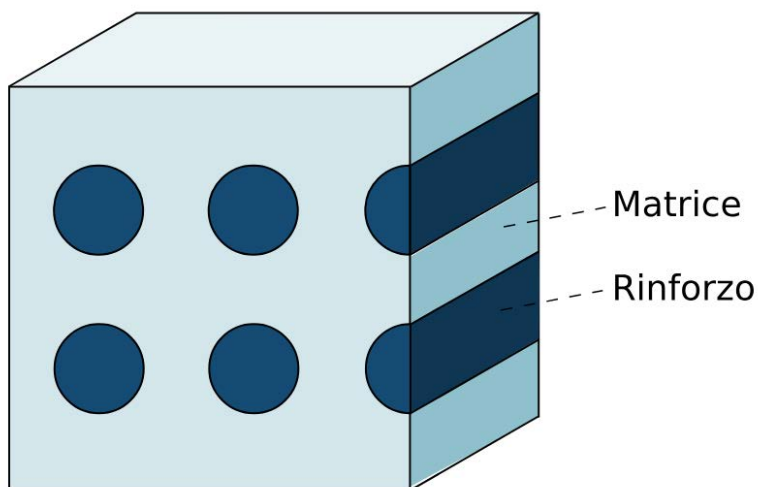


Figura 1 - Rappresentazione materiale composito

I costituenti prendono il nome di matrice, interfaccia e rinforzo. La matrice e le fibre hanno ruoli diversi e complementari nei SFRCs. La matrice permette di dare forma al componente e permette di garantire la duttilità necessaria al componente. L'interfaccia, generalmente proveniente da un trattamento di ricoprimento superficiale delle fibre con un agente di sizing, permette di trasferire gli sforzi dalla matrice alla fibra. La fibra ha il compito di garantire rigidità e resistenza al componente.

2.2. Matrice: Materiali e proprietà

I materiali costituenti la matrice possono essere materiali polimerici (come Nylon o l'ABS) detti PMC (Polymer-Matrix Composite), materiali metallici (come Alluminio Titanio e leghe) detti MMC (Metallic-Matrix Composite) o materiali ceramici (come Carburo di Silicio o Allumina) detti CMC (Ceramic-Matrix Composite). Ci si concentra sul Nylon e sui PMC. Grazie alle proprietà termiche dei polimeri termoplastici si possono indurre forme e geometrie molto complesse a basso costo e alti volumi.

2.2.1. Polimeri termoplastici – struttura

La poliammide 66 o Nylon 66 è un polimero termoplastico semicristallino. Durante il raffreddamento lento e controllato il polimero crea delle strutture dette sferuliti che consentono di impaccare il materiale in volumi minori ed ammassare l'energia libera rispetto alla forma amorfa. Il materiale si ordina in lamelle che, collegandosi tra loro con delle parti amorfe, creano lo sferulite.

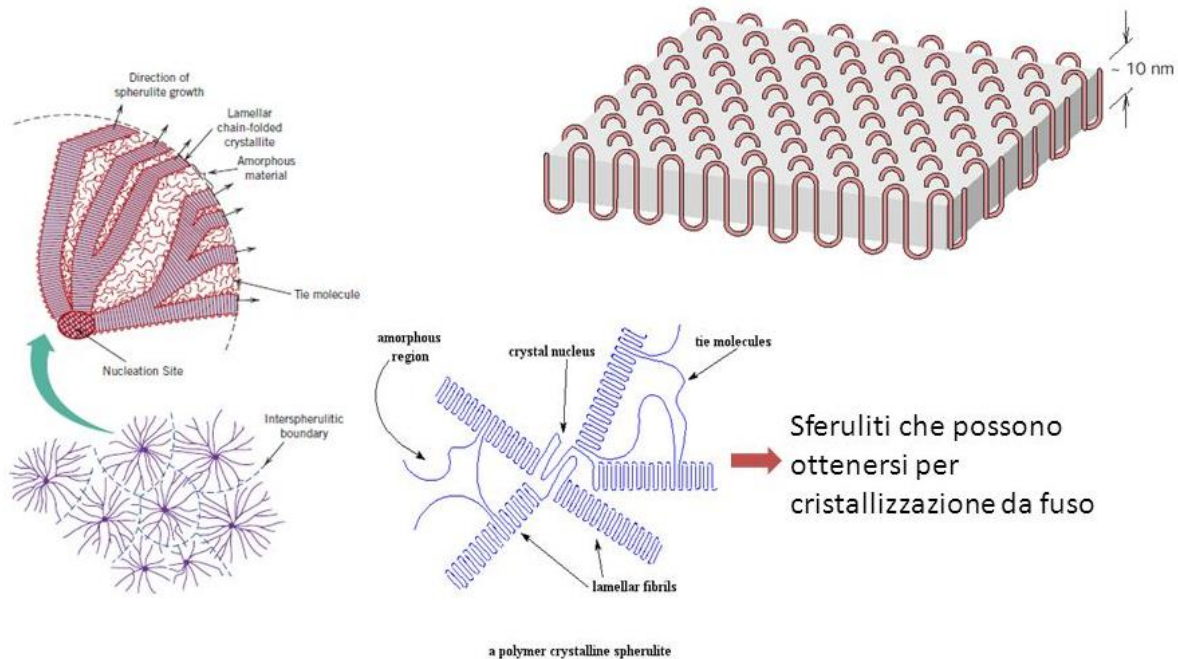


Figura 2 - Cristallinità nei polimeri: sferulite

La cristallinità permette di dare duttilità al polimero mentre la parte amorfa permette di dare tenacità. Generalmente sono in grado di gestire il grado di cristallinità (che al massimo può arrivare al 95%) con la velocità di raffreddamento. Più veloce raffreddamento più il polimero avrà una struttura amorfa.

2.2.2. Polimeri termoplastici – Proprietà meccaniche

Nei polimeri amorfi quando sono sottoposti a carico meccanico esterno (prova di trazione) si ha il fenomeno dello stiro meccanico. A piccole deformazioni si sta lavorando ancora in campo elastico; le macromolecole aggrovigliate tra di loro (entanglements) non scorrono ma si stanno allungando e deformando leggermente i legami molecolari. Quando però supero lo snervamento è presente anche lo scorrimento relativo tra catene polimeriche allora si ha una deformazione plastica permanente. Le molecole scorrono e si allineano alla direzione di trazione. la zona di strizione si estende da una piccola porzione a tutto il polimero. Questo porta ad avere grandi deformazioni. Una volta raggiunto l'allungamento massimo le molecole sono per la maggior parte allineate e perciò restano solo i legami molecolari da sollecitare. La rottura arriva proprio quando si ha disfacimento dei legami molecolari. Questo andamento lo hanno anche i polimeri cristallini dove però, in più rispetto agli amorfi, si hanno gli sferuliti che devono scomporsi in lamelle orientate verso

la direzione di trazione. I polimeri cristallini presentano questo comportamento a temperature superiori a T_g .

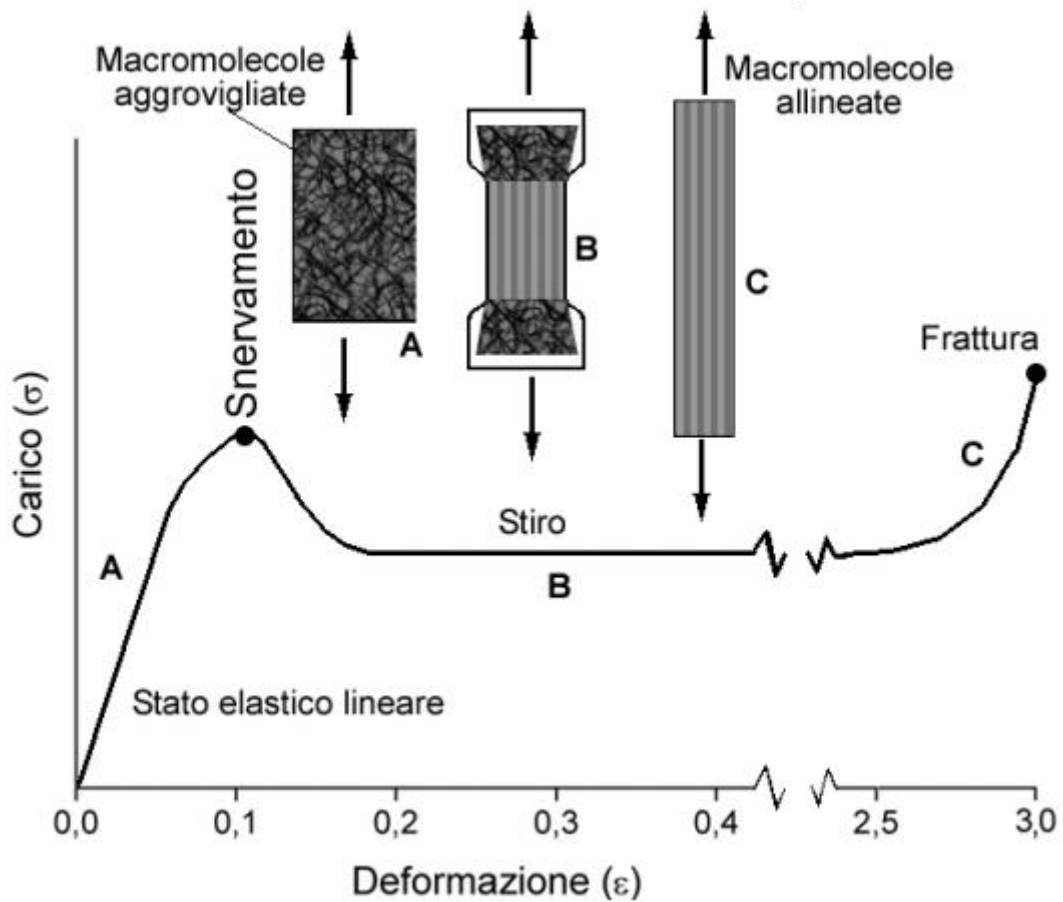


Figura 3 - Curva prova trazione polimero amorfo (fenomeno dello stiro)

In Figura 3 si vede il tipico comportamento appena descritto. La maggior parte dei polimeri termoplastici amorfi a temperatura ambiente presenta questo andamento tipico. Importante è definire la temperatura di transizione vetrosa del polimero, cioè quella temperatura al di sotto della quale il polimero si comporta come solido vetroso. Si può considerare la T_g come uno spartiacque nella caratterizzazione meccanica del provino. Si può notare dalla figura 4 che il modulo diminuisce drasticamente per temperature prossime o la di sopra della T_g . Infatti la mobilità atomica delle catene polimeriche aumenta a tal punto da permettere la rotazione e spostamento relativo di queste. In queste condizioni aumenta la resistenza all'impatto intesa come energia assorbita.

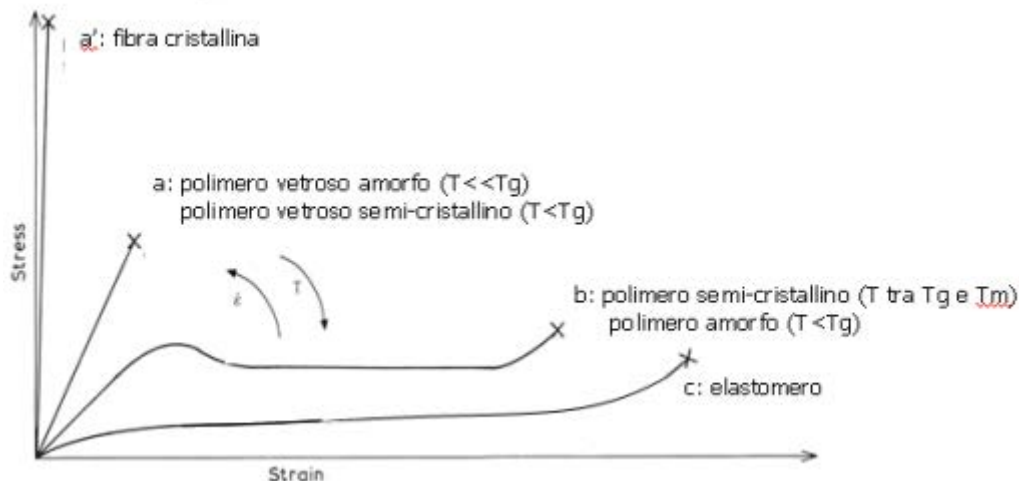


Figura 4 - Variare del comportamento meccanico al variare della temperatura T_g

All'abbassarsi della temperatura, lavorando al di sotto della T_g si ha un comportamento prossimo alla curva a e a'. Il materiale abbassa la mobilità delle catene polimeriche e tende a comportarsi come un solido vetroso, cioè molto rigido e fragile. Il modulo aumenta molto.

Di conseguenza possiamo dire che i polimeri termoplastici che siano amorfi o semicristallini hanno un comportamento visco elastico non trascurabile al variare della temperatura.

Si può dire che comunque la cristallinità permette di far lavorare il polimero a temperature più alte rispetto ad un altro totalmente amorfo.

2.2.3. Polimeri termoplastici – Creep e rilassamento

Questa viscoelasticità è rilevante anche dal punto di vista della velocità dell'applicazione del carico ma soprattutto a come tensioni e deformazioni si modificano nel tempo. Si hanno generalmente due comportamenti principali: Creep e rilassamento.

Creep consiste nell'andare ad applicare un carico che si traduce in una tensione costante sul componente. Questo dapprima subisce una deformazione elastica istantanea, poi tenderà ad aumentare la sua deformazione nel tempo secondo una legge viscoelastica.

Alla rimozione del carico si ha un recupero viscoelastico delle deformazioni.

Rilassamento avviene a fronte di una deformazione meccanica costante nel tempo. Essa si traduce subito in una tensione che poi, mano a mano tende a diminuire secondo una legge viscoelastica (Figura 5).

Anche questi andamenti sono influenzati dalla temperatura.

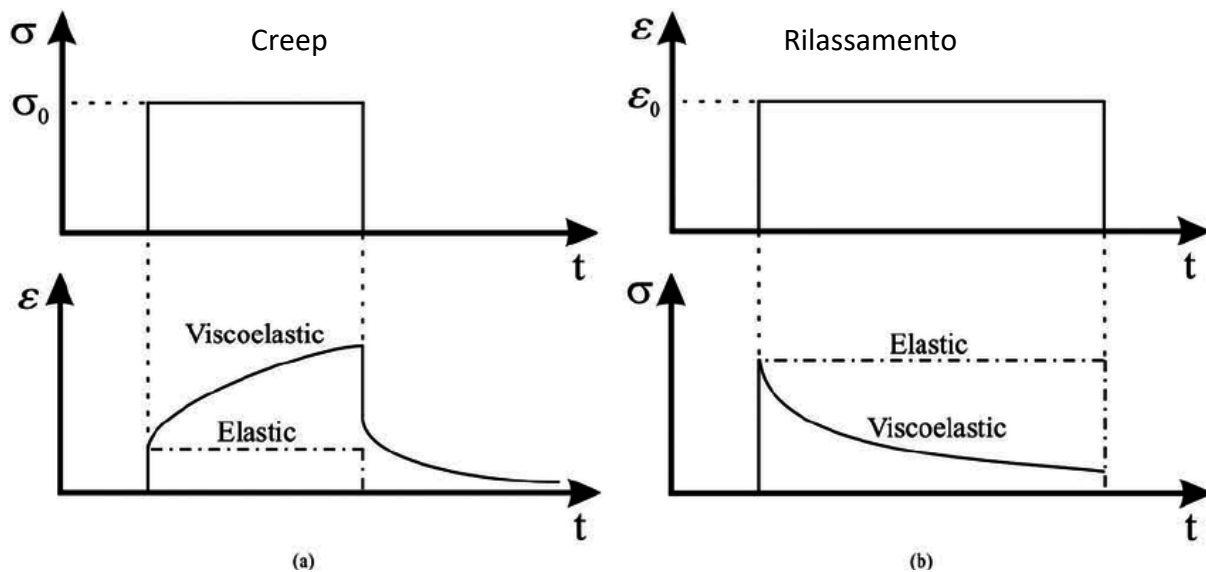


Figura 5 - Rappresentazione comportamento creep (a) e rilassamento (b)

2.2.4. Polimeri termoplastici – Caratteristiche generali poliammidi

Il materiale della matrice che si prende in esame per l'analisi del composito è il nylon 6 o 66. Chimicamente i nylon appartengono alla famiglia delle poliammidi. Dal punto di vista delle performance meccaniche sono molto simili anche se il nylon 66 presenta un grado di cristallinità maggiore e perciò un miglioramento della stabilità dimensionale, rigidità e resistenza oltre che all'assorbimento d'umidità. Il costo è leggermente più elevato rispetto al nylon 6. Come caratteristiche meccaniche abbiamo un ordine di grandezza pari a quello riportato in tabella:

Proprietà	Unità di misura	Norma di rif.	Valore (DAM/COND)
Densità	g/cm ³	DIN 55479	1,13
Assorbimento umidità	mm%	DIN 53714	3
Carico di rottura	MPa	DIN 53455	80/50
All. a rottura	%	DIN 53455	50-100/200
Modulo elastico	MPa	DIN 53452	3000/1500
Coeff d'attrito		ISO/DTR 7147	0,38
Punto di fusione	°C	DIN 53736	220
Temp. Di utilizzo	°C	DIN 53752	-40/ +100

Tabella 1- proprietà meccaniche generali nylon

Generalmente presentano anche buona resistenza chimica a composti organici e inorganici ma scarsa agli acidi e all'umidità. È un materiale molto economico e facile da stampare, estrarre e lavorare alle macchine utensili. Ha un'ottima resistenza specifica e buone caratteristiche di resistenza allo scorrimento e usura. Se usate con carica di fibra vetro offrono ottime proprietà di resistenza e rigidità presentando un comportamento più fragile e una migliore stabilità termica che ne permette l'uso sino a vicino alla temperatura di fusione e sicuramente oltre la temperatura di transizione vetrosa.

2.3. Fibra: Materiali e proprietà

Il rinforzo consiste in una fase dispersa all'interno della matrice che, generalmente, ha il compito di assicurare rigidità e resistenza meccanica assumendo la maggior parte del carico meccanico.

I rinforzi sono di verso tipo:

- Particellari: particelle generalmente assimilabili come delle sfere di piccole dimensioni (micrometriche o nanometriche) finemente disperse e distribuite all'interno del materiale.
- Fibre: che possono essere continue o discontinue, generalmente caratterizzate da un aspect ratio (l/d della fibra), che possono essere orientate in direzioni particolari o casuali a seconda del processo di creazione del materiale.
- Strutturali: ovvero materiali altamente ingegnerizzati come laminati o pannelli sandwich.

In questo lavoro di tesi ci si concentra sui compositi a fibra corta. Le fibre possono essere di vetro, di carbonio, aramidiche (kevlar) o ceramiche. Le fibre di vetro sono le più usate in campo industriale per la loro economicità. Le fibre in carbonio hanno performance meccaniche migliori ma sono molto costose.

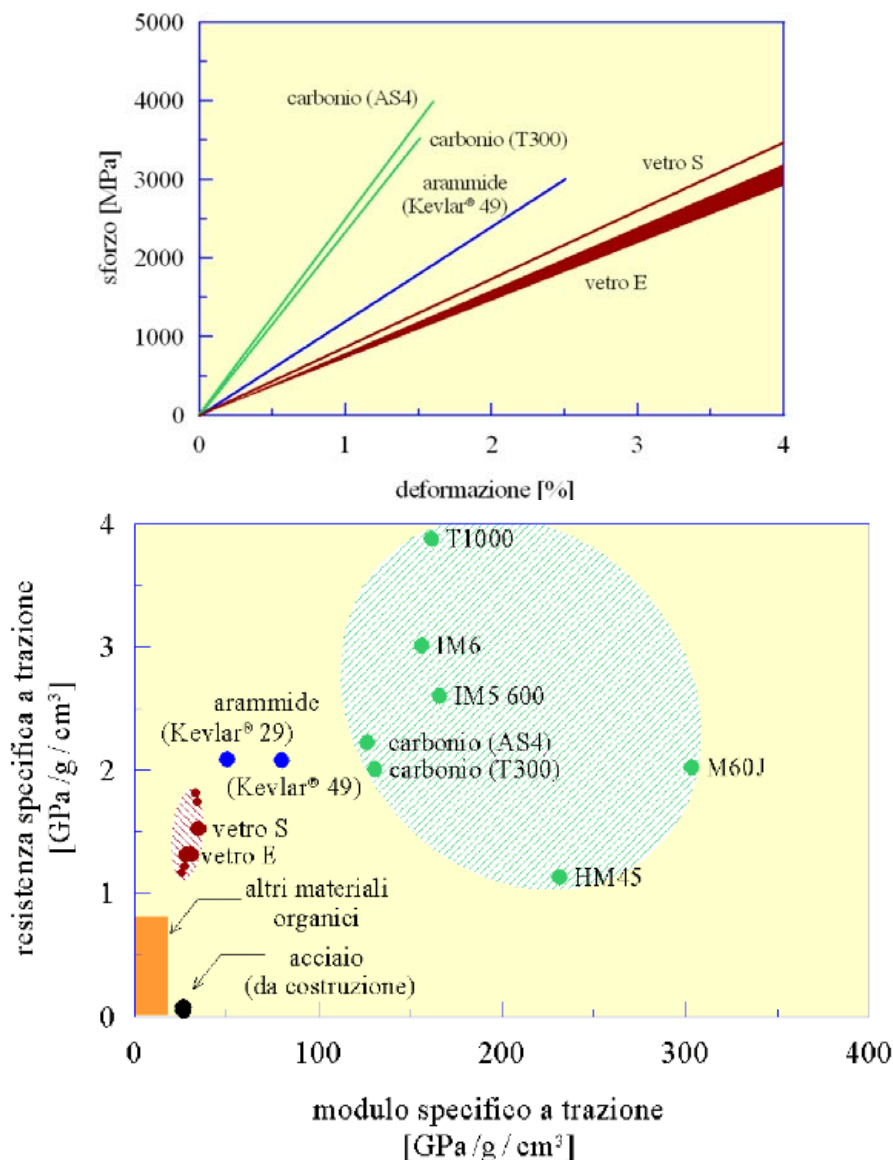


Figura 6-Proprietà meccaniche fibre usate come rinforzo e altri materiali

Al variare di temperatura e condizioni ambientali si considerano le proprietà delle fibre pressoché costanti. Le proprietà evidenziate in figura 6 sono da considerarsi ideali.

Di seguito si riporta una tabella riassuntiva delle proprietà generali delle fibre più utilizzate e altri materiali di confronto.

Fibre materials	Specific density (g/cm ³)	Fibre diameter (μm)	Young's modulus (GPa)	Tensile strength (GPa)
Carbon (PAN HM)	1.80	7–10	400	2.0–2.8
Carbon (PAN HT)	1.7	7–10	200	3.0–3.5
Carbon (PAN A)	1.9	7–10	220	3.2
Carbon (mesophase)	2.02	7–10	380	2.0–2.4
Boron	2.6	130	400	3.4
SiC (whisker)	3.2	1–50	480	up to 7.0
E-glass	2.50–2.54	10–14	70–72.4	1.5–3.5
S-glass	2.48–2.60	10–14	85.5–90	4.6
Kevlar-29	1.44	12	60	2.8
Kevlar-49	1.45	12	130	2.8–3.6
Polyethylene	0.97	12	117	2.6
High carbon steel	7.8	250	210	2.8

Tabella 2 - proprietà fibre [1]

2.4. Interfaccia tra fibra e matrice

Come assunto fino ad ora, il materiale composito dipende fortemente dalla capacità tra fibra e matrice di interagire tra di loro. Questa proprietà è fortemente dipendente dall'interfaccia. Durante il processo di formazione della fibra questa è ricoperta da una miscela di differenti sostanze chimiche e di acqua chiamata sizing. La funzione principale è quella di favorire l'adesione tra fibra e matrice. Il carico è infatti trasferito tramite gli sforzi di taglio all'interfaccia. Essa è da pensare come un cilindro con un suo spessore e con delle proprietà differenti da fibra e matrice. È di conseguenza una fase a sé stante da considerare, soprattutto per valutare la resistenza meccanica del composito come metodi appartenenti alla micromeccanica. La caratterizzazione di questa e definire le proprietà al variare dello spessore e composizione chimica è ancora un argomento aperto nel mondo scientifico.

2.4.1. Lunghezza critica di fibra

Come citato sopra l'interfaccia ha il compito di trasferire gli sforzi di taglio, tuttavia c'è un limite a questo. Il limite è proprio la resistenza della fibra. Si definisce perciò un parametro detto "Lunghezza critica di fibra LC" come la lunghezza alla quale una fibra, sottoposta a trazione tramite il taglio interfacciale, arriva a rottura.

$$l_c = \frac{d_f \cdot \sigma_f^U}{2 \cdot \tau} \quad (1)$$

Si definisce infatti una fibra discontinua corta o lunga a seconda di questo parametro. Se la sua lunghezza post processo è maggiore della L_c allora è detta fibra lunga e viceversa.

La resistenza interfacciale della fibra è di circa 20-50 MPa [2], [3] più precisamente ci si aggira attorno ai 25 MPa [2] per un sizing commerciale. Dipende molto da la composizione e dal tipo di sizing. Di conseguenza a seconda della lunghezza della fibra si hanno i seguenti effetti:

- **$L < L_c$** si ha che lo sforzo agente sulla fibra non arriva mai al carico di rottura perciò alla rottura si avrà una presenza maggiore di pull out e rottura della matrice.

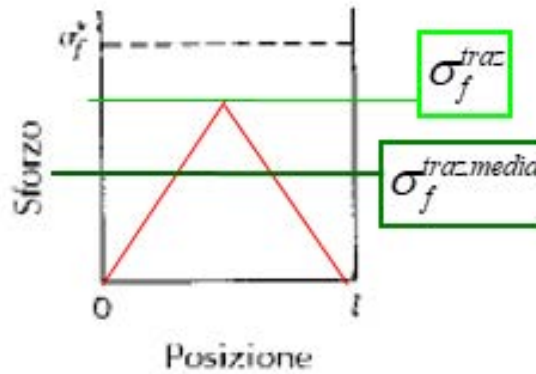


Figura 7 - Grafico sforzo all'interno di una fibra ($l < l_c$)

- **$L = L_c$** lo sforzo trasferito alla fibra raggiunge il carico di rottura al centro della fibra portandola a rottura.

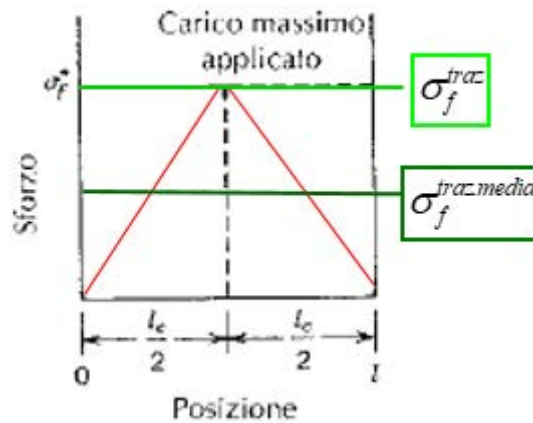


Figura 8 - Sforzo a lunghezza critica della fibra ($l = l_c$)

- **$L > L_c$** lo sforzo massimo dal centro tende a distribuirsi lungo tutta la fibra.

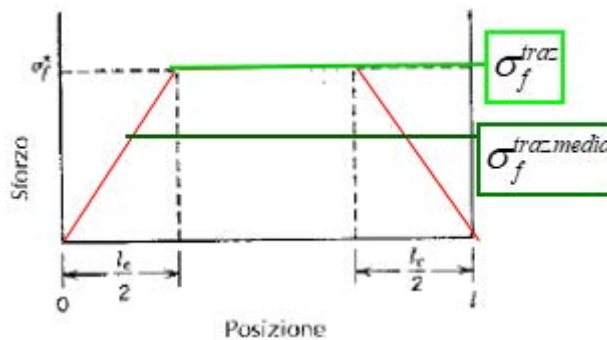


Figura 9 - Sforzo a lunghezza superiore di L_c ($l > l_c$)

2.5. Injection Moulding – Stampaggio a iniezione

Lo stampaggio a iniezione è un processo per il quale un materiale polimerico viene fuso e iniettato ad alta pressione all'interno di una cavità stampo. Una volta raffreddata la carica iniettata si apre lo stampo e si estrae il pezzo. Il macchinario che permette di fare questo è detto pressa ad iniezione formato dal gruppo di iniezione e dal gruppo di chiusura. In figura 10 uno schema di una pressa ad iniezione ed i suoi componenti.

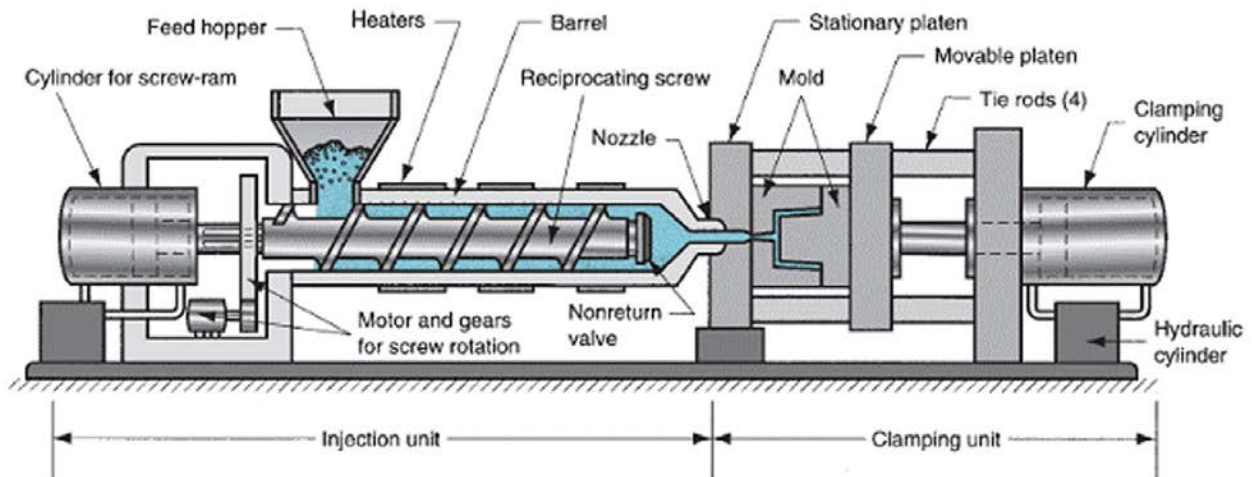


Figura 10 - macchina per lo stampaggio ad iniezione (<https://www.xcentricmold.com/about-injection-molding/>)

Il processo prevede di partire da un polimero in granuli o pellet. Tramite la tramoggia viene caricato all'interno della vite. La vite ha il compito di far avanzare il pellet e di spingerlo poi all'interno dello stampo. La vite è detta pistonante perché oltre a girare può anche traslare e, grazie alla valvola di non ritorno posta sulla sua testa, premere il materiale fuso all'interno dello stampo. Il polimero viene portato alla temperatura di fusione grazie al sistema di riscaldamento a resistenze posto attorno al cilindro della vite e all'attrito che si genera tra il pellet stesso. Generalmente il diametro della vite è variabile con un diametro maggiore alla fine della vite per permettere un ulteriore aumento della pressione e aumentare ulteriormente il processo di fusione. I movimenti sono gestiti da un motore elettrico e da un cilindro oleodinamico. La parte di chiusura, formata sostanzialmente da una pressa e uno stampo ha il compito di contrastare la forza dell'iniezione e permettere lo stampaggio del componente. Il materiale passa attraverso un sistema di iniezione e viene iniettato all'interno dello stampo, formato da una parte fissa e una mobile. Dopo l'iniezione e il raffreddamento del pezzo si apre lo stampo e tramite i movimenti della parte mobile dello stampo e goli estrattori si estrae il componente. I pezzi uscenti dal processo sono generalmente pronti da montare e usare e non necessitano di ulteriori lavorazioni.

I parametri più importanti di tutto il processo sono la pressione di iniezione, la temperatura del polimero, la temperatura degli stampi la velocità e il tempo di iniezione.

Il processo nasce con lo scopo di produrre, a fronte di un alto costo di investimento, quantità di pezzi anno elevate mantenendo il costo del componente molto basso.

2.5.1. Considerazioni caratteristiche polimero iniettato

Durante il processo di iniezione si ha che il pellet viene riscaldato e fuso grazie all'attrito interno. Il processo di conseguenza porta a grandi sforzi di taglio e interazioni come urti e contatti tra fibra-fibra e fibra estrusore. Inoltre il processo fa sì che le temperature raggiunte siano superiori ai 200°C almeno per quanto riguarda la poliammide.

Di conseguenza si ha che quest'ultime si rompono e spezzano. Perciò dato che le fibre erano state trattate con il sizing, nelle zone rotte non si ha il sizing e di conseguenza una volta che il polimero è raffreddato e sollecitato ai capi delle fibre ho una resistenza minore perché non c'è adesione con la matrice o è scarsa. Il materiale parte intrinsecamente con delle cricche di fatto [4].

Inoltre le stesse fibre subiscono una ricottura a temperature attorno o maggiori dei 200°C e perciò abbassano leggermente il loro valore di modulo elastico.

Andando a scontrarsi ripetutamente le fibre possono oltre che a rompersi anche danneggiarsi portano poi all'interno del componente dell'ulteriore danno che mi consente di arrivare a rottura della fibra a carichi minori [4].

L'ultima considerazione importante da fare è che la lunghezza iniziale di fibra non è mantenuta nel componente finale per i ragionamenti esposti sopra. Maggiore è la percentuale iniziale di fibra maggiore, maggiore è la distribuzione di lunghezze a fine processo con una lunghezza media minore. Ulteriori approfondimenti su questo aspetto saranno trattati nei capitoli successivi.

3. Microstruttura e parametri che la influenzano

3.1. Microstruttura di un SFRCs

La microstruttura di un SFRCs è fondamentale per individuarne con precisione le proprietà meccaniche e ottenere un criterio di progettazione corretta. Tuttavia i parametri influenzanti la struttura del composito sono molti e difficili da gestire.

In dettaglio si analizza la microstruttura di Poliammidi (Nylon 6 e 66) caricate con fibre di vetro dove il componente finale è ottenuto per stampaggio ad iniezione. Ci sono tre principali fattori che la caratterizzano: orientamento delle fibre (FO), frazione volumetrica delle fibre (FVF) e aspect ratio delle fibre dopo iniezione. Tutti questi parametri variano da punto a punto all'interno del componente finale dando proprietà meccaniche diverse a seconda di come si correlano tra di loro rendendo di fatto la microstruttura molto complessa nella realtà.

3.2. Orientamento delle fibre

A differenza dei materiali compositi a fibra lunga, dove generalmente è possibile controllare a priori la disposizione e l'orientazione delle fibre, l'orientazione della fibra corta nel materiale iniettato dipende da molti parametri: in primis la temperatura dello stampo, le pressioni e velocità di iniezione. Altra caratteristica molto importante è la complessità geometrica delle cavità stampo e la posizione dei punti di iniezione oltre che gli spessori in gioco. Infine le proprietà delle fibre: la loro lunghezza e la loro quantità.

Ovviamente che le fibre siano longitudinali alla direzione del carico o trasversali influenza molto il modulo elastico e la resistenza a trazione.

Da molti provini testati in letteratura ottenuti per iniezione e poi analizzati o per tomografia o per analisi al microscopio ottico, si nota che la disposizione delle fibre lungo lo spessore del provino segue uno schema a strati: si ha una struttura dove, vicino alle pareti dello stampo le fibre sono orientate lungo la direzione di iniezione, mentre internamente si ha una orientazione prevalentemente trasversale [5]. Questa struttura è definita "struttura shell-core" dove appunto il guscio esterno è rappresentato dallo strato esterno longitudinale, mentre il cuore dallo strato interno trasversale. Questo si traduce in una anisotropia lungo lo spessore

Inoltre, come si nota in figura 11, si ha una percentuale di shell e core variabile a seconda dello spessore del provino. A spessori bassi (1 mm) si ha la prevalenza delle fibre orientata lungo la direzione di iniezione. Mano a mano che lo spessore aumenta la percentuale di core aumenta mentre resta pressoché costante la percentuale delle fibre longitudinale.

La conseguenza è che l'anisotropia, già presente lungo lo spessore, varia a variare di questo. Infatti i provini con spessore 1mm hanno un grado di anisotropia maggiore rispetto a quelli di spessore 3mm. [5]

Le zone di transizione tra shell e core sono caratterizzate da una orientazione casuale

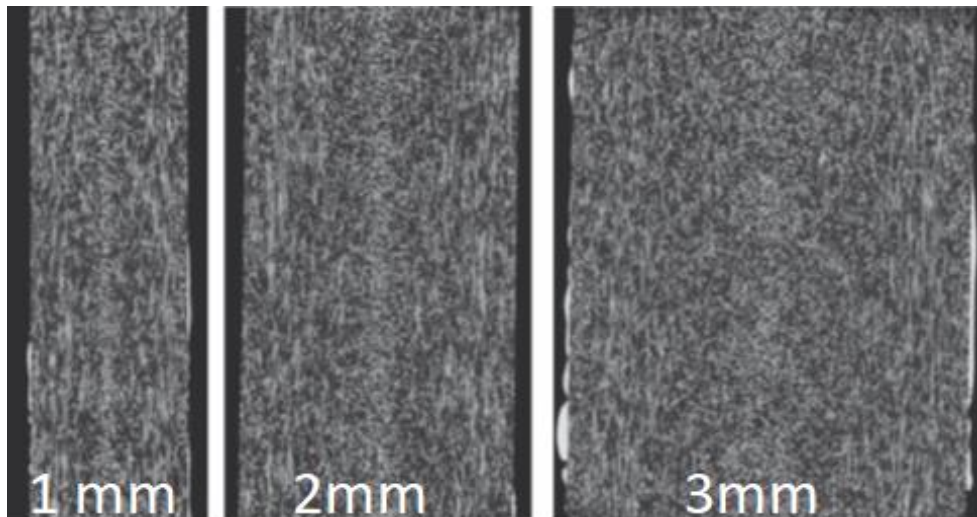


Figura 11 - Sezione longitudinale provini iniettati di spessore differente , struttura shell core [5]

La causa di questa conformazione è da ritenersi imputabile a un effetto chiamato “fountain flow effect” [6].

Il polimero fuso è un fluido ad alta viscosità accentuata dalla presenza di fibre. Durante il processo di iniezione il polimero che incontra lo stampo più freddo si solidifica prima rispetto al polimero centrale. Il fluido si muove dalla parte centrale a quella esterna con un andamento rappresentato in figura 12.

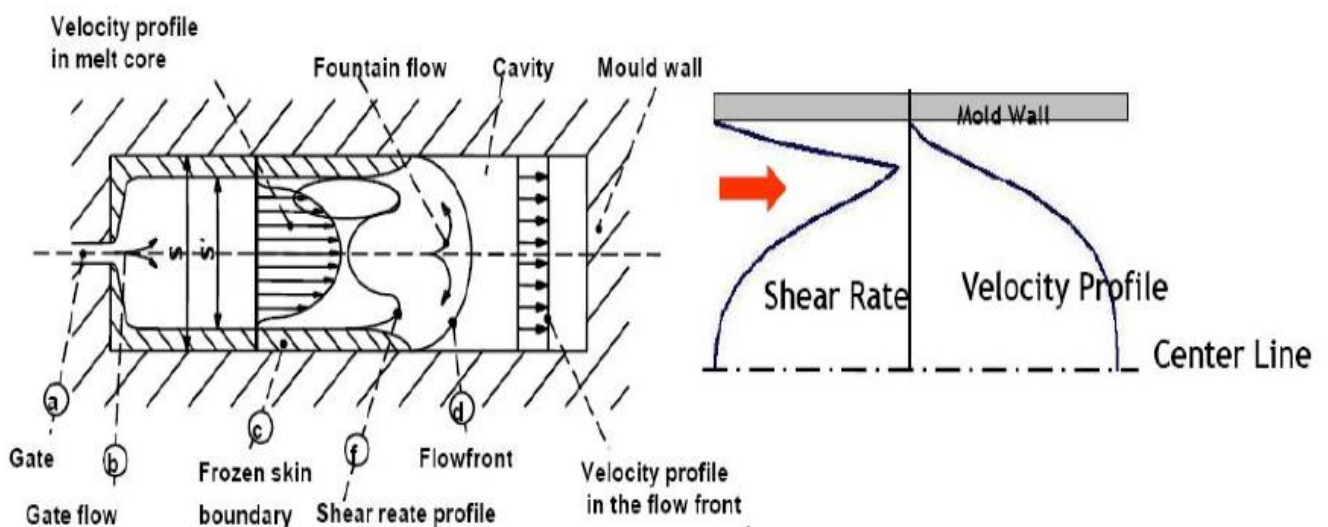


Figura 12 - Fountain flow effect- riempimento di una cavità stampo [6]

Di conseguenza gli sforzi di taglio, che si generano dalla variazione di viscosità tra centro e perimetro, tendono a far ruotare le fibre a disporle nelle direzioni descritte precedentemente. Da evidenziare che circa un 5% della zona shell, più precisamente la zona a contatto con le pareti dello stampo, è caratterizzata da un orientamento random delle fibre dato che è la prima parte che va a solidificare. Al variare della percentuale di materiale con conformazione shell e conformazione core variano le proprietà meccaniche nelle tre direzioni. Di conseguenza si possono avere moduli diversi e valori di resistenza diversi a seconda della direzione di carico del componente finale. La distribuzione delle lunghezze sperimentalmente può essere misurata in base alla traccia lasciata da un cilindro su una sezione di un provino. [1]

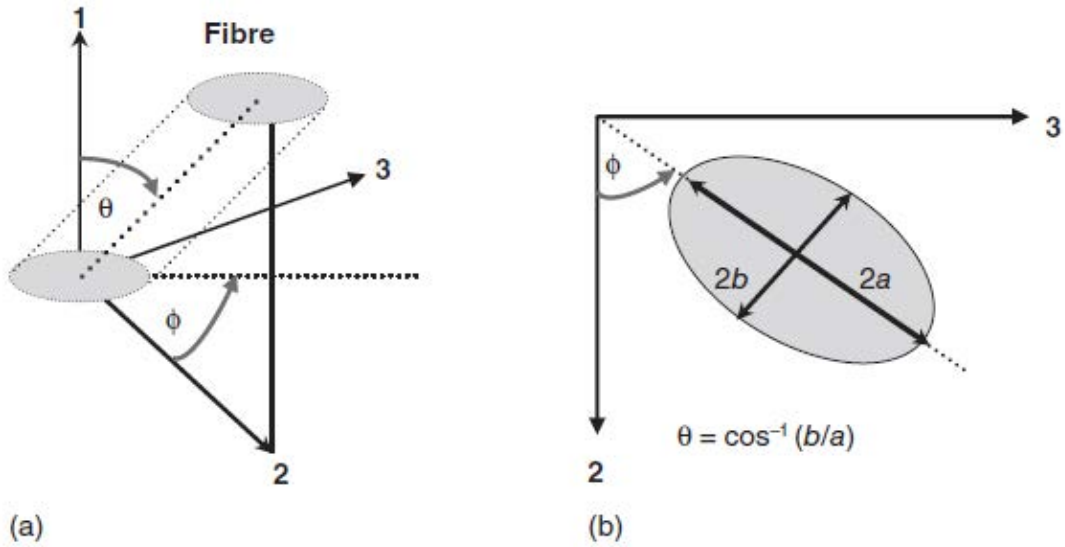


Figura 13 - Misurazione angolo di orientazione delle fibre [1]

Si può inoltre definire una FOD cioè una funzione di distribuzione delle lunghezze. Utilizzando una funzione esponenziale a due parametri (Eq2, [1]) si può descrivere la distribuzione:

$$g(\theta) = \frac{\sin\theta^{2p-1} \cos\theta^{2q-1}}{\int_{\theta_{min}}^{\theta_{max}} \sin\theta^{2p-1} \cos\theta^{2q-1} d\theta} \quad 0 \leq \theta_{min} \leq \theta \leq \theta_{max} \leq \pi/2 \quad (2)$$

Dove p e q sono fattori di forma. L'angolo θ è determinato secondo il sistema di riferimento rappresentato in figura 14

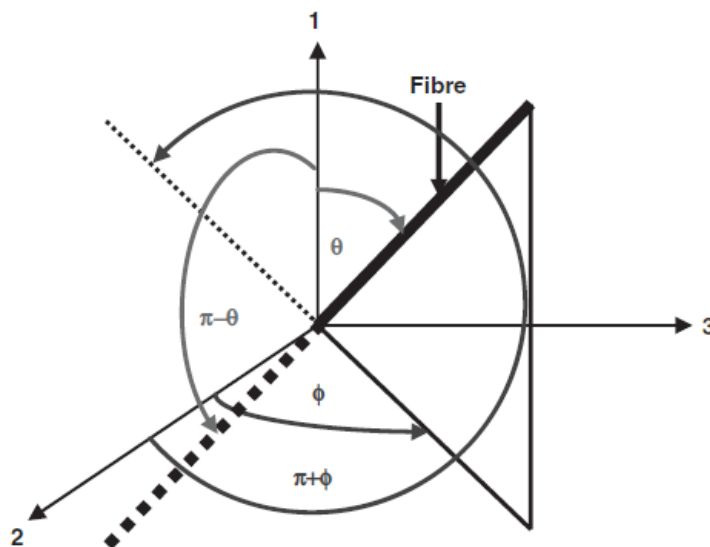


Figura 14 - Definizione dell'angolo di orientazione della fibra [1]

Al variare dei fattori di forma si ha una variazione della distribuzione.

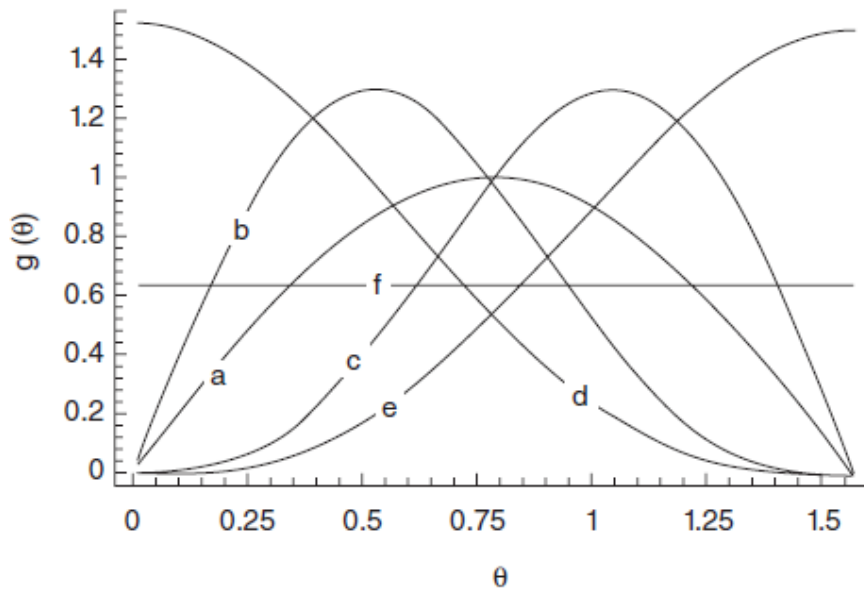


Figura 15 - FOD al variare di p e q: a) p=q=1, b)p=1 q=2,c) p=2 q=1, d) p=1/2 Q=2 e) q=1/2 p=1/2 [1]

Quando p e q =1/2 allora le fibre sono orientate in maniera casuale, mentre quando p =1/2 e q è un numero molto grande si ha che le fibre sono preferibilmente orientate lungo una direzione. Considerando anche la probabilità di densità di distribuzione espressa nella formula 3

$$g(\theta) = \frac{|\sin\theta|^{2p-1} |\cos\theta|^{2q-1}}{\int_{\theta_{min}}^{\theta_{max}} |\sin\theta|^{2p-1} |\cos\theta|^{2q-1} d\theta} \quad 0 \leq \theta_{min} \leq \theta \leq \theta_{max} \leq \pi/2 \quad (3)$$

e alle condizioni che le estremità delle fibre siano indistinguibili (quindi funzione periodica di θ e θ) e che ogni fibra abbia un integrale lungo tutte le direzioni possibili o spaziale uguale a 1, si ottiene la funzione di distribuzione (4)

$$g(\theta) = \frac{\lambda e^{-\lambda\theta}}{1 - e^{-\frac{\pi}{2}\lambda}} \quad (4)$$

Dove se λ è grande significa avere un orientamento preferenziale dove almeno il 90% delle fibre ha un angolo compreso entro il 10%. Mano a mano che λ diminuisce ho una distribuzione molto più randomica delle fibre.

3.3. Aspect ratio delle fibre

L'aspect ratio delle fibre rappresenta il rapporto tra la lunghezza di fibra e il diametro. Come già accennato in precedenza, durante il processo di iniezione, nella fase di fusione del polimero e nella fase di iniezione, le fibre sono sottoposte a molti sforzi e interazioni tra di loro e tra le componenti dello sistema a iniezione. Le fibre si rompono accorciando di fatto la loro lunghezza e abbassando l'aspect ratio. Questo porta ad avere delle fibre che hanno una possibilità di carico minore rispetto alle fibre di partenza e ad una distribuzione di lunghezze variabile. Di conseguenza andare considerare una sola lunghezza di fibra nella fase di calcolo porta a sovrastimare le proprietà meccaniche, sia del modulo ma soprattutto del carico di rottura.

La rottura della fibra porta ad avere anche delle zone senza trattamento superficiale di sizing che hanno come conseguenza il creare delle cricche, data la mancata adesione o la debole adesione, ai bordi della fibra che si è accorciata. Questo ha un'influenza importante sull'evolversi del danneggiamento del composito.

L'andamento della distribuzione delle lunghezze ha un andamento come quello mostrato in figura 16 [2]

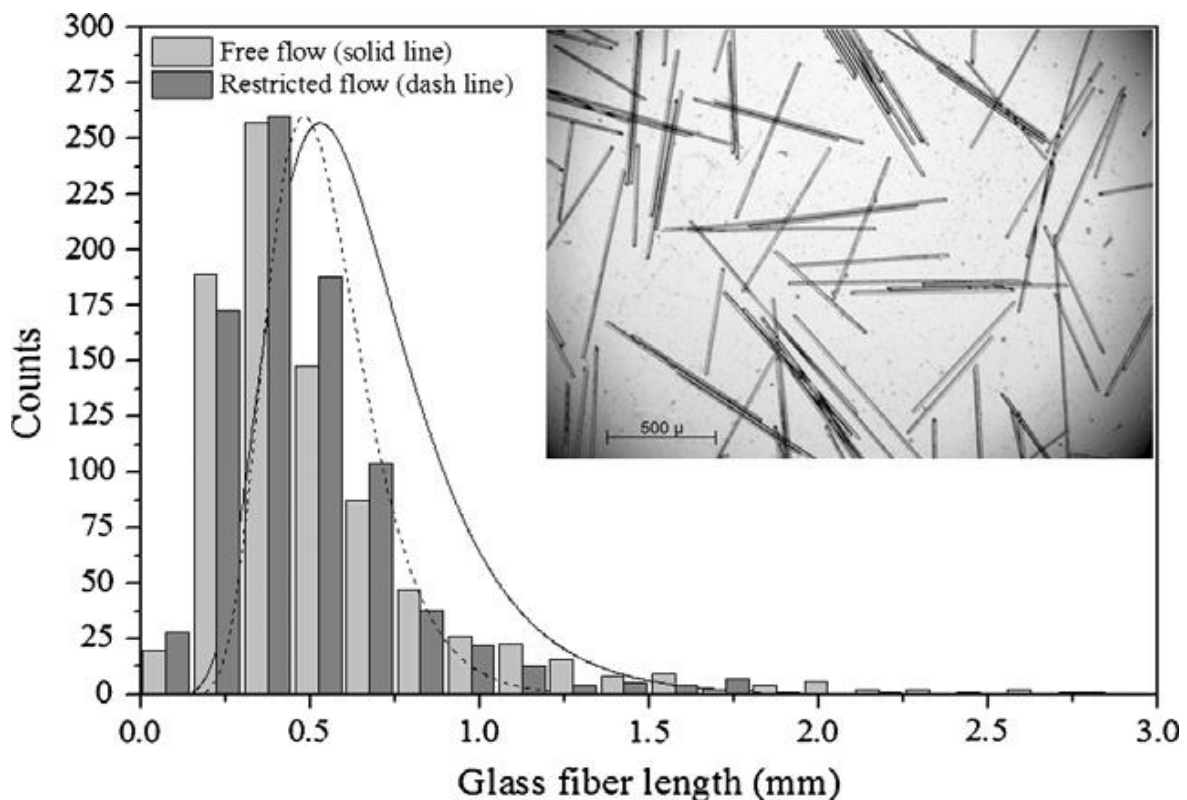


Figura 16 - Funzione di distribuzione delle lunghezze al variare del diametro di una restrizione. [2]

La misurazione della distribuzione di lunghezze è eseguita tramite misurazioni al microscopio ottico e analisi di immagine. Al variare della geometria si ha che le fibre, costrette in sezioni più ristrette e complesse tendono ad avere un allineamento migliore ma una lunghezza più bassa rispetto al flusso libero; si hanno più scontri che creano più fibre rotte. Si può concludere che la complessità geometrica e la variazione di sezione aumenti il grado di rottura delle fibre e contribuisca ad allargare la distribuzione di lunghezze.

Nei materiali compositi con una percentuale di fibra maggiore si sono riscontrate lunghezze residue, post iniezione, mediamente più basse rispetto allo stesso materiale ma con meno percentuale di fibra al suo interno [7], [8]. Inoltre la distribuzione di lunghezza tende ad essere più ampia. Questo è conseguenza di avere un maggior numero di fibre e perciò un maggior numero di interazioni che portano a rotture frequenti e distribuite. Questo tipo di comportamento anche da altri [7] sempre su compositi a base di fibra di vetro e nylon.

Si può concludere che al variare della complessità geometrica dello stampo e della percentuale di fibre usata si ha una variabilità nella lunghezza residua post iniezione: aumentando la percentuale di fibra e aumentando la complessità geometrica, intuibile a seconda di quanto complesso e tortuoso è il percorso che deve fare il polimero, diminuisce la lunghezza media e aumenta la distribuzione di lunghezze. Queste poi andranno ad influenzare le proprietà meccaniche del componente finale.

3.4. Frazione volumetrica delle fibre

La frazione volumetrica delle fibre è presente come un fattore che gioca anch'esso un ruolo nel determinare l'orientazione delle fibre e il loro aspect ratio. In commercio le frazioni volumetriche sono comprese dal 15 al 50% e oltre ad essere un fattore importante nella determinazione della microstruttura porta ovviamente ad avere proprietà meccaniche variabili in funzione della quantità. All'aumentare delle percentuali si ha un maggior allineamento delle fibre lungo la direzione di iniezione ma le fibre finali risultano più corte rispetto alla lunghezza di partenza [2] [1] [8].

Le proprietà meccaniche saranno discusse ampiamente in seguito.

4. Proprietà meccaniche dei SFRC

Si è già visto e discusso come la microstruttura cambi al variare della percentuale di fibre, dell'aspect ratio e dell'orientamento che queste assumono all'interno dello stampo. Data questa anisotropia più o meno marcata a seconda della geometria dello stampo si hanno proprietà meccaniche variabili.

Oltre che a fattori intrinseci del materiale, si hanno anche fattori esterni come la temperatura alla quale il composito lavora e la percentuale di umidità che assorbe dall'aria che abbassa irrimediabilmente le proprietà meccaniche.

4.1. Prova di trazione – carico di rottura e modulo elastico

4.1.1. Percentuale di fibra

Le proprietà di resistenza a trazione sono fortemente influenzate dalla percentuale di fibre. Andando a testare provini iniettati al variare della percentuale di fibra di vetro inserita si nota un infragilimento del composito e un aumento del carico di rottura [7] [1].

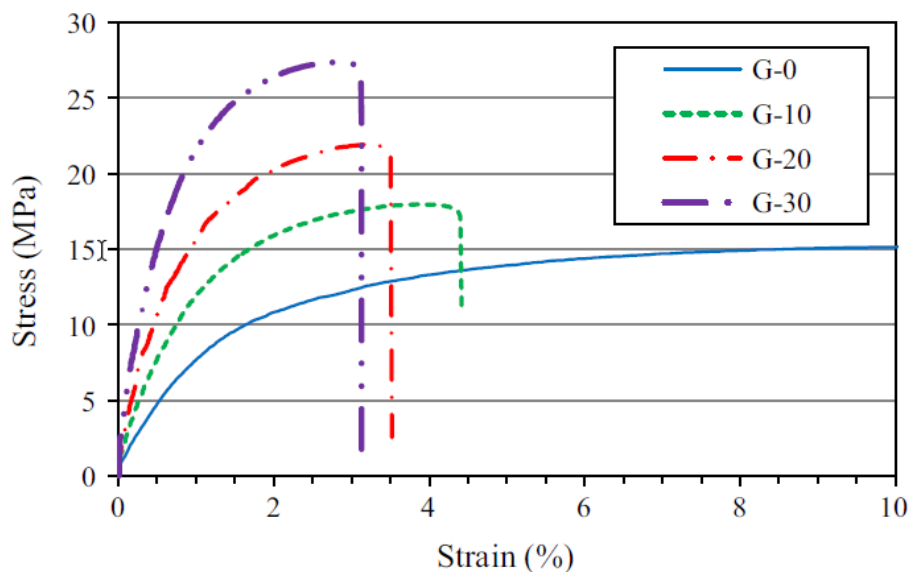


Figura 17 - Curve di trazione al variare della percentuale di fibra di vetro [7]

Le fibre circondate e collegate alla matrice tramite l'interfaccia aumentano la resistenza del materiale grazie agli sforzi interfacciali scambiati e di conseguenza innalzano la resistenza del materiale. All'aumentare della percentuale aumenta ovviamente la percentuale di elementi che possono sopportare carico. Le fibre, come già evidenziato precedentemente, sono saldamente collegate alla matrice tramite l'interfaccia che però avvolge solamente le superfici laterali della fibra, lasciando senza un saldo collegamento le estremità. Questa configurazione nasce dal fatto che le fibre si spezzano durante il processo di iniezione. Le estremità sono perciò punti di nucleazione del

danno che si comportano come delle cricche sottoposte a modo misto e, agli estremi, modo 1 o 2 a seconda che siano trasversali alla direzione di trazione o parallele.

La conseguenza di questo è che all'aumentare del carico di trazione le estremità della fibra si staccano dalla matrice andando a generare delle cricche che propagano. La propagazione dipende da molti fattori e si analizzerà in seguito. La propagazione di cricca porta a rottura fragile del materiale abbassando l'allungamento percentuale che la matrice è in grado di eseguire prima della rottura. La rottura è caratterizzata da pull out delle fibre.

Aumentando la percentuale di fibre aumento la percentuale di difetti intrinseci e di conseguenza il materiale si rompe fragilmente.

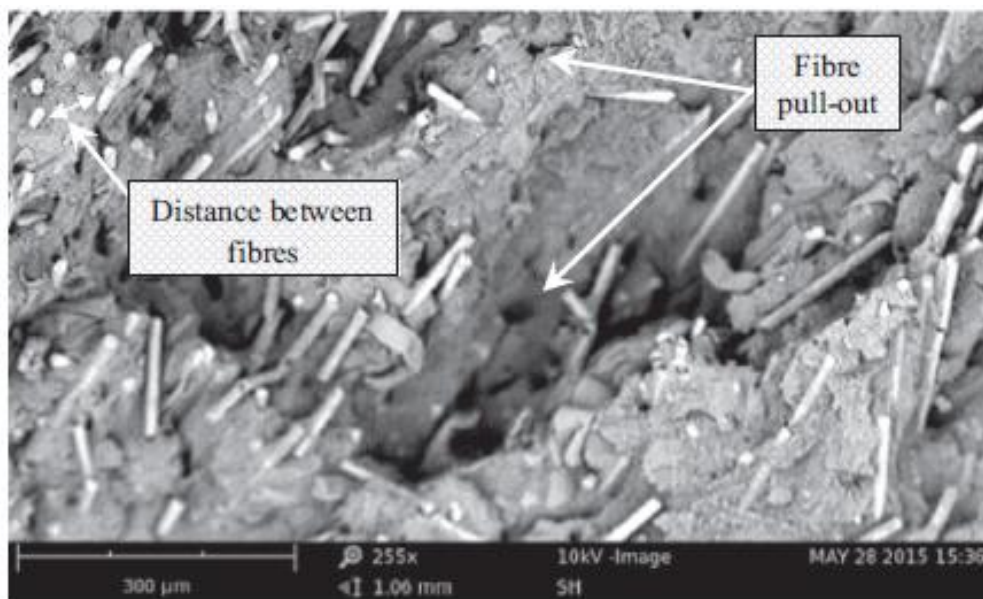


Figura 18 - Superficie di frattura provino 35% GF [7]

Per quanto riguarda il modulo elastico è chiaro dalla figura 17 che all'aumentare della percentuale di fibra di vetro inserita aumenta la rigidità complessiva del componente. Il modulo elastico è una proprietà solitamente misurata a bassi livelli di deformazione dove le fibre sono in grado, tramite l'interfaccia, di prendere il carico e la deformazione che, a livelli dello 0,2% è solamente elastica, e per cui il contributo che esse danno al sistema è totale senza incorrere in debonding, pull out o rottura. Si può dire che il beneficio che il modulo elastico ottiene dalla dispersione di fibre è massima e si ha un incremento che, in relazione al carico di rottura, è migliore. [7].

4.1.2. Orientazione delle fibre

L'orientazione delle fibre crea una anisotropia nella microstruttura che si traduce in una differenza nelle proprietà a seconda della direzione in cui si testa il provino. Per evidenziare questo effetto, nell'articolo [5] si è iniettata una piastra dalla qual si sono ricavati provini a differenti angolazioni per verificarne l'effettivo comportamento.

Come detto precedentemente si ha che il materiale presenta la struttura shell e core discussa in precedenza. Di conseguenza le pelli esterne hanno una prevalenza di fibre orientate lungo la direzione di iniezione. Andando a ricavare dei provini da una piastra iniettata che ha questo tipo di microstruttura si ottengono delle direzioni di fibra variabili a seconda dell'angolo con il quale si

ricava il provino. Se si testano i provini a trazione si ottiene il valore di resistenza a trazione del materiale come se lavorasse off axis.

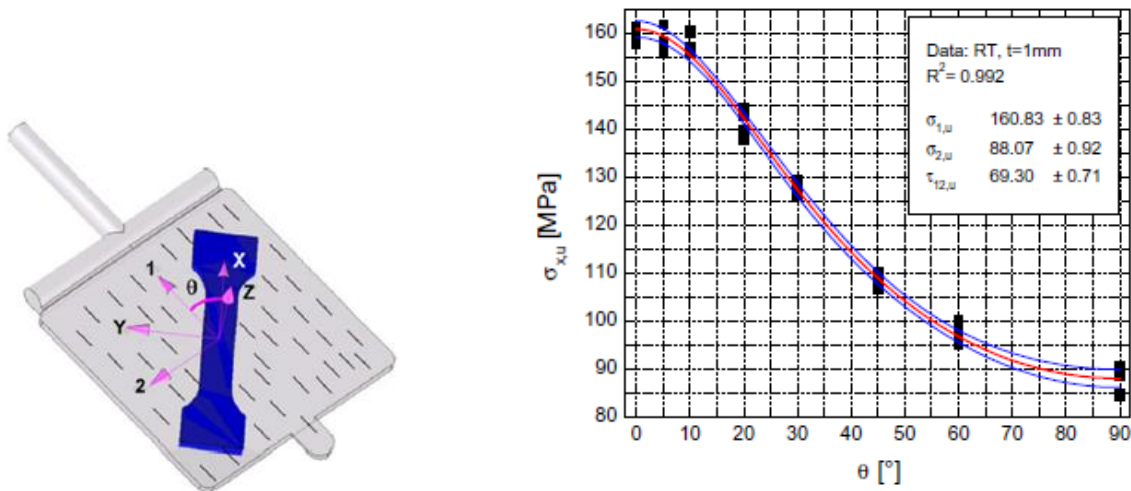


Figura 19 - estrazione dei provini da piastra iniettata a sinistra e valori ottenuti nella prova di trazione a destra [5]

Come si nota dal grafico il valore di carico di rottura cambia molto andando ad abbassarsi di quasi il 50% da 0 a 90°. Questo comportamento è tipico dei materiali compositi a fibra lunga. Di conseguenza carichi applicati in direzioni diverse, che sollecitano le fibre trasversalmente o longitudinalmente hanno impatti diversi nel comportamento del materiale e nella criticità della sollecitazione indotta.

Se si osserva il modulo elastico il comportamento off axis è lo stesso, si ha un calo nella proprietà del 50% a seconda che la sollecitazione sia longitudinale o trasversale. Il fatto è dovuto che le fibre off axis offrono un minor contributo in termini di rigidità e di conseguenza la presenza della struttura shell e della struttura core mi crea delle anisotropie nel comportamento che diventa molto simile a come si comporta un materiale ortotropo trasversalmente isotropo.

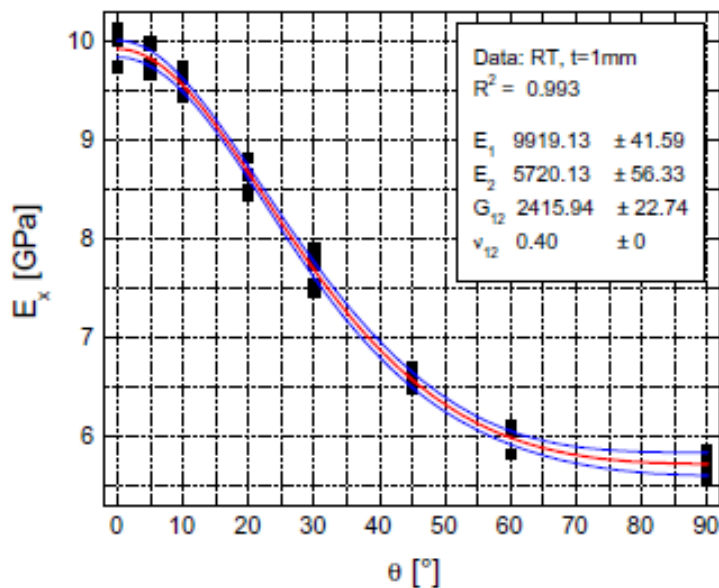


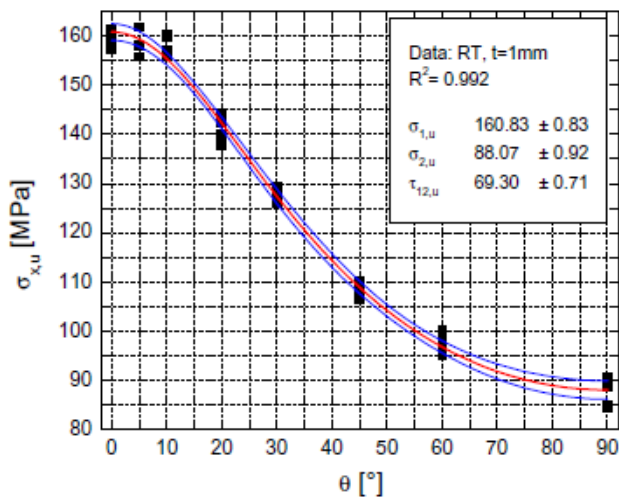
Figura 20 - andamento del modulo elastico al variare della angolazione delle fibre

4.1.3. Geometria del componente

Nella stessa pubblicazione [5] si è analizzato anche l'effetto della geometria, in particolare come varia la resistenza meccanica al variare dello spessore. Andando a testare provini ad angolazioni di fibra diverse e a spessori del materiale variabili, nel caso specifico 1,2,3 mm, si ha che il grado di anisotropia presentato dal materiale si abbassa omogeneizzando la risposta. Questo è dovuto al diverso bilanciamento della percentuale di struttura allineata shell e core. Infatti all'aumentare dello spessore aumenta la percentuale di core e della zona di transizione che mi permette di omogeneizzare le caratteristiche del materiale e della resistenza a trazione.

Di conseguenza nel trasportare il comportamento meccanico del materiale su un componente complesso diverso da un provino di trazione, si ha che lo spessore comporta un ruolo fondamentale nella risposta del carico di trazione.

(a) thickness = 1 mm



(c) thickness = 3 mm

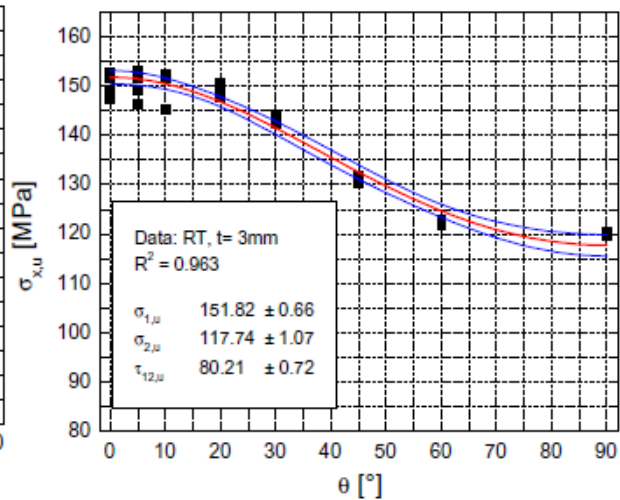
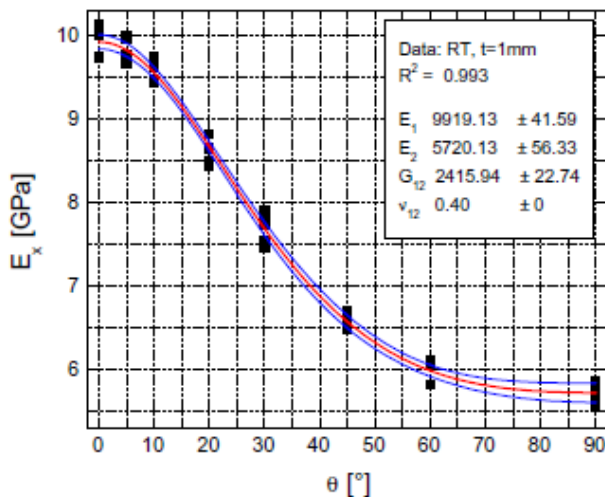


Figura 21 - Carico di rottura provino iniettato spessore 1mm e 3mm a variare dell'angolo delle fibre [5]

(a) thickness = 1 mm



(c) thickness = 3 mm

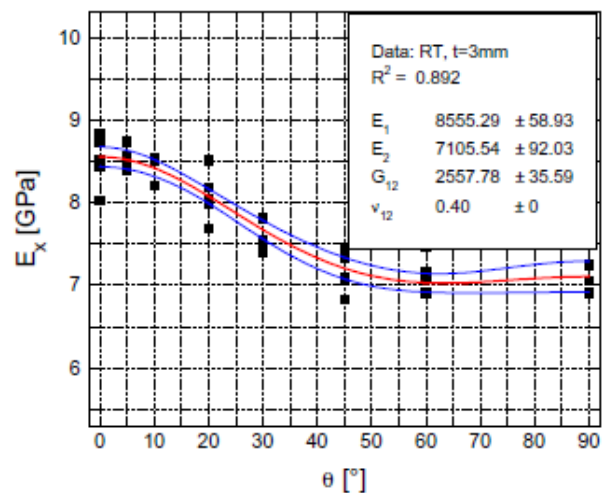


Figura 22 - modulo elastico al variare della angolazione delle fibre su provini a 1 e 3 mm [5]

4.1.4. Aspect ratio delle fibre

L'aspect ratio delle fibre diminuisce da inizio a fine del processo. Il fenomeno è da imputarsi agli scontri e alle ripetute interazioni che le fibre subiscono e creano tra di esse. Come visto precedentemente un minore aspect ratio significa avere potenzialmente una percentuale di fibra con lunghezze inferiori alla lunghezza critica che, di conseguenza, non sono in grado di portare il carico massimo trasferibile dall'interfaccia, riducendo di fatto l'incremento nella resistenza meccanica e nel modulo rispetto che ad avere tutte le fibre alla stessa lunghezza pari o maggiore alla lunghezza critica.

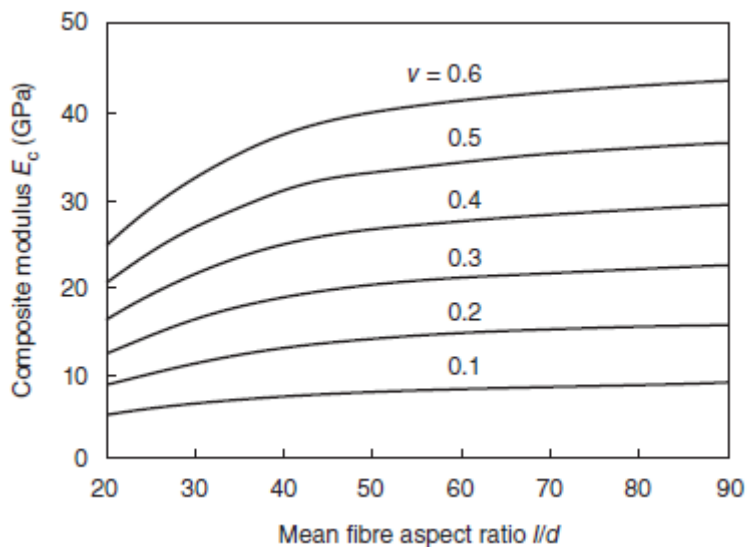


Figura 23 - influenza dell'aspect ratio sul modulo elastico [1]

L'influenza dell'aspect ratio sul modulo risulta esser inferiore rispetto che sul carico di rottura dato che per quanto riguarda il modulo si lavora in campo elastico a basse deformazioni. [1] [7].

4.1.5. Tipologia di carico e sollecitazione

La tipologia di sollecitazione generata da un carico esterno ha un impatto diverso sul comportamento del materiale. Nel caso di sollecitazioni a flessione il materiale risulta avere una rigidità flessionale maggiore rispetto che ad un carico di trazione. Più precisamente, se si confrontano i dati sperimentali individuati in letteratura, il materiale a flessione ha una rigidità pari a circa il 60% in più rispetto a quella di trazione.

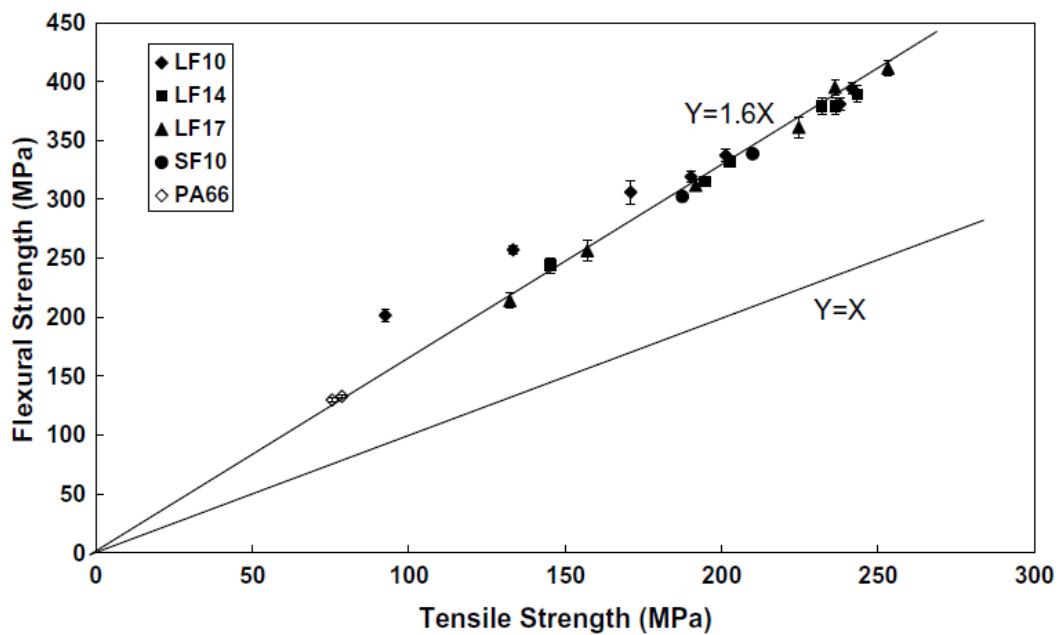


Figura 24 - rigidità flessionale contro rigidità a trazione [1]

Questa cosa si è osservata a parità di condizioni su provini ottenuti alla stessa maniera e testati alle stesse condizioni. La motivazione è da ricercarsi nella conformazione della microstruttura e dello spessore del materiale. La microstruttura, come ampiamente appurato in precedenza, è caratterizzata da lo strato esterno shell e lo stato interno core. Ora se il provino testato a flessione ha la sollecitazione parallela alle fibre esterne in direzione longitudinale e dato che la sollecitazione di flessione presenta un andamento crescente dal centro all'esterno del pezzo allora il materiale sarà maggiormente sollecitato proprio nelle zone nel quale la rigidità e la resistenza sono maggiori; si può pensare che agisca come un materiale sandwich composito. Tutto questo è vero se il materiale presenta una percentuale bilanciata tra shell e core e di conseguenza spessori contenuti. La rottura del materiale avviene sempre con un cedimento fragile e deformazioni contenute rispetto al polimero semplice.

Nel caso di test a compressione il materiale ha una resistenza leggermente superiore rispetto alla trazione e presenta sempre una rottura tipica dei materiali fragili. [7]

4.2. Temperatura e umidità - resistenza e modulo elastico

4.2.1. Temperatura

Come anticipato precedentemente la temperatura ha un ruolo non trascurabile nella caratterizzazione meccanica del materiale.

All'aumentare della temperatura il materiale presenta un ulteriore decadimento delle proprietà meccaniche. I meccanismi con il qual risponde agli sforzi meccanici prolungati sono propri dei

polimeri e di conseguenza è presente creep e rilassamento delle tensioni. Nel caso specifico all'aumentare della temperatura si ha che la resistenza meccanica si abbassa e con essa anche il modulo elastico.

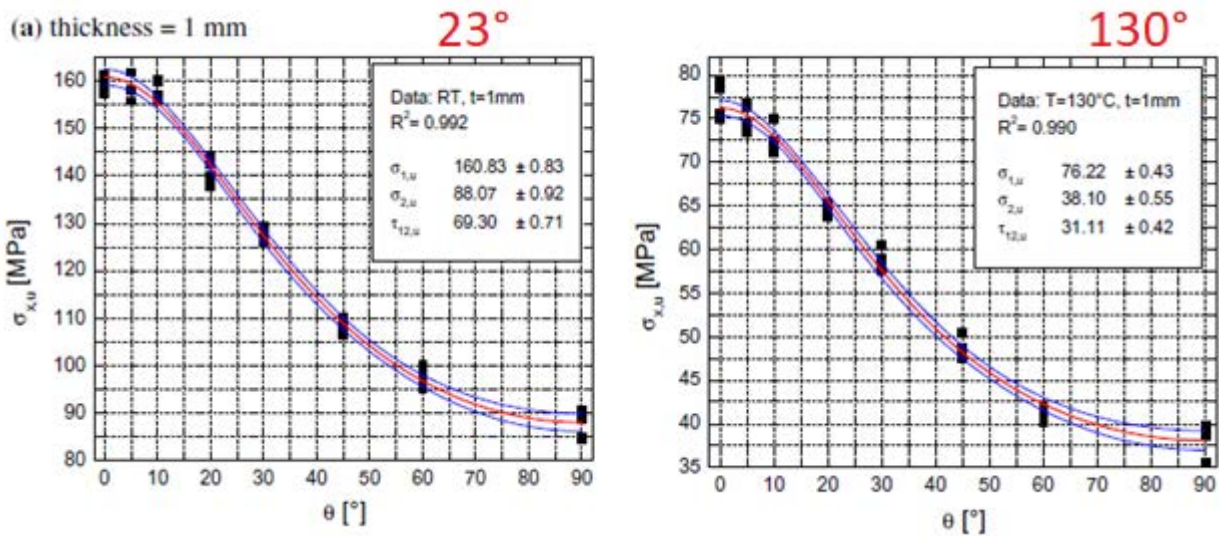


Figura 25 - carico di rottura al variare della temperatura di test [5]

Il comportamento a trazione diventa più duttile, con maggior assorbimento energetico e allungamenti elevati. Il modulo elastico ha delle variazioni più o meno importanti in base al range di temperature in cui lavora il componente: il modulo elastico subisce una perdita maggiore di proprietà in prossimità della temperatura di transizione vetrosa.

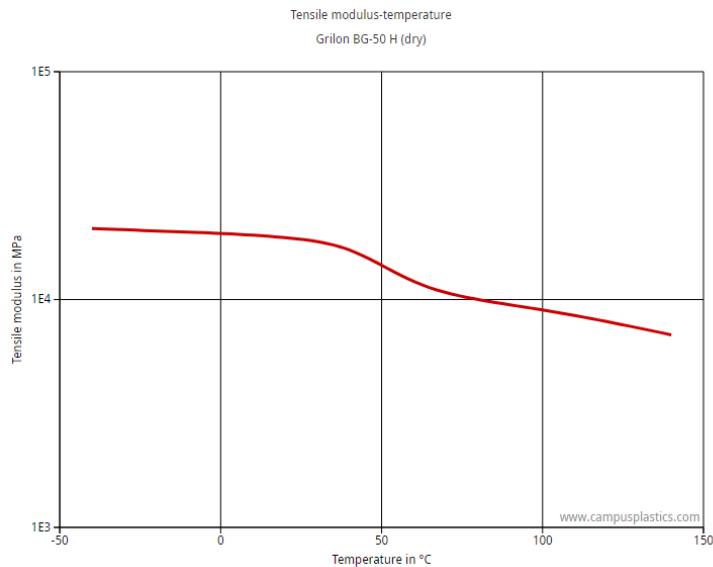


Figura 26 - Andamento del modulo al variare della temperatura in un PA6 caricato 50% fibra vetro

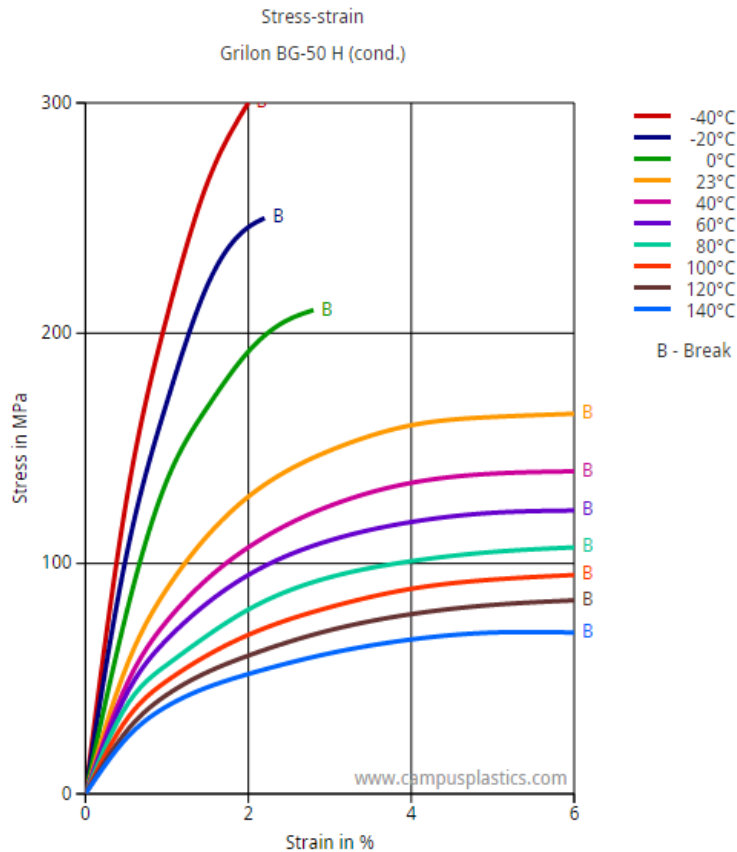


Figura 27 - Diverso comportamento di un PA6 caricato con fibra vetro 50%

La perdita di proprietà è proporzionale alla percentuale di polimero amorfo presente nel materiale dato che la parte che rammollisce di più e prima è proprio la parte amorfa di materiale. Perciò più alta è la percentuale di polimero amorfo, più è grande la perdita di proprietà in termini di rigidità

Se il componente è sottoposto a temperature più basse della temperatura ambiente si ha un aumento della fragilità, riduzione della mobilità polimerica e di conseguenza un aumento della rigidità e resistenza.

4.2.2. Umidità

La poliammide è un materiale che, come caratteristica intrinseca della struttura molecolare, ha tendenza ad assorbire l'umidità presente nell'aria. La maggior parte dei dati individuabili in letteratura e nelle schede tecniche presenta la resistenza e il modulo in due condizioni:

- DAM: Dry As Moulded, significa che le proprietà meccaniche individuate sono relative a dei provini testati a temperatura ambiente, generalmente 23 gradi, e in condizioni secche derivanti da dopo stampaggio: il materiale per essere stampato deve subire un'essiccazione che riduce ai minimi termini la presenza di umidità. Di conseguenza dopo stampaggio il materiale ha i valori di rigidità e resistenza massimi

- Cond: il materiale è stato condizionato prima di essere testato, significa che è stato lasciato a temperatura ambiente in un ambiente umido lasciando che assorbisse l'umidità presente nell'aria. Le proprietà sono generalmente inferiori.

L'assorbimento di umidità perciò tende ad "ammorbidire" il materiale e di conseguenza riduce la rigidità e abbassa il carico di rottura dato che aumenta la mobilità delle catene polimeriche a causa dei ponti idrogeno e dei legami OH che si creano tra le molecole del nylon e la molecola di acqua. La percentuale di acqua assorbita dipende dalle condizioni ambientali nel quale il componente lavora. Temperature elevate e alte percentuali di umidità portano il materiale ad assorbire molto e a perdere sino al 50% di caratteristiche meccaniche.

Nell'articolo [9] l'analisi di nylon caricato sottoposto a temperature maggiori di 130° immerso in acqua ha portato ad avere una riduzione nelle prime 30 ore di circa il 50% delle proprietà meccaniche di resistenza ma con una stabilizzazione del valore di resistenza nel tempo.

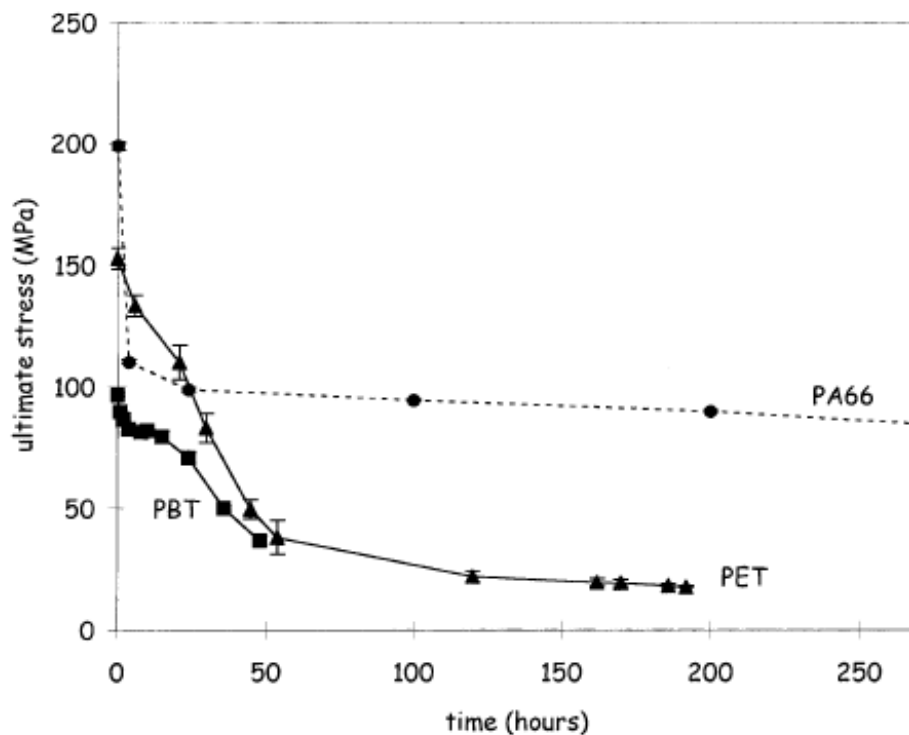


Figura 28 - Riduzione resistenza nylon caricato dopo assorbimento di umidità [9]

5. Modelli previsionali e parametrizzazione

Una volta aver identificato le proprietà meccaniche e come queste variano al variare delle diverse condizioni e parametri, si sono individuati i modelli previsionali per il modulo e la resistenza a trazione più comunemente utilizzati in letteratura. Si analizzeranno le ipotesi alla quale il modello sottostà e si proporranno delle parametrizzazioni per capire come la formula è influenzata dai vari coefficienti riguardanti l'orientazione delle fibre, la loro lunghezza e la distribuzione a seconda del modello.

I dati di partenza per andare ad ottenere i grafici sono stati presi dalle tabelle e dai valori individuati in letteratura e confrontati e confermati con i valori presi in questo articolo [1]

Fibre materials	Specific density (g/cm ³)	Fibre diameter (μm)	Young's modulus (GPa)	Tensile strength (GPa)
Carbon (PAN HM)	1.80	7–10	400	2.0–2.8
Carbon (PAN HT)	1.7	7–10	200	3.0–3.5
Carbon (PAN A)	1.9	7–10	220	3.2
Carbon (mesophase)	2.02	7–10	380	2.0–2.4
Boron	2.6	130	400	3.4
SiC (whisker)	3.2	1–50	480	up to 7.0
E-glass	2.50–2.54	10–14	70–72.4	1.5–3.5
S-glass	2.48–2.60	10–14	85.5–90	4.6
Kevlar-29	1.44	12	60	2.8
Kevlar-49	1.45	12	130	2.8–3.6

Materials	Specific density (g/cm ³)	Young's modulus (GPa)	Tensile strength (MPa)
Polypropylene (PP)	0.9	1.1–1.6	30–40
Nylon 6	—	3.0	80
Nylon 6,6	1.14	2.5–3.8	50–90
Polystyrene (PS)	1.05	2.37–3.0	40–49.6
Rubber	0.85–0.90	0.001	—
Poly-2,6-dimethyl-1,4-phenylene oxide (PPO)	1.07	1.65	68.9
Acrylonitrile butadiene styrene (ABS)	—	2.2	45
Polycarbonate (PC)	1.06–1.2	2.2	65
Polybutylene terephthalate (PBT)	—	2.6	60
Poly ether ether ketone (PEEK)	1.32	3.1–4.5	90–103

Figura 29 - tabelle proprietà materiale [1]

5.1. Modified rule of mixture – Carico di rottura

Le regola delle miscele (MROM) è la formulazione più semplice individuabile e utilizzabile per la previsione di tutte le proprietà del materiale, dai moduli elastici trasversali e longitudinali al coefficiente di poisson e la resistenza a trazione.

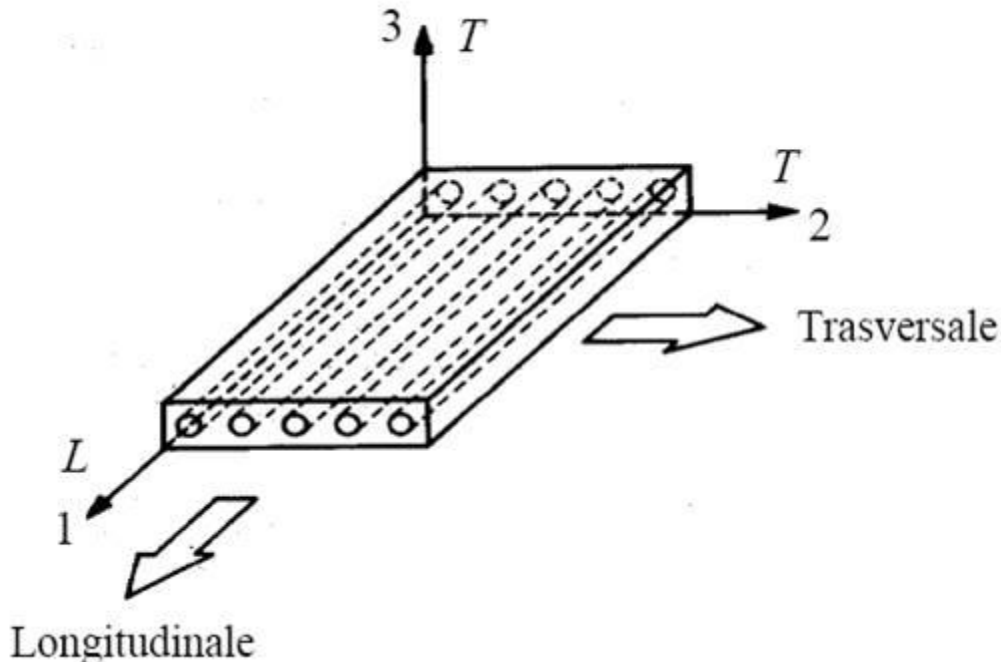


Figura 30 - semplificazione lamina UD con rinforzo continuo

La ROM è utilizzata come calcolo preliminare indicativo nei materiali compositi a fibra continua. Le ipotesi di partenza alla quale la ROM sottostà sono:

- Comportamento lineare elastico del sistema
- Omogeneità macroscopica
- Laminato ortotropo
- Isotropia trasversale
- Fibra omogenea ed isotropa
- Comportamento fibra lineare elastico
- Allineamento perfetto tra le fibre
- Matrice omogenea ed isotropa
- Comportamento matrice lineare elastico
- Interfaccia completa e ideale

Le ipotesi alla quale sottostà la legge sono tutto sommato ragionevoli e avvicinabili quando si parla di laminati compositi a fibra continua. Tuttavia nel caso di polimeri iniettati si capisce bene come la microstruttura non rispetti né localmente né globalmente molte delle ipotesi imposte. In generale le fibre non sono allineate, non hanno una spaziatura regolare e non hanno neanche una distribuzione regolare ma soprattutto viene a mancare la condizione principale cioè la fibra non è continua; non ha neanche una lunghezza costante ma varia con una distribuzione di lunghezza.

La formulazione per esprimere la resistenza a trazione viene così espressa secondo la regola delle miscele modificata (MROM) [1]

$$\sigma_c^u = \lambda \sigma_F^u \nu + \sigma_M^u (1 - \nu) \quad (5)$$

Dove σ_F^u e σ_M^u sono rispettivamente i valori di resistenza a trazione della fibra e della matrice mentre ν è la frazione volumetrica della fibra.

λ è un coefficiente correttivo chiamato "fiber reinforcement coefficient" ed è funzione dell'aspect ratio delle fibre, dell'orientazione delle fibre e dell'adesione interfacciale. Dato che il SFRC non potrà avere le stesse prestazioni di un laminato continuo il coefficiente correttivo avrà un valore inferiore di 1 che cercherà di compensare le problematiche sopra evidenziate andando ad abbassare il contributo della resistenza a trazione offerta dalle fibre

Dati i diversi parametri dalla quale λ è dipendente, in letteratura ne esiste una versione semplificata [1] dove si assumono delle ulteriori ipotesi:

- Distribuzione delle fibre omogenea e planare (2D)
- Lunghezza costante di fibra
- Allineamento longitudinale delle fibre



Figura 31 - semplificazione modello MROM [1]

Con le ipotesi sopra riportate si ottiene la seguente formulazione (Kelly and Tyson 1965) [1]:

$$\sigma_c^u = \chi \sigma_F^u \nu + \sigma_M^u (1 - \nu) \quad (6)$$

dove χ è il fattore correttivo in funzione della lunghezza delle fibre (aspect ratio) e può essere espresso nel modo seguente:

Se la lunghezza delle fibre è supposta costante e pari ad una lunghezza media si ha [1]:

$$\chi = \frac{l}{2l_c} \text{ per } l < l_c$$

$$\chi = 1 - \frac{l_c}{2l} \text{ per } l \geq l_c \quad (7)$$

Nel caso si consideri una variazione di lunghezza delle fibre con valori subcritici o super critici, ovvero sotto o al di sopra della lunghezza critica, il modello viene modificato nel modo seguente [1]:

$$\sigma_c^u = \sum_{l_i=l_{min}}^{l_c} \frac{l_i}{2l_c} \sigma_F^u v_i + \sum_{l_j=l_c}^{l_{max}} \left[1 - \frac{l_c}{2l_j} \right] \sigma_F^u v_j + \sigma_M^u (1 - v) \quad (8)$$

Se si è in grado di individuare una funzione continua della distribuzione della lunghezza si va a modificare ulteriormente la funzione (Fu and Lauke 1996) [1]:

$$\chi = \int_{l_{min}}^{l_c} \frac{l^2}{2l_c l_{medio}} f(l) dl + \int_{l_c}^{l_{max}} \frac{l}{l_{medio}} \left[1 - \frac{l_c}{2l} \right] f(l) dl \quad (9)$$

Di seguito si riporta la parametrizzazione della formulazione semplice ipotizzando di avere delle lunghezze variabili.

5.1.1. Parametrizzazione della relazione matematica MROM

Per andare a eseguire la parametrizzazione della seguente formula si deve calcolare la lunghezza critica di fibra con la relazione riportata precedentemente (1)

$$l_c = \frac{d_f \cdot \sigma_f^U}{2 \cdot \tau}$$

Dove la τ di interfaccia per il nylon/fibra vetro va dai 18 ai 25 MPa a seconda del sizing effettuato [3], il resto dei valori si è considerato costante ed è stato ottenuto dalle tabelle riportate in figura 29

Dal grafico riportato sotto (grafico 1) si può osservare come la resistenza del materiale, stimata con la formulazione sopra riportata sia inferiore a quella della ROM utilizzata per materiale composito a fibra continua e il che conferma il fatto che il coefficiente correttivo abbassa il valore di resistenza.

Le lunghezze riportate nel grafico arrivano sino ad 1 mm ma se si prolungassero la resistenza del SFRC tenderebbe asintoticamente alla linea rossa. La relazione tra lunghezza e resistenza è lineare sino al raggiungimento della lunghezza critica di fibra. Come si può vedere anche dal grafico la resistenza varia anche a seconda della lunghezza critica di fibra, maggiore è la lunghezza critica di fibra, maggior carico è in grado di sostenere. Di conseguenza il valore di resistenza è relativo alla lunghezza media di fibra; per esempio se si stima di aver un composito con fibre che hanno una lunghezza critica pari a 300 μm e una lunghezza media di fibra pari a 100 μm ottengo una resistenza stimata di 120 MPa. Così com'è la formulazione può dare un ordine di grandezza della resistenza del composito ma va a sovrastimare le resistenze: dal grafico 2 si può osservare, confrontando i dati di resistenza stimati per un PA6+35% GF con questa formulazione e i dati ottenuti da prove sperimentali su lo stesso materiale testato in condizioni DAM longitudinalmente [5], ovvero con il carico orientato lungo la direzione di iniezione delle fibre delle quali si è stimato avere una lunghezza media di 254 μm , si va a sovrastimare la resistenza di circa il 60%. Si è già evidenziato che il materiale, dopo essere stato condizionato a temperatura ambiente perde ulteriormente le proprietà di

rigidezza e resistenza. Di conseguenza questa formulazione non consente di ottenere risultati precisi.

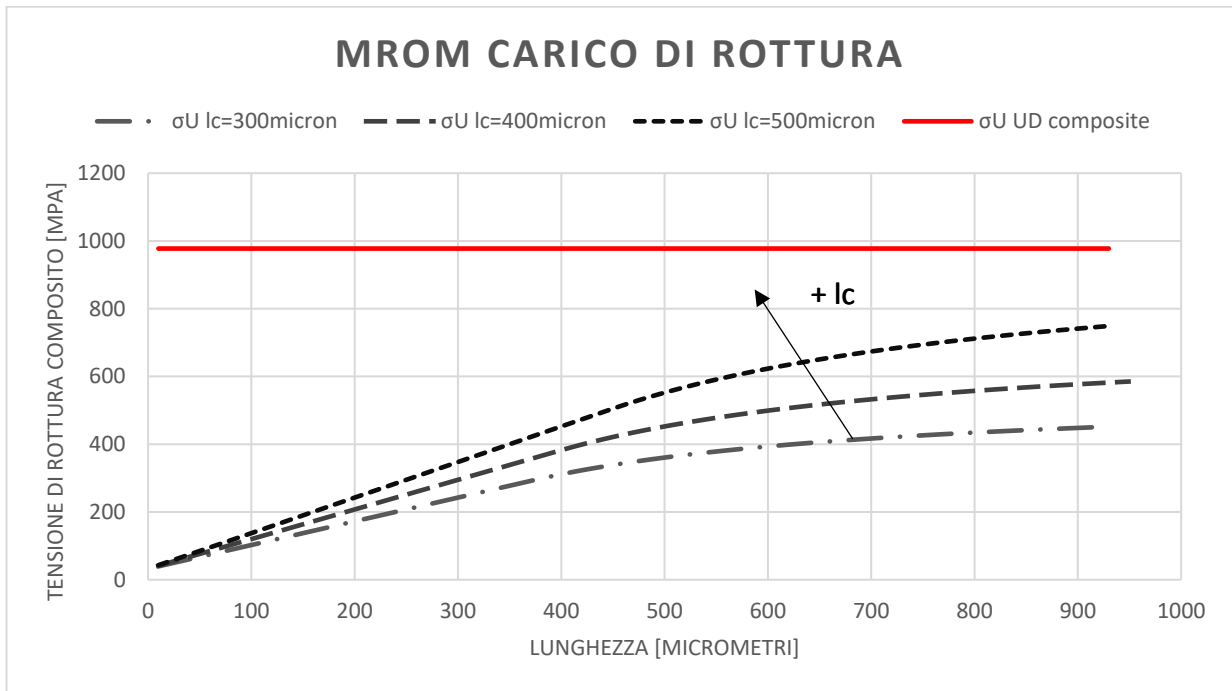


Grafico 1 - variazione carico di rottura SFRC al variare della lunghezza media di fibra e della lunghezza critica calcolata

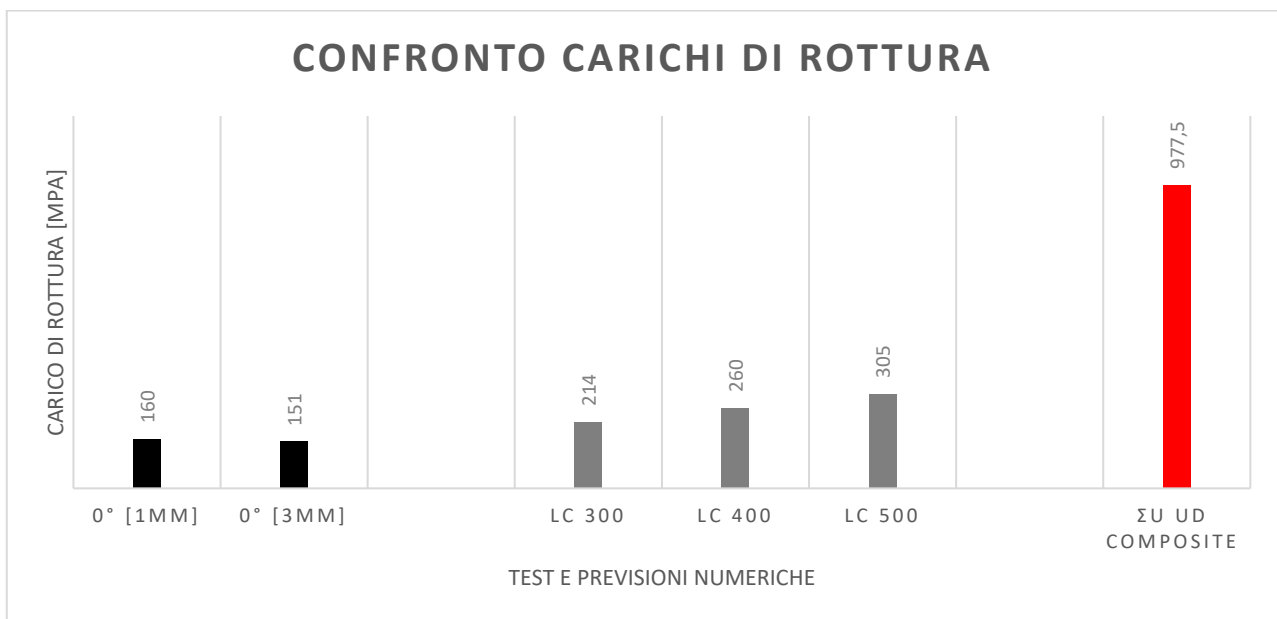


Grafico 2 - confronto tra proprietà meccaniche stimate e provino PA6+35% GF

Un difetto principale del coefficiente correttivo usato nella formulazione precedente è che non considera la variazione di lunghezza delle fibre con un andamento continuo ma prende in considerazione solamente una lunghezza media che generalmente è moto più alta di tutte le altre. Inoltre non considerare l'orientazione delle fibre può portare ad errori elevati nella stima del modulo: si è già esposto in precedenza la dipendenza del modulo dall'orientazione delle fibre e si è visto come essa varia anche del 50% quando le fibre sono allineate o trasversali alla direzione del

carico. Tuttavia la stima di questo coefficiente correttivo è tutt'altro che facile e immediata. Anche la misurazione della distribuzione di lunghezze non è semplice ma si è in grado di andare a stimarli con buona precisione.

Utilizzando, a titolo di esempio per i calcoli, la legge espressa nell'articolo [3] alla quale è associata la seguente funzione di distribuzione delle lunghezze, si calcola la tensione di rottura aggiungendo il fatto di considerare lunghezze variabili. Inoltre si utilizza un fattore che considera anche la distribuzione dell'orientazione misurato dai provini di PA6 + 35% GF.

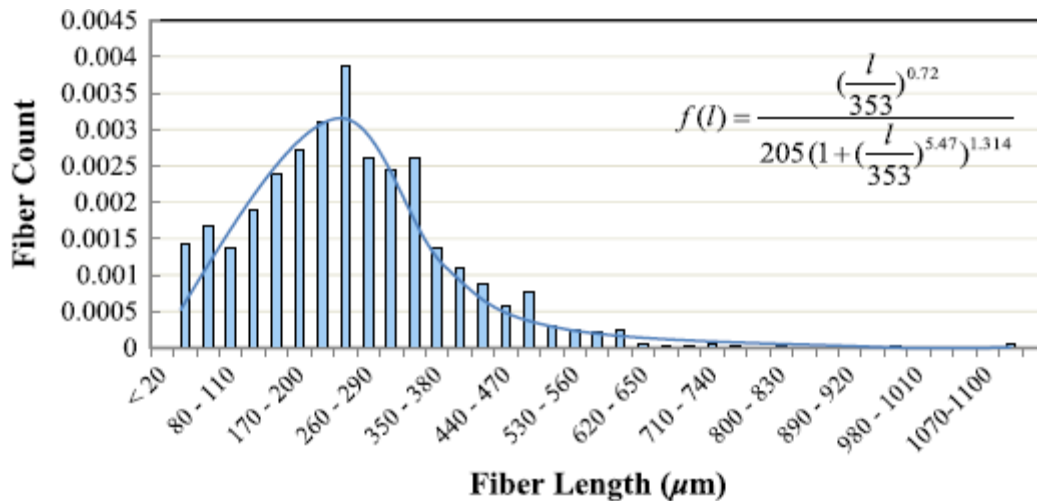


Figura 32 - distribuzione di lunghezze misurata sperimentalmente in un PA6+35% GF [3]

La formulazione che si considera è la seguente

$$\sigma = \eta_0 V_f \sigma_f \left(\int_{l_{min}}^{l_c} \frac{l}{2l_c} f(l) dl + \int_{l_c}^{l_{max}} \left[1 - \frac{l_c}{2l} \right] f(l) dl \right) + \sigma_m (1 - V_f) \quad (10)$$

Utilizzando i dati relativi alla distribuzione di lunghezza si sono integrate le formule per una lunghezza critica di 300 μm con lunghezze considerate da 10 a 1000 μm e la lunghezza media di fibra pari a 253 μm.

Una volta calcolato il valore del carico di rottura solo con la lunghezza di fibra variabile si utilizza anche il valore ricavato sperimentalmente dell'orientazione di fibra.

Come si può notare dai valori calcolati riportati nel grafico 3 la formulazione con la variazione di lunghezza si avvicina di più al valore misurato ma non si ha un grado di precisione così elevato. Si deve andare a considerare anche un fattore di orientazione delle fibre, sempre riportato nello stesso articolo, per potersi avvicinare ulteriormente al valore misurato, mantenendo comunque un errore del 15% circa. Si deve comunque sottolineare che il PA6 con il 35% di fibra di vetro, ha un valore di carico di rottura riferito dal datasheet dei produttori, compreso tra i 170 e 190 MPa in condizioni DAM

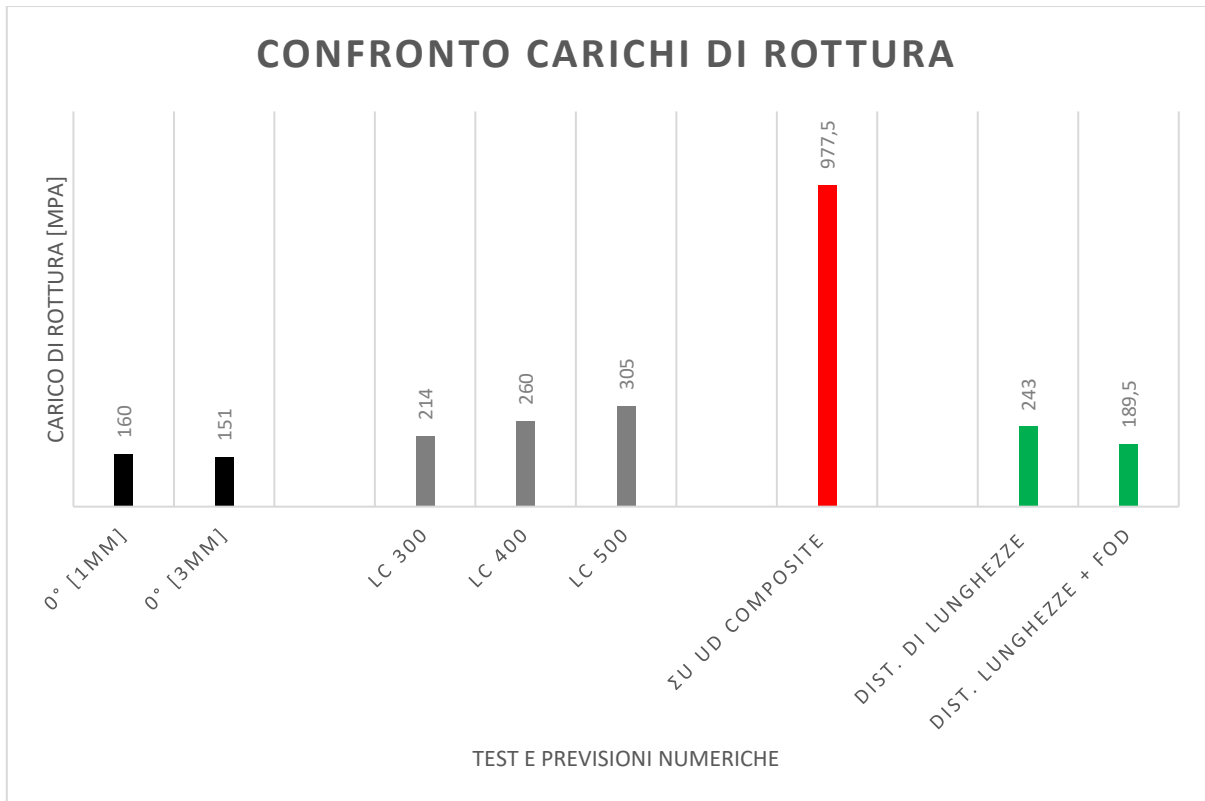


Grafico 3 - Confronto Carichi di rottura calcolati con le diverse formulazioni

5.2. Modified rule of mixture – Modulo elastico longitudinale

Per la stima del modulo elastico longitudinale sono presenti in letteratura molti modelli: di seguito si analizza la ROM modificata e adattata per un SFRC. Le ipotesi alla quale sottostà la legge sono le stesse riportate per la formulazione utilizzata per il calcolo della tensione di rottura.

$$E_C = \chi E_F \nu + E_M (1 - \nu) \quad (11)$$

Come per la MROM utilizzata sopra per calcolare il carico di rottura, la χ vale:

$$\chi = \frac{l}{2l_c} \text{ per } l < l_c$$

$$\chi = 1 - \frac{l_c}{2l} \text{ per } l \geq l_c \quad (12)$$

Andando ad analizzare l'andamento del modulo al variare della lunghezza critica e della lunghezza media scelta si ottiene il grafico 4.

Come si può notare l'andamento del modulo elastico varia in maniera inversamente proporzionale alla lunghezza critica di fibra; infatti il materiale mantiene le stesse proprietà di modulo elastico della fibra ma possono variare le resistenze interfacciali che se si abbassano e quindi denotano un peggioramento nell'interfaccia, alzano la lunghezza critica dove la fibra riceve meno sforzi e di conseguenza non contribuisce a pieno a rinforzare il materiale, il modulo elastico del composito si abbassa di conseguenza.

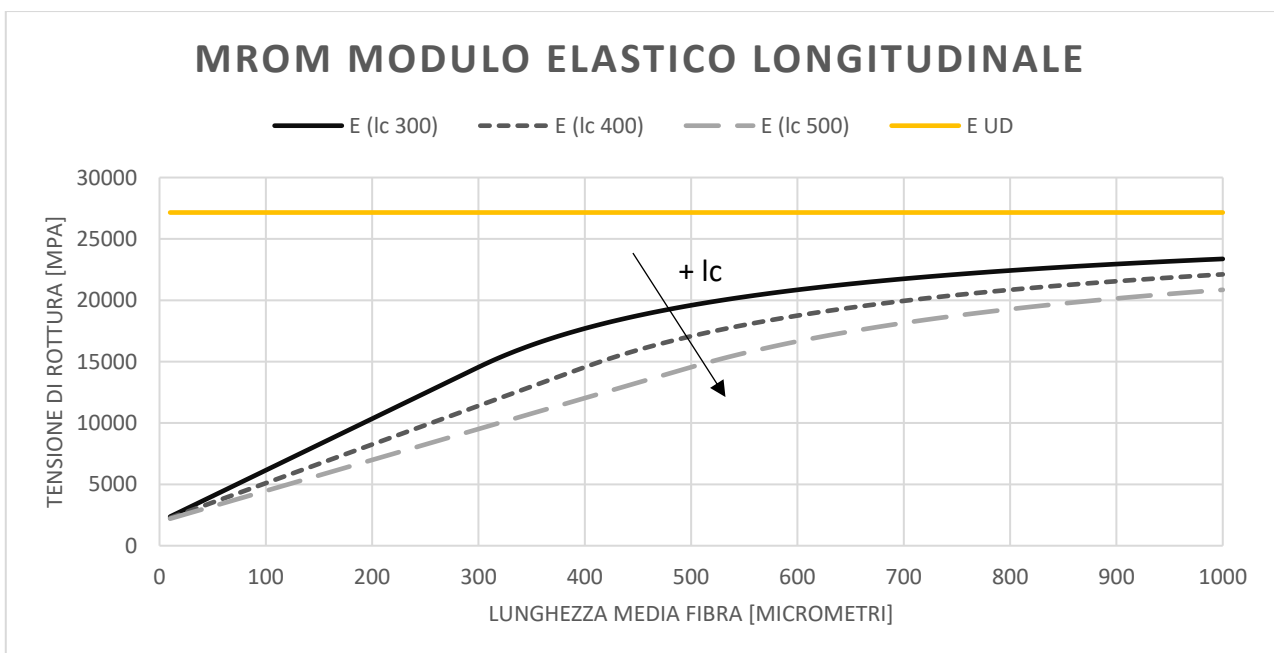


Grafico 4 - variazione del modulo al variare della lunghezza critica e della lunghezza media

Osservando ora il confronto con i valori misurati da test e i dati calcolati si vede come la previsione risulti essere ottimistica anche se ci si avvicina molto al valore misurato. Si vede come molto dipenda anche dalla resistenza dell'interfaccia (ovvero il valore della lunghezza critica).

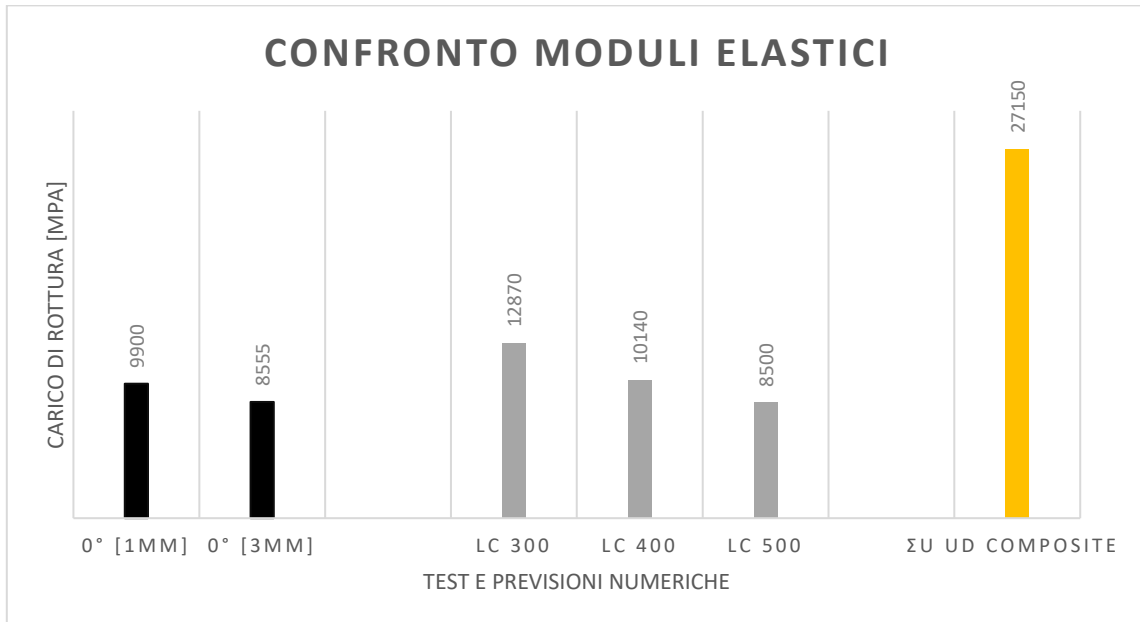


Grafico 5 - confronto tra moduli elastici calcolati e misurati sperimentalmente

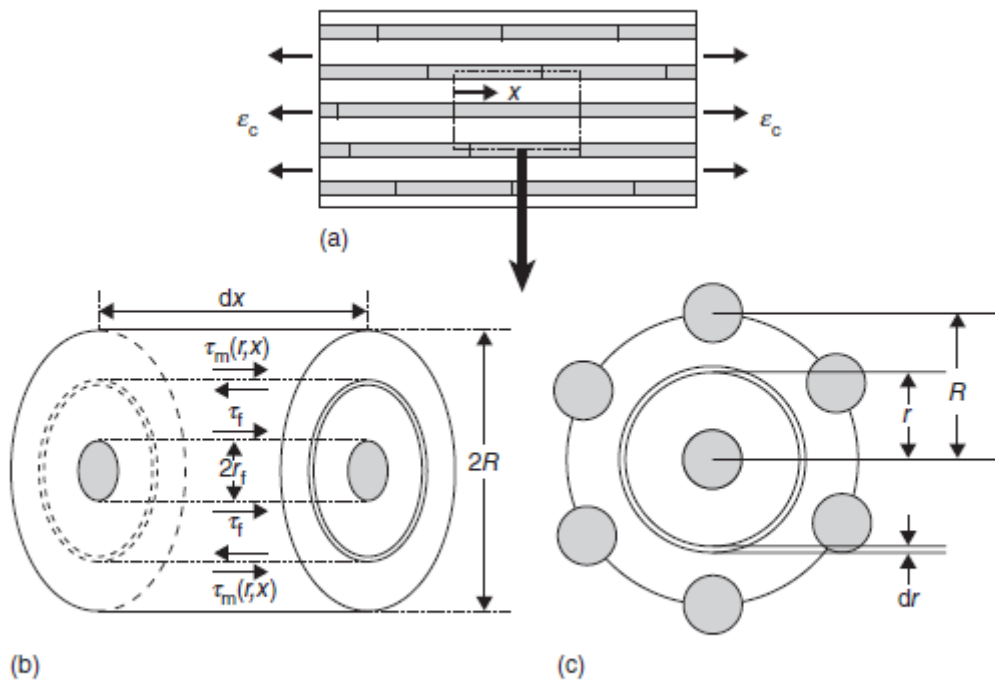
Questo modello tutto sommato consente di andare ad avere un ordine di grandezza anche se si vede che tende a variare molto al variare della lunghezza critica che risulta essere conosciuta.

5.3. Modello di Cox – Shear Lag Model

Il modello di Cox (1959) è nato per materiali fibrosi con dispersione di fibre allineate e discontinue. Il modello è stato usato come base per andare a generare una serie infinita di modelli più o meno complessi, elastici e plastici. Le ipotesi alla quale il modello sottostà sono le seguenti [1]

- Matrice considerata elastica
- Fibra considerata elastica
- Interfaccia ideale e integra (no debonding o danneggiamenti)
- Fibre perfettamente allineate e con distribuzione piana
- Lunghezza delle fibre uniforme
- La contrazione laterale della fibra e della matrice è uguale

La formulazione è utilizzabile a bassi livelli di stress e di deformazione dove la rottura dell'interfaccia è da considerarsi trascurabile o nulla.



6.1 Schematic drawing of (a) a multi-discontinuous-fibre composite with no fibre end gap, (b) short length of fibre and surrounding matrix, (c) fibre with nearest neighbouring fibres, hexagonally packed.

Figura 33 - modello di Cox "shear lag model"

La formulazione che deriva dalla dimostrazione riportata in [1] è la seguente

$$E_C = \lambda E_F \nu + E_M (1 - \nu) \quad (13)$$

Dove λ è ottenibile da queste due equazioni [1]:

$$\lambda = 1 - \frac{\tanh \eta l / 2}{\eta l / 2} \quad (14)$$

$$\eta = \sqrt{\frac{2G_m}{r_f^2 E_f \ln(R/r_f)}}$$

Di seguito, utilizzando i valori di riferimento riportati nelle tabelle sopra (29), si va a verificare come varia il modulo elastico calcolato al variare di η , perciò al variare del rapporto tra R/r_f e di l della fibra che, come definito dalle ipotesi, si considera uguale e uniforme per tutte le fibre.

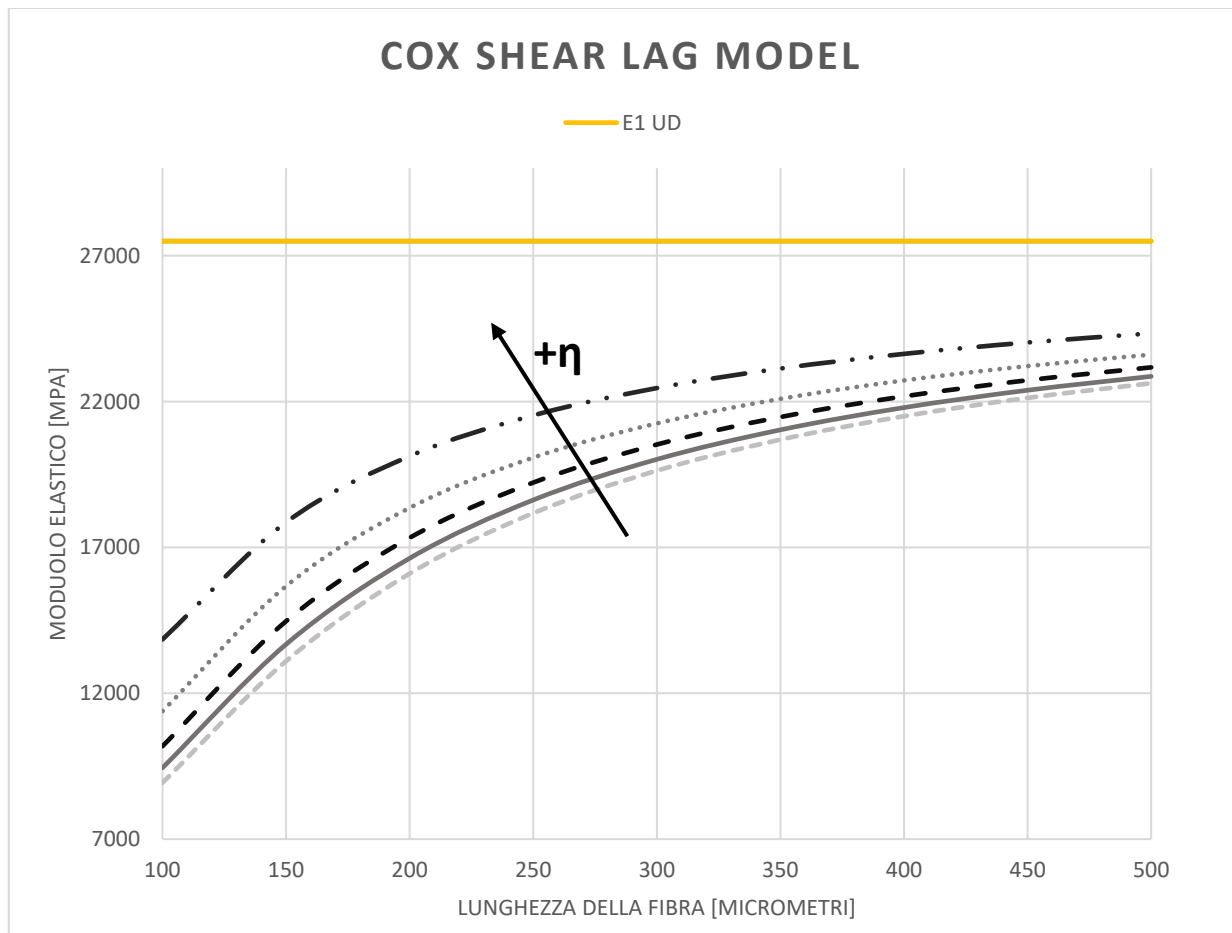


Grafico 6 - Cox shear lag model al variare della lunghezza di fibra e della distanza/ raggio fibre

Il modello evidenzia l'aumento del modulo elastico all'aumentare della lunghezza media di fibra e al diminuire della distanza tra le fibre. Come si nota dal grafico il fattore molto influente è di fatto la lunghezza delle fibre.

Tuttavia i dati ottenuti sono molto ottimistici e vanno a sovrastimare le proprietà del materiale dato che sto considerando una distribuzione di fibre perfettamente allineata, che non interagisce tra di loro e senza distanza tra una fibra e l'altra in senso longitudinale (sono tutte vicine una all'altra ma spezzate). Di conseguenza è normale vedere che il comportamento del materiale, a meno di fibre molto corte, tende asintoticamente al materiale composito puro e anche con una certa rapidità.

Se si confrontano i valori con quelli ottenuti sperimentalmente in riferimento all'articolo [5] e a dei valori di datasheet per lo stesso materiale (PA6 +35 % GF) si ottengono i seguenti valori

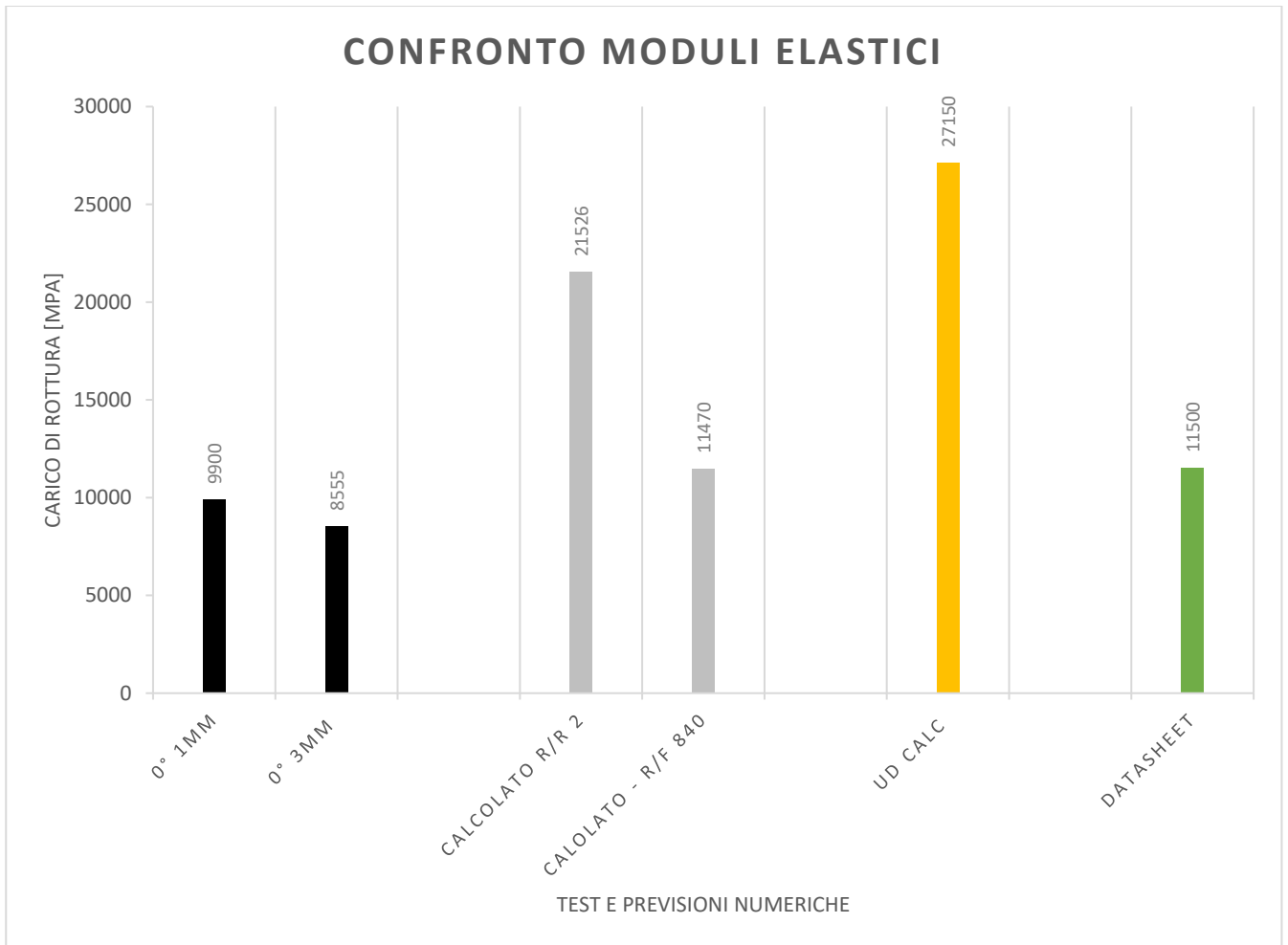


Grafico 7 - Confronto tra i moduli elastici calcolati con lo shear lag model e i dati sperimentali

Come si vede il modello supera di molto i valori misurati, sia nel caso calcolato con un R basso che nel caso di considerare una distanza elevata. Solo considerando una distanza pari a circa 840 volte il raggio della fibra (fibre distanti 5 mm l'una dall'altra) si arriva a un valore più vicino a quello scritto nel datasheet o riportato dal test effettivo.

5.4. Modello di Halpin Tsai per SFRCs

Le equazioni di Halpin Tsai sono equazioni semi-empiriche utilizzate nel campo dei materiali compositi a fibra continua utilizzate per superare le approssimazioni ottenute tramite la regola delle miscele ROM soprattutto nel modulo elastico trasversale di un composito. Modificando le relazioni per adattarle all'uso sui materiali compositi a fibra corta si ottengono le formulazioni riportate negli articoli [1] [7].

Le ipotesi alla quale queste formulazioni rispondono sono le stesse della regola delle miscele riportate sopra.

$$E_C = E_{11} = \frac{1 + 2(l/d) \eta_L \nu}{1 - \eta_L \nu} E_m \quad (15)$$

$$E_T = E_{22} = \frac{1 + 2 \eta_T \nu}{1 - \eta_T \nu} E_m \quad (16)$$

Dove

$$\eta_L = \frac{E_f/E_m - 1}{E_f/E_m + 2(l/d)} \quad (17)$$

$$\eta_T = \frac{E_f/E_m - 1}{E_f/E_m + 2} \quad (18)$$

Mano a mano che l/d aumenta, il composito tende ad un plateau che rappresenta il materiale unidirezionale. Come si può notare dal grafico ottenuto (grafico 8), l'andamento del modulo è comune con le altre formulazioni ripetute sopra. Inoltre il valore ottenuto risulta essere molto più elevato rispetto a quello misurato o ricavato dal datasheet. Il valore si avvicina a quello ottenuto con la formulazione di Cox con le fibre molto vicine tra di loro.

Se si confrontano i valori nel grafico si vede come il modello vada sovrastimare eccessivamente il modulo. Il motivo è anche qui il fatto di considerare una lunghezza media e non la distribuzione di lunghezze

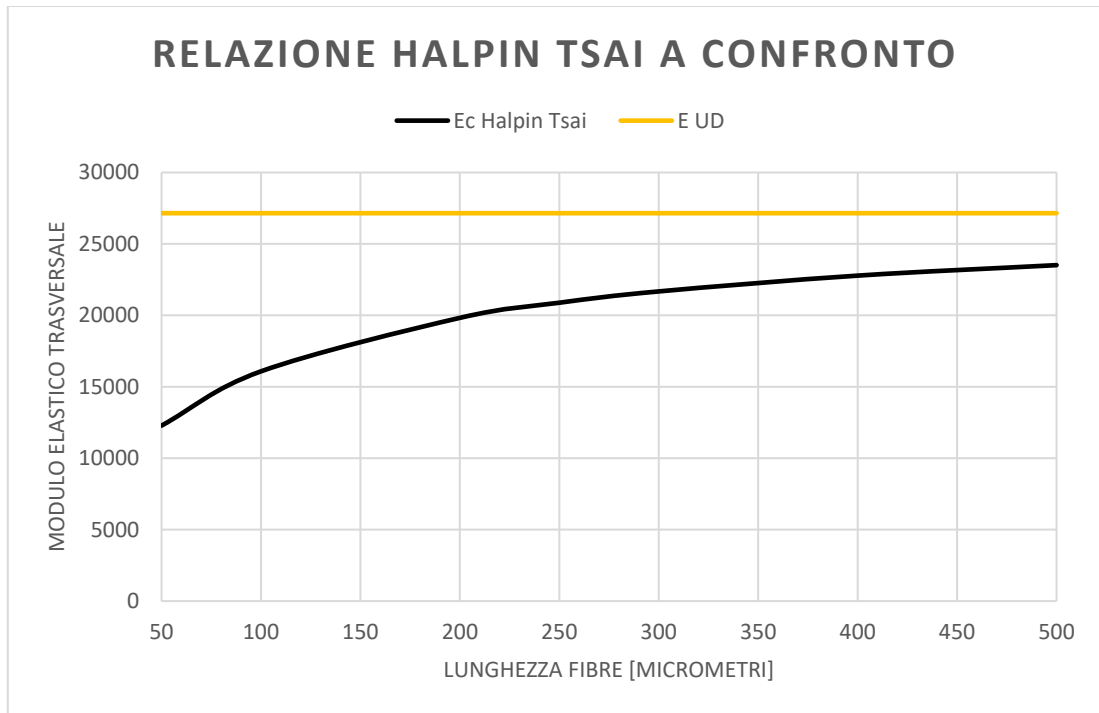


Grafico 8 - Variazione modulo elastico al variare dello l/d o della lunghezza di fibra

5.5. Rule of thumb – Orientazione random delle fibre

Si utilizza una regola approssimata che mi consente, tramite una media, di stimare il modulo elastico del composito nelle due direzioni abbassandone il valore.

$$E_C = \overline{E_{11}} = \frac{3}{8}E_{11} + \frac{5}{8}E_{22} \quad (19)$$

I valori individuati come E_{11} e E_{22} sono i moduli longitudinale e trasversale calcolati con la relazione di Halpin Tsai elencate sopra (13) (14).

Le ipotesi alla quale la formulazione risponde sono le stesse della relazione di Halpin Tsai dato che i moduli sono calcolati con quella relazione, con l'aggiunta che si fa l'ipotesi di avere la distribuzione delle fibre 2D e planare.

Inserendo i dati di un PA6+35% GF ottengo l'andamento e i valori riportati nel grafico 9

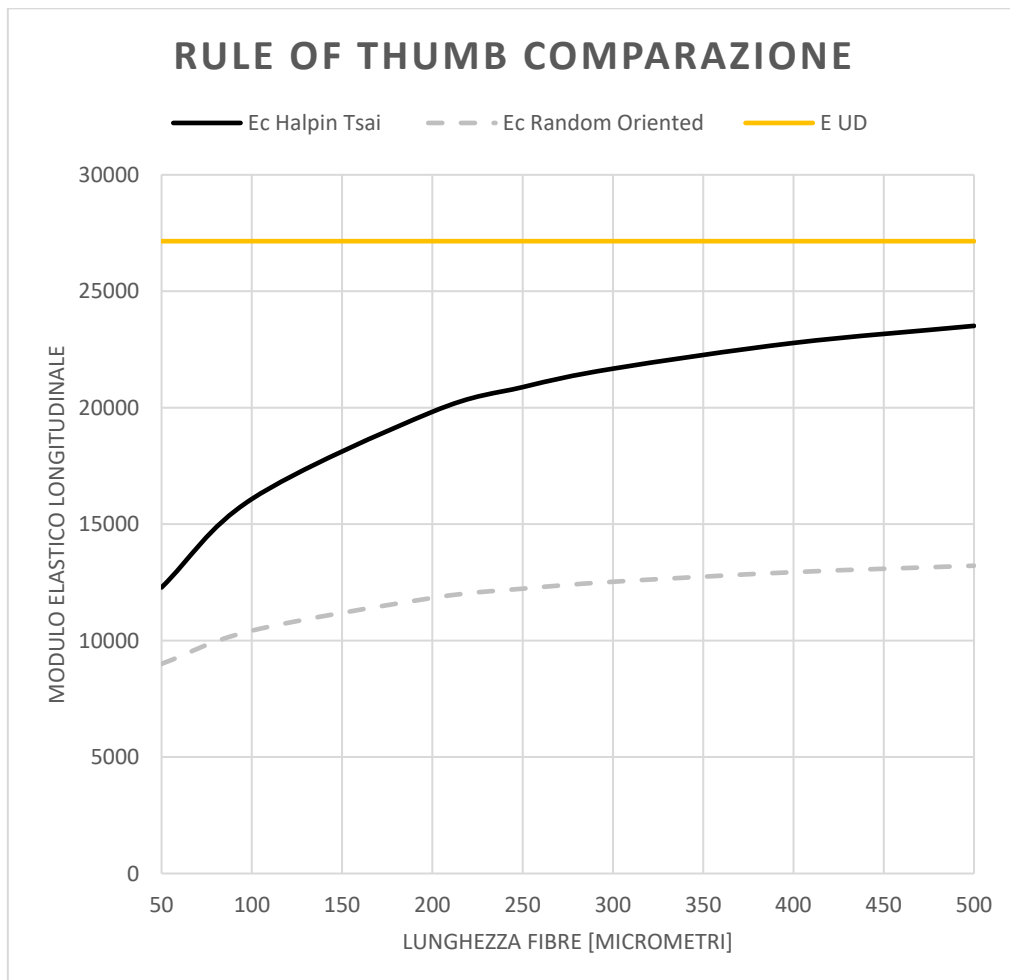


Grafico 9 - Confronto tra modello halpin tsai e rule of thumb

La relazione va ad abbassare notevolmente il valore del modulo, soprattutto ad alti valori di lunghezza della fibra. La relazione si può dire che considera intrinsecamente il fatto di avere una struttura shell e core che stanno in una percentuale di circa 20-30% della parte shell e 80-70% del core.

Confrontando i valori ottenuti con quelli individuati si ottengono i seguenti dati

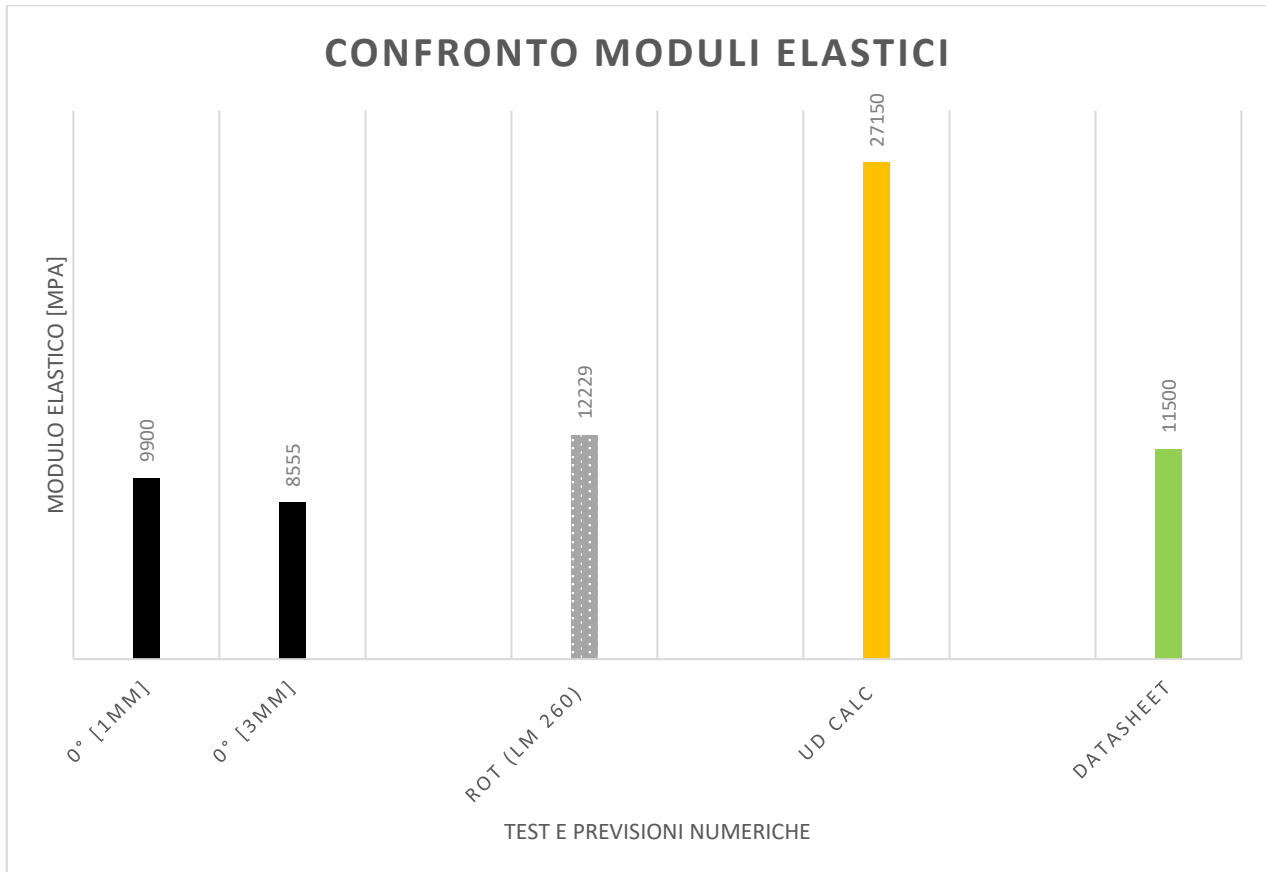


Grafico 10 - Confronto valori numerici con dati sperimentali

I dati ottenuti sono molto più vicini degli altri al valore di datasheet e al valore sperimentale, sovrastimando comunque ulteriormente il modulo.

5.6. Laminate analogy approach

Questo modello consente di andare a simulare il comportamento del materiale composito a fibra corta come se fosse un laminato cross ply nel quale si hanno le pelli esterne corrispondenti allo strato shell pari a i ply orientati nella direzione di trazione con le fibre allineate a 0° e lo strato intero core identificato come un ply con le fibre in direzione trasversale alla direzione di trazione perciò con le fibre a 90°. Le proprietà dei ply sono calcolate considerando le equazioni di Halpin Tsai e le altre formulazioni identificate sopra.

Le ipotesi che vincolano questa teoria sono le seguenti:

- Fibre perfettamente allineate e con distribuzione piana
- Materiali con proprietà elastiche
- Aderenza perfetta all'interfaccia
- Condizioni di piccoli spostamenti
- Condizione di plane stress
- Le sezioni rimangono piane
- Fibre con la stessa lunghezza
- Aderenza perfetta tra gli strati

- Comportamento elastico lineare degli strati costituenti
- Piccoli spostamenti
- Eredita le ipotesi dai modelli utilizzati per calcolare le proprietà dei singoli ply.

Il problema più grande che si può intuire, utilizzando questo approccio, è che le fibre non hanno una distribuzione piana, né in un provino semplice e men che meno in un componente complesso ottenuto per stampaggio a iniezione. Un altro problema nell'andare a considerare un componente come un cross ply, si ha una variazione brusca dell'orientazione delle fibre da 0 a 90° anche se in realtà la variazione è graduale dallo shell al core con la distribuzione che ha un andamento simile a quello identificato in figura 15. Questo può portare a degli errori nella distribuzione degli stress e nel danneggiamento oltre che alla stima del modulo. Infatti non c'è un limite preciso che distingue shell e core e di conseguenza si rischia di non identificare male gli spessori relativi. In base a quello che è stato analizzato fino ad ora si è in grado di affermare che il modello della laminate analogy approach può essere valido per componenti molto ampi e fini di spessore, molto simili a provini, e con poche complicazioni geometriche mantenendo le fibre relativamente planari e con una orientazione simile alla direzione di iniezione.

Di conseguenza il procedimento per il calcolo è il seguente:

- Si calcola la matrice di rigidezza per ogni ply utilizzando le formule riportate nei capitoli precedenti (formulazione di Halpin Tsai).
- Si utilizza la classical lamination theory per ottenere la matrice di rigidezza del laminato
- Tramite la relazione tra modulo elastico e matrici di rigidezza si individua il modulo elastico del laminato.

Successivamente si sono riportati degli esempi di calcolo delle proprietà elastiche al variare della formulazione di base utilizzata per il calcolo delle proprietà della lamina: Halpin Tsai e rule of thumb. Inoltre si considera una variazione della lunghezza media di fibra che va da 50 a 500 micron. Si è fatta variare la percentuale di rinforzo inserito considerando 3 principali valori: 20%, 35% e 50%. La lunghezza di fibra è stata considerata costante e pari alla lunghezza media. Andare ad inserire la distribuzione di lunghezza si è visto che non porta grandi vantaggi in termini di valutazione del modulo elastico. Sarebbe molto utile inserire e considerare la distribuzione delle orientazioni ma questo renderebbe molto complesse le formulazioni. Si ricorda che si vuole andare ad individuare una relazione che riesca a prevedere le proprietà senza ricorrere a test sperimentali e a modelli ibridi.

Le proprietà di partenza, ovvero $E_1, E_2, G_{12}, \nu_{12}, \nu_{21}$, si sono calcolate utilizzando le relazioni di Halpin Tsai e della Rule of Thumb che dipende, per alcuni valori, da Halpin Tsai: Di conseguenza, le formulazioni sono:

- **Halpin Tsai**

$$E_{11} = \frac{1 + 2(l/d) \eta_L \nu}{1 - \eta_L \nu} E_m \quad (20)$$

$$E_{22} = \frac{1 + 2 \eta_T \nu}{1 - \eta_L \nu} E_m \quad (21)$$

$$G_{12} = \frac{1 + \eta_G \nu}{1 - \eta_G \nu} G_m \quad (22)$$

$$\nu_{21} = \frac{E_{22}}{E_{11}} \nu_{12} \quad (23)$$

$$\nu_{12} = \nu_f V_f + \nu_m (1 - V_f) \quad (24)$$

- **Random Oriented Fiber**

$$\overline{E_{11}} = \frac{3}{8} E_{11} + \frac{5}{8} E_{22} \quad (25)$$

$$\overline{G_{12}} = \frac{1}{8} E_{11} + \frac{1}{4} E_{22} \quad (26)$$

$$\overline{\nu_{12}} = \frac{\overline{E_{11}}}{2\overline{G_{12}}} - 1 \quad (27)$$

Data la mancanza di formulazioni per il modulo trasversale e il coefficiente di poisson nella direzione 2 si assumono quelli calcolati con Halpin Tsai.

Di conseguenza per ogni lunghezza e percentuale si sono calcolate le matrici di rigidezza relative al ply a 0° e a 90°. Utilizzando le formulazioni della Classical Lamination Theory [1] presenti in letteratura ottengo le proprietà del ply a 0° e di conseguenza il ply a 90° è ottenuto invertendo Q_{11} con Q_{22}

$$Q_{11} = E_{11}/(1 - \nu_{21}\nu_{12}) \quad (28)$$

$$Q_{12} = \nu_{21}E_{11}/(1 - \nu_{21}\nu_{12}) \quad (29)$$

$$Q_{21} = \nu_{12}E_{22}/(1 - \nu_{21}\nu_{12}) \quad (30)$$

$$Q_{22} = E_{22}/(1 - \nu_{21}\nu_{12}) \quad (31)$$

$$Q_{66} = G_{12} \quad (32)$$

La matrice così risultante è la seguente:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{21} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (33)$$

Successivamente per relazionarli insieme si è eseguito il calcolo della rigidezza del laminato considerando la Classical Lamination Theory utilizzata per i cross ply nei materiali compositi a fibra lunga. La matrice di rigidezza risultante corrisponde solamente alla matrice [A] del sistema dato che non si hanno momenti in gioco che creano il coupling del sistema trazione flessione e dato che successivamente si vuole estrapolare le proprietà apparenti di modulo del laminato. Per calcolare le proprietà del laminato si deve avere lo spessore. Basandosi sui dati presenti nell'articolo [5], dove si testano provini dello spessore di 1,2,3 mm e dove si hanno le stime di quanto è spesso il core e lo shell nel provino, si è in grado di poter condurre una analisi comparativa al fine di individuare eventuali corrispondenze nei moduli. Nell'articolo infatti sono riportati i moduli in direzione longitudinale e trasversale oltre che il modulo di taglio per tre spessori diversi.

Il calcolo dei valori della matrice [A] sono stati eseguiti con la formulazione seguente:

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^n Q_{ij}^k (z_k - z_{k-1}) \quad (34)$$

Da qui poi si sono estratti i valori di modulo apparente tramite le relazioni riportate nell'articolo [1]

$$\bar{E}_{11} = \frac{A_{11}A_{22} - A_{12}^2}{A_{22}} \quad (35)$$

$$\bar{E}_{22} = \frac{A_{11}A_{22} - A_{12}^2}{A_{11}} \quad (36)$$

$$\bar{G}_{12} = A_{66} \quad (37)$$

$$\bar{\nu}_{12} = A_{12}/A_{22} \quad (38)$$

I risultati ottenuti sono stati valutati al variare della lunghezza di fibra ipotizzata come costante (grafico 11) e poi sono stati valutati al variare del tipo di formulazione con i dati sperimentali e da datasheet.

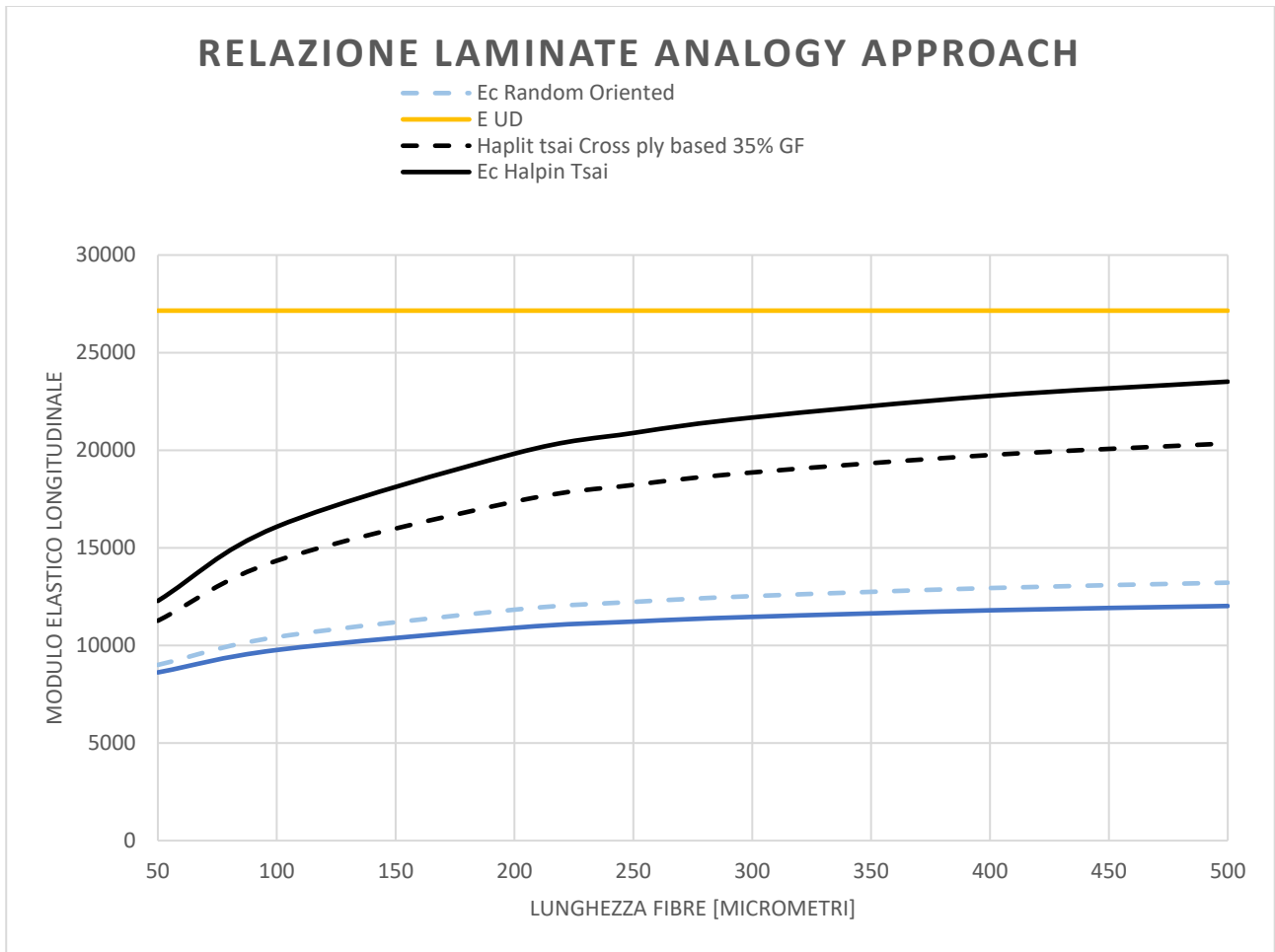


Grafico 11 - Confronto tra LAA e i modelli singoli di HT e ROF

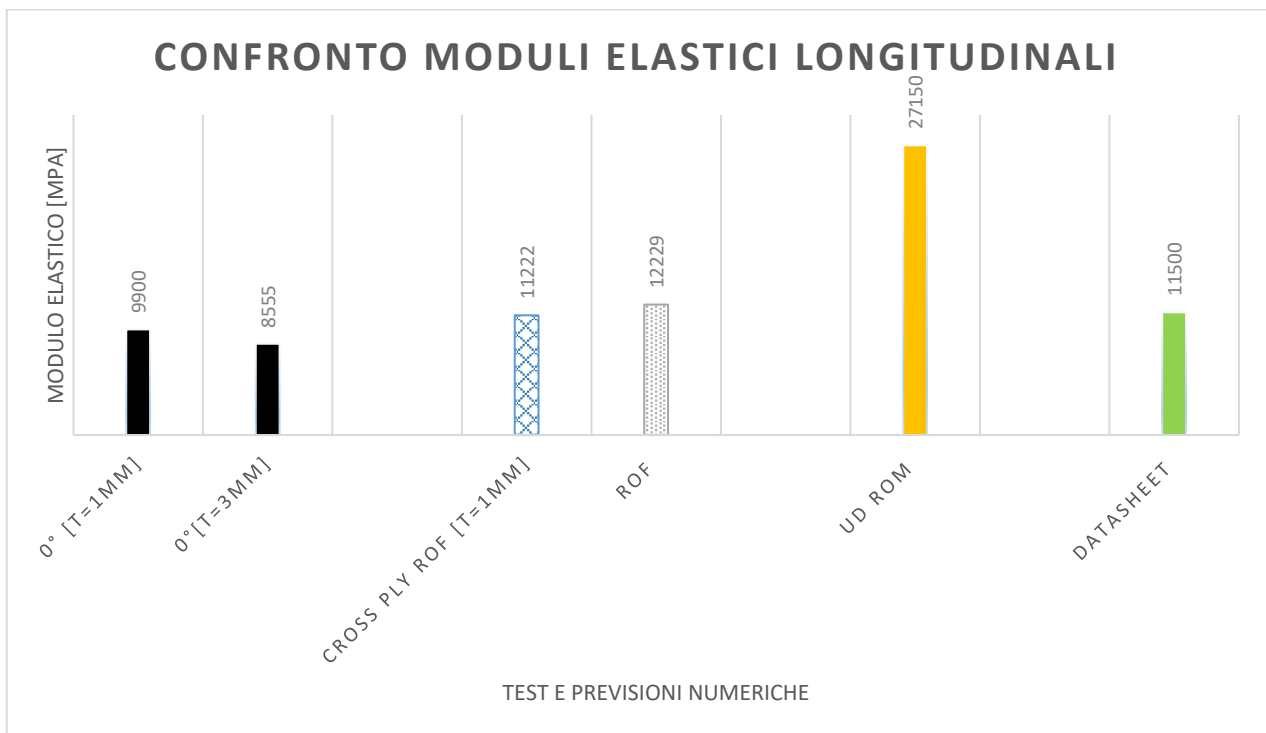


Grafico 12 - confronto dati per PA6+35% GF

Come si può notare dai grafici sopra si vede come la laminate analogy approach tenga conto del fatto di avere un core e di conseguenza un calo di prestazioni, tuttavia come si può notare questa

differenza non è molto marcata. Potrebbe essere più considerevole se, oltre che a considerare la direzione delle fibre globalmente, si potesse considerare la distribuzione localmente, andando a considerare la variazione di orientazione all'interno del ply e la variazione di lunghezza. Di fatto se si considera un cross ply nella quale si utilizzano le funzioni correttive individuate sopra, si è in grado di avvicinarsi sempre di più con il modello al materiale reale. Infatti, [1] si riporta che la formulazione corretta con I funzioni di orientazione e di lunghezza ha un elevato grado di fitting con i dati sperimentali (figura 34).

Elastic modulus of short fibre reinforced polymers

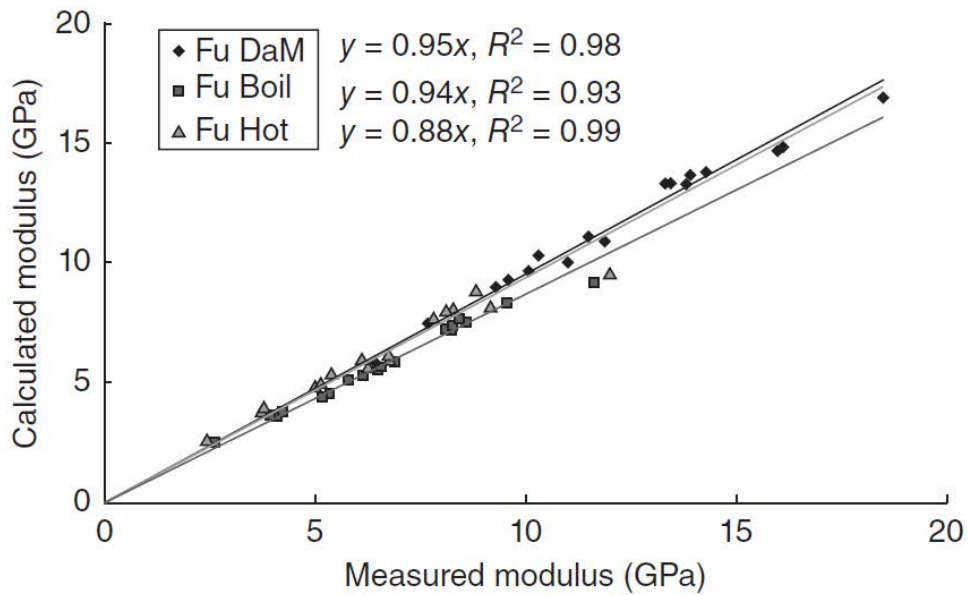


Figura 34 - grafico di confronto Laminare Analogy Approach e dati sperimentali [1]

5.7. Analisi Modello – Elasticità ortotropa

Di seguito si vogliono riportare altre formulazioni utili che denotano altri metodi per studiare e/o analizzare il materiale che possono essere propedeutici alla creazione di una caratterizzazione corretta del materiale o a semplicemente ottenere le informazioni di modulo corrette per andare ad utilizzare programmi o le formulazioni sopra riportate.

I modelli utilizzati ed analizzati fino ad ora sono stati testati ottenendo i dati dei materiali costituenti e cercando di combinarli tra di loro per verificare che il modello potesse essere di facile e veloce utilizzo.

Le formulazioni di seguito riportate hanno il pregio di essere molto più precise delle precedenti, ma con la complicazione di dover ottenere i dati da prove sperimentali e perciò necessitano di più tempo, risorse e precisione. Il fatto di ottenere certi valori non garantisce poi lo studio accurato del componente reale dato che in quel caso si ha un ordine di grandezza di difficoltà maggiore data la complessità geometrica e la distribuzione delle fibre.

Per modellare l'andamento delle tensioni e del modulo elastico, al variare dell'inclinazione delle fibre, si è trovata risposta nell'elasticità ortotropa dei materiali compositi a fibra lunga. Per la definizione della resistenza meccanica ci si basa sulla legge di Tsai Hill relativa al cedimento dei materiali compositi al variare dell'inclinazione delle fibre. [5]

5.7.1. Modulo elastico

Per la definizione del modulo elastico ci si basa sulla teoria dell'elasticità ortotropa che sottostà alle seguenti ipotesi:

- Aderenza perfetta tra gli strati
- Aderenza perfetta all'interfaccia
- Comportamento elastico lineare degli strati costituenti
- Piccoli spostamenti
- Spessore piccolo e più basso rispetto alle altre due dimensioni
- Le deformazioni restano piane
- Il taglio inter laminare è nullo
- Stress planare, quindi non si ha stress inter laminare

Dato che stiamo parlando di materiali compositi a fibra corta le ipotesi in generale non sono rispettate dato che non si può parlare propriamente di una serie di lamine sovrapposte. Tuttavia si può utilizzare la legge per andare a calcolare il modulo al variare dell'angolo tramite un best fit dei dati. Se il comportamento off axis del materiale composito a fibra corta è simile a quello a fibra continua, ipotesi del tutto ragionevole, allora si dovrebbe avere una corrispondenza adeguata. [5]

$$E_x = \left[\left(\frac{1 + 2\nu_{12}}{E_1} + \frac{1}{E_2} - \frac{1}{G_{12}} \right) \cos^4(\vartheta) + \left(\frac{1}{G_{12}} - \frac{2\nu_{12}}{E_1} - \frac{2}{E_2} \right) \cos^2(\vartheta) + \frac{1}{E_2} \right]^{-1} \quad (39)$$

I valori di E_1, E_2, G_{12} sono stati presi come valori di input di best fitting delle prove di trazione eseguite. Così facendo la legge ha portato a ottenere un ottimo best fit. Di conseguenza grazie a poche prove di trazione si è in grado di prevederne il comportamento in direzioni diverse consentendone così una caratterizzazione completa. È ovvio che è necessario disporre dei corretti valori dei moduli longitudinale e trasversale, oltre che di quello a taglio. Se si usassero i valori dei moduli calcolati con le formulazioni proposte sopra si andrebbe a sovrastimare le proprietà meccaniche a sfavore di sicurezza.

5.7.2. Carico di rottura

Per il carico di rottura si esegue un ragionamento analogo utilizzando la formulazione Tsai Hill che va a interpolare i dati ottenuti dalle prove eseguite sui campioni ad angolazioni variabili.

La formulazione utilizzata è la seguente.

$$\sigma_{x,u} = \left[\left(\frac{2}{\sigma_{1,u}^2} - \frac{1}{\tau_{12,u}^2} + \frac{1}{\sigma_{2,u}^2} \right) \cos^4(\vartheta) + \left(\frac{1}{\tau_{12,u}^2} - \frac{2\nu_{12}}{\sigma_{1,u}^2} - \frac{2}{\sigma_{2,u}^2} \right) \cos^2(\vartheta) + \frac{1}{\sigma_{2,u}^2} \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (40)$$

Anche con questa formulazione si è in grado, tramite poche prove statiche, andare a calcolare il completo andamento del materiale a seconda della direzione del carico o della orientazione delle fibre. [5] Come già evidenziato nei capitoli precedenti, la resistenza meccanica e il grado di anisotropia al variare della direzione delle fibre varia al variare dello spessore. Di conseguenza andare a trasportare questi dati in un componente complesso con variazione di spessori e geometrie complesse può non essere banale.

5.8. Meccanismi di danneggiamento materiali SFRC

Da quanto espresso e detto precedentemente sembra sempre più ovvio che per caratterizzare il materiale correttamente e con precisione non bastino delle considerazioni di massima o delle formulazioni approssimate, soprattutto per quanto riguarda il comportamento a rottura.

Si è visto dai grafici che all'aumentare della percentuale di fibra, il comportamento a rottura presenta un comportamento via via sempre più fragile. Secondo norma ASTM D 3039 o la ISO 527-1 lo snervamento si individua allo 0,2% di deformazione e per questo tipo di materiali corrisponde allo snervamento della matrice plastica, ovvero il nylon, che ha un valore molto basso rispetto al reale valore di rottura del materiale. Infatti si rischia di non sfruttare di fatto l'intero potenziale del materiale caricato. Di conseguenza non si può pensare di utilizzare solo questo dato come valore per la progettazione altrimenti i componenti rischiano di essere eccessivamente sovradimensionati. È perciò necessario capire come il materiale si danneggia e come si sviluppa il danneggiamento all'aumentare della deformazione, per poter poi collegare il danno alle proprietà meccaniche. Si accetta di conseguenza di stare lavorando in condizioni di danneggiamento locale che però non porta a propagazioni di cricche o a rotture improvvise di fatto accettando di lavorare nelle stesse condizioni dei compositi a fibra lunga.

In letteratura [4] si è osservato come si evolve il danno tramite micro tomografia in un provino di PA6+ 30%GF testato in condizioni di umidità pari al 50% e con test di trazione statica.

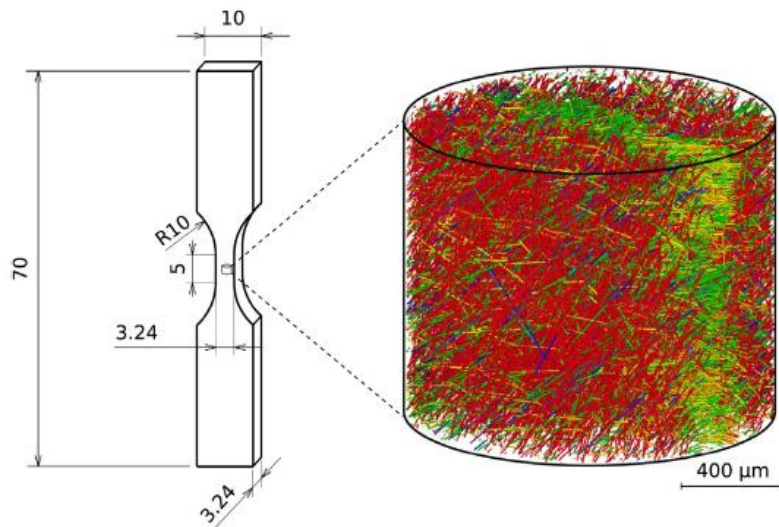


Figura 35 - Micro tomografia campione PA6+30% GF [4]

Innanzitutto si ritrova anche qui la presenza di una struttura shell e un core. Durante la prova di trazione si sono individuati 4 tipi di danneggiamento:

- Danneggiamento a fine fibra
- Fiber failure
- Debonding
- Crescita e propagazione del danno nella matrice

Il danno a fine fibra è dovuto, come evidenziato nei paragrafi precedenti, alla mancanza o scarsità di sizing che crea di fatto delle fibre corte con delle cricche alle estremità.

A mano a mano che il componente viene posto in trazione dalla macchina si ha l'aumento del danno (Figura 35).

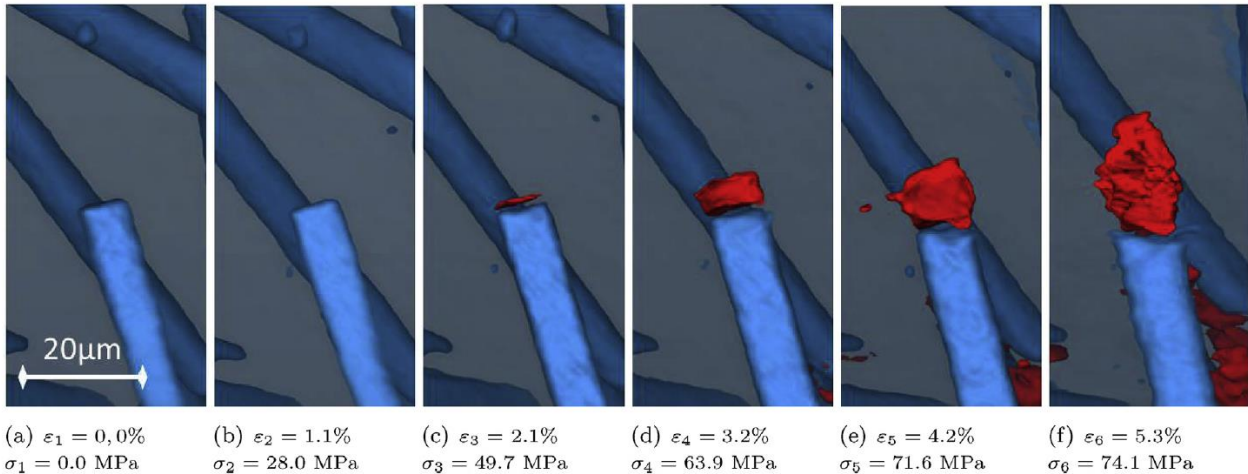
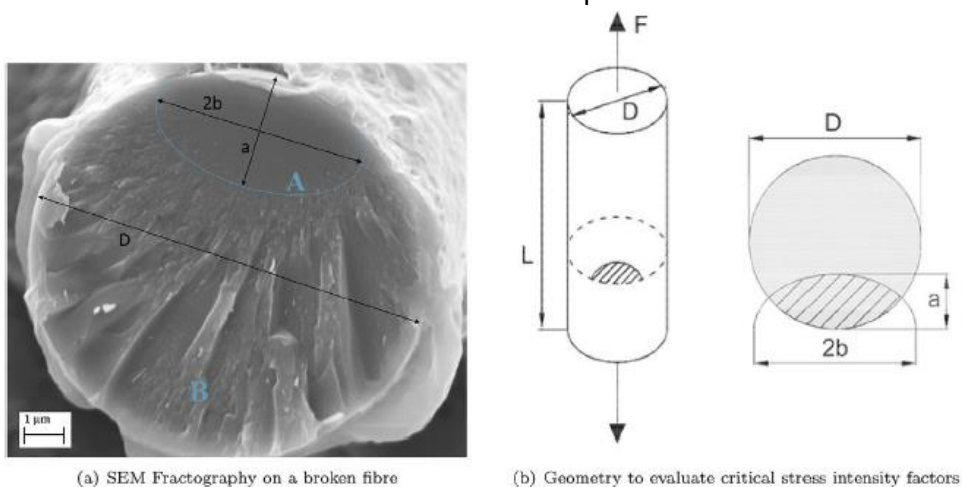


Figura 36 - Danno a fine fibra [4]

La cricca sfocia così in un danneggiamento spaziale localizzato causato dal campo di tensione singolare creatosi per via della cricca e per via dell'interfaccia laterale. La cricca può essere sollecitata a modo misto, modo I o modo II a seconda della sua orientazione. Il danno poi continua in un debonding laterale che mi porta a un debonding parziale o totale della fibra e di conseguenza si ha il pull out nelle fasi finali della prova di trazione portando così alla rottura il materiale.

Altro meccanismo nominato è il debonding della fibra che avviene nelle condizioni commentate sopra, tuttavia un'altra influenza importante è il fatto di avere dei cluster di fibre che ridistribuiscono in maniera diversa le tensioni in una zona facilitandone il debonding. Inoltre eventuali irregolarità superficiali della fibra o nella matrice portano a favorire il danneggiamento e il distacco dalla matrice. Il debonding è stato notato come il meccanismo principale di danno nel core.

La rottura di fibra è facilitata per via delle perturbazioni nello stato tensionale causato dalla presenza di altre fibre nei dintorni, cluster o semplicemente fibre molto vicine tra di loro. Si nota che la fibra tende a rompersi a tensioni molto più basse rispetto alle tensioni nominali di rottura. Questo è dato dalla combinazione di difetti superficiali della fibra, magari cricche che si sono generate nella fase di iniezione e dalle fibre vicine che ridistribuiscono il campo tensionale.



(a) SEM Fractography on a broken fibre

(b) Geometry to evaluate critical stress intensity factors

Figura 37 - cricca su fibra che ne causa la rottura prematura [4]

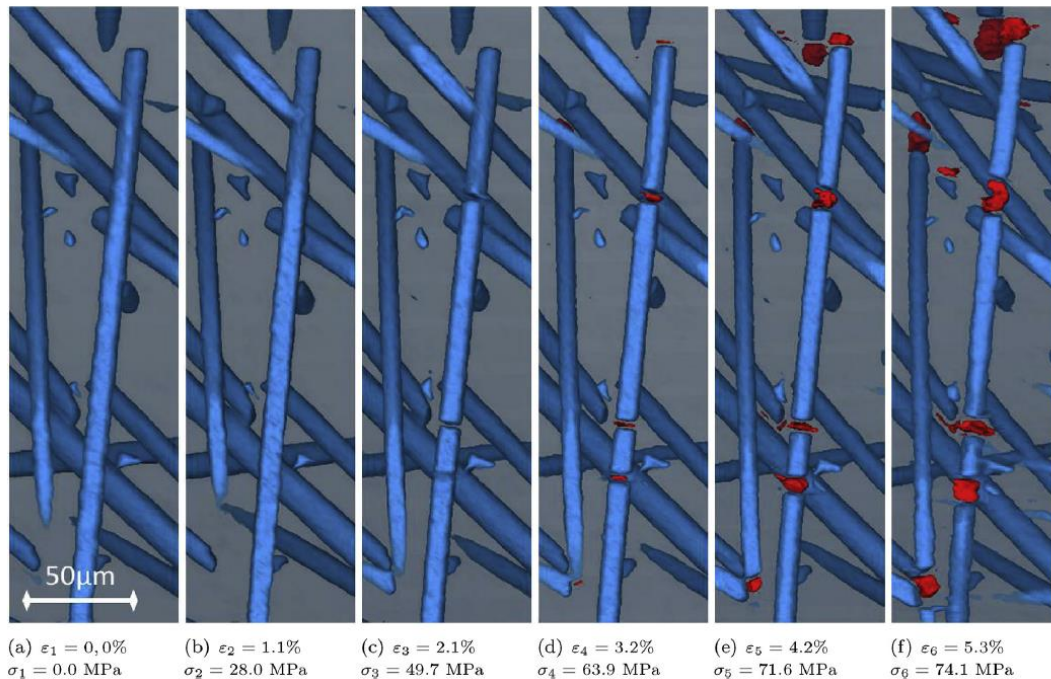


Figura 38 - Rottura di fibra [4]

La rottura della fibra, oltre che ad abbassare il carico che il composito è in grado di sostenere, crea ulteriori zone di danneggiamento che si sviluppano come le precedenti.

Di conseguenza si può affermare che l'orientazione locale delle fibre ha un aspetto fondamentale nella creazione del danno.

Nel voler sviluppare un modello per prevedere il carico di rottura statica del materiale si deve tenere conto di tutti questi tipi di danneggiamenti individuati che hanno un'influenza elevata sul comportamento a rottura.

Il modello proposto nell'articolo [10] prevede lo studio di un RVE (Rappresentative Volume Element) con una orientazione delle fibre generata virtualmente, secondo una funzione polinomiale a due parametri successivamente calibrati su test sperimentali. Successivamente saranno applicate delle condizioni al contorno che consentono di individuare una distribuzione di tensioni allo scopo di trasferirla ad un RUC (Rappresentative Unite Cell) nella quale si applicheranno i principi della micromeccanica all'interfaccia fibra matrice, alla matrice e alla fibra per individuare gli eventuali danneggiamenti. L'analisi sull'RUC sarà eseguita in accordo con la sotto modellazione Il modello è ibrido perché la creazione della RVE è fatta virtualmente, mentre la realizzazione e lo studio del danno sull'RCU è fatto al FEM.

Nel passare dal modello al sotto modello è necessario individuare dei fattori di concentrazione delle tensioni relativi agli stress applicati alla mesoscala $\bar{\sigma}$ e microscala σ .

$$\sigma = M\bar{\sigma} \quad (41)$$

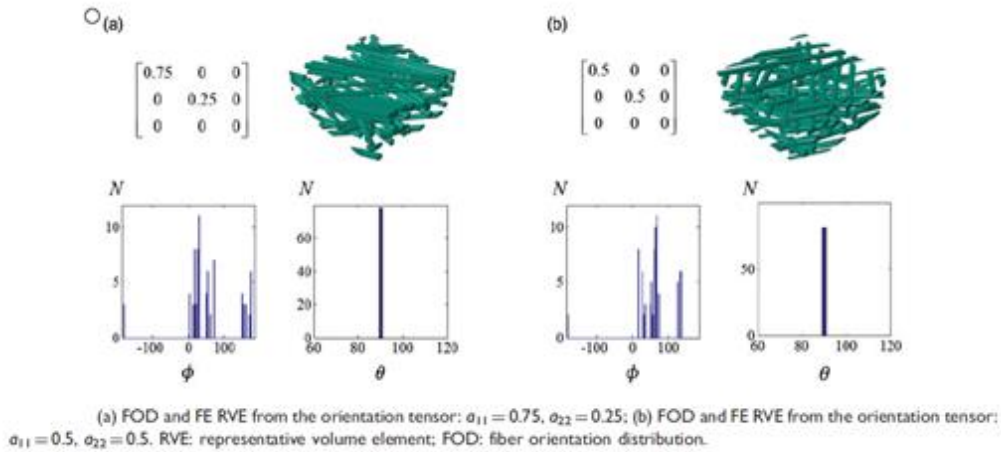


Figura 39 - esempio di cella RVE con orientazione di fibre [10]

I parametri per andare a verificare e calcolare i danneggiamenti all'interno dell'RUC sono stati divisi a seconda che si considerasse fibra, matrice o interfaccia.

Per la matrice si utilizza un criterio di Von Mises modificato che tiene conto della differenza di comportamento in trazione e compressione.

$$\sigma_{eq} = \frac{(\beta - 1)I_1 + \sqrt{(\beta - 1)^2 I_1^2 + 4\beta \sigma_{VM}^2}}{2\beta} \quad (42)$$

Dove β è il rapporto tra carico di trazione e compressione del materiale.

Per la fibra si utilizza il seguente criterio

$$-C_f < \sigma_{f11} < T_f \quad (43)$$

Nel caso dell'interfaccia si ha questa formulazione

$$\left(\frac{\langle t_n \rangle}{Y_n}\right)^2 + \left(\frac{t_s}{Y_s}\right)^2 = 1 \quad (44)$$

Tramite altre equazioni matematiche che coinvolgono le seguenti si è in grado di calcolare il danno locale negli elementi della RUC per poi andare distribuirlo mediante su tutti gli elementi della RUC aggiornando il fattore di danneggiamento. Successivamente, andando ad aggiornare la matrice del danneggiamento e andando a ricalcolare la matrice di rigidità del materiale ottengo un criterio di cedimento globale multilineare che è in grado di seguire e simulare l'andamento reale e il danneggiamento del componente.

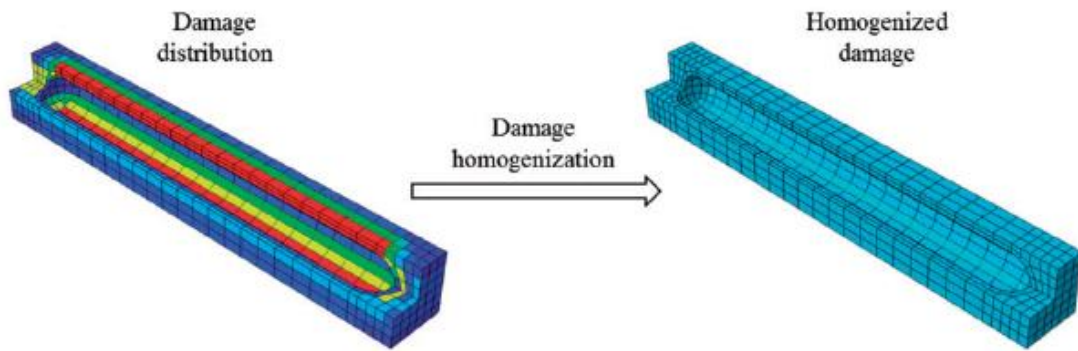


Figura 40 - Omogeneizzazione del danno calcolato nella RUC [10]

Gli step logici da seguire per permettere la corretta stima del danno sono i seguenti:

- Si ragiona per step, vado ad aggiungere dei delta strain allo strain globale innalzandolo sempre di poco.
- Si calcola il local strain andando a utilizzare il transformation tensor.
- Dal local strain ottengo lo stress all'interfaccia tra fibra matrice e alla fibra e alla matrice tramite il fattore di amplificazione delle tensioni.
- Si applicano i criteri per il cedimento.
- Si calcolano i relativi danneggiamenti.
- Si sommano le matrici locali trasformandole.
- Si utilizzano le matrici del danneggiamento sommate per andare a ottenere lo stress strain relation.

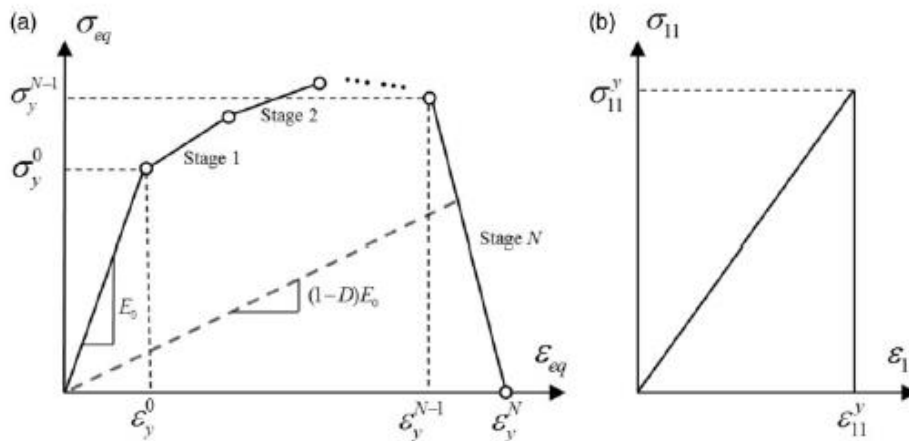


Figura 41 - Andamento della resistenza prevista al variare della deformazione [10]

Il modello è in grado di seguire bene il comportamento del materiale durante la prova di trazione. inoltre anche il tipo di comportamento cambia a seconda della percentuale di fibra evidenziando che il materiale ha un comportamento più fragile nel caso di percentuali di fibra elevate e viceversa.

Il modello tuttavia trascura l'effettiva interazione tra fibre vicine che portano a creare dei danneggiamenti non trascurabili come si è visto precedentemente.

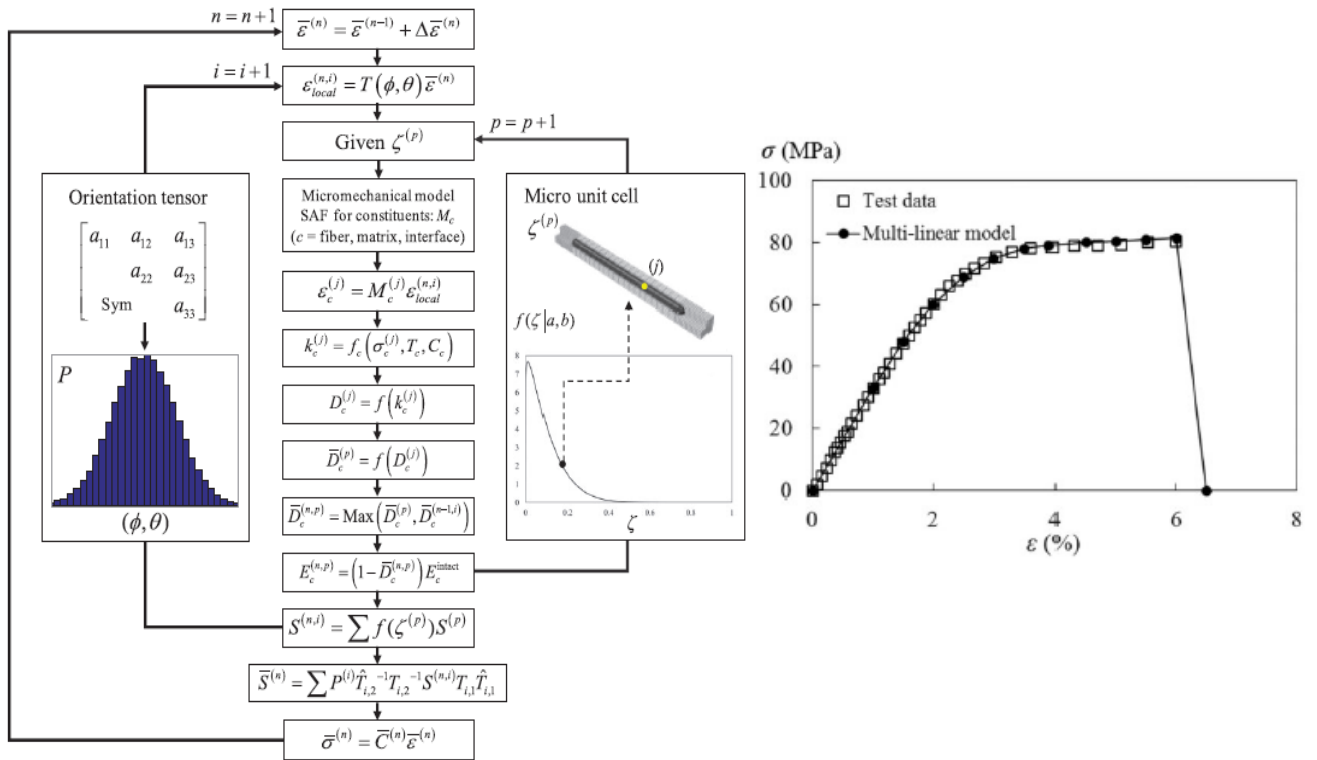


Figura 42 - Flow Chart logico per il calcolo delle proprietà meccaniche con il danneggiamento [10]

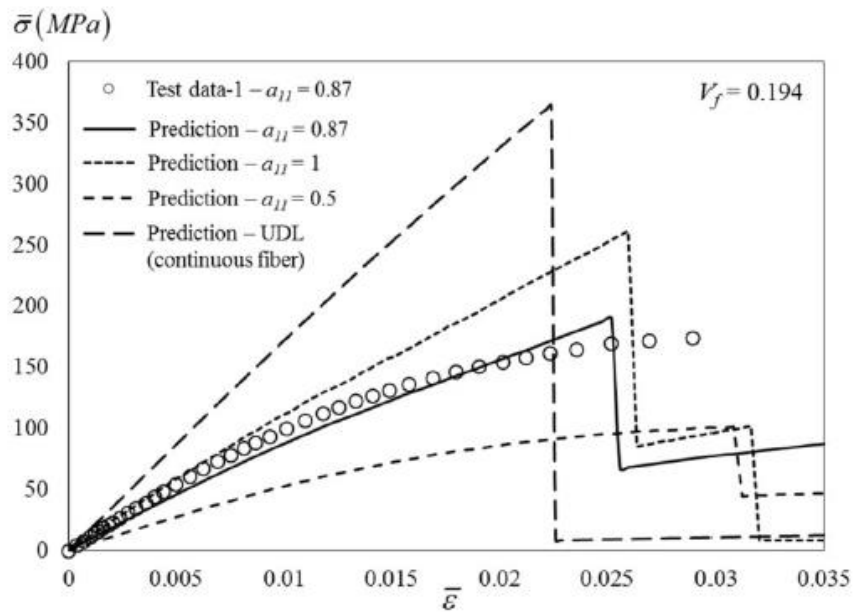


Figura 43 - confronto dati sperimentali e modello al variare delle orientazione delle fibre [10]

5.9. Accenni al danneggiamento a fatica

Nel caso di sollecitazioni cicliche, che portano il materiale a essere sottoposto a fatica, il propagarsi e il crearsi del danneggiamento, è essenziale individuare il giusto metodo di studio del materiale a fibre corte.

Nell'articolo [12] si è studiata ed analizzata la fatica su provini lisci e intagliati, con intaglio ottenuto tramite un inserto dello stampo per simulare effettive variazioni di microstruttura locali dovute alla variazione del flusso del polimero iniettato.

Il materiale non intagliato tende a presentare una propagazione instabile della cricca, questo è dovuto al fatto che la sezione si trova ad una tensione media elevata per cui, appena si forma una cricca che riduce la sezione, la cricca propaga in maniera instabile portando a rottura il provino. Tuttavia in media la vita a fatica dei provini lisci è maggiore rispetto agli altri.

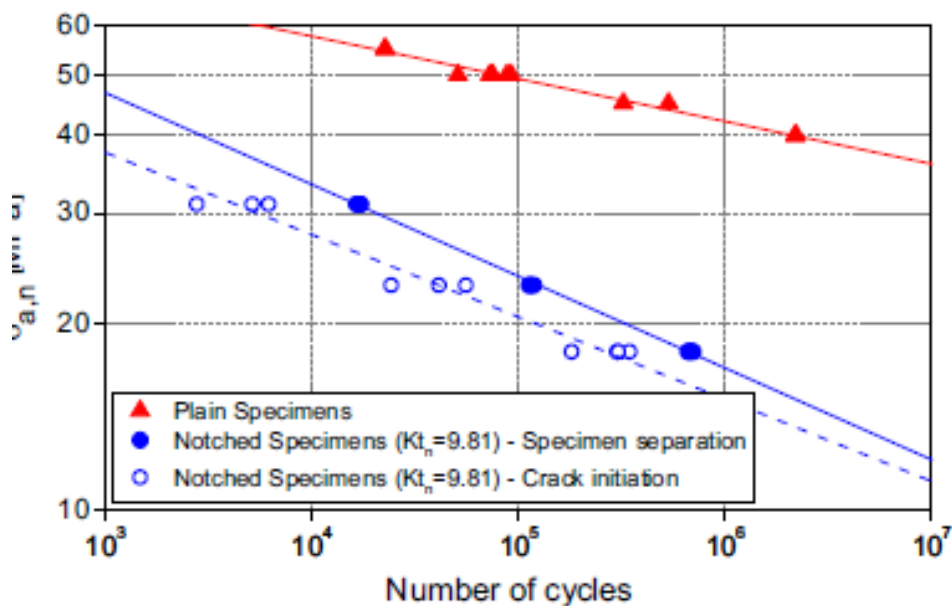


Figura 44 - Confronto tra provino liscio e intagliato: vita a fatica [11]

Nel caso del materiale con l'intaglio, la rottura a fatica avviene in tre principali fasi:

- Nucleazione del danno nell'intorno dell'apice dell'intaglio: si spende una percentuale di vita del provino per innescare la cricca, che tuttavia non è posizionata esattamente all'apice dell'intaglio.
- Propagazione stabile della cricca con una rottura duttile
- Propagazione instabile che genera una superficie definita come micro duttile

Inoltre in generale i provini intagliati presentano una rottura più duttile con un maggior numero di fibre rotte generate dal tipo di sollecitazione (tensione-tensione, tensione-compressione) che generano local bendig e buckling della fibra.

La nucleazione delle cricche avviene nelle zone di sizing interrotto a causa della rottura della fibra, in prossimità di cluster di fibre e in zone nel quale sono presenti difetti all'interno della matrice o interfaccia fibra matrice.

Le superfici di frattura evidenziano che le cricche si creano e propagano grazie alla formazione e coalescenza di micro vuoti. Nel caso del materiale intagliato si ha che la cricca si sviluppa nei dintorni dell'apice. Questo è dovuto al fatto che il materiale localmente, a causa della variazione geometrica imposta, ha una microstruttura diversa.

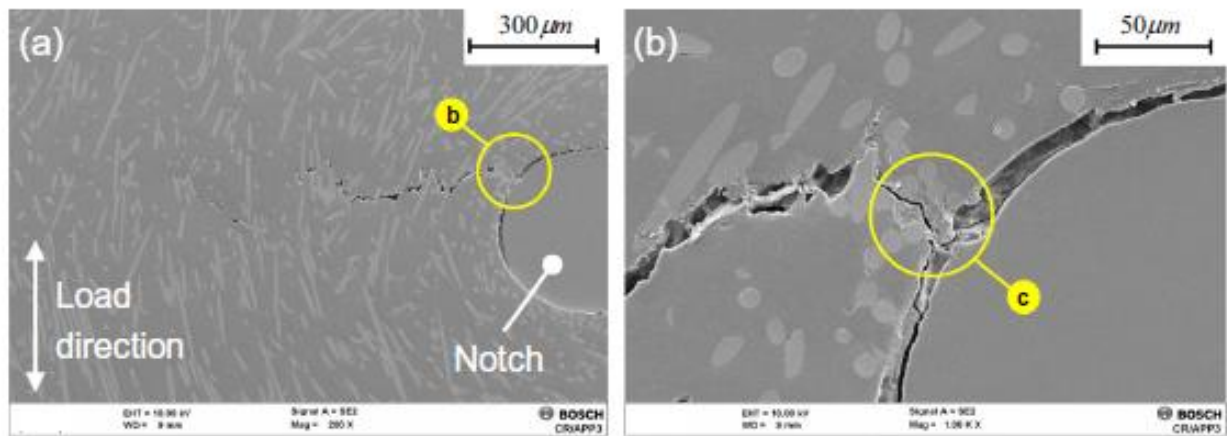


Figura 45 - Micrografia all'apice dell'intaglio [11]

La concentrazione di tensioni di conseguenza non è vincolata all'apice ma trasla per via della redistribuzione locale delle tensioni generate dalle fibre. Le fibre inoltre non sono trasversali o longitudinali, ma essendo che il flusso del polimero fuso ha impattato con l'inserto, le fibre si dispongono lungo lo spessore. La cricca nasce nel punto più sollecitato che dipende dalla microstruttura locale che è caratterizzata da fibre lungo lo spessore e cluster di fibra che concentrano e perturbano ulteriormente le tensioni.

La propagazione della cricca è caratterizzata da un percorso a zig zag tra le altre cricche per evitare ostacoli e seguire il percorso con minor energia libera.

Se si va ad analizzare ulteriormente la zona nel quale è presente la variazione geometrica caratterizzata dall'inserto si osserva la microstruttura seguente

E. Belmonte et al. / Polymer Testing 54 (2016) 250–259

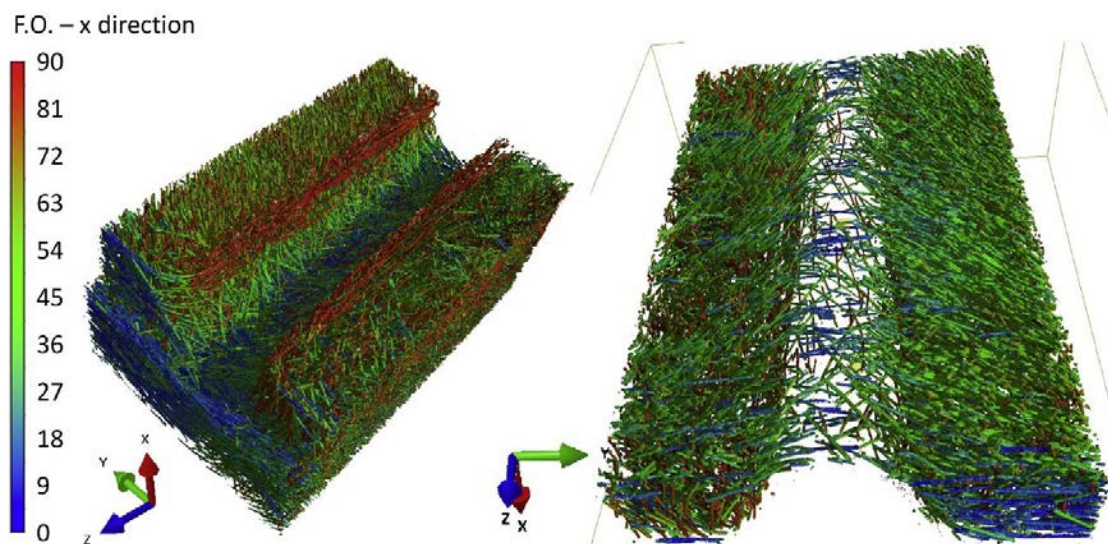


Figura 46 - tomografia della zona attorno all'intaglio [12]

Dalla figura 45 si nota bene come il materiale tenda a variare la sua microstruttura con le fibre che hanno un andamento preferenziale attraverso lo spessore a causa della variazione di flusso imposta. Anche la percentuale di fibre attorno all'inserto non è come quella del materiale ma è inferiore, riducendo ulteriormente le proprietà meccaniche.

Per verificare che la cricca nasca e segua i percorsi a maggior tensione è stata eseguita una analisi agli elementi finiti ricostruendo il layer nel quale è stata notata la cricca per attestare che la causa della sua creazione è un campo di tensioni perturbato che ha il picco nell'intorno dell'intaglio dove si concentrano i cluster di fibra.

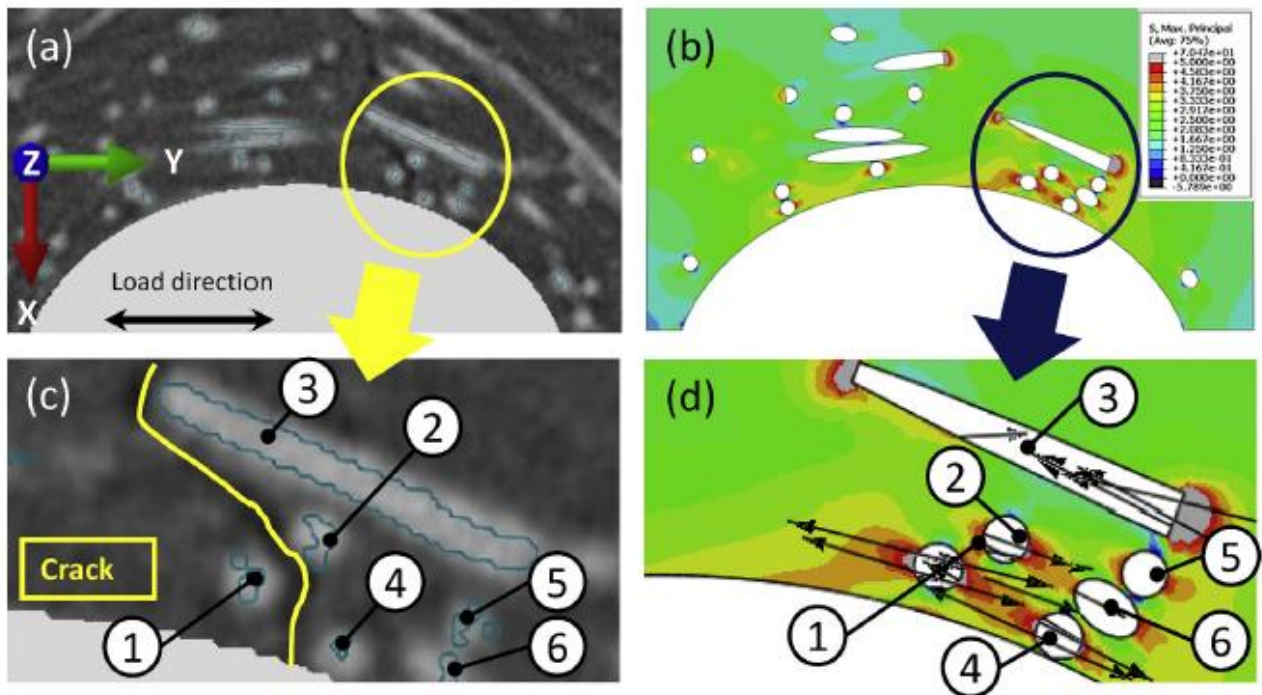


Figura 47 - Campo di concentrazione delle tensioni all'apice dell'intaglio nei dintorni del cluster - confronto con micrografia [12]

Come si nota dall'immagine 47 la concentrazione di tensioni in quella zona è elevata ed inoltre la direzione del principal stress è perpendicolare alla direzione di apertura della cricca.

La propagazione della cricca è poi influenzata dai cluster di fibre presenti.

Di conseguenza è naturale pensare che la percentuale di fibra influenzi ulteriormente la facilità con il quale una cricca nasce e propaga [13].

Maggiore è la percentuale di fibra inserita all'interno del polimero vergine, maggiore è la resistenza meccanica e la fragilità ma è anche più elevato il grado di allineamento e le fibre risultano essere più corte. Osservando le superfici di frattura e confrontando i dati dei test dei provini testati nell'articolo [13] si nota come più alta è la percentuale di fibra più bassa è la percentuale di vita a fatica spesa per innescare la cricca, tuttavia si nota un aumento della vita totale del componente prima della rottura.

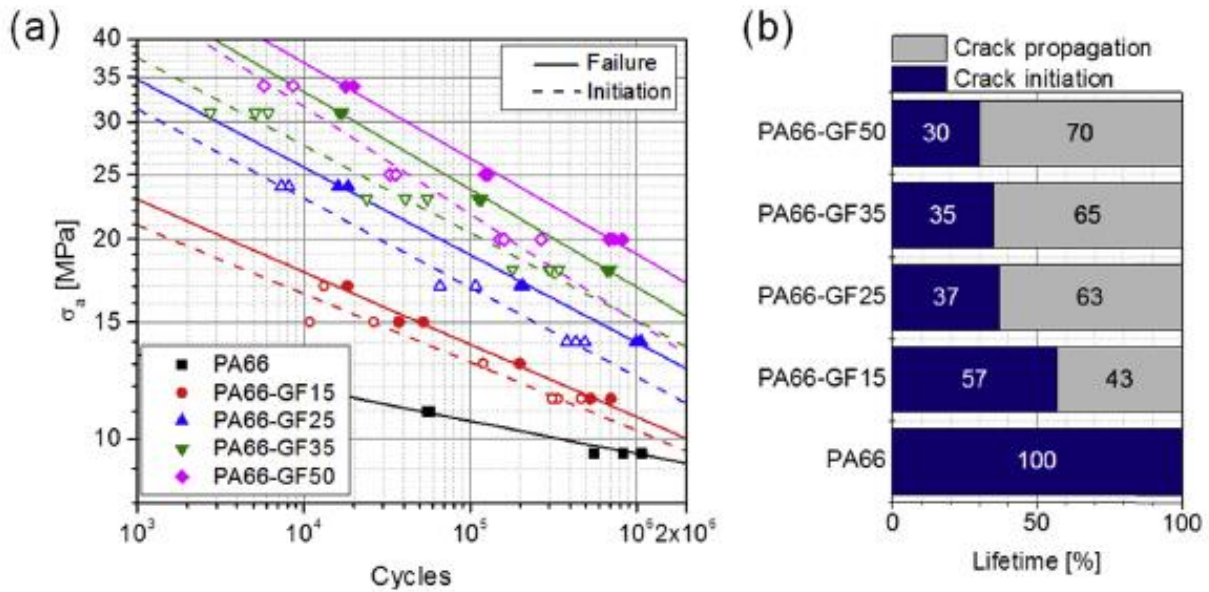


Figura 48 - Vita a fatica al variare della percentuale di fibra di vetro inserita

Da ricordare è che la vita a fatica spesa per l'innescò della cricca dipende, molto dalla geometria dell'intaglio dato che è essa che genera una variazione nella microstruttura locale.

L'aumento della vita a fatica del materiale con più fibra di vetro è dovuto al fatto di avere maggior ostacoli da schivare e maggior numero di fibre da tagliare e di conseguenza il percorso della cricca si allunga generando così un crack grow rate molto basso allungandone la vita a fatica.

La cricca risulta essere influenzata dalle formazioni di cluster che sono evitati durante il percorso di crescita della cricca.

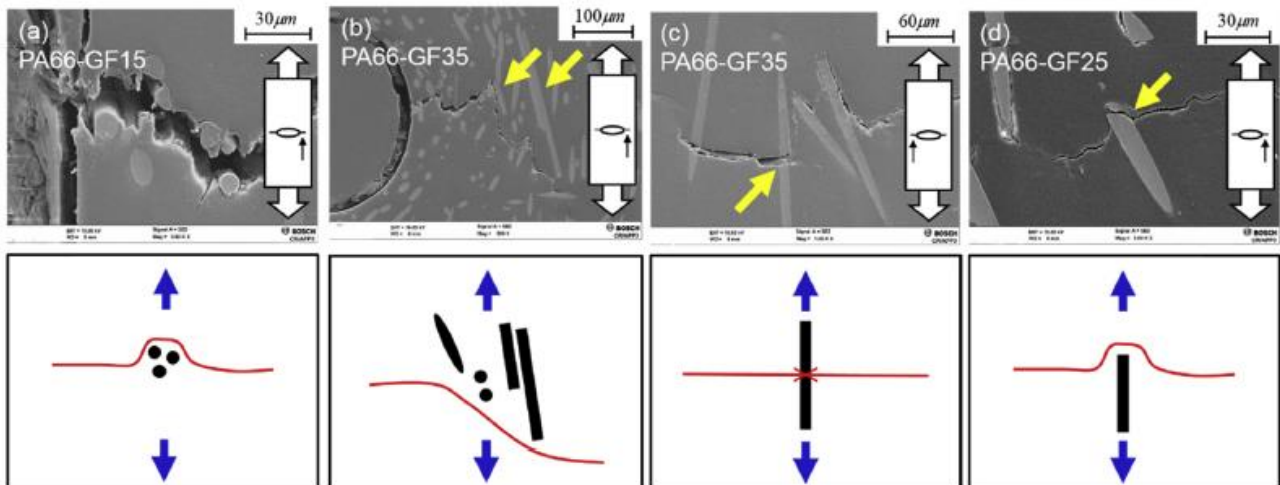


Figura 49 - Percorso di cricca nel nylon + 35% GF [13]

Lo splitting delle fibre di vetro a causa della cricca è più evidente ad alte percentuali di fibra dato che il percorso di cricca tende ad essere molto più complesso e di conseguenza il percorso con minor energia libera può essere che obblighi la cricca a rottura della fibra.

6. Considerazioni sulla modellazione del materiale e test agli elementi finiti

Di seguito si vuole illustrare il metodo utilizzato per modellare il materiale partendo dai dati ottenibili dalla scheda tecnica fornita dal fornitore o individuabile su banche dati online, per poter andare ad eseguire dei calcoli o delle analisi agli elementi finiti in favore di sicurezza ed evitare di sottodimensionare il componente o avere un coefficiente di sicurezza statico basso.

Dato che una proprietà relativamente molto importante per il mondo foto-video è la rigidità relativa dei singoli componenti, è essenziale assicurare certi livelli di rigidità nel caso di carichi esterni e la cosa diventa ancora più importante se si eseguono i componenti principali in materiale composito a fibra corta.

Inoltre il metodo che si vuole proporre deve essere veloce e efficace per permettere simulazioni rapide, senza introdurre non linearità o calcoli molto complessi e laboriosi dato che si sta parlando di pre-ottimizzazione e, solo nella fase finale di verifica del design, si andrà a predisporre un modello curato e preciso con la possibilità di coupling tra Moldflow e Ansys oltre che un dispendio maggiore nel modellare il materiale utilizzando curve multilineari inserite all'interno di Ansys o formulazioni più complesse.

Per andare a validare analiticamente il metodo si confronteranno i risultati con diversi test agli elementi finiti eseguiti su componente semplice con il materiale che varierà a seconda del tipo di modello scelto per rappresentarlo. Di conseguenza si avrà un confronto tra lo stesso modello semplice di geometria caratterizzato da materiale isotropo, con i dati prelevati direttamente da datasheet, materiale ortotropo con le proprietà calcolate con la laminate analogy approach, materiale isotropo semplificato, modellato andando ad applicare le considerazioni elencate al paragrafo 6.1 e poi si trarranno considerazioni in base a come le fibre si disporranno all'interno di un provino simulato tramite mold flow. Successivamente si testeranno questi modelli e si confronteranno per un componente complesso testato a flessione e si trarranno le conclusioni relative al test su componente reale.

6.1. Modello per rappresentazione SFRC agli elementi finiti

Il modello identificato per la caratterizzazione dei SFRC agli elementi finiti è un modello di materiale isotropo con le seguenti ipotesi di rigidità e resistenza:

$$E' = \frac{E}{2} \text{ condizionato a } 23^{\circ}\text{C}$$

La rigidità, ovvero il modulo elastico del materiale, in tutte e tre le direzioni è preso pari a metà del modulo elastico del materiale condizionato ottenuto da prova sperimentale o individuato da datasheet.

La prima considerazione da fare per dare fondamento al modello scelto è data dal fatto che, come visto in precedenza, il materiale tende a ridurre il proprio grado di anisotropia all'aumentare dello spessore (figura 49) per cui, dato che lo spessore dei componenti in analisi è mediamente attorno

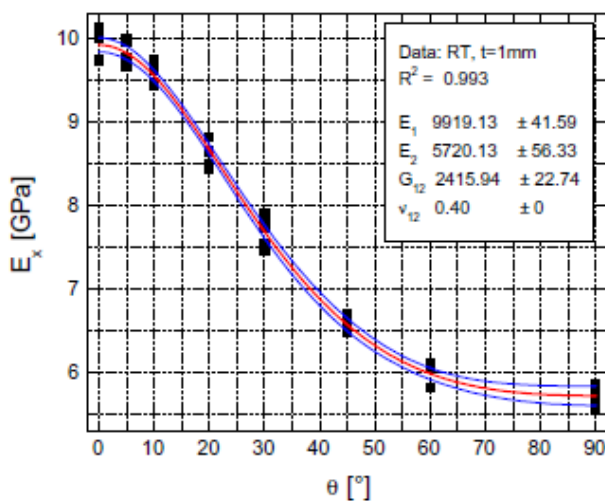
ai 3- 4 mm è ragionevole pensare che il comportamento sia molto simile a quello di un materiale isotropo.

Come seconda motivazione, il modulo elastico letto da datasheet corrisponde al modulo elastico di un provino iniettato che ha di conseguenza la struttura shell e core. Generalmente la direzione di iniezione corrisponde alla direzione di prova di trazione e corrisponde perciò al valore del modulo elastico più elevato che coincide, per analogia, al modulo elastico E_{11} . Dato che è molto difficile ottenere un componente con geometria complessa che abbia la stessa microstruttura di un provino, con le pelli shell e core ben distribuite e distinguibili, si presume che la maggior parte degli sforzi non agirà nella direzione di massimo allineamento ma in direzioni diverse e con la peggiore delle ipotesi, in direzione trasversale alle fibre. Di conseguenza per tutelarsi da questa incertezza sulla distribuzione delle fibre, che in fase di pre-ottimizzazione e non può essere smarcata, si assume in favore di sicurezza il modulo più basso che generalmente coincide a metà del modulo massimo misurato (figura 49)

Altra giustificazione nell'adottare questo metodo riguarda il fatto che se in alcuni punti lo spessore scendesse sotto 1 mm o si avessero perturbazioni nel flusso generate dalla geometria che crea delle riduzioni di percentuale di fibra localizzate e delle orientazioni trasversali allora in quei punti il materiale sarebbe soggetto ad un danneggiamento più elevato e soggetto alla creazione di cricche. Abbassando il modulo elastico ci si tutela anche da questo problema.

Infine si deve considerare che si è in fase di pre-ottimizzazione e di conseguenza non si dispone né di stampo, né di parametri di stampaggio dato che non si sa chi e come farà il componente e si devono eseguire molte analisi e modifiche della geometria a seconda delle varie richieste e considerazioni che nascono dallo sviluppare e condividere il progetto con le varie aree dell'azienda. Di conseguenza eseguire delle simulazioni molto pesanti e dispendiose dal punto di vista del tempo non permetterebbe di essere efficienti in questa fase. Per cui scegliere un modello molto semplice ma al contempo efficace e sicuro mi permette di ottimizzare il materiale e la geometria e definire dei vincoli geometrici che pii dovranno essere rispettati durante la seconda fare di progettazione che riguarda la creazione del design.

(a) thickness = 1 mm



(c) thickness = 3 mm

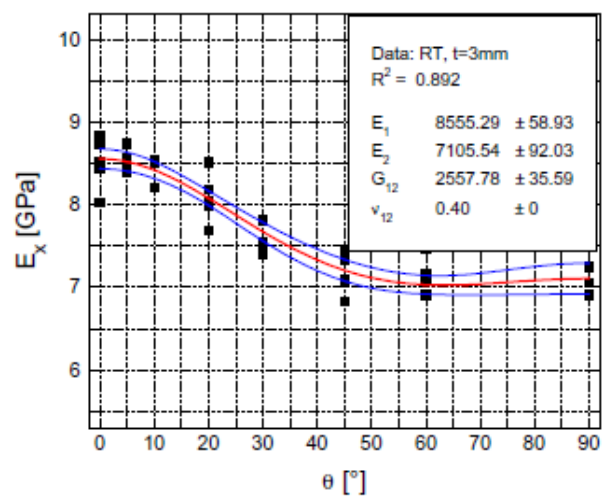


Figura 50 - Confronto moduli elastici al variare dello spessore del provino [5]

Altra considerazione non banale è che i componenti della quale la testa è costituita sono sottoposti a sbalzi termici che possono essere importanti oltre che a delle condizioni atmosferiche molto varie. Questo, come visto nei capitoli precedenti, porta ad un ulteriore diminuzione del modulo e della

resistenza del materiale con valori che possono diminuire fino ad un limite massimo del 50%. Per cui l'ipotesi di considerare il modulo dimezzato garantisce una salvaguardia anche da questi fattori. Per il carico di rottura i ragionamenti sono analoghi a quelli sopra e di conseguenza sarebbe opportuno andare a considerare un carico di rottura pari alla metà, tuttavia si sceglie la seguente relazione.

$$\sigma'_{sn} = 0,7 \cdot \sigma_R \text{ condizionato a } 23^{\circ}\text{C}$$

Questa scelta trova giustificazione nel fatto che il comportamento del materiale a rottura a trazione trova una differenza in positivo del 60% rispetto che alla rottura a flessione. Dato che i componenti geometrici in gioco sono complessi e le sollecitazioni sono riassumibili a momenti flettenti e torcenti che per cui generano carichi di flessione, andare a scegliere un carico di rottura pari alla metà rischia di compromettere troppo il dimensionamento del sistema.

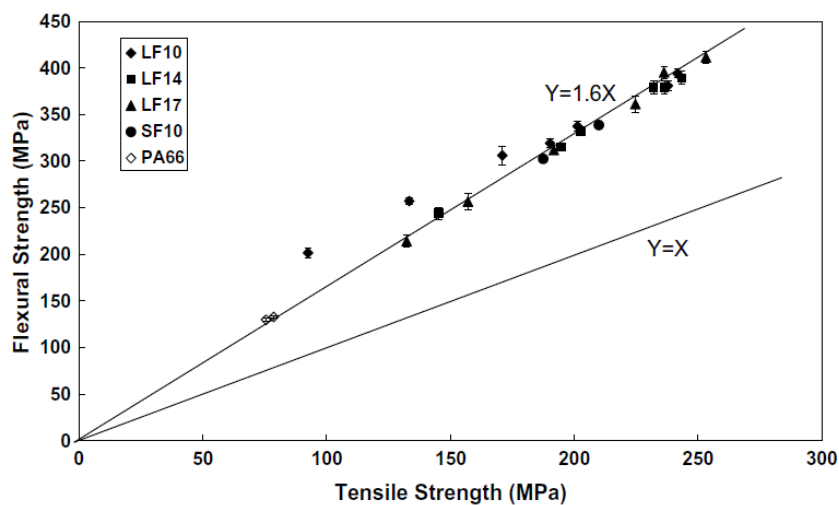


Figura 51 - Resistenza a trazione paragonata a resistenza a flessione [1]

Inoltre il comportamento a rottura del materiale segue un andamento lineare o approssimabile a una linea retta durante le prime fasi di per poi andare a scemare in un comportamento plastico predominante causato dal danneggiamento sempre più crescente. Come si vede dalla figura 51 si ha che il materiale modellato con l'ipotesi di abbassare del 30% il carico di rottura porta il modello a stare a favore di sicurezza con tensioni inferiori ma a vantaggio di sicurezza e con un andamento molto simile alla parte lineare o a basso danneggiamento. Inoltre la sicurezza nell'abbassare il carico di rottura è che si abbassa il valore di allungamento a rottura che porta a considerare il materiale con un'energia utile assorbibile inferiore e di conseguenza mi porta ad aggiungere un ulteriore sicurezza nella rottura del materiale che arriverà a non cedere di schianto, rischiando di danneggiare l'attrezzatura posta sopra, ma a cedere più lentamente e ad "avvisare" della rottura. Ci si tiene questa area utile per aumentare la sicurezza nel caso di mis use o di sovraccarichi imprevisti.

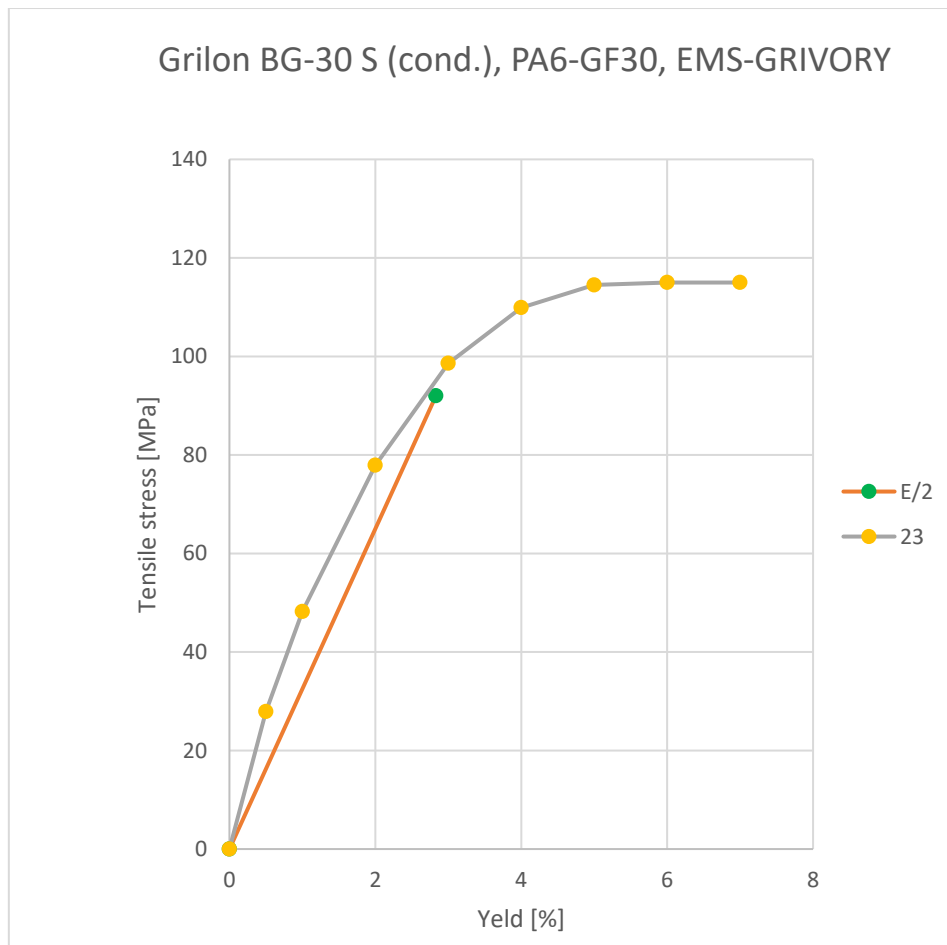


Grafico 13 - grafico del comportamento del materiale e ipotesi semplificativa

Una volta definito il modello scelto per la parametrizzazione del materiale sotto le ipotesi giustificative elencate è necessario andare a verificarne l'effettiva efficacia: si predisporranno dei test agli elementi finiti con diversi tipi di modellizzazione del materiale e si verificherà la bontà del metodo scelto. I test saranno eseguiti su una geometria molto semplice: una piastra forata che sarà parametrizzata dai seguenti modelli:

- Isotropo: in base alle considerazioni indicate dovrebbe essere quello che restituisce deformazioni e tensioni più elevate a parità di deformazione esercitata.
- Isotropo semplificato: è il modello scelto e commentato sopra
- Ortotropo cross ply: il modello si compara con la parametrizzazione cross ply con due strati a 0° per gli shell e 90° per il core secondo le percentuali standard alla quale sta in rapporto lo shell e il core. Lo si analizzerà al variare dello spessore e delle teorie scelte per decidere le costanti elastiche degli strati.
- Moldflow Ansys coupled: si vuole esportare il campo di orientamento delle tensioni analizzato su moldflow per poi andare a confrontare i valori con quelli del modello isotropo: lo scopo è che il modello isotropo sia ancora in favore di sicurezza, ma non troppo, rispetto a questa simulazione che si considera esatta o molto precisa in base a le informazioni riportate nel paragrafo 6.2.

6.2. Confronto FEM tra isotropo e MF Oriented.

In letteratura sono presenti dei confronti tra modi di comportamento del materiale che danno un'idea di cosa ci si può aspettare nell'andare ad eseguire un'analisi con rigidità di un SFRC Isotropo e di un SFRC MF Oriented, ovvero considerando il flusso di iniezione del polimero e di conseguenza il campo di orientazione delle fibre.

La differenza maggiore sta nel fatto che a seconda della geometria ho variazioni di spessori e di percorsi di flusso che portano ad avere una distribuzione di fibre molto complessa e difficile da prevedere. I sistemi di Injection Moulding Analysis come MoldFlow consentono di prevedere la distribuzione e orientazione con un certo grado di accuratezza, tuttavia la possibilità di sbagliare nell'utilizzo di questi è elevata se non si conoscono esattamente i parametri e le condizioni di iniezione (raffreddamenti, pressioni, canali posizione e tipo di iniezione).

Nel caso dell'articolo [14] dal confronto tra le proprietà ottenute testando provini prelevati da un iniettato e un sistema simulato, si è rilevata una differenza nelle proprietà del 10% nel caso di zone molto complesse nel quale i flussi non erano né chiari né ben definiti, e un 3-4% nelle zone nel quale si riusciva a prevedere il flusso. Dalle simulazioni eseguite nell'articolo [15] si è notato che la differenza tra andare a considerare il materiale isotropo o ortotropo rispetto a quella sperimentale, era molto elevata.

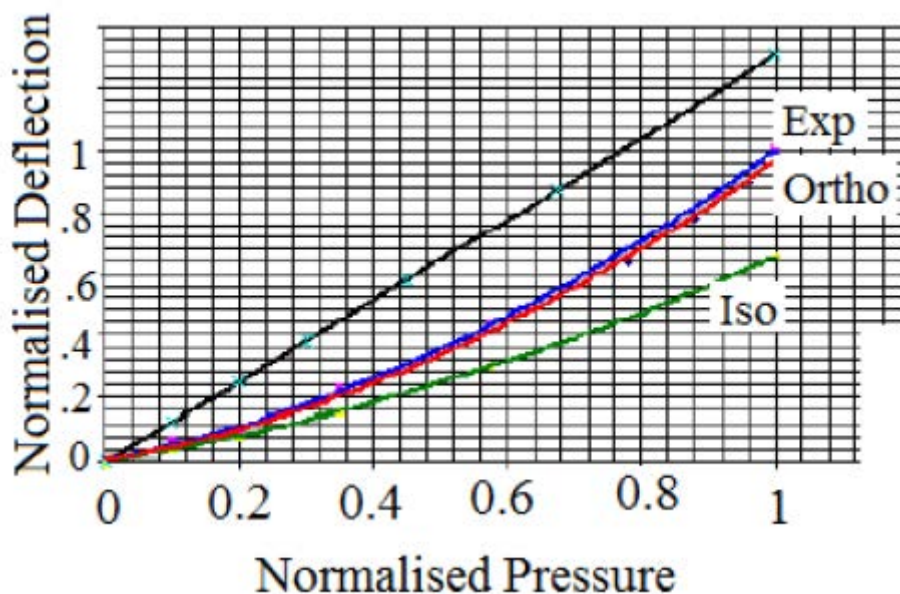


Figura 52 - Confronto deformata tra Isotropo e Ortotropo con orientazione di fibre e risultati sperimentali [15]

Nel caso di un PA 6 + 35% di GF, dove da datasheet si ha un modulo di circa 11500 MPa, se si simula il riempimento e si analizza il modulo nelle tre direzioni si vede che il modulo varia e arriva ad un massimo di 6024 MPa nella direzione trasversale alle fibre andando di fatto ad essere inferiore del 45% e di conseguenza a ridurre la rigidità. Considerare isotropo il sistema avrebbe portato a considerare 11500 MPa nella direzione trasversale commettendo un errore

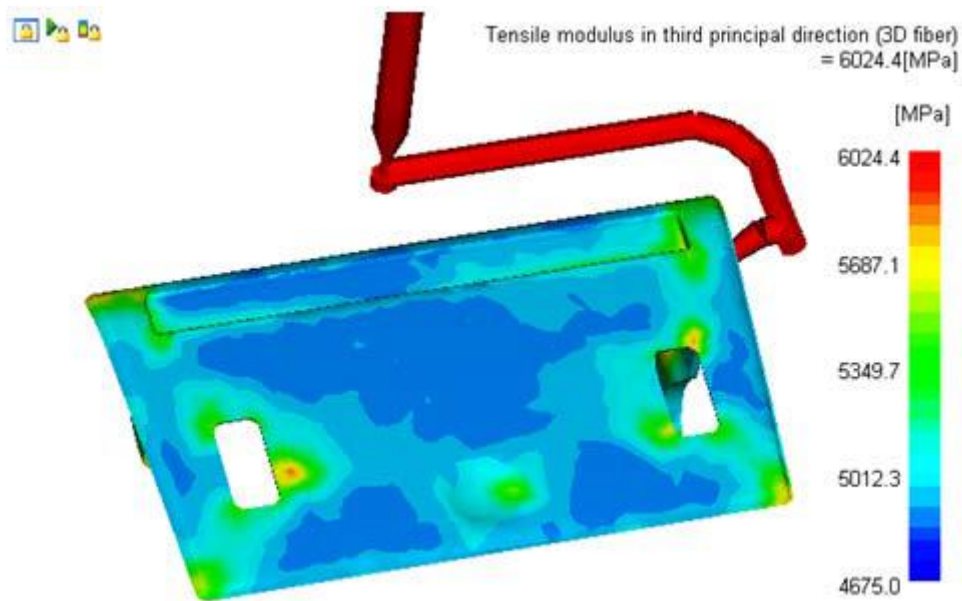


Figura 53 - modulo elastico nella terza direzione principale del componente con iniezione di fibre [15]

6.3. Modellizzazione e validazione modello isotropo con test Ansys su piastra forata

Lo scopo di questi test agli elementi finiti consiste nell' andare a validare il modello di materiale isotropo semplificato come metodo veloce e sicuro per analizzare gli assiemi e i componenti senza sovraccaricare il sistema di calcolo ed allungare troppo i tempi di analisi. Infatti si andrà a testare un provino semplice con un foro con tre diverse metodologie per andare a verificare che il sistema sia caratterizzato correttamente ottenendo le reazioni vincolari esercitate che saranno comparate allo scopo di analizzare a che deformazione e con che valore di forza avviene la rottura.

Come prima cosa si settano i materiali; il materiale preso in analisi è un PA6+30%GF della DuPont. Le proprietà meccaniche sono definite in tabella

Materiale	Tipo di materiale	Modulo [MPa]	Carico di rottura [MPa]
Zytel® 73G30HSL NC010	PA6 + 30%GF	6000	120

Tabella 3 - proprietà meccaniche materiale utilizzato come analisi

In questo caso si è scelto un nylon caricato al 30% perché si hanno eventualmente delle risposte da poter confrontare con le proprietà individuate nella letteratura dei capitoli precedenti.

Il materiale è stato modellato secondo le quattro seguenti ipotesi:

- Materiale plastico: si è presa esattamente la curva di tensione deformazione individuata dai datasheet online e si è andata a riportare in Ansys. Si è trattato il materiale come isotropo con il modulo preso direttamente da datasheet. Si andrà a verificare se il metodo di analisi può coincidere con la realtà in termini di deformazioni e comportamento meccanico e se è utilizzabile.

- Materiale isotropo: si è preso il modulo riportato da datasheet, ovvero 6000 MPa condizionato, senza ipotizzare correzioni e si è impostata un'analisi lineare isotropa.
- Materiale isotropo semplificato: si è analizzato il provino con il materiale isotropo con le considerazioni fatte secondo il modello descritto precedentemente.

Delle tre configurazioni si confronteranno i valori di forza misurati e il tempo di calcolo impiegato per andare a risolvere il sistema. Si commenteranno per andare ad assegnare un grado di sicurezza

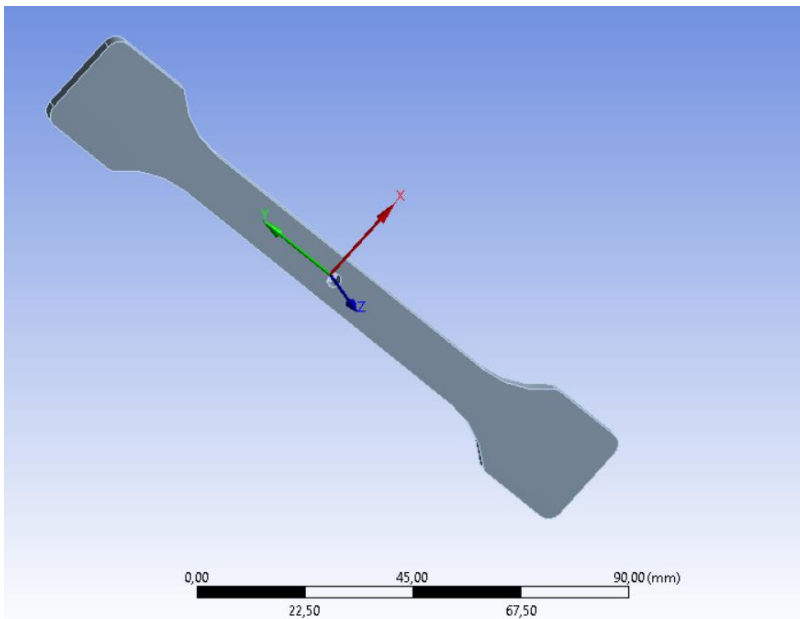


Figura 54 - provino utilizzato per la prova di trazione ad elementi finiti

al sistema e capire in cosa le simulazioni possono trarre in inganno, andando così ad avere un parametro di controllo per le simulazioni che saranno utilizzate in pre-ottimizzazione.

Il provino analizzato ha la seguente geometria, dove tutte le dimensioni sono state ottenute da norma UNI EN ISO 527. È stato aggiunto il foro centrale per simulare la presenza di inserti nello stampo e si è mantenuto lo spessore di 3 mm che consente di affermare che l'ipotesi di isotropia sia valida entro certi limiti .

Lo stesso provino, prima di essere analizzato agli elementi finiti, sarà studiato in una prova di iniezione che

consente di andare ad osservare come le fibre si dispongono all'interno del materiale. Infatti, come già visto precedentemente in letteratura, la disposizione delle fibre attorno agli inserti è generalmente critica per il fatto di avere un abbassamento delle proprietà.

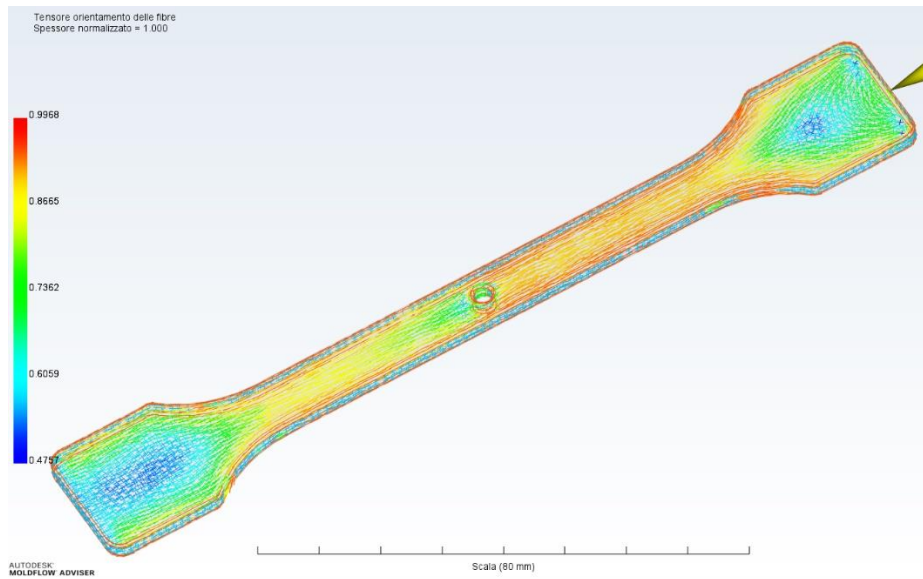


Figura 55 - analisi tensore fibre con studio dual domain

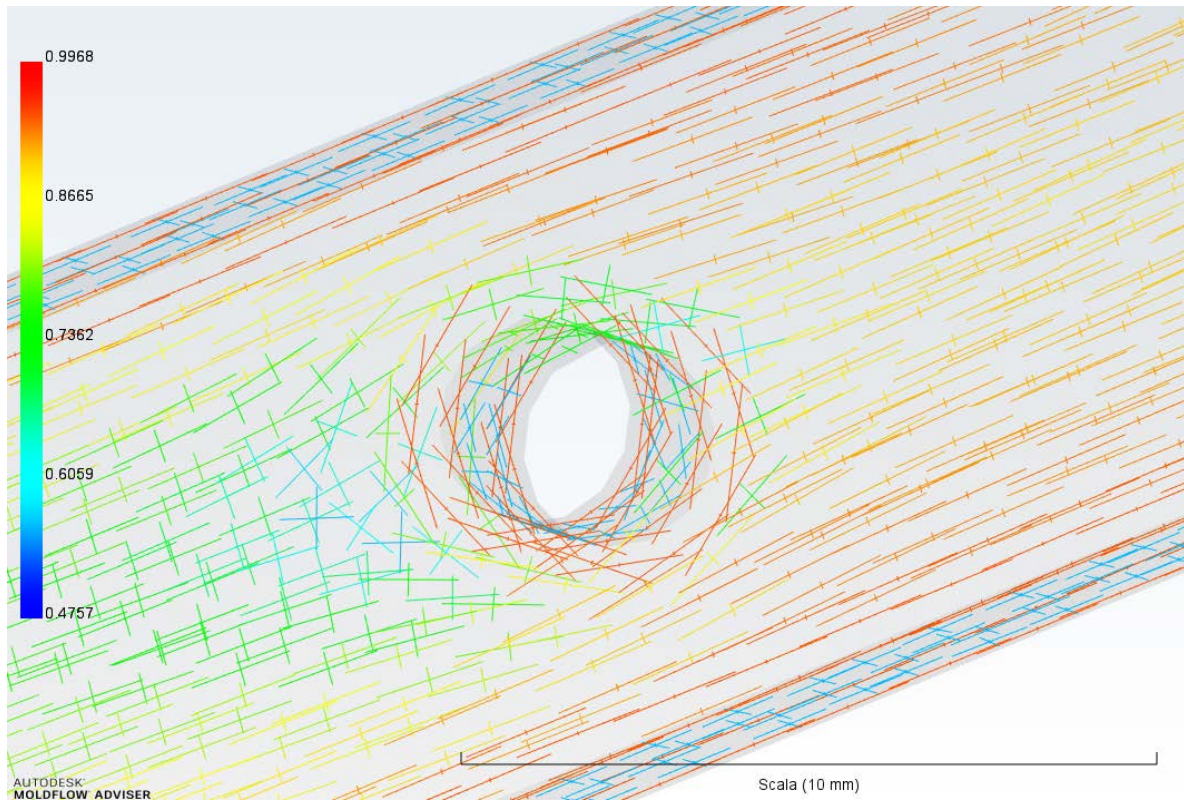


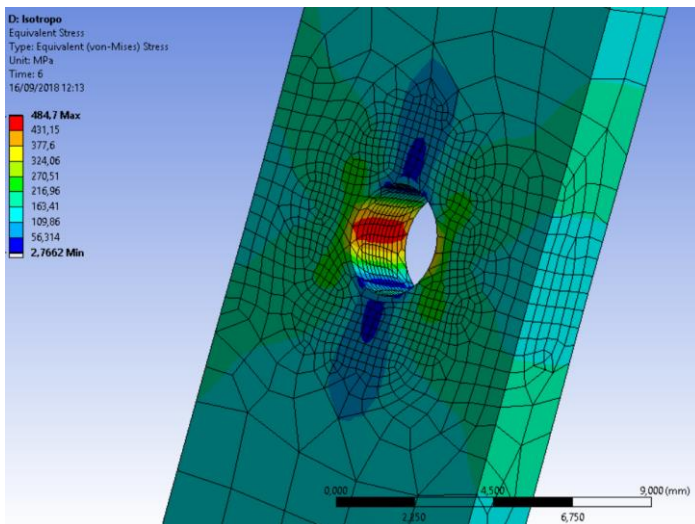
Figura 56 - analisi tensore fibre dual domain attorno al foro

Come si può notare la disposizione delle fibre, soprattutto nelle zone attorno al foro non è per niente orientata verso la direzione di iniezione, anzi molte fibre sono orientate lungo lo spessore, come precedentemente dimostrato dalla letteratura, andando ad abbassare la resistenza in quelle zone e a favorire la formazione delle cricche. Inoltre sullo spessore si nota la presenza della struttura shell core che va ad abbassare le proprietà meccaniche ed aumentare l'anisotropia del materiale.

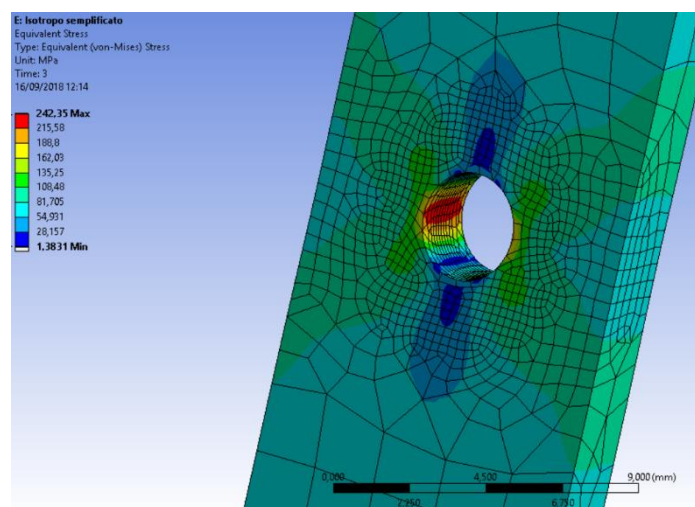
6.3.1. Analisi agli elementi finiti

Lo studio prosegue con l'analisi del provino precedentemente mostrato. Si è applicata una deformazione di 3 mm al provino e si sono osservate le tensioni nell'intorno del foro. Comunque si avrà una comparazione a livello di forze resistenti esercitate da ciascuna tipologia di materiale.

Per lo studio della geometria non si è utilizzata la simmetria, che avrebbe permesso di dividere la geometria in 4 parti e studiarne solo un quarto, per il semplice motivo che si voleva andare ad analizzare il tempo di calcolo e, per apprezzarne le differenze, era necessario mantenere comunque un numero elevato di elementi.



L'analisi agli elementi finiti ha portato ai risultati tensionali seguenti: nel provino con il materiale isotropo si hanno tensioni che, a 3 mm arrivano a livelli molto elevati. La rottura, secondo questo modello avviene a circa 1,75 mm. La forza esercitata è essenzialmente elevata.



Nel provino modellato con materiale isotropo semplificato si nota un livello di tensione più basso e dato che il modello è elastico, si ha che esso corrisponde esattamente alla metà di quello precedente. Questo porta a dire che la rottura possa avvenire a deformazioni elevate, cosa che potrebbe andare a sovrastimare l'energia assorbita dal materiale prima di rompersi o a sottostimare comunque il livello tensionale. Di conseguenza si è utilizzato come carico di rottura, come previsto da modello, il valore di tensione di 84 MPa contro i 120 dichiarati da datasheet e la rottura avviene a circa 1,95 mm. Il tempo di calcolo dei due è essenzialmente identico.

Per quanto riguarda il modello di materiale plastico si sono osservate le deformazioni che il materiale subisce. Tuttavia, anche se il materiale è stato implementato con i punti della curva identificata nel datasheet, non si può affermare che le soluzioni siano corrette dato che il materiale segue una legge di isotropic hardening e di conseguenza non tiene conto dell'effetto del danneggiamento locale delle fibre e l'effetto infragilente che esse creano nei dintorni del foro che andrebbe a ridurre la deformazione generando una rottura immediata.

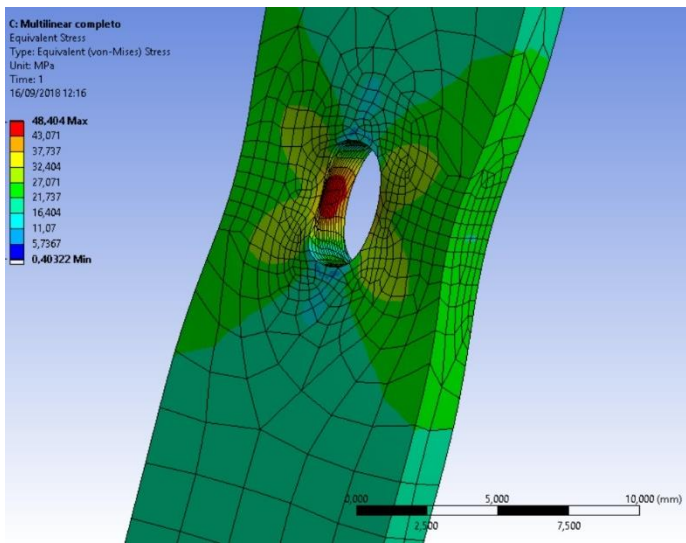


Figura 57 – tensioni riportate nei tre casi di modello del

materiale

Nel caso specifico, in nessuno dei tre provini si è potuto apprezzare l'effetto del danneggiamento locale. In effetti per poterlo fare è essenziale un sistema di analisi più complesso e completo i altri dati che, a sua volta richiede ulteriore tempo di calcolo.

Andando a confrontare i valori di forza ottenuti si hanno i seguenti andamenti:

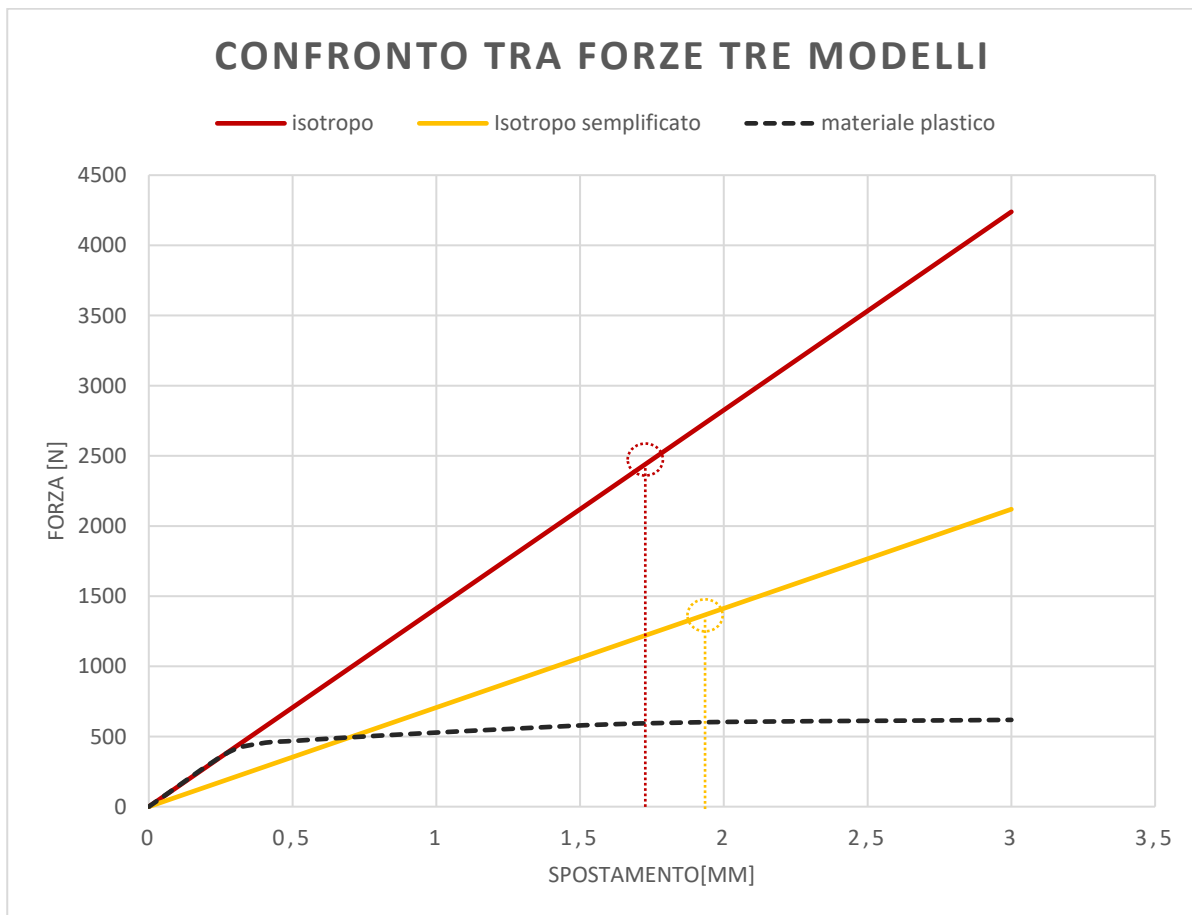


Grafico 1 - confronto tra modelli materiale diversi

Dal grafico sono stati riportati i punti di rottura del materiale a seconda del criterio scelto. Per stabilire quale fosse il punto di rottura si sono analizzate le tensioni che fossero del 20% superiori alla valore massimo e si sono perciò identificati i valori di forza corrispondenti.

Come si vede, il materiale isotropo semplificato tende a rompersi a valori di forza molto più bassi e all'incirca alla stessa deformazione di quello isotropo normale. Mentre il materiale plastico tende a non rompersi, a snervare a livelli di forza molto bassi e a deformarsi plasticamente andando così ad abbassare quella che è l'effettiva reazione del materiale che, grazie alla deformazione plastica è in grado di andare ad ridistribuire le tensioni. Tuttavia il vero comportamento del materiale non è quello rappresentato dal grafico, dato che lo snervamento, calcolato secondo norma, non è un vero e proprio valore di snervamento perché successivamente il materiale subisce altri tipi di danneggiamento che non permettono al componente di esser modellato con la teoria della plasticità classica. Di conseguenza questo modello è da scartare a prescindere perché troppo conservativo. Inoltre il tempo di calcolo è estremamente più elevato. Infatti da grafico successivo si vede il confronto tra le tre simulazioni dove essenzialmente il materiale isotropo e isotropo semplificato hanno lo stesso tempo di calcolo che è circa 17 volte inferiore a quello del materiale plastico. Se questa considerazione è fatta su una simulazione che può portare via 30 min allora sicuramente ci si avvantaggia moltissimo, oltre che a togliere una variabile che può non portare a convergenza la soluzione. I tempi di calcolo sono stati confrontati, mantenendo la stessa mesh e le stesse condizioni di analisi dal punto di vista dei sub step.

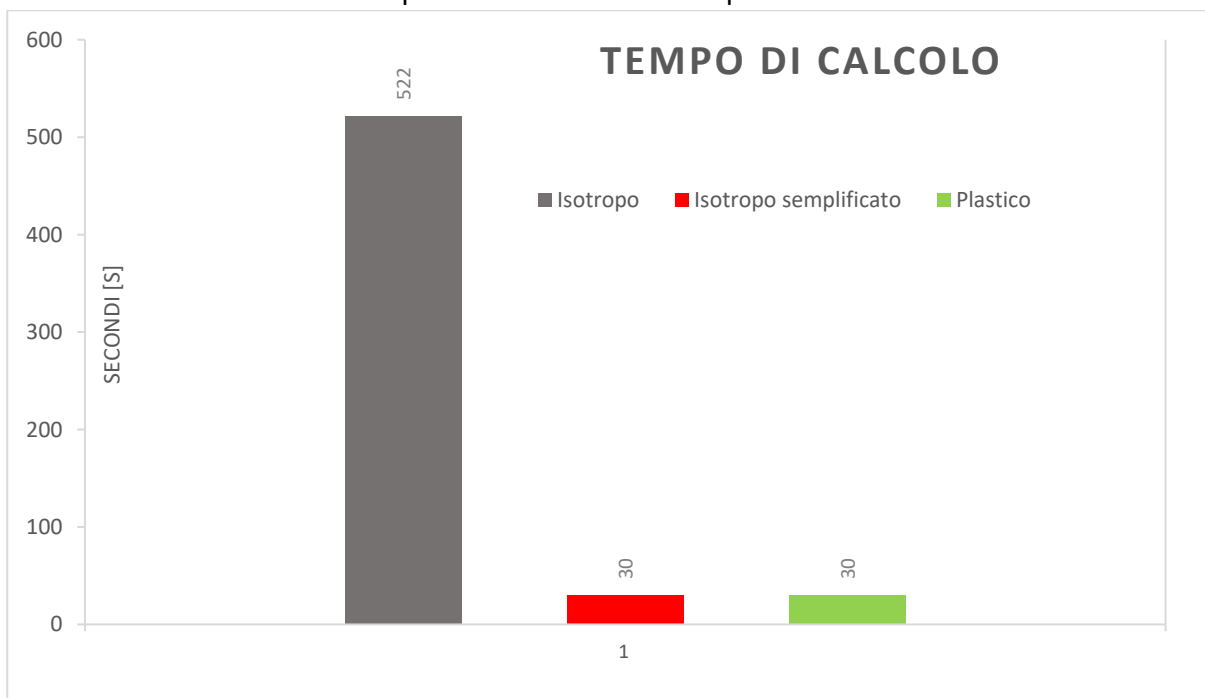


Grafico 2 - confronto tra i tempi di calcolo dei tre modelli strutturali

Concludendo, si è visto che, il modello plastico che sfrutta la curva completa del materiale da risultati troppo conservativi dato lo "snervamento" o meglio l'allontanarsi dalla linearità del sistema avviene a livelli di tensione molto bassi.

Il sistema inoltre ha un tempo di calcolo molto elevato che, se introdotto in simulazioni più avanzate e complesse, senza la possibilità di utilizzare le simmetrie, porterebbe ad avere un incremento del tempo di calcolo troppo elevato. Per quanto riguarda gli altri due modelli, il materiale isotropo con

il modulo da datasheet tende ad essere a sfavore di sicurezza, come già anticipato e dimostrato nella letteratura, tuttavia, se utilizzo lo stesso concetto andando ad impostare un materiale che ha come modulo un valore più basso ,pari alla metà di quello letto da datasheet e con valori di carico di rottura decisamente inferiori, si è in grado di arginare i problemi che questo tipo di materiali hanno. Di conseguenza, per le simulazioni successive si può andare a utilizzare questo modello. Successivamente sarà presente un test di flessione che permetterà di andare a verificare che il materiale sia effettivamente stato modellato a favore di sicurezza.

6.4. Conclusioni parte 1

Con la prima parte della tesi si è voluti andare più a fondo nella conoscenza dei polimeri caricati con rinforzo di fibra corta. Si è partiti dalle basi della micromeccanica per poi passare a considerazioni e modelli più complessi. Si sono osservati i parametri influenzanti le proprietà del materiale e si sono osservati gli effetti della variazione. La microstruttura, che influenza direttamente le proprietà meccaniche è a sua volta caratterizzata dalle condizioni di stampaggio quali velocità, pressione e n di punti di iniezione. Anche la geometria del componente, come spessori e complessità geometriche influiscono sulla microstruttura. Inoltre percentuali di fibra, tipo di fibra e lunghezza giocano un ruolo fondamentale. La microstruttura è caratterizzata perciò da tre parametri che, al loro variare variano le proprietà di valori considerevoli e non trascurabili. Infatti orientazione delle fibre, distribuzione e aspect ratio finale sono di fondamentale importanza per determinare resistenza meccanica e modulo elastico. Una volta aver capito e analizzato cosa succede alla resistenza, rigidità e al danneggiamento al variare dei parametri, si sono proposti e parametrizzati dei modelli individuati in letteratura per lo studio delle proprietà meccaniche oltre che a un modello per l'utilizzo del materiale in maniera "smart" all'interno di Ansys dando le eventuali giustificazioni, in base a considerazioni tratte da letteratura e in base anche tramite dei test eseguiti per andare a confermare il modello scelto.

La seconda parte della tesi riguarderà il lavoro svolto per l'ottimizzazione delle geometrie e i risultati che ne sono derivati.

7. Obiettivi di ottimizzazione

7.1. Introduzione

Come già definito precedentemente si parla di pre-ottimizzazione di una testa video con lo scopo di utilizzare i tecnopolimeri come materiale costituente di tutti i componenti principali. Fino ad ora le teste video, sono sempre state prodotte e progettate in alluminio. Tuttavia l'esigenza di produrre elementi leggeri ma al contempo resistenti e data la tendenza del mercato di ridurre sempre più le dimensioni delle fotocamere-videocamere, che corrisponde ad avere accessori sempre più piccoli e leggeri, ha fatto ricadere la scelta del materiale sui tecnopolimeri. Come già definito nelle motivazioni e nell'obiettivo della tesi, si vuole andare ad ottenere una serie di geometrie pre-ottimizzate per andare a definire dei vincoli geometrici durante la realizzazione del design oltre che ad ottenere una serie di configurazioni testate, per cui sicure, di componente-materiale da poter utilizzare per individuare il mix ottimale di componenti ed creare la testa video. Durante la seconda fase di progettazione, che segue il processo stage and gate, si ha l'approvazione del prototipo funzionale che rappresenta e ingloba i meccanismi che saranno presenti nella versione finale. Per quanto riguarda il design, che svolge un ruolo fondamentale nel prodotto, si passa alla terza fase del processo. La fase di pre-ottimizzazione si svolge esattamente dopo la presentazione e l'approvazione del prototipo funzionale ma prima della manipolazione del design della testa. Si ha infatti un controllo primario sulla resistenza e sulla rigidità della testa video per verificare che tutte le sezioni resistano agli svariati carichi presenti e che siano in linea con le deformazioni massime previste. Poi si ha l'ottimizzazione delle geometrie con lo scopo di migliorarne la qualità abbassando le tensioni, migliorare la rigidità o, a parità di rigidità, abbassarne il peso. Il segmento di mercato alla quale si punta con la famiglia di teste in questione è composto da neofiti del videomaking, appassionati e gli hobbisti: infatti si vuole presentare una testa che sia leggera, funzionale e che offra comunque delle buone prestazioni ad un prezzo modico. Partendo da questa prerogativa il primo passo da eseguire è ovviamente definire dei target progettuali e di costo da raggiungere oltre che definire dei valori di controllo e di verifica su le varie resistenze e rigidità dei componenti a seconda del load case considerato.

7.2. Testa video e componenti principali

Ai fini di una maggior comprensione, si vanno ad esporre brevemente di seguito le componenti principali che formano una testa video, oltre che i termini e le definizioni più utilizzate in quest'ambito.

Per quanto riguarda i movimenti e gli assi di riferimento si dice movimento panoramico attorno all'asse PAN il movimento orizzontale della testa da destra a sinistra che consente di andare a filmare ed eseguire panoramiche. Il movimento attorno all'asse TILT è il movimento che mi permette di fare riprese dall'alto verso il basso. Un esempio è riportato in figura 58

Il sistema poi è composto da una serie di altri componenti che sono raffigurati in figura 59.

La tecnologia "bridging" sta ad indicare la forma a doppia "C" che la testa ha, dove una parte è formata dalle flange e dal porta piastra, mentre l'altra è formata dalla base. In sezione inoltre si vede il sistema di contro bilanciamento rappresentato dalla molla. In fine si evidenziano le cartucce



Figura 58 - definizione Pan-Tilt testa video

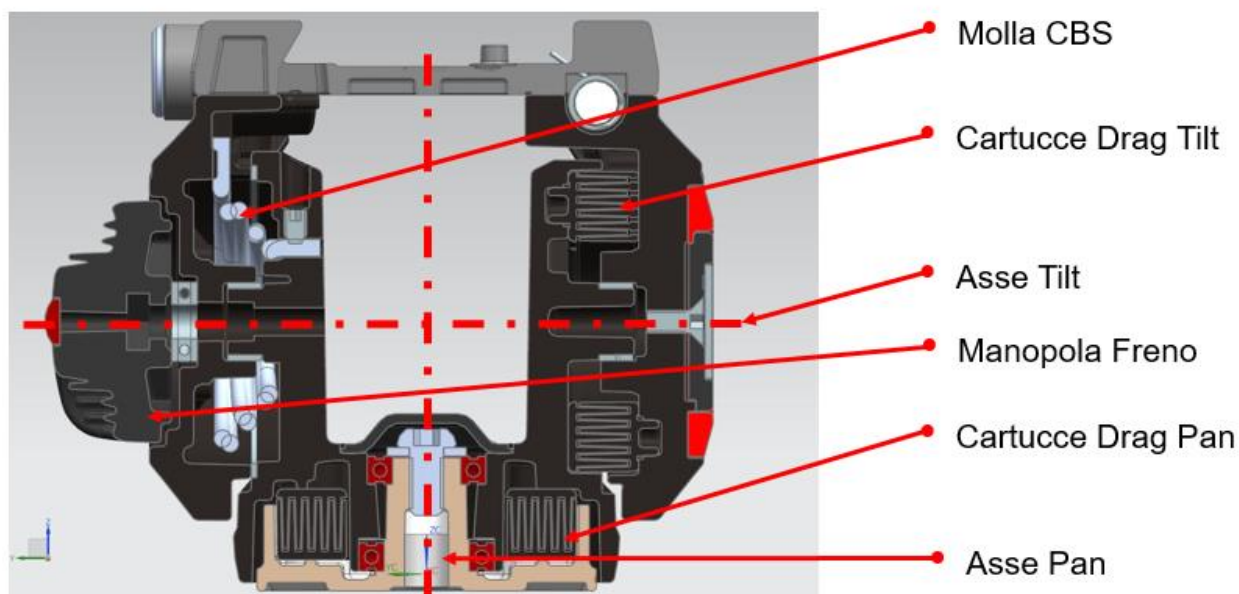


Figura 59 - sezione dei componenti principali della testa video 500

della fluidità ovvero una serie di cilindri concentrici, dove una è mobile e l'altra è fissa, che permettono di eseguire un movimento fluido e morbido (cartucce drag pan e drag tilt). La manopola del freno agisce premendo sul cuscinetto verticale per andare ad esercitare pressione su un disco cilindrico che crea il momento frenante grazie all'attrito.

7.3. Specifiche tecniche richieste

Le specifiche individuate sono simili a quelle della famiglia di teste che sarà sostituita da questa in progettazione. Infatti queste nuove teste andranno a coprire lo stesso segmento di mercato delle precedenti colmando i vuoti e rispondendo alle nuove esigenze dei consumatori che si evolvono e cambiano in continuazione. Di seguito è elencata una tabella con le specifiche richieste:

Le teste video da rimpiazzare appartengono alla famiglia delle teste video denominate "500"

In specifico si deve andare a sostituire la testa video 500 e 502 con rispettivamente la F0 e la F1 (nomi in codice preliminari utilizzati in ambito dello svolgimento del progetto).

Dalla tabella 4 si evincono le caratteristiche di carico che definiscono dei valori precisi sul peso e forze esterne, il range di temperature da affrontare e il peso che si vuole raggiungere. Le altre specifiche di funzionalità che si vogliono incorporare non devono essere sottovalutate perché influiscono indirettamente sulla complessità geometrica dei componenti e sulla quantità di componenti, e di conseguenza il peso finale oltre che prestazioni.

Tec Spec New Bridging F1 ed F0 a confronto				
	Old 500	New F0	Old 502	New F1
Portata [kg]	5	5	7	5
CBS [kg]	2,4	2,4	4	2,4
Pan	Fisso	Fisso	Variabile	Due step – Soft e Hard
Tilt	Fisso	Fisso	Variabile	Fisso
Inclinazione frontale	-70/+90	-70/+90	-80/+90	-70/+90
Range temperature	-20/+60	-20/+60	-20/+60	-20/+60
Peso [kg]	0,9	0,65	1,6	0,9
Base	Flat 60 mm	Flat 60 mm	Flat 75 mm	Flat 60 mm
Easy link	Presente	Presente	Presente	Presente + antirotazione
Attacco half ball	Standard	Quick&Easy	Standard	Quick&Easy
Attacco piastra	Side Lock	Side lock on back	Side lock	Side lock on back
Piastra	500PLONG	504PLONG	504PLONG	504PLONG

Tabella 4 - Specifiche tecniche individuate

La tesi si basa sull'ottimizzazione del progetto pilota della testa F1. Infatti la F0 è basata su una de-spec della F1 e di conseguenza avere l'ottimizzazione eseguita sulla F1 porta automaticamente a traslare il risultato sulla F0 andando a modificare alcuni aspetti della testa.

7.4. Target progettuali individuati

Il vincolo principale di una testa video, sottoposta ai carichi esterni, è principalmente la rigidità globale. Infatti avere una testa video rigida permette di avere poche problematiche di deriva e di deformazioni durante gli spostamenti e movimentazioni per inquadrare il soggetto. Inoltre avere la rigidità come parametro progettuale mi porta ad avere automaticamente dei componenti che generalmente non hanno il problema della resistenza a rottura. Si deve comunque essere sicuri che a causa della geometria non si generino delle sovratensioni che creano del danno locale. Le simulazioni agli elementi finiti possono dare una risposta a questo quesito. A riguardo della rigidità, si sono imposti dei limiti massimi alle deformazioni che i vari componenti possono avere a seconda dell'uso che l'utilizzatore ne fa e della percezione che esso ha di rigidità. In merito a quest'ultimo target, dato che la percezione è soggettiva e varia di persona in persona, per capire se si è sulla strada giusta, sono presenti delle prove predisposte e elaborate ad hoc, nate dall'esperienza decennale in questo campo, che consentono di dare un limite massimo oltre il quale non si deve andare ed un limite minimo prima del quale si è in assoluta sicurezza.

Per individuare i limiti progettuali, dato che la F1 si basa sulla testa 502, si è indagato il peso della testa e dei vari main component che la costituiscono oltre che le prove eseguite, se presenti, per ottenere delle indicazioni sui limiti da imporre nelle deformazioni.

L'alluminio è decisamente più rigido di un termoplastico iniettato caricato fibra, ma è anche più pesante. Di conseguenza le deformazioni che si prevederà avere saranno sicuramente maggiori ma si avrà un elevato risparmio di peso derivato in primis dal materiale e poi anche dalle ottimizzazioni che saranno eseguite.

7.4.1. Target Progettuali

- **Peso:** I componenti principali sul quale si interviene sono le flange e il porta-piastra. Relativamente alla precedente testa video, questi costituiscono il 35% del peso totale di 1600 g della testa video precedente, ovvero 560g. Uno degli obiettivi è quello di andare ad abbassare il peso per stare il più bassi possibile e rispettare il peso obiettivo di 950g finali. Di conseguenza si ha che il peso massimo che possono avere questi componenti, mantenendo di prima ipotesi le stesse proporzioni e pensando che siano fatti in nylon caricato fibra vetro, mi porta ad avere un valore di peso limite pari a:

$$P_{max} \leq 950 \cdot 0,35 \cdot \frac{1,6}{2,7} = 200g$$

Il peso finale che si vuole raggiungere è molto basso, soprattutto se si vuole mantenere rigidità e resistenza. Ovviamente si cercherà il miglior compromesso

- **Molla di contro bilanciamento:** Una delle specifiche identifica un contro bilanciamento di 2,4 kg a 70° in avanti o indietro. Per essere sicuri che ciò accada si deve dimensionare la molla che permette il contro bilanciamento in modo tale che il momento generato dalla molla sia:

$$M_{70^\circ} molla \geq 2,4 \text{ kg} \cdot 9,81 \cdot 110 \text{ mm} = 2590 \text{ Nmm}$$

Il momento da controbilanciare è pari quello del peso dell'attrezzatura di 5 kg esercita a 70° di rotazione ad una distanza dall'asse di 110 mm. il valore, considerando il peso scomposto a 70° dovrà perciò essere il più vicino possibile al valore di contro bilanciamento della molla.

- **Gruppo TILT:** Il gruppo tilt, ovvero formato da flangia freno, cartucce di fluidità e manopola del freno. In questo caso perché il sistema funzioni correttamente si devono mantenere alla distanza adeguata le cartucce della fluidità. Per fare questo si deve mantenere una certa distanza tra i cilindri concentrici e di conseguenza questo si traduce in una certa rigidità.

$$dx < 0,3 \text{ mm}, dr < 0,25 \text{ mm}$$

Dove si intendono dx le deformazioni lungo l'asse tilt e dr le deformazioni radiali dei cilindri. Ovviamente si deve essere sicuri di esercitare la forza di frenata per frenare la testa posta a 90° con l'effetto del contro bilanciamento disattivato. Il che si traduce in un momento di attrito che dovrà essere:

$$M_{att} \geq 5 \text{ kg} \cdot 9,81 \cdot 110\text{mm} = 5396 \text{ Nmm}$$

Tutto questo deve poi mantenere la resistenza della testa sotto i valori massimi con un ampio coefficiente di sicurezza.

- **Gruppo CBS:** Il gruppo CBS è composto dalla molla di contro bilanciamento, dal disco porta molla e dalla flangia. La cosa principale da mantenere, oltre alle resistenze specifiche dei vari componenti che devono avere un elevato coefficiente di sicurezza, è la rigidità torsionale equivalente del gruppo che deve comunque permetterci di restituire i 2590 Nmm a 70°

$$M_{70^\circ} = K_{eq} \cdot \theta \geq 2590 \text{ Nmm}$$

Per il disco porta molla si valuterà la resistenza locale e la resistenza nella zona di attacco della molla. Nel caso della flangia si valuteranno le rigidità specifiche nelle 2 direzioni principali ovvero asse tilt e pan. Basandosi su test precedenti esercitati su teste in plastica ed in alluminio si impone il limite attorno ai seguenti valori.

$$f_{\max \text{ pan}} \leq 1 \text{ mm}, f_{\max \text{ tilt}} \leq 3 \text{ mm}$$

Questi valori sono relativi alla deformazione della testa senza giochi, ovvero con i gap completamente recuperati. Nella realtà il recupero è eseguito tramite un precarico durante il test, mentre nella simulazione i giochi non sono presenti per via delle misure esatte dei componenti. Questi valori che possono sembrare elevati in realtà derivano dal fatto di avere un test che mi permetta di confrontare le rigidità delle varie teste. Nella realtà l'utente non andrà ad utilizzare il dispositivo in questa configurazione con i freni bloccati se non per posizionare la videocamera e lasciarla con un'inquadratura fissa, bensì si muoverà lungo il pan e lungo il tilt e di conseguenza queste deformazioni non le sentirà mai.

- **Porta piastra:** della porta piastra si vuole andare valutare la rigidità sia in combinato con gli altri elementi che singolarmente in base al peso dell'attrezzatura. Si valuta la freccia massima che subisce il sistema e le tensioni massime in due casi estremi.

$$f_{y\ max} < 0,3\ mm$$

Ovviamente anche in questo caso, come per i precedenti, si deve mantenere la resistenza del componente tale da permettere un coefficiente di sicurezza elevato.

7.5. Materiali individuati e caratteristiche

Prima di predisporre le analisi da eseguire si sono ricercati all'interno del database aziendale oltre che in rete gli eventuali materiali candidati ad essere utilizzati. La ricerca, dapprima ampia che considerasse diverse famiglie di polimeri, quali POM, PP, HDPE, PEEK e PA, si è ristretta al campo dei Nylon carichi fibra vetro per una serie di motivi.

In primis questa tipologia di materiali è molto economica ed a basso costo, relativamente semplice da stampare e con delle prestazioni da non sottovalutare. Un altro vincolo è la capacità ed il costo del fornitore nello stampare certi tipi di materiali. La pericolosità di rilascio di sostanze tossiche nel tempo e la stabilità chimica e termica. Si ricorda infatti che le teste video possono essere esposte a -30, +60 oltre che ad ambienti molto umidi e molto secchi. Ancora, la maggior esperienza aziendale con materiali simili ha facilitato la scelta per questo tipo di categoria. Il materiale deve anche presentare una buona finitura superficiale sia al tatto che alla vista.

La tipologia di Nylon ha una carica che varia dal 30% al 50% e il tipo di nylon può essere il PA6 o il PA66. Le differenze tra questi due materiali non sono così fondamentali per le applicazioni richieste dal problema. Nelle varie ricerche eseguite si sono individuati dei produttori principali per l'analisi dei materiali che sono riassunti nell'immagine successiva.



Figura 60 - marche dei principali produttori individuati

8. Processo di Pre-Ottimizzazione

8.1. Analisi FEM – percorso logico di pre-ottimizzazione

Le analisi agli elementi finiti che si sono svolte hanno avuto lo scopo generale di andare a

1. Comprovare e sostituire i test necessari per confermare il modello di caratterizzazione del materiale
2. Eseguire delle pre-analisi per capire l'ordine di grandezza di tensioni e deformazioni in gioco
3. Eseguire test su geometrie finali per eseguire il processo di ottimizzazione ed ottenere i valori di confronto
4. Individuare i valori finali di stress/ strain del componente

Di seguito si può riassumere il percorso logico seguito secondo il seguente schema (figura 61)

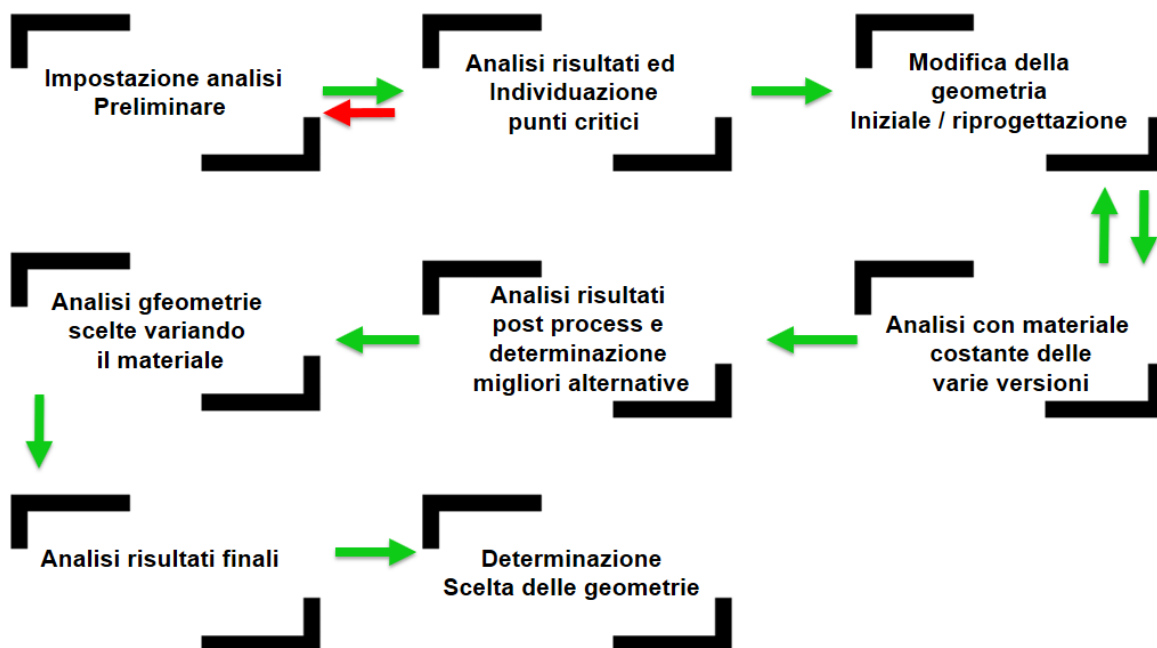


Figura 61 - schema logico processo di pre-ottimizzazione

L'impostazione preliminare di analisi ha lo scopo di andare a determinare il corretto compromesso tra veridicità del modello e velocità di simulazione. Infatti, l'analisi preliminare impostata sarà poi utilizzata per studiare le geometrie generate dall'ottimizzazione, perciò la velocità di calcolo è essenziale dato che si eseguiranno molte analisi in successione. In questo processo si ha perciò una serie di iterazioni continue per andare in qualche modo ad ottimizzare e raffinare la simulazione agendo sulla mesh del modello, sulle condizioni di vincolo e carico e sui contatti e impostazioni di analisi. Ovviamente perché la simulazione abbia un senso e per capire le criticità dei risultati si è scelto di eseguire tutte le simulazioni con un materiale neutro (PA6+50% GF) che mi consentisse di avere una serie di valori che fossero compatibili con poi gli altri polimeri scelti. Il materiale neutro è stato scelto sui dati del Grilon BG 50 s. Di conseguenza durante le analisi agli elementi finiti, le diverse varianti di geometria saranno testate con il materiale Grilon BG50S. Anche le simulazioni di taratura saranno impostate con lo stesso materiale. Questa scelta è stata presa per considerare già in partenza un risultato che potesse essere dare già un'idea dell'ordine di grandezza delle

deformazioni e tensioni, in modi tale da attuare eventualmente misure correttive immediate per andare a generare le varianti della geometria di base. Una volta che la simulazione è stata approvata si analizzano i dati ottenuti in termini di tensione e deformazione e si procede con la progettazione delle geometrie varianti che hanno lo scopo ideale di ridurre il peso, aumentare la rigidità ed abbassare le tensioni massime registrate o le tensioni locali. Successivamente le geometrie vengono importate nella simulazione precedentemente impostata e vengono analizzate. Anche in questa fase è presente il processo iterativo nell'analizzare i dati provenienti dalla geometria e la modifica della stessa o la realizzazione di una variante di quest'ultima. In fine, eseguite le geometrie si prosegue con l'analizzarle tutte con lo stesso materiale. Così facendo si introduce una dipendenza solo geometrica delle tensioni e deformazioni e si è in grado, alla fine del processo di andare ad analizzare per scegliere poi due varianti di geometria migliori. Le varianti di geometria poi si andranno ad analizzare al variare del materiale. La scelta del materiale in questo caso ricade su una lista di possibili materiali individuati in relazione ai produttori sopra menzionati.

I dati ottenuti dalle analisi al variare del materiale sono poi paragonati tra loro e si vanno a definire generalmente quattro configurazioni di materiale e geometria. In fine si stendono le conclusioni finali dell'ottimizzazione andando ad analizzare diverse configurazioni di testa video.

In tutti questo processo ovviamente si sono andati a risolvere anche gli eventuali errori e problemi individuati durante la prova del primo prototipo.

Di seguito si riportano le ottimizzazioni eseguite con i risultati più importanti e le problematiche riscontrate

8.2. Ottimizzazione gruppo TILT

Di seguito si riportano le analisi e i risultati ottenuti dalla pre-ottimizzazione della flangia sinistra della testa video in questione, ovvero la flangia del freno (figura 62)

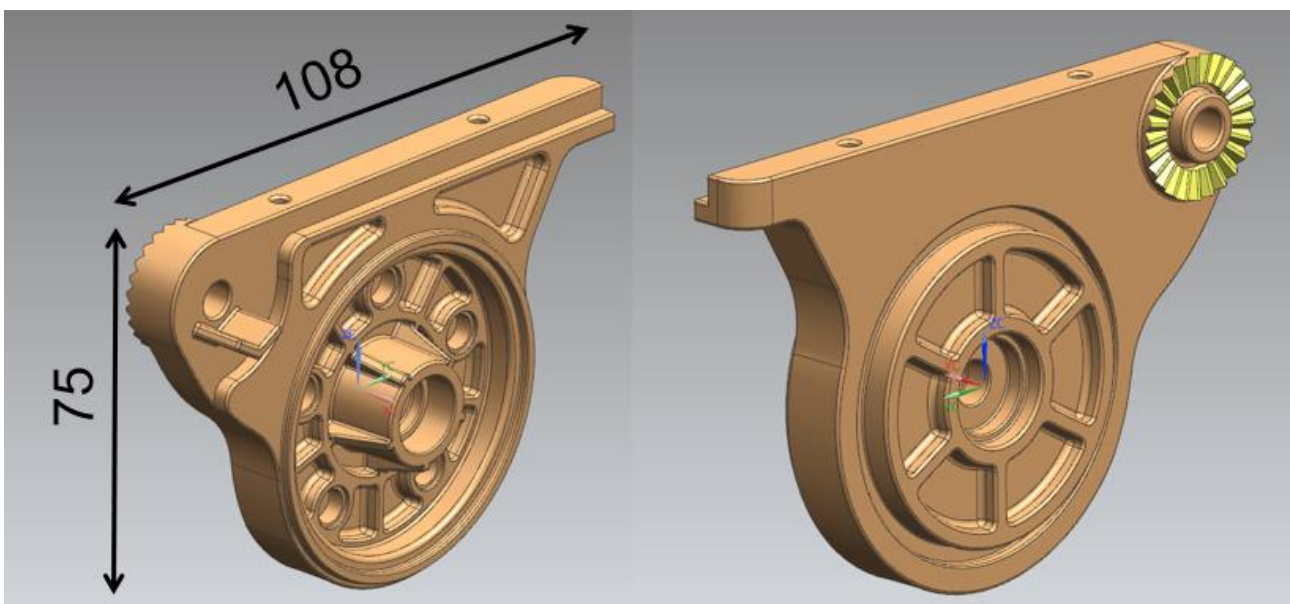


Figura 62 - flangia freno

Il componente in questione deve resistere a carichi esterni quali il fissaggio tramite viti autofilettanti del porta piastra, gli sforzi esercitati tramite la pan bar, per spostare la testa video ed seguire un movimento pan, e la forza esercitata dal freno per permettere al sistema di frenare tramite attrito. Da un'analisi preliminare basata sull'esperienza dei progettisti e sull'entità dei carichi esterni, si è identificato essere il fattore dominante per il dimensionamento, il carico esercitato tramite il freno. Il freno agisce, come si può capire dalla precedente figura 62, tramite una manopola che, stabilita una coppia ergonomica, andrà ad esercitare una pressione nelle zona A (figura 63), mentre nella zona B sarà in appoggio con un disco di alluminio, a sua volta in contatto con il corpo della testa. Il momento frenante, esercitato dalla forza di attrito, deve essere in grado di bloccare l'effetto del contro bilanciamento e fissare la testa in posizione per garantire una ripresa stabile.

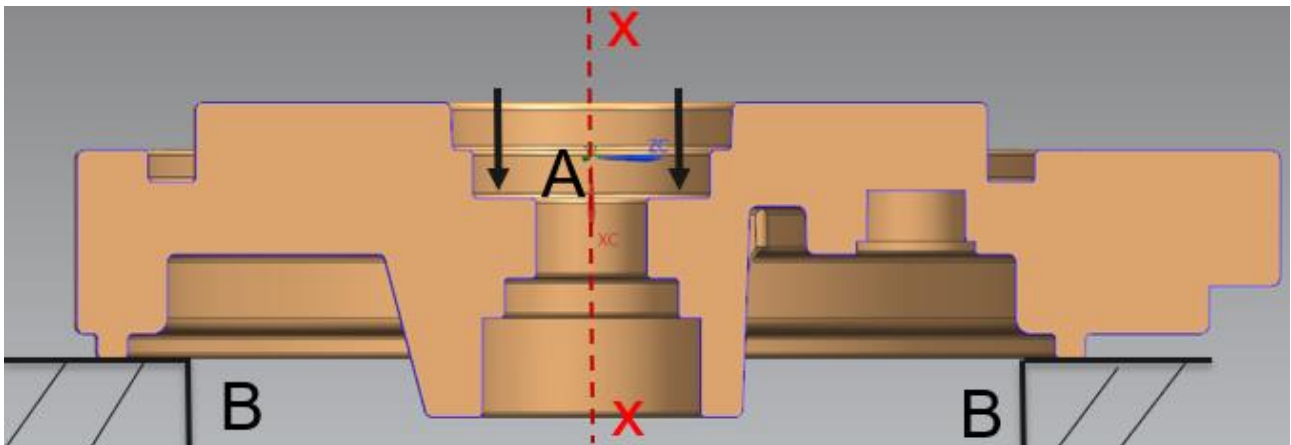


Figura 63 - scema dei vincoli e carichi applicati al componente

Di conseguenza si può procedere con l'ottimizzazione.

8.2.1. Analisi preliminare

Una volta identificato come andare schematizzare il problema agli elementi finiti si procede con l'impostare la simulazione.

Prima di tutto si calcola l'intensità del carico: dato che non si può identificare una coppia ergonomica di chiusura della manopola per via del fatto che la manopola stessa non è definitiva, ci si è basati sulla coppia ergonomica di una testa video che utilizza lo stesso meccanismo e che ha lo stesso tipo di filetto del perno, alla quale si fa riferimento per andare ad eseguire la chiusura. La coppia ergonomica di serraggio della manopola risulta quindi essere 1,7 Nm. Questo valore, accoppiato ad un filetto del perno M6 di passo standard, genera una forza pari a 2100N.

Identificata la forza si procede con l'impostazione della simulazione. Si definiscono perciò i vincoli, i carichi e la mesh. Anche i contatti sono stati considerati in questa simulazione perché la flangia ha in sé le cartucce della fluidità che limitano la corsa e irrigidiscono la flangia dato che sono incollate al componente.

Per monitorare la distanza tra le cartucce è stato inserito un contatto che permettesse di misurarne il gap. Il materiale è stato impostato come Grilon BG50S.

Dopo aver eseguito l'analisi si sono ottenuti i seguenti risultati in termini di deformazioni e tensioni (figura 64)

La deformazione totale, sotto il carico identificato, risulta essere di 0,3 mm circa con una tensione che tende a concentrarsi nelle zone delle nervature. In queste zone si hanno dei raggi di raccordo molto piccoli che tendono ad incrementare lo stato tensionale. Di fatti questo è un punto critico che va studiato con più attenzione per capire se il materiale rischia di danneggiarsi creando delle cricche o del danno locale.

Si è condotta una sotto modellazione che consentisse di ottenere maggiori informazioni. Il risultato dell'analisi è riportato in figura 65

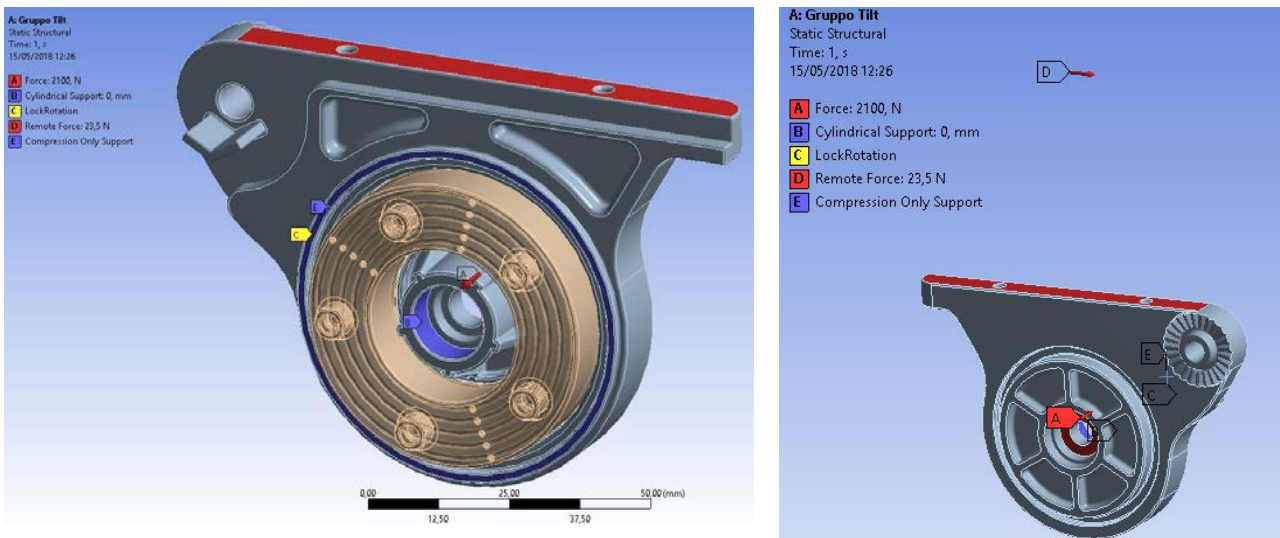


Figura 64 - vincoli e carichi applicati al sistema

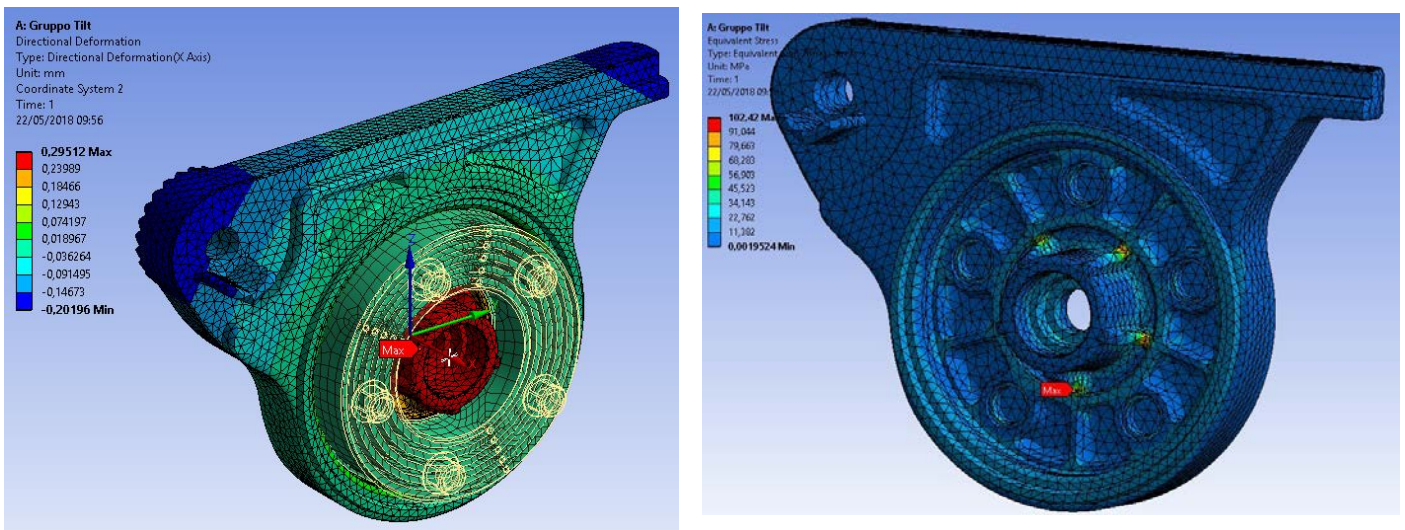


Figura 65 - risultati dell'analisi: deformazione lungo x sinistra e tensione di Von Mises a destra

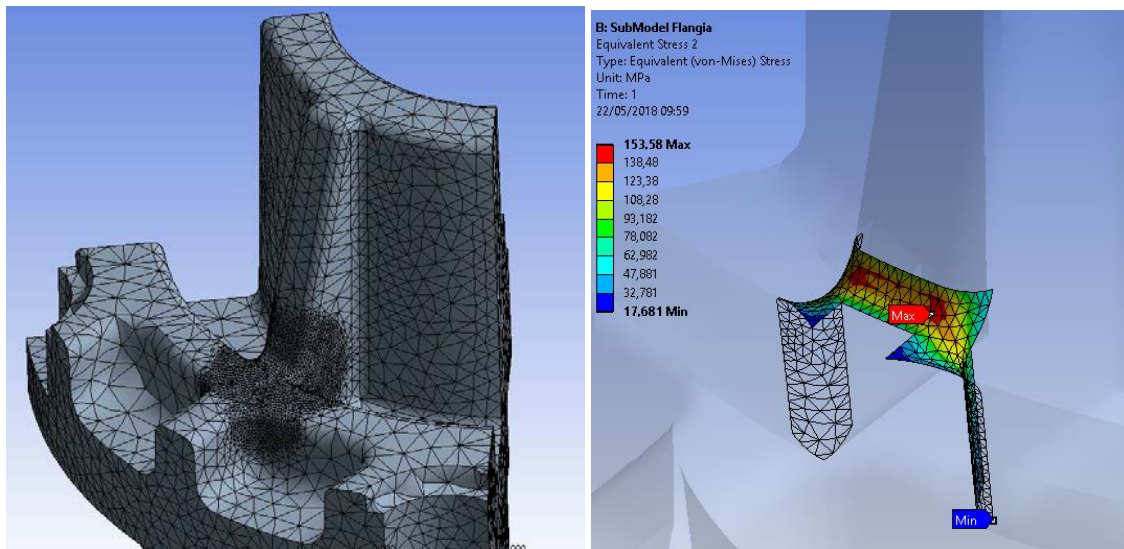


Figura 66 - sub modelling della zona critica, a destra la mesh e a sinistra il valore di tensione di Von Mises massimo

La sotto modellazione indica un livello di tensione di 153 MPa, valore molto vicino al carico di rottura del materiale ideale scelto per modellare il componente.
 Se si osserva il gap tra le cartucce si ottengono i valori seguenti:

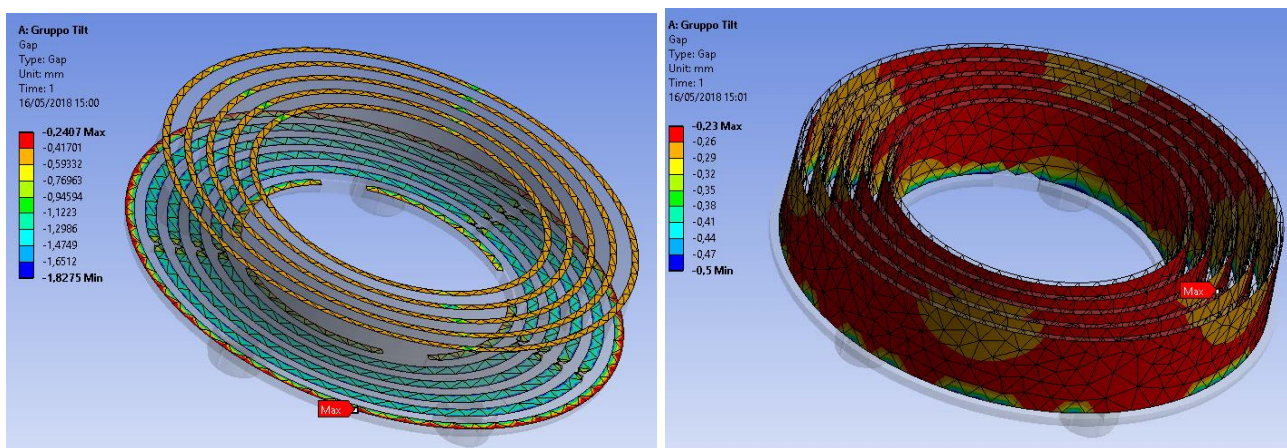


Figura 67 - gap tra le cartucce, radiale a destra e assiale a sinistra

Il valore rosso indicato nella scala indica la distanza minima rimanente tra le cartucce. I valori sono buoni e rispettano i limiti progettuali imposti precedentemente.
 Concludendo l'analisi preliminare si è visto che le deformazioni del componente sono accettabili dato che la distanza tra le cartucce resta pressoché inalterata. Si sono identificati dei punti critici che risultano essere le nervature utilizzate per andare a irrobustire la zona centrale. Con queste informazioni aggiuntive si possono iniziare le modifiche geometriche.

8.2.2. Ottimizzazione geometrica

Si è eseguita l'ottimizzazione della geometria volta ad andare a soddisfare i seguenti requisiti:

- Ottenere una geometria che sia fisicamente realizzabile per stampaggio ad iniezione con un semplice stampo senza movimenti interni (economico) e di conseguenza senza sottosquadri o sedi particolari
- Omogeneizzare e uniformare gli spessori per favorire un ritiro uniforme

- Ridurre il peso de componente iniziale
- Abbassare le tensioni modificando i punti critici
- Mantenere o migliorare la deformazione attuale

In base a questi criteri si è convenuti a quattro varianti geometriche che sono state testate con la simulazione convalidata precedentemente.

Si ricorda che il materiale è comune a tutte le geometrie di conseguenza gli effetti peggiorativi o migliorativi registrati sono solamente relativi alle modifiche geometriche.

I risultati sul confronto tra peso e deformazioni sono esposti nel grafico 14 riportato di seguito. Come si nota sono presenti delle geometrie che sono on grado di andare a ridurre il peso ed aumentare la rigidezza (geom 0.31), mentre altre che, ammettendo una riduzione del peso, ammettono anche un aumento della freccia (geom 0.41).

Di queste quattro opzioni si devono scegliere due geometrie che mi consentiranno, con la scelta poi del materiale, di andare ad ottenere una serie di combinazioni che spazia dalla più leggera e meno rigida alla più pesante e più rigida.

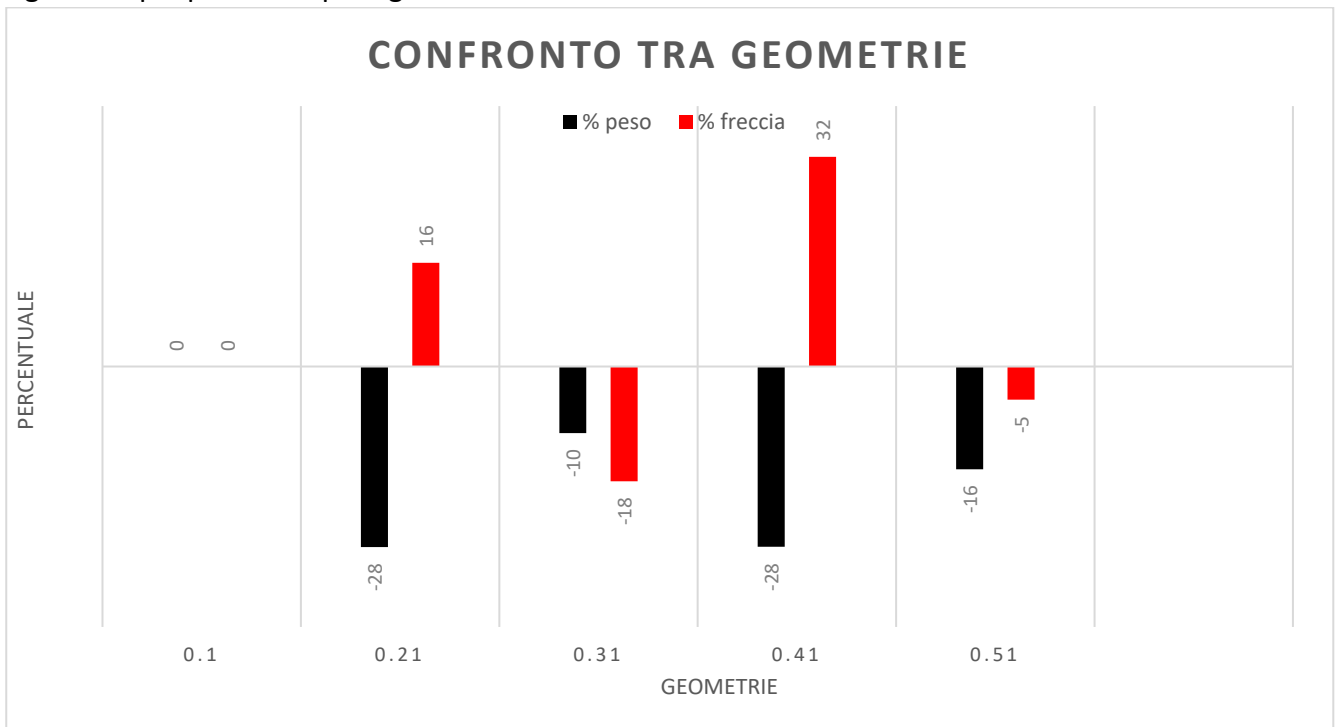


Grafico 14 - confronto freccia/peso delle geometrie testate

La scelta ricaduta sulle geometrie 0.31 e 0.21. Le motivazioni sono le seguenti:

- Geometria 0.21: si è in grado di abbassare il peso del 28% a discapito di una freccia più alta (ma comunque in campi accettabili) con lo stesso ingombro del componente relativo a dimensioni massime e di spessore (infatti mantenere una testa compatta da la sensazione di leggero all'utente finale e consente di essere più competitivi nel mercato). Inoltre questo permette di avere una compatibilità con le dimensioni del resto dei componenti d'assieme e non serve modificare niente di conseguenza.

Le lavorazioni eseguite sono state semplicemente degli scavi e riduzione di spessori cercando di omogeneizzarli per lo stampaggio. Con il secondo step di ottimizzazione si vuole andare a cercare un materiale che mi permetta di ridurre la freccia mantenendo la riduzione del peso.

- Geometria 0.31: con questa configurazione si riduce del 10% il peso ma si riduce ulteriormente la freccia del 18%. Nel caso sia richiesta una rigidità maggiore per motivi di rigidità torsionale o flessionale della testa (verificabile in futuro sulle simulazioni dell' assieme), si ha anche questa alternativa. Questo componente, per ottenere i miglioramenti evidenziati, è stato modificato andando ad innalzare l'ingombro in spessore globale di 3 mm. Questo porta ad un leggero aumento delle dimensioni oltre che a dover andare a rivedere la configurazione e la geometria dell'assieme. Con il secondo passo di ottimizzazione del materiale si cerca di sfruttare il vantaggio potendo usare un materiale meno performante e perciò meno costoso.

Le geometrie scelte sono riportate in figura 68. Come si nota da tabella 4, per entrambi i casi, la tensione massima non è più un problema. Non è stata riportata la distanza residua tra le cartucce perché non è peggiorata ma si aggira sempre nell'intorno dei valori della simulazione precedente.

Geometrie	0.1	0.21	0.31
Peso [g]	74,46	53,8 (-28%)	66,9 (-10%)
Freccia max [mm]	0,295	0,34 (+16%)	0,24 (-18%)
Tensione [MPa]	153	50 (-306%)	40(-382%)

Tabella 5 - valori di tensione di Von Mises, deformazione e freccia ottenuti dalle geometrie scelte

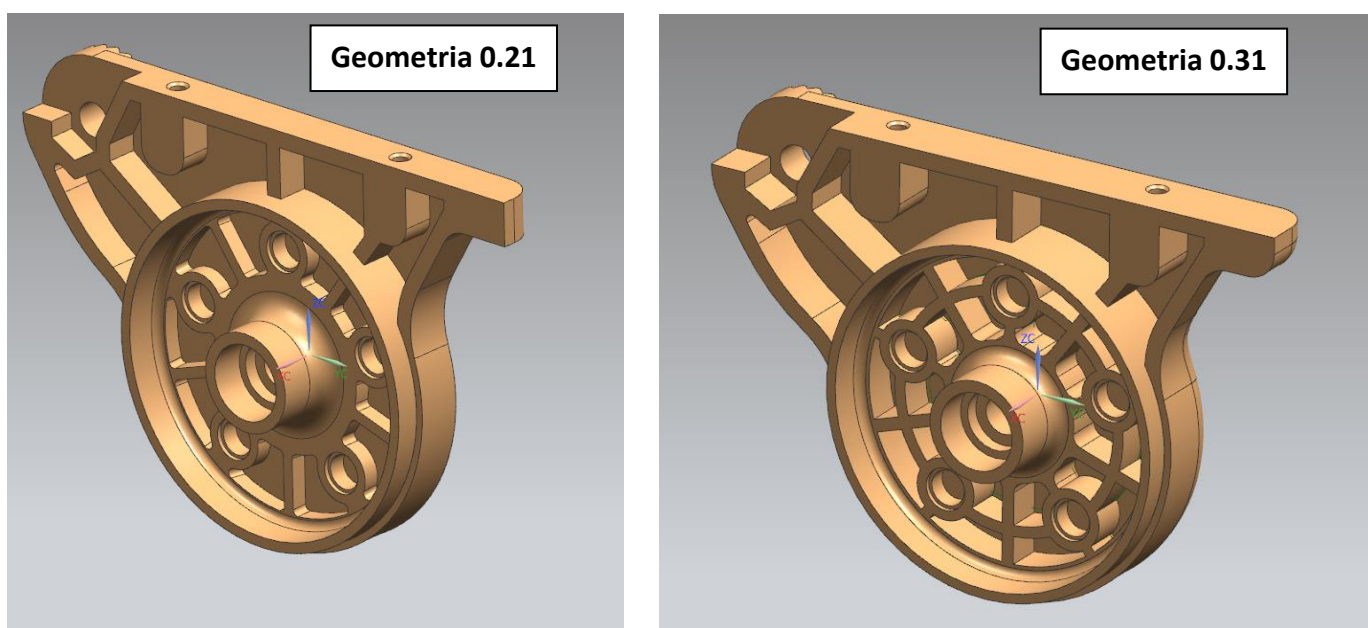


Figura 68 - geometrie scelte post-ottimizzazione

Completata la prima parte del processo si passa alla seconda parte andando a testare le due geometrie scelte al variare del materiale. Si sono identificati dei materiali per questa applicazione, scelti relativamente ai produttori sopra elencati.

Di seguito si riporta una tabella riassuntiva con le proprietà principali. I valori di modulo e di tensione di snervamento sono stati calcolati secondo il modello scelto per l'analisi del materiale caricato a fibre corte. Di conseguenza i moduli sono la metà di quelli riportati su scheda tecnica e le tensioni di "snervamento" sono state calcolate riducendo del 30% il carico di rottura del materiale riportato. Il valore abbassato di carico di rottura riporta la denominazione di "snervamento" solo per identificare facilmente che è un carico più basso del carico di rottura e che è quello il limite da non superare e di conseguenza il riferimento per il calcolo del coefficiente di sicurezza.

La scelta del materiale è stata influenzata dal fatto di voler mantenere una rigidità elevata di tutto il sistema, infatti non sono stati scelti materiali con 30% di fibra di vetro perché non permettevano un livello elevato di rigidità, soprattutto per la distanza delle cartucce fluide che sarebbe diventata troppo bassa e di conseguenza avrebbe aumentato il rischio di percepire degli attriti interni o peggio di non permettere il corretto funzionamento del freno.

Materiale	Tipo di materiale	Modulo [MPa]	Carico di rottura [MPa]	Carico di snervamento [MPa]
Celestran GF 50	PA6 + 50%GF	6000	170	119
Grivory GV5H	PA6 + 50%GF	8500	220	154
Ixef1022	PARA + 50%GF	10000	260	182
Latigloss 66H2 G50	PA66+ 50%GF	6750	165	115,5
Radilon A RV500RW	PA66 + 50%GF	7125	190	133
Zytel70G50 HSLA	PA6 + 50%GF	6500	175	122,5
Grilon BG 50 s	PA6 + 50%GF	5750	165	115,5

Tabella 6 - valori di modulo elastico e di carico di rottura del materiale identificato

Le due geometrie sono state quindi testate, mantenendo sempre la stessa analisi FEM e non cambiando le condizioni al contorno.

I risultati sono stati riportati in tabella come segue

Geometria 0.21	Freccia [mm]	Riduz %	Tensione [MPa]	Coeff di sicurezza allo snervamento	Peso [g]
Grilon BG 50 s (geom 0.1)	0,295	-	153	0,75	74,46
Grilon BG 50 s	0,342	0	51	2,26	53,80
Celestran GF 50	0,324	-5	47	2,53	53,46
Grivory GV5H	0,24	-30	50	3,08	53,12
Ixef 1022	0,21	-39	52	3,50	54,48
Latigloss 66H2 G50	0,298	-13	49	2,36	54,48
Radilon A RV500RW	0,28	-18	50	2,66	53,80
Zytel70G50 HSLA	0,31	-9	49	2,50	53,46

Tabella 7 - ottimizzazione geom. 0.21

Da un primo confronto si vede come la freccia massima non si sia allontanata molto rispetto al valore di partenza, ovvero quello ottenuto dalla geometria 0.1. si vede come le tensioni abbiano subito un elevata riduzione portandosi a coefficienti di sicurezza maggiori di 2. Inoltre si vede come tutti i materiali abbiano una freccia minore rispetto al PA6 generico utilizzato per le analisi.

Da questo primo sguardo ci si aspetta di vedere lo stesso trend anche per la geometria 0.31

Il grafico risultante dall'ottimizzazione è riportato di seguito.

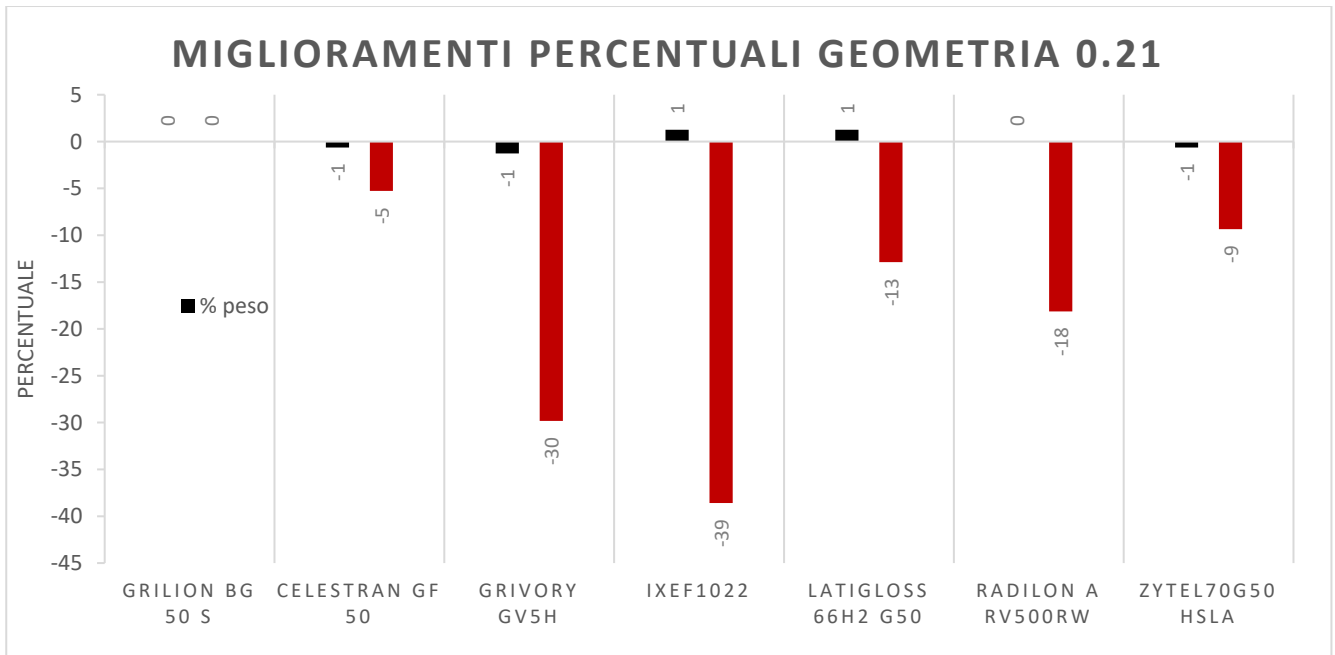


Grafico 15 - confronto tra peso e deformazioni della geometria 0.21 al variare del materiale

Procedendo con la seconda geometria si riportano i seguenti dati

Geometria 0.21	Freccia [mm]	Riduz %	Tensione [MPa]	Coeff di sicurezza allo snervamento	Peso [g]
PA6+50% GF (geom 0.1)	0,295	-	153	0,75	74,46
PA6+50GF	0,243	0	40	2,89	66,85
Celestran GF 50	0,234	-4	38	3,13	66,43
Grivory GV5H	0,17	-30	37	4,16	66,00
Ixef 1022	0,145	-40	38	4,79	67,69
Latigloss 66H2 G50	0,21	-14	38	3,04	67,69
Radilon A RV500RW	0,2	-18	37	3,59	66,85
Zytel70G50 HSLA	0,21	-14	37	3,31	66,43
Grilon BG30 S	0,4	65	47	1,71	57,12

Tabella 8 – ottimizzazione geom 0.31

In questo caso le tensioni sono ulteriormente diminuite andando ad innalzare il coefficiente di sicurezza a valori maggiori di 3. Per quanto riguarda i valori di freccia si è nell'intorno dei valori precedenti. Si è aggiunto allo studio un caricato 30 % per andare a vedere come a livello di freccia e di tensioni questo materiale non fosse incline per questa applicazione.

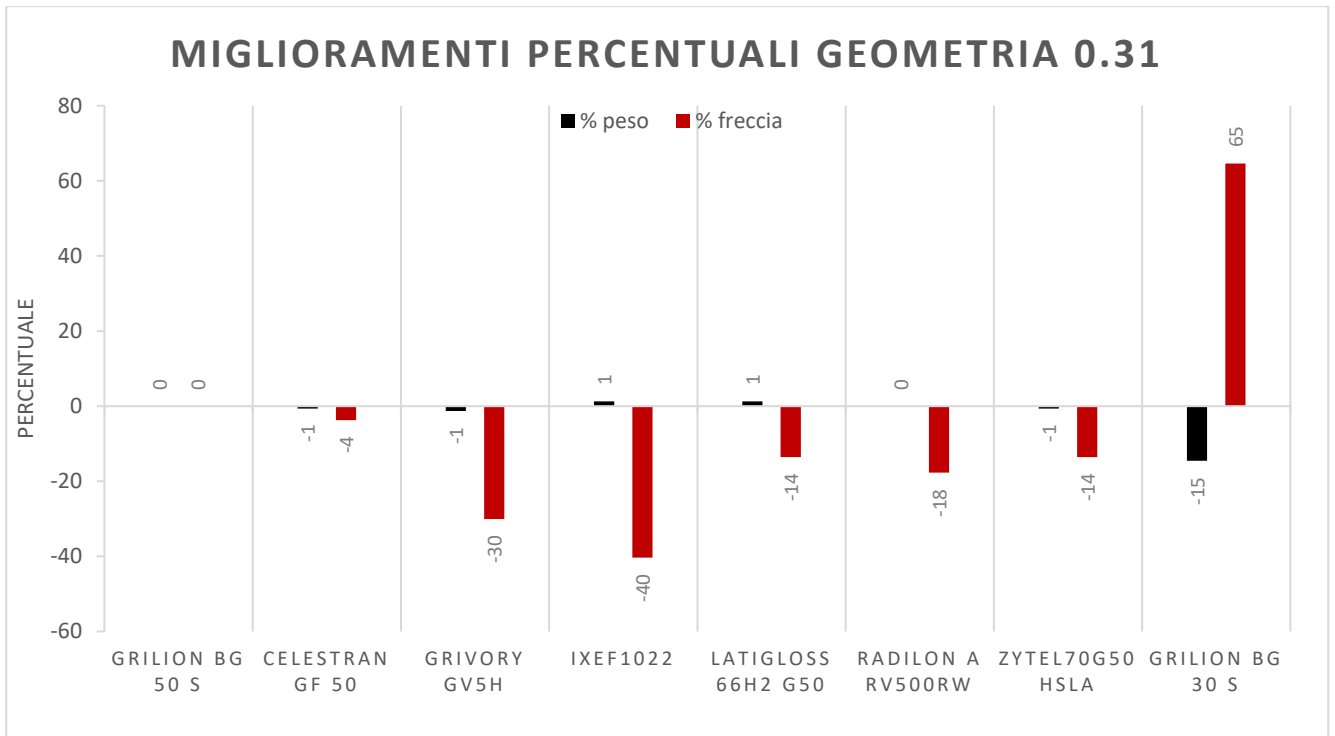


Grafico 16 - confronto tra peso e deformazioni della geometria 0.31 al variare del materiale

In base ai dati ottenuti dalle ottimizzazioni di geometria e materiale si possono esprimere le seguenti scelte preliminari di configurazioni di materiale e geometria:

- Geometria 0.21 con Grivory GV5H per la riduzione di peso del 28% (rispetto alla combinazione 0.1 + Grilon BG50S) e la riduzione della freccia del 30% rispetto al Grilon BG50S con un 18,5 % in meno rispetto al modello di partenza (geometria 0.1 con materiale generico).
- Geometria 0.21 con Latigloss 66H2 G50 per la riduzione del peso del 28% (rispetto alla combinazione 0.1 + Grilon BG50S) e una freccia che pressappoco resta uguale. Tuttavia questo materiale ha una resa estetica molto buona di conseguenza può essere preso in considerazione per via dell'aspetto che deve avere la flangia esternamente.
- Geometria 0.31 con Grilon BG 50 S: i valori di peso sono inferiori del 10% rispetto al modello base (Geometria 0.1 + Grilon BG50S) e con una freccia leggermente più bassa, circa il 17 %. Tuttavia, date le proprietà del materiale si può pensare che esso abbia un costo molto più basso.

Questi sono tre esempi di configurazioni scelte. Ovviamente le altre combinazioni rimangono valide qualora si sia impossibilitati a reperire il materiale dal fornitore.

Un altro fattore determinante è anche il costo che va rapportato alla qualità della configurazione e alle performance. Tuttavia in questa fase preliminare è ancora difficile far fare una quotazione ad un fornitore se la geometria e lo stampo non sono ancora stati decisi. Di conseguenza si tralascia questa fase a le fasi successive del processo stage and gate. Comunque i dati con i materiali possibili sono presenti e di conseguenza si può sempre ritornare ad un risultato precedente in termini di materiale.

8.3. Ottimizzazione disco porta molla

8.3.1. Verifica e simulazione molla di torsione

Si esegue lo stesso procedimento per l'ottimizzazione del gruppo CBS. In questo caso si prende in considerazione il disco porta molla. Il componente ha lo scopo di mantenere la molla in una determinata posizione, in modo rigido, e permettere che essa possa trasferire il momento bilanciante alla flangia del CBS in modo tale da opporsi al momento generato dal peso dell'attrezzatura, equilibrandola. Come primo passo si verifica che la molla scelta sia in grado di generare il momento sufficiente a bilanciare l'attrezzatura come da specifica richiesta. Per assicurarsi di questo si imposta un modello FEM del componente e si studia, in condizioni di larghe deformazioni, uno spostamento di 90 gradi, ovvero lo spostamento massimo che la molla può subire, andando a visualizzare la reazione vincolare, ovvero il momento, generato. L'obiettivo, dato che si utilizza lo stesso tipo di molla di una precedente testa video, è quello di andare a verificare che lo studio restituisca una forza sufficiente ad effettuare il contro bilanciamento, che le tensioni non superino il limite di snervamento e che il momento generato rispetti, in favore di sicurezza, i dati ottenuti da un test successivo. L'analisi di della molla sarà poi necessaria per le analisi successive per comparare i valori e per ottenere dei dati necessari per andare a verificare quale fosse il momento massimo esercitabile.

Per convenzione, il momento di bilanciamento della molla deve essere misurato considerando una distanza dal COG, ovvero center of gravity dell'attrezzatura, stimato essere pari a 55 mm dal punto più alto di appoggio dell'attrezzatura del porta piastra. Inoltre, dato che il peso dell'attrezzatura non è mai perpendicolare al braccio, se non a 90°, è difficile riuscire a individuare un sistema di bilanciamento economico che possa fornire un bilanciamento continuo ad ogni angolo, di conseguenza, dato che si vuole utilizzare una molla, si è impostato che il valore equivalente di bilanciamento fosse a 70° ovvero punto nel quale momento della attrezzatura e momento della molla si equivalgono.

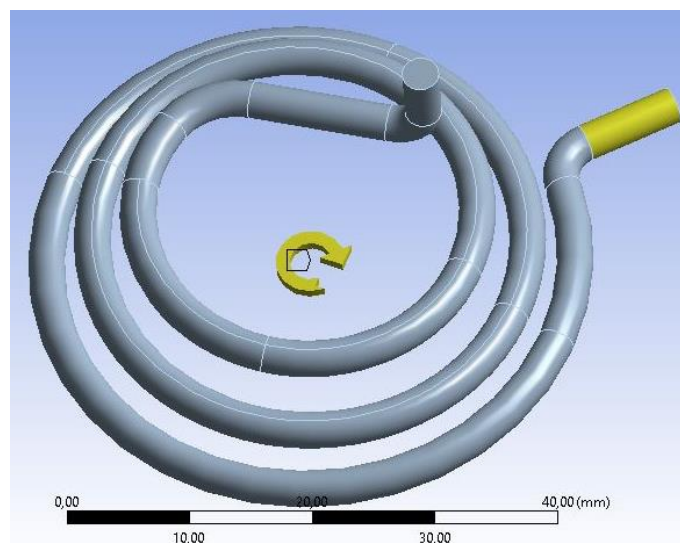


Figura 69 - modello utilizzato per il test con le deformazioni imposte

Per eseguire in maniera accurata il test, si è individuato l'acciaio per molle del quale il componente è fatto e si è caricato sulla libreria di Ansys con le seguenti proprietà:

Materiale	Tipo di materiale	Modulo [GPa]	Carico di snervamento [MPa]
Acciaio Armonico	UNI 3823/75 Classe B/C	206	1840

Tabella 9 – dati del materiale utilizzato per lo studio agli elementi finiti

Andando a testare la molla si sono ottenuti i seguenti risultati di tensione:

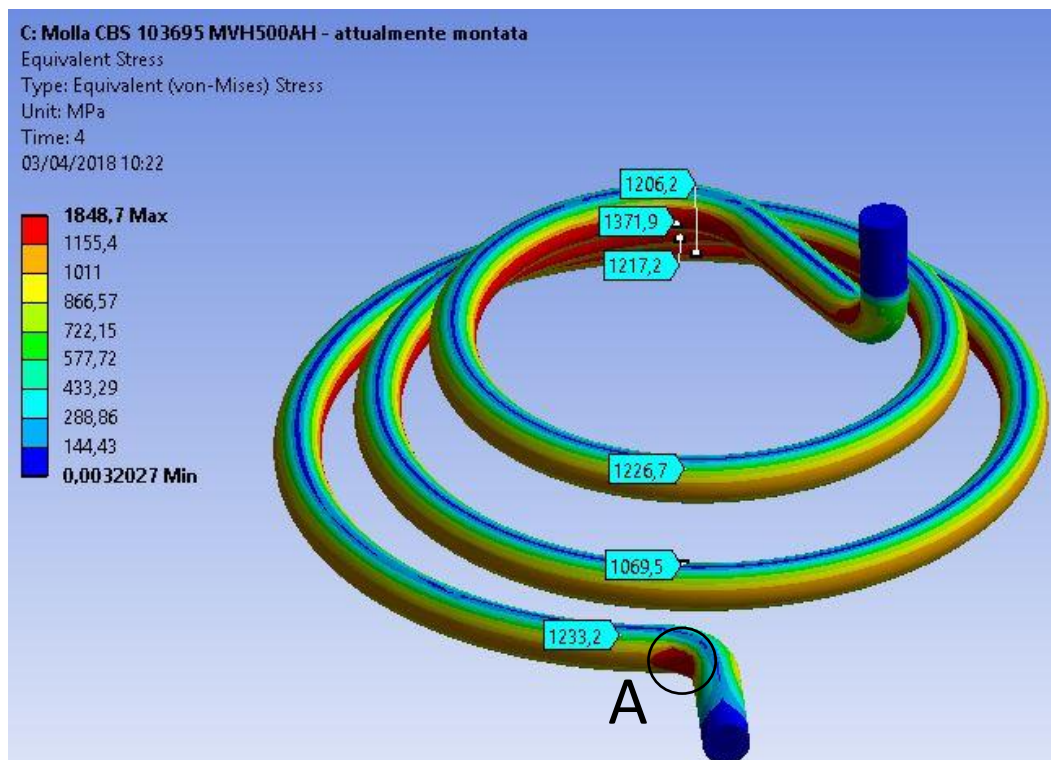


Figura 70 - tensione distribuita sulla molla

Come si vede, per questa geometria, nelle zone finali, zona A in figura, si genera una tensione che supera, anche se di poco, il limite di snervamento dell'acciaio per molle scelto (pari al valore massimo dell'analisi). Da osservazione di altri modelli della stessa molla utilizzati su altre teste video, confrontate con modelli di molla mai deformati dopo la produzione si è notata la presenza di una piccola deformazione plastica nella zona suddetta che abbassa di conseguenza il momento finale esercitabile dalla molla per via del fatto che la molla è snervata e quindi deformata. Tutti questi aspetti saranno poi valutati più avanti tramite un test specifico. Per questo punto della ottimizzazione non si indaga ulteriormente dato che le molle utilizzate non hanno mai dato problemi nei modelli precedenti di utilizzo, né in ambito di rotture per fatica né in ambito di poco effetto controbilanciante.

Confrontando i valori di momento ottenuti su Ansys e quelli teorici del momento controbilanciante voluto e del momento dell'attrezzatura si ottengono le curve riportate nel grafico seguente:

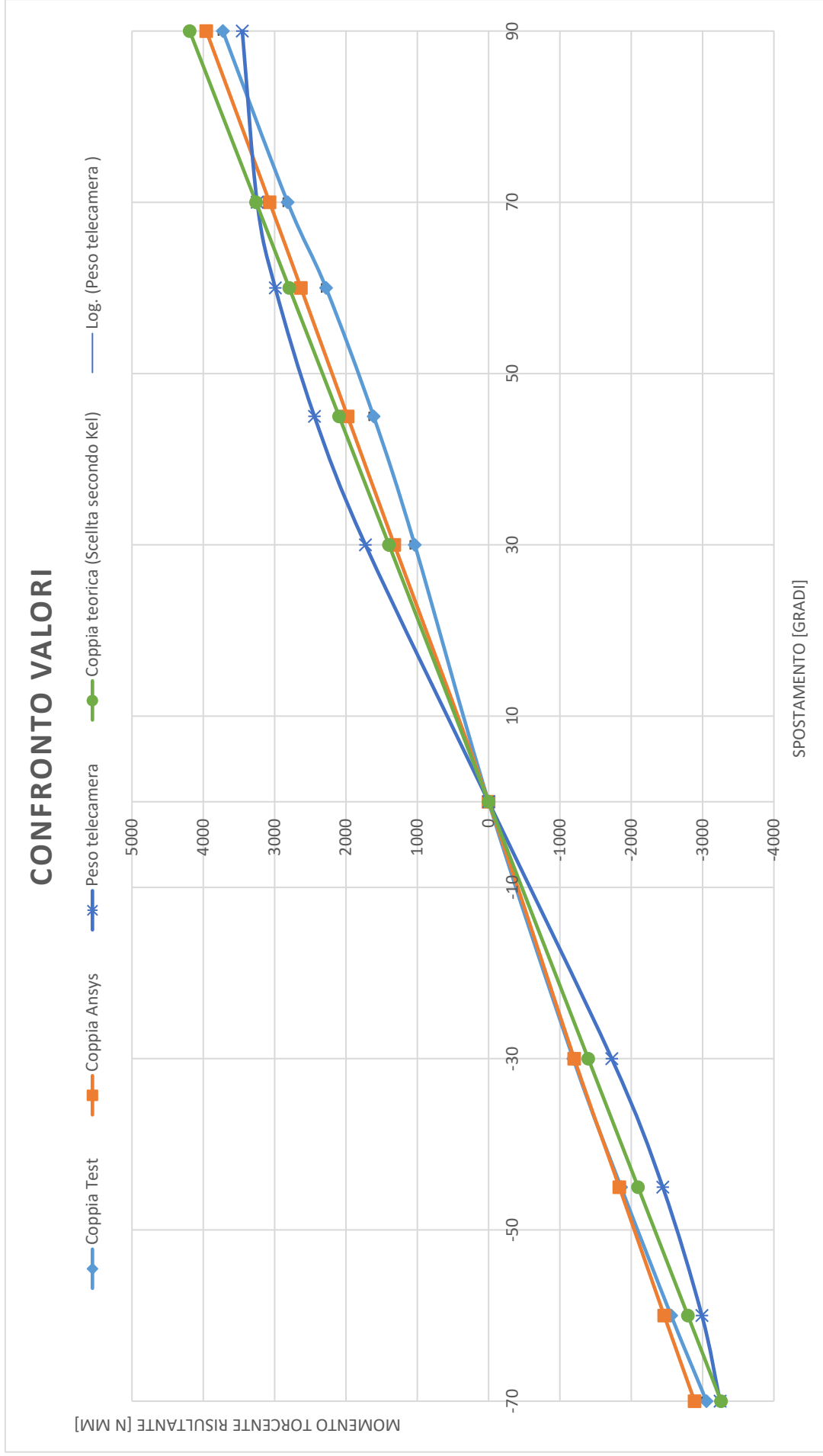


Grafico 17 - confronto momenti sbilanciati individuati

Come si può vedere, la forza per bilanciare il peso (curva arancione) dell'attrezzatura ad una distanza di 55 mm dal porta piastra è leggermente inferiore al valore teorico calcolato con un dimensionamento manuale (curva verde) . Si è eseguito un rapido test sul contro bilanciamento di una testa video con lo stesso tipo di molla per verificare come e quanto si modificava la risposta a seconda della deformazione plastica subita e delle deformazioni locali delle sedi. Si ottiene così la curva azzurra. Si nota come la risposta si discosta dal bilanciamento desiderato ma il valore e il punto di contro bilanciamento è considerato comunque accettabile. Il test sulla attrezzatura finale sarà eseguito dopo prototipazione andando a confrontare i valori con quelli di Ansys.

8.3.2. Ottimizzazione disco porta molla

Proseguendo con L'ottimizzazione si deve considerare che la geometria iniziale del disco porta molla utilizzato per il prototipo ha presentato dei difetti di funzionamento; la molla usciva dalla sede perdendo così l'efficacia di funzionamento dato che non era più vincolata al disco porta molla. Si sono eseguite delle analisi sul componente iniziale allo scopo di evidenziare questo problema oltre che per andare ad impostare la simulazione corretta usata per il dimensionamento. L'analisi preliminare ha evidenziato che la sede della molla si è deformata più del dovuto per via del momento agente su di essa. Considerando questa deformazione, visibile in figura 71, che ha un andamento che tende ad aprire la sede andando a creare un gioco tra bloccaggio e molla, aggiungendo la presenza di raccordi e il fatto che la molla è di forma rotonda, si sono create le situazioni vantaggiose per permettere a quest'ultima di uscire dalla sede.

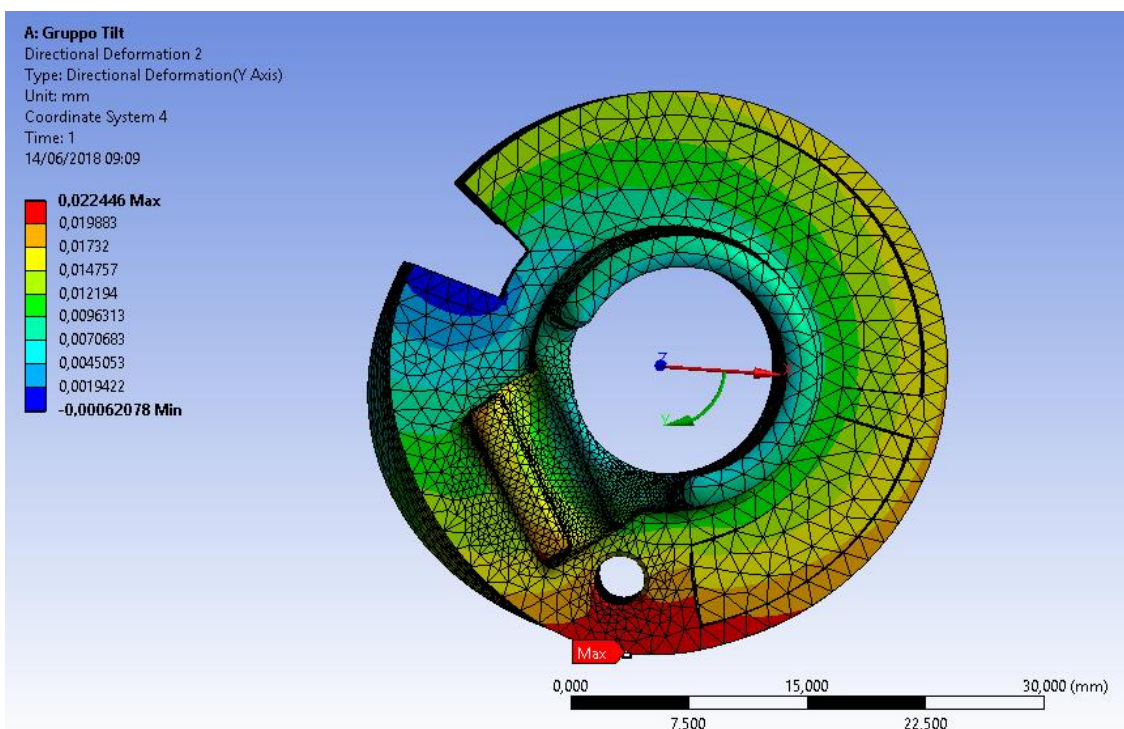


Figura 71 - deformazioni totali sede molla

Dopo aver individuato il problema della fuoriuscita della molla si è continuato con una simulazione semplificata che mi permettesse di andare ad ottenere tensioni e deformazioni massime per il componente. Semplicemente si sono applicati i carichi massimi che il disco porta molla sopporta,

ovvero il momento massimo della molla a 90 °. Dalla simulazione si vogliono ottenere le deformazioni massime nella sede della molla, giusto per verificare che la nuova geometria non permetta a quest'ultima di uscire, le tensioni per dimensionare correttamente il componente e la deformazione torsionale che mi restituisce la rigidezza torsionale. Si ricorda che uno dei parametri da verificare è che la rigidezza torsionale del sistema molla, disco porta molla e flangia, non siano troppo basse da abbassare del momento controbilanciante. Le tensioni risultanti dall'analisi sono riportate in figura 72:

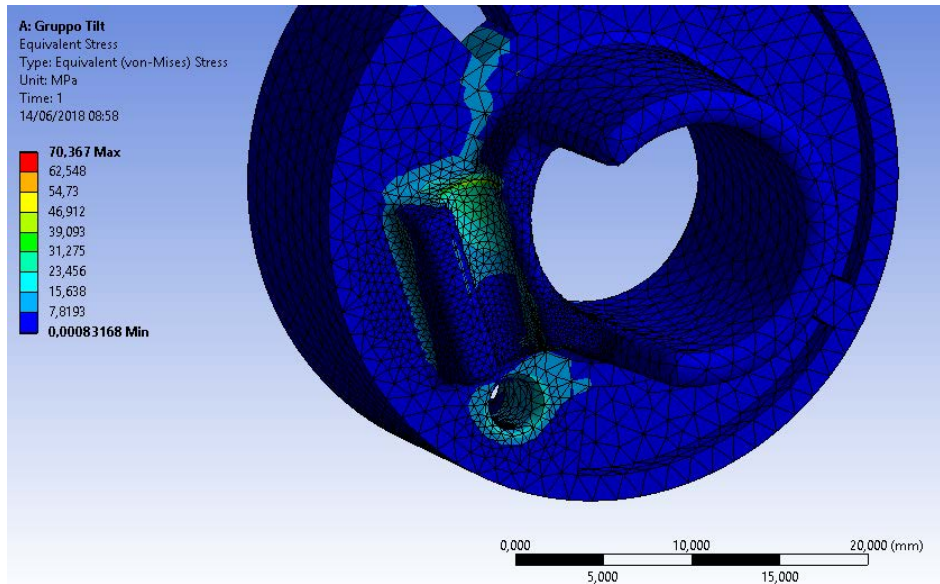


Figura 72 - tensioni di Von Mises registrate sul disco porta molla

Si nota un massimo di 70 MPa dovuto a difetti di mesh e di contatto. Infatti le zone nel quale si inserisce la molla non sono sollecitate in maniera importante. Come per la simulazione della flangia si è utilizzato il Grilon BG50 S per simulare il materiale. Inoltre le deformazioni risultanti sono di bassa entità si prevede perciò che non influenzino negativamente il corretto funzionamento del CBS. Si procede di conseguenza con un calcolo preliminare della deformazione a torsione e della rigidezza del componente. Questo valore servirà da indice poi per l'ottimizzazione in se. Andando a misurare la rotazione massima del componente o comunque a calcolarla tramite un sistema di coordinate cilindrico si ottiene il seguente valore

$$x = \theta \cdot R \rightarrow \theta = \frac{x}{R} = \frac{0,022}{17,5} = 12,83 \cdot 10^{-4} \text{rad} \rightarrow \theta \cdot \frac{360}{\pi} = 0,147^\circ$$

Di conseguenza se si va a calcolare la rigidezza torsionale del componente si ottiene:

$$M = K_\theta \cdot \theta \rightarrow K_\theta = \frac{M}{\theta} = \frac{4000}{0,147} = 27,2 \frac{\text{Nm}}{\text{grado}} \rightarrow 3125 \frac{\text{Nm}}{\text{rad}}$$

Confrontando questo valore con la rigidezza della molla si ha una differenza maggiore di due ordini di grandezza. Di conseguenza quando si dovrà valutare la rigidezza del CBS si suppone che almeno questo componente non influisca molto.

In base alle informazioni ottenute dal test e dalla prova pratica del primo prototipo si è eseguita una riprogettazione locale nella zona di tenuta della molla insieme al processo di ottimizzazione che ha portato a creare diverse tipologie di geometrie tra le quali ne sono state scelte due

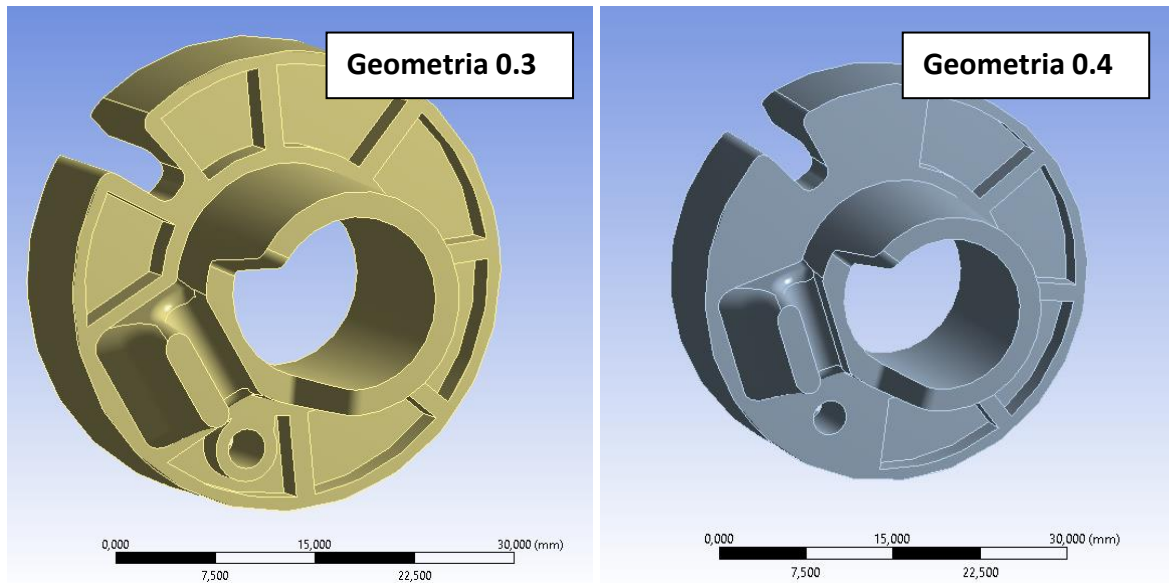


Figura 73 - due geometrie ottenute da ottimizzazione

Per la creazione delle geometrie, dato il basso livello di deformazione e di tensione, si sono progettati i componenti più uniformemente possibile per permettere uno stampaggio ottimale, andando ad uniformare gli spessori tramite gli scavi eseguiti e andando a migliorare la sede di attacco per la molla inspessendo ed ingrandendone la geometria. Agendo sulla riduzione di peso, se dai grafici sottostanti si nota un miglioramento del 30-40%, in realtà ci si sta aggirando attorno a qualche grammo. Di conseguenza i parametri che potrebbero portare ad una scelta di una geometria piuttosto che un'altra sono determinati maggiormente in questo caso, dal costo, dalla praticità e facilità di stampaggio oltre che alla reperibilità del materiale. Inoltre un altro fattore può essere il costo dello stampo. Se lo stampo costasse troppo per un componente così piccolo si può andare a pensare di eseguire l'impronta su uno stampo di un altro componente e di conseguenza utilizzare lo stesso materiale per comodità. Di conseguenza sarà importante andare ad analizzare diverse configurazioni di materiale.

Si ricorda che il componente è privo di raccordi estetici per permettere al software di simulazione di eseguire una mesh veloce e uniforme. Il confronto tra le geometrie ha portato ai seguenti valori di variazione percentuale

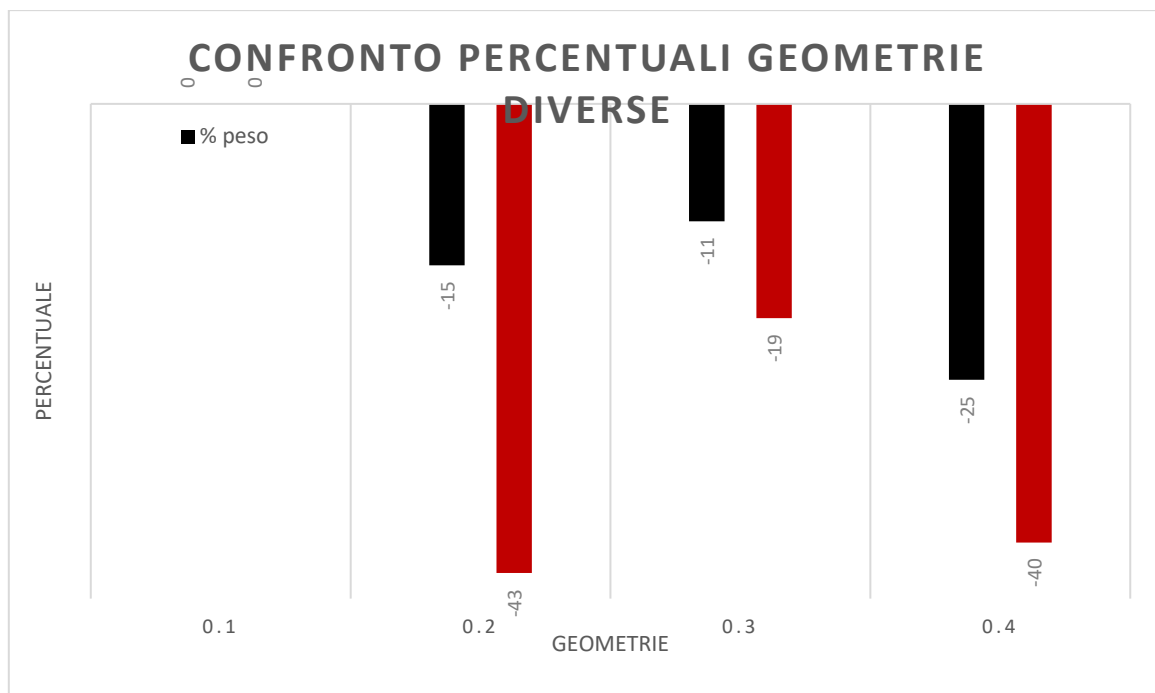


Grafico 18 - confronto tra peso e rigidità torsionale delle diverse geometrie

Le varianti geometriche sono relativamente ridotte dato il fatto che il componente ha vincoli stringenti dal punto di vista geometrico perché è un tramite di trasferimento del carico tra la molla e la flangia.

Le soluzioni candidate per l'analisi sono la 0.3 e la 0.4

- Geometria 0.3: si riduce il peso di circa l'11% ma la rigidità torsionale diminuisce del 19%. Si presume che utilizzando materiali meno carichi come un 30% fibra vetro il componente diminuisca ulteriormente il peso e la rigidità torsionale ma permetta l'uso di un materiale meno costoso.
- Geometria 0.4. è molto simile alla 0.3 ma con spessori medi più bassi. Per questo tipo di geometria che permette il risparmio del 25% del peso ma con un calo della rigidità torsionale di circa il 40% si può pensare di utilizzare un materiale caricato al 50% che permetta alta rigidità ma mantenendo il risparmio del peso.

Successivamente si possono vedere i valori di tensione e di deformazione che hanno subito i componenti:

Geometrie	0.1	0.3	0.4
Peso [g]	11,4	10,18 (-11%)	8,54(-25%)
Rigidità torsionale [Nm/rad]	1559	1255(-19%)	937 (-39%)
Angolo massimo (°)	0,147°	0,182°	0,244°
Tensione [MPa]	50	58 (+16%)	56 (+12%)

Tabella 10 - tabella valori peso, tensione e angolo delle geometrie analizzate

Date le basse deformazioni in gioco e date le basse tensioni si va a predisporre una serie di materiali che spaziano tra i PA6+20% GF e i PA6+50% GF, sempre facendo riferimento ai produttori precedentemente citati. I materiali sono stati scelti per avere una ampia gamma di moduli e una varia diversità in termini di finiture, costi e prestazioni. Inoltre si ricorda che i valori riportati in tabella riguardano il modulo già dimezzato, dove la tensione di snervamento è il 30% più bassa di quella di rottura.

Materiale	Tipo di materiale	Modulo [MPa]	Carico di rottura [MPa]	Carico di snervamento [MPa]
Grivory GV 2H	PA6 + 20%GF	3600	125	87,5
Grivory GV5H	PA6 + 50%GF	8500	220	154
Ixef1022	PARA + 50%GF	10000	260	182
Domamid 66G30	PA66+ 30%GF	3200	120	84
Radilon A RV500RW	PA66 + 50%GF	7125	190	133
Zytel 73G45 BK263	PA6 + 45%GF	4500	145	101,5
Akulon® S223-HG0	PA6 + 50%GF	5000	145	101,5
Ultramid® A3W2G10 bk20560	PA6 + 50%GF	6000	175	122,5

Tabella 11 - proprietà materiali scelti per l'ottimizzazione

Proseguendo con l'analisi delle due geometrie si sono ottenuti i seguenti valori.

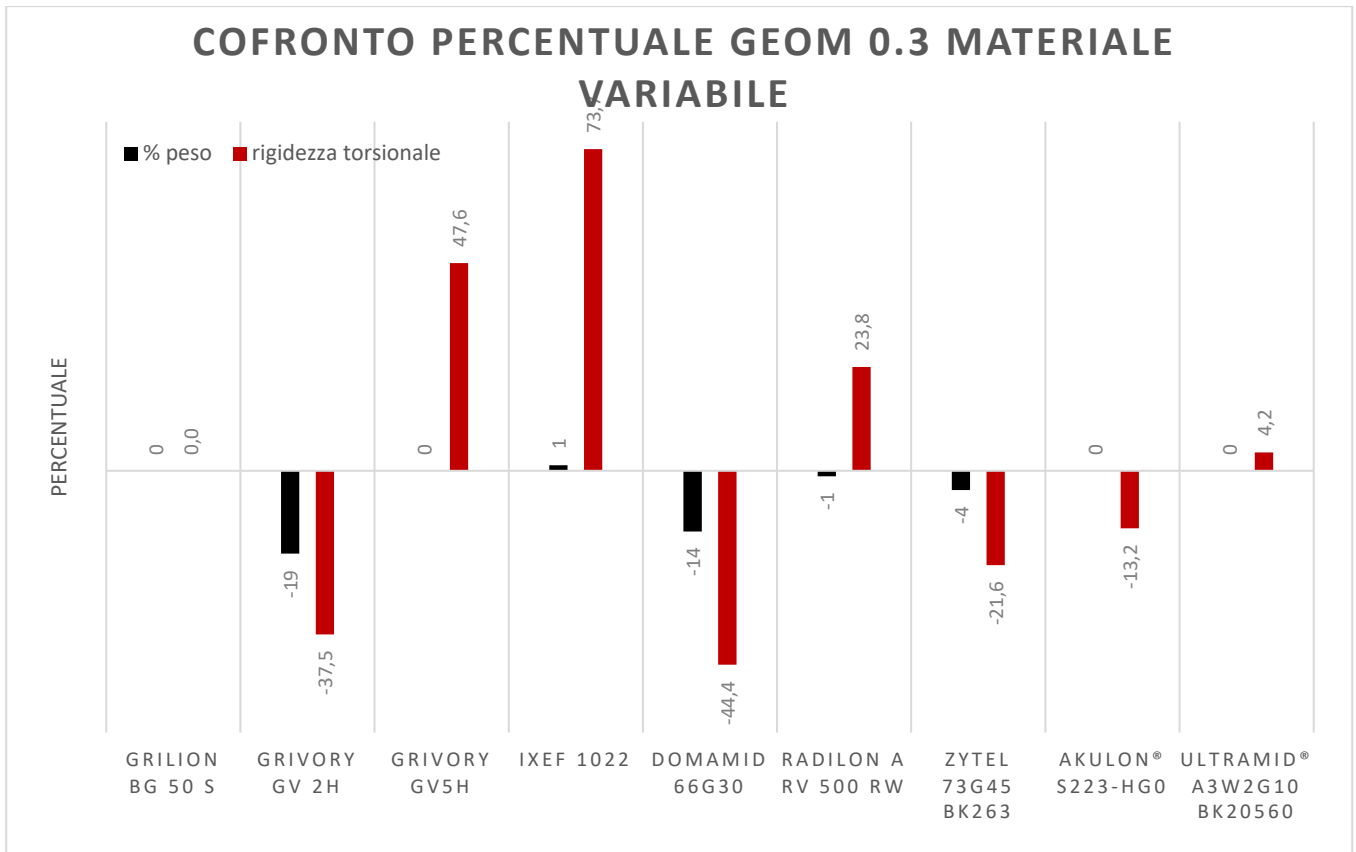


Grafico 19 - grafico confronto percentuali influenza materiale geom 0.3 su peso e rigidezza torsionale

La geometria 0.3 ha un risparmio rispetto al materiale di partenza dell'11% in peso e una perdita di rigidezza del 19%. Di conseguenza le possibili configurazioni scelte sono:

- Geometria 0.3 + Grivory GV5H: consente di mantenere lo stesso guadagno in peso ma aumentando del 47,6 % la rigidezza. Questa configurazione può essere utilizzata nel caso a feel test della testa il CBS non sia sufficientemente rigido o per motivi legati allo stampaggio di più geometrie con un unico stampo e di conseguenza si necessita di utilizzare lo stesso materiale
- Geometria 0.3 + Grivory GV2H: ottengo una riduzione del peso ulteriore del 19% e una rigidezza che è scesa di un altro 37,5%. Tuttavia il materiale è un 20% fibra vetro che, a condizione di conoscere i costi degli altri materiali, permette di risparmiare sul costo del componente. Tuttavia la massa del componente è molto bassa e probabilmente il risparmio in termini di costo non è così elevato.

Nel caso delle altre configurazioni "scartate" si deve sottolineare che esse sono valide. I valori della deformazione torsionale sono sull'ordine dei decimi di grado, ovvero sotto dell'1% della deformazione massima della molla e di conseguenza tranquillamente accettabili. Si hanno così altre opzioni valide che possono essere utilizzate considerando le affermazioni espone precedentemente. I valori ottenuti dalle analisi dei diversi materiali sono stati riportati in tabella per una maggiore comprensione e completezza.

Geometria 0.3	K tors [Nm/rad]	Riduz %	Tensione [MPa]	Coeff di sicurezza allo snervamento	Peso [g]	Rotazione [Gradi]
Grilon BG50 (geom. 0.1)	1559	-	55	2,31	11,4	0,147
Grilon BG50 s	1255,1	0,0	56	1,99	10,18	0,182
Grivory GV 2H	784,4	-37,5	55	1,56	8,25	0,292
Grivory GV5H	1852,7	47,6	60	2,80	10,18	0,123
Ixef1022	2180,6	73,7	55	2,57	10,31	0,105
Domamid 66G30	697,2	-44,4	56	1,53	8,76	0,328
Radilon A RV500RW	1553,8	23,8	56	2,38	10,05	0,147
Zytel 73G45 BK263	983,6	-21,6	55	1,81	9,73	0,233
Akulon® S223-HG0	1089,8	-13,2	54	1,85	10,18	0,210
Ultramid® A3W2G10 bk20560	1308,1	4,2	58	2,27	10,18	0,175

Tabella 12 - tabella valori geom 3 al variare materiale

Il peso, come si può notare, si aggira sui 9, 10 g e rispetto agli 11g iniziali è un guadagno irrisorio, tuttavia, riuscendo a mantenere basse le tensioni e a far sì che la deformazione massima sia inferiore del 1%, si è in grado di ottimizzare spessori e forma permettendo lo stampaggio e il corretto funzionamento del sistema.

Analizzando la geometria 0.4 ci si possono aspettare valori molto simili

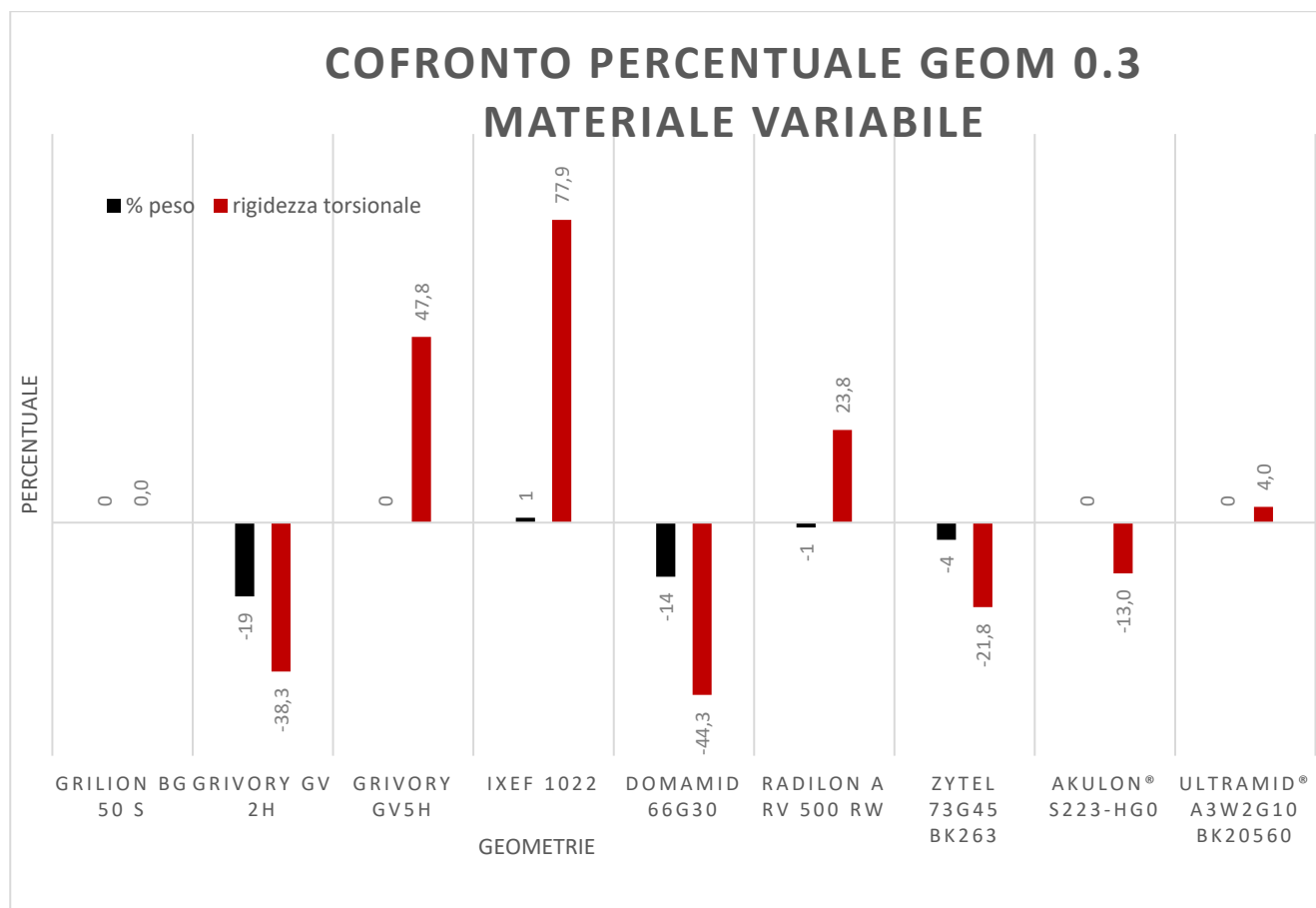


Grafico 20 - grafico confronto percentuali influenza materiale geom 0.4 su peso e rigidezza torsionale

Come per la precedente geometria si possono affermare le stesse cose dal punto di vista della validità delle soluzioni. Per quanto riguarda la scelta in questo caso si deve considerare che la

geometria 0.4 è nata con lo scopo di ridurre il peso maggiormente rispetto alle altre, -25%, con il compromesso di avere una perdita del -40% della rigidità. Si scelgono le seguenti configurazioni:

- Geometria 0.4 + Domamid 66G30 che mi consente di massimizzare la perdita di peso a discapito di un'ulteriore perdita di rigidità ma di utilizzare un materiale molto economico in grado di permettere
- Geometria 0.4 + Grivory GV 5H che mi consente a parità di peso perso, ottenere una rigidità molto più elevata

I valori ottenuti da questa ottimizzazione sono i seguenti:

Geometria 0.4	K tors [Nm/rad]	Riduz %	Tensione [MPa]	Coeff di sicurezza allo snervamento	Peso [g]	Rotazione [Gradi]
Grilon BG50 (geom. 0.1)	1559	-	55	2,31	11,4	0,147
Grilon BG50 s	936,9	0,0	56	2,06	8,54	0,2446
Grivory GV 2H	577,9	-38,3	56	1,56	6,92	0,3966
Grivory GV5H	1384,8	47,8	57	2,70	8,54	0,1655
Ixef1022	1666,8	77,9	56	2,75	8,65	0,1375
Domamid 66G30	521,5	-44,3	56	1,50	7,35	0,4394
Radilon A RV500RW	1160,4	23,8	56	2,38	8,43	0,1975
Zytel 73G45 BK263	733,2	-21,8	56	1,81	8,16	0,3126
Akulon® S223-HG0	814,7	-13,0	56	1,81	8,54	0,2813
Ultradid® A3W2G10 bk20560	974,8	4,0	56	2,19	8,54	0,2351

Tabella 13 - valori ottenuti post ottimizzazione

Concludendo l'ottimizzazione si è riusciti ad individuare l'andamento della deformazione del disco porta molla e a capire in che modo la molla potesse uscire dalla sua sede. Si sono generate e scelte due geometrie diverse tra loro e si sono analizzati i vari materiali individuando quattro possibili configurazioni. In generale si è visto che non risultano problemi di tensione elevati e che la deformazione torsionale è nell'ordine di due decimi di grado, permettendo così di andare a dire che tutte le soluzioni sono accettabili dato che si ha una deformazione inferiore all'1% rispetto alla corsa massima che la molla può fare, ovvero 90°. Questo permette di affermare che, dato che i fattori scelti per l'ottimizzazione hanno una rilevanza ridotta rispetto agli altri, la configurazione scelta può essere una configurazione con il costo minimo o che permetta lo stampaggio di figure diverse sullo stesso stampo utilizzando un materiale più performante, senza essere necessariamente la più leggera o la più rigida. La soluzione per questo componente, che è più funzionale che strutturale o estetico, sarà una soluzione di comodo al minor costo e di conseguenza avere una base di dati con diversi materiali per le due geometrie scelte mi consente di sopperire ai fattori di sicurezza nel caso di una scelta diversa da quelle evidenziate dall'ottimizzazione.

8.4. Ottimizzazione flangia CBS

L'ottimizzazione della flangia del CBS, ovvero l'elemento che consente l'ingaggio del contro bilanciamento e il suo utilizzo, è stata impostata con gli stessi criteri del disco porta molla: il modello

iniziale richiedeva uno stampo troppo complesso per lo stampaggio, con una serie di carri e movimenti interni complessi per via della geometria molto articolata, di conseguenza si è eseguita una riprogettazione della flangia che permettesse l'uso di uno stampo semplificato

8.4.1. Impostazione simulazione preliminare

Come prima cosa, si è deciso come impostare la simulazione della flangia singola per capire come dimensionarla e ottimizzarla correttamente. In questo caso il componente è più complesso sia dal punto di vista dei carichi che dal punto di vista della rigidità per la sua forma complessa e a sbalzo. Anche per questo motivo si è deciso di riprogettare il tutto per essere sicuri di eseguire uno stampaggio corretto e senza problemi di deformazione o difetti superficiali e che utilizzasse uno stampo molto facile da eseguire e progettare.

La flangia in questo caso è sollecitata a flessione da parte della pan bar che agisce nella rosetta dentata, andando a flettere appunto tutta la flangia sovra tensionando maggiormente la parte a sbalzo. La forza può essere perciò in direzione Y o in direzione Z o combinata per un movimento complesso. Garantire la maggior rigidità possibile di questo componente mi permette di far percepire al cliente un prodotto solido e robusto. Inoltre questo mi consente di andare ad impedire deformazioni non volute che potrebbero generare problemi durante una ripresa con focali lunghe.

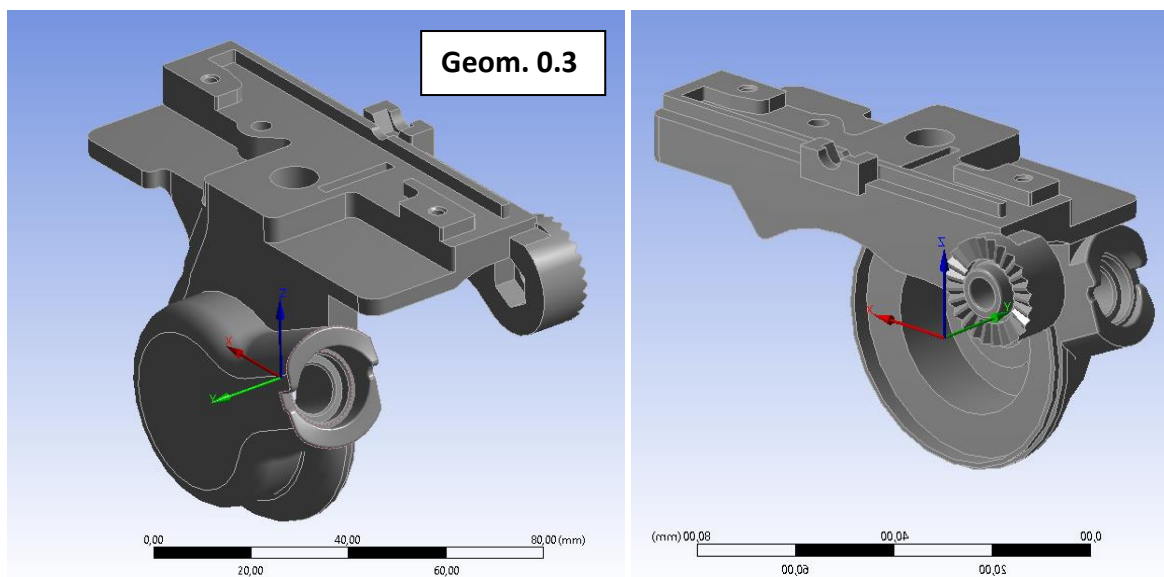


Figura 74 - componente da ottimizzare: flangia cbs

Di conseguenza si è voluto impostare lo studio andando a rappresentare il sistema più semplicemente e realisticamente possibile. Per fare questo è necessario andare a considerare l'effetto del portapietra che offre una rigidità propria non indifferente e non trascurabile alla flessione lungo l'asse TILT della testa e alla torsione lungo l'asse PAN. Di conseguenza si è impostata la simulazione con i seguenti elementi del sistema:

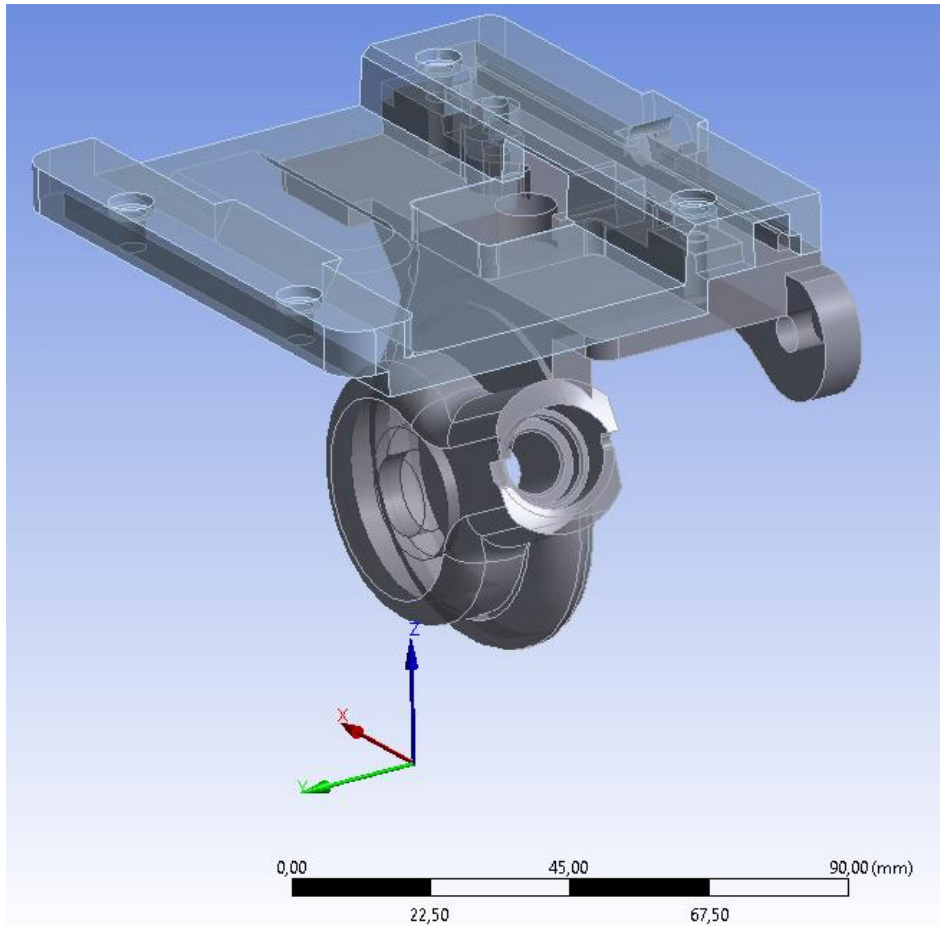


Figura 75 - elementi utilizzati per lo studio della flangia del CBS

Per evitare di introdurre ulteriori variabili nella soluzione del sistema, il porta piastra è rimasto sempre lo stesso e non è mai variato. I collegamenti alla piastra sono stati eseguiti sempre allo stesso modo, ovvero con dei joint rigidi, per cui non si è considerato l'effetto locale del serraggio tramite collegamento bullonato. Il collegamento del porta piastra al telaio è stato eseguito considerando dei joint elastici con una rigidità assiale e laterale simile a quella che avrebbe esercitato la flangia in plastica sottostante. Per interfacciare le superfici di contatto della flangia con il porta piastra, si è inserito un vincolo di contatto che simulasse due superfici in attrito tra di loro. In questa maniera, la risposta complessiva del sistema non è uguale a quella reale ma è dello stesso ordine di grandezza, il che permette di avere un metodo valido di analisi delle varianti geometriche che non introduce ulteriori incognite in campo. Così facendo ci si può andare a concentrare solamente sulle variazioni provocate dalla diversa geometria prima e dal materiale poi.

Il carico applicato è relativo alla forza che un utente medio è in grado di andare ad esercitare per un braccio di 240 mm ovvero la distanza media dalla mano al punto di applicazione della pan bar. La forza massima applicabile è di 50 N ovvero circa 5 Kg. La direzione del carico è, relativamente alla figura 75, definita prima in direzione Y, poi in direzione Z e poi in modo misto. Ovvero a 45° tra Y e Z. questo serve per valutare immediatamente quale sia la situazione più gravosa sia in termini di tensioni e deformazioni. La deformazione è valutata a freno attivo, sia per il gruppo PAN che per il gruppo TILT in modo tale da eliminare il più possibile i giochi della testa e da registrare solo la deformazione elastica di tutto il gruppo.

Il materiale impostato, come per le precedenti analisi è il Grilon BG50S (PA6+50% GF).

Dalla prima analisi sono risultati i seguenti valori di tensione e deformazione, relativamente alla flangia:

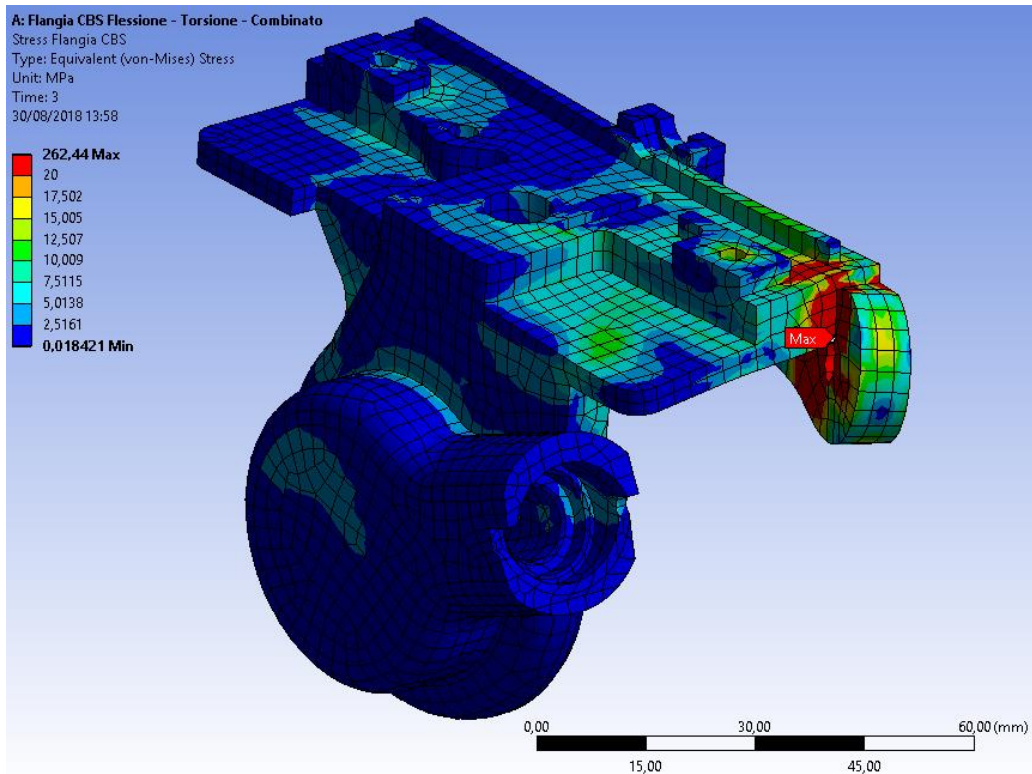


Figura 76 - Tensioni di Von Mises in caso misto

In figura 76 sono rappresentati i valori di tensione media e massima secondo Von Mises nel caso in cui la direzione di spinta sia a 45° considerando l'azione combinata della somma di 5kg in y e 5kg in z. Si è considerato questo perché di solito il movimento combinato si traduce in aumento di resistenza dato che si deve muovere la testa lungo due sistemi di fluidità ed un sistema di contro bilanciamento. Dato l'aumento di resistenza allora si ha l'aumento di forza esercitata dall'utente che passa da 5kg di media a 7,1 kg di massima.

Si nota subito che la tensione massima si eleva molto per via dell'intaglio a spigolo vivo nella zona d'attacco della rosetta per la pan bar. Per quanto riguarda il resto della flangia si vede che il valore di tensione è molto basso, generalmente inferiore a 20 MPa.

Per quanto riguarda la deformazione si registrano le deformazioni in direzione dell'asse PAN e in direzione dell'asse TILT indipendentemente per andare a valutare la rigidità lungo queste due direzioni. Da prima analisi si hanno i valori di 0,76 mm per l'asse TILT e 0,74 mm per l'asse PAN riportati in figura 74

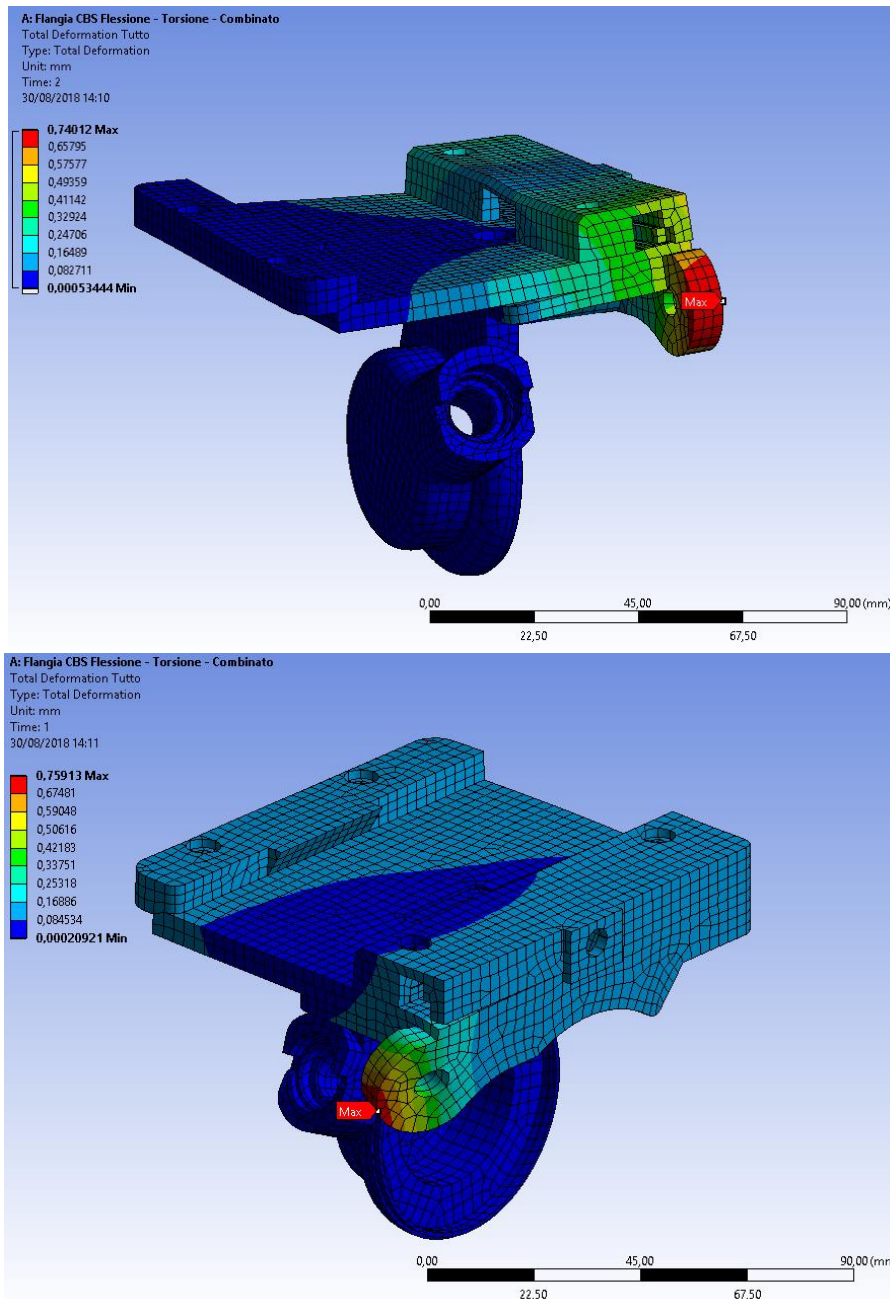


Figura 77 - deformazioni asse TILT e asse PAN

Come valore di confronto per la pre-ottimizzazione, senza andare a prendere il valore massimo in una o l'altra direzione, si utilizza in primis il valore della direzione combinata, per poi andare a osservare le deformazioni singole nelle due direzioni. La simulazione viene così approvata e sarà utilizzata per eseguire poi le altre relative alle geometrie diverse.

8.4.2. Riprogettazione e ottimizzazione

La riprogettazione, come anticipato, si basa sull'andare a rendere stampabile la flangia utilizzando uno stampo il più semplice possibile. Per andare a fare questo si è deciso di andare a dividere la flangia in due componenti che saranno poi uniti con un collegamento filettato e delle viti. I vantaggi di questa soluzione sono:

- Risparmio in costo di stampaggio per via di stampo molto complesso con sostituzione di stampo più facilmente eseguibile
 - Facilitazione di montaggio: andare ad inserire la flangia da sopra, dato che è interna alla forma a C del corpo, va ad aumentare la difficoltà di montaggio in ottica lean. Inoltre montare i meccanismi dello sgancio piastra, su un componente già montato, richiede una attrezzatura più complessa. I componenti divisi possono essere montati separatamente e poi assemblati facilmente.
 - Evitare deformazioni elevate dopo stampaggio per via della forma ad "L" del componente
- Sono presenti anche degli svantaggi rispetto alla soluzione della flangia unita
- Si hanno sicuramente più componenti in assemblaggio
 - Si deve andare a considerare che se il sistema è diviso in due parti, sicuramente sarà più "debole" e meno rigido rispetto al sistema unito fisicamente. Si dovrà accettare un peggioramento delle proprietà di rigidità.
 - Si devono stampare due componenti il che può richiedere due stampi perciò maggiori costi
- I problemi evidenziati dovranno essere accettati per il fatto che la flangia, come era stata concepita inizialmente, non è stampabile, di conseguenza si cercherà di rendere l'impatto di questi svantaggi il minore possibile. Per andare a fare questo si sono generate perciò due geometrie principali rappresentate in figura 78

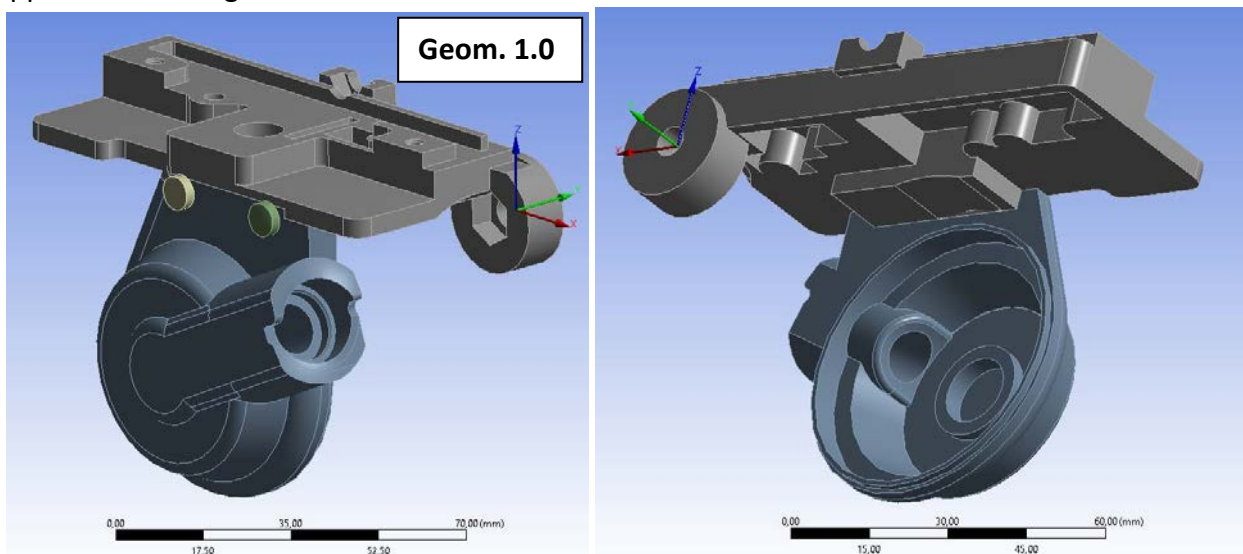


Figura 78 - riprogettazione flangia geom 1.0

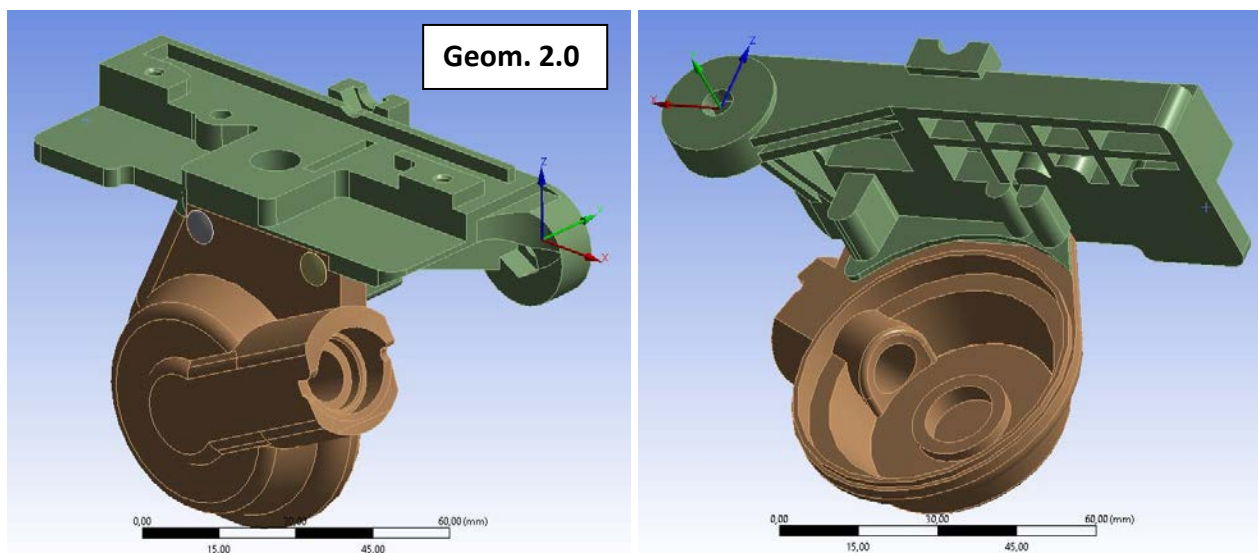


Figura 79 - riprogettazione flangia geom 2.0

Le due geometrie, come si può notare, sono state pensate per andare ad alleggerire la flangia ed eliminare zone molto piene di materiale, cosa che provocherebbe problemi durante il ritiro e la solidificazione. Inoltre si sono uniformati gli spessori e leggermente ridotti allo scopo di essere equilibrati il più possibile. Si è cercato di irrigidire il sistema andando ad utilizzare dei raccordi e delle nervature soprattutto nella zona di attacco della pan bar. Come si vede si ha l'inconveniente di andare a simulare anche il collegamento filettato tra i due pezzi che può portare a problematiche in termini di accoppiamento e di concentrazioni di tensioni.

Allo scopo di confrontare le tre geometrie, ovvero quelle rappresentate in figura 78 e 79, si utilizza la simulazione precedente, con gli stessi vincoli e lo stesso porta piastra, dove però per le due riprogettazioni si dovrà aggiungere il pretensionamento delle viti, che, utilizzando una coppia di serraggio di 2 Nm, si stima essere 1000N. Le due superfici in contatto saranno interfacciate con un vincolo di contatto che considera l'attrito. Il coefficiente inserito è pari a 0,2. La mesh utilizzata considera elementi esaedrici con dimensioni di elemento di 3 mm. Le geometrie sono prive di raccordi per consentire una mesh omogenea anche con elementi più grandi.

Dalle analisi si è registrata la deformazione totale massima nel peggiore dei load case e confrontata con la geometria di partenza. Di seguito i risultati e i valori delle deformazioni.

Geometrie	0.3	1.0	2.0
Peso [g]	114,8	79,8 (-44%)	84,6(-35%)
Freccia massima asse Pan	0,448	0,360 (-19,6%)	0,197 (-56%)
Freccia massima asse Tilt	0,496	1,797 (+360%)	1,03 (+207%)
Freccia massima combinata	0,665	2,03	1,07
Tensione [MPa]	100	125 (+25%)	60 (-40%)

Tabella 14 – tabella confronto dati ottenuti da geometrie

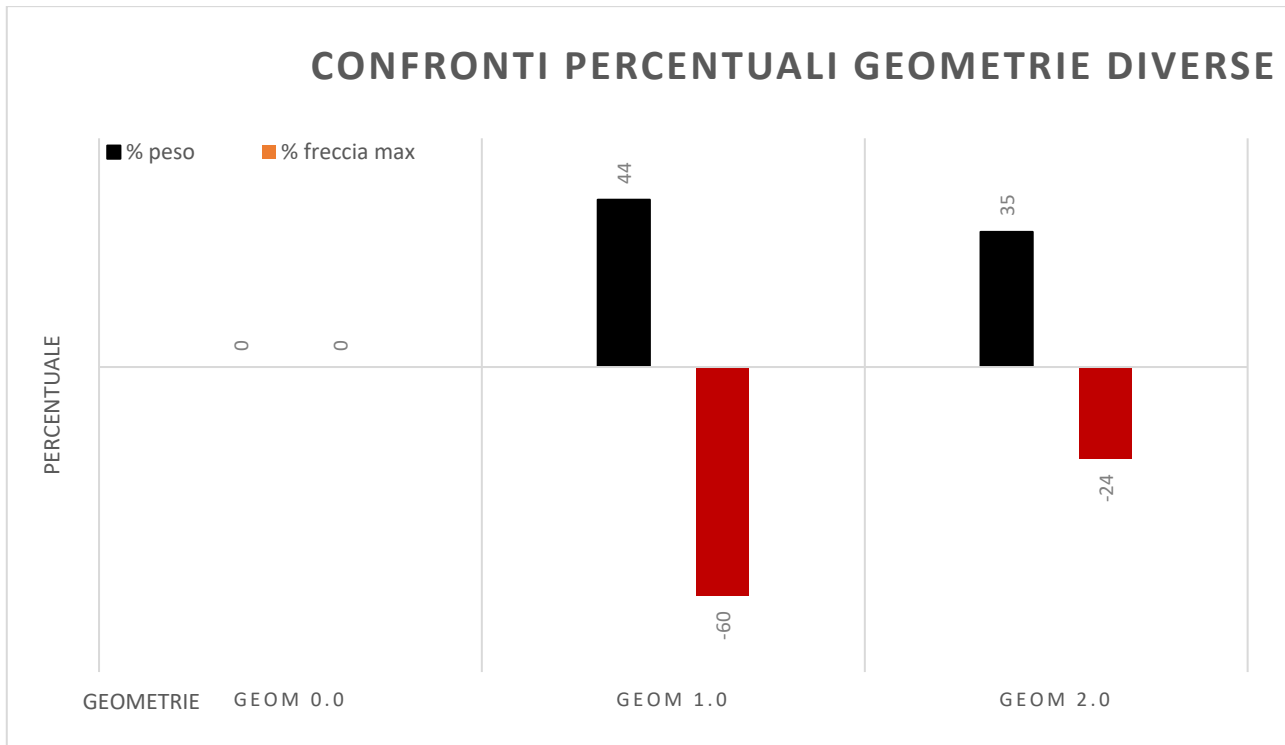


Grafico 21 - confronto percentuali peso e freccia combinata tra le tre geometrie

Rispetto alla geometria di partenza si vede come la geometria 1.0 vada a ridurre il peso del 60% ma aumentando drammaticamente la freccia, soprattutto lungo la direzione z. Questo è dovuto, come accennato in precedenza, al fatto di aver introdotto la divisione della flangia in due sotto parti che, per ragioni ovvie di collegamento, hanno una certa libertà di deformatarsi, nonostante i vincoli e i bloccaggi. Di conseguenza si è cercato di ridurre il più possibile modificando il collegamento e andando così ad ottenere la geometria 2.0 che, come si vede, riduce la freccia rispetto al caso precedente ma la mantiene comunque elevata di un 24 % in più rispetto al componente base. La riduzione di peso è importante e consente di dire che l'analisi tra queste due geometrie generate possa essere eseguita con materiali performanti che mi abbassino la freccia di partenza. Inoltre la geometria 1.0 tende ad avere una tensione massima troppo elevata per via della mancanza di raccordi soprattutto nella zona di attacco della pan bar. Il valore così elevato di deformazione a freni chiusi è comunque un valore ricorrente nelle teste video eseguite in materiale plastico. La specifica tecnica interna infatti pone come limite questi valori

$$f_{\max pan} \leq 1 \text{ mm}, f_{\max tilt} \leq 3 \text{ mm}$$

Si può procedere con l'analisi delle due geometrie al variare del materiale. I materiali che sono stati scelti per l'analisi sono materiali molto performanti e sono tutti PA6 + 50% GF. Si ricorda che i dati riportati in tabella prevedono già il modulo dimezzato e la tensione di rottura ridotta del 30%. Come al solito i materiali sono stati scelti tra i produttori sopra elencati

Materiale	Tipo di materiale	Modulo [MPa]	Carico di rottura [MPa]	Carico di snervamento [MPa]
Grilion BG 50 s	PA6 + 50%GF	5750	165	115,5
Celestran GF 50	PA6 + 50%GF	6000	170	119
Grivory GV5H	PARA + 50%GF	8500	220	154
Ixef1022	PA66+ 50%GF	10000	260	182
Latigloss 66H2 G50	PA66 + 50%GF	6750	165	115,5
Radilon A RV500RW	PA6 + 50%GF	7125	190	133
Zytel70G50 HSLA	PA6 + 50%GF	6500	175	122,5

Tabella 15 – materiali scelti per l'analisi delle geometrie 1.0 e 2.0

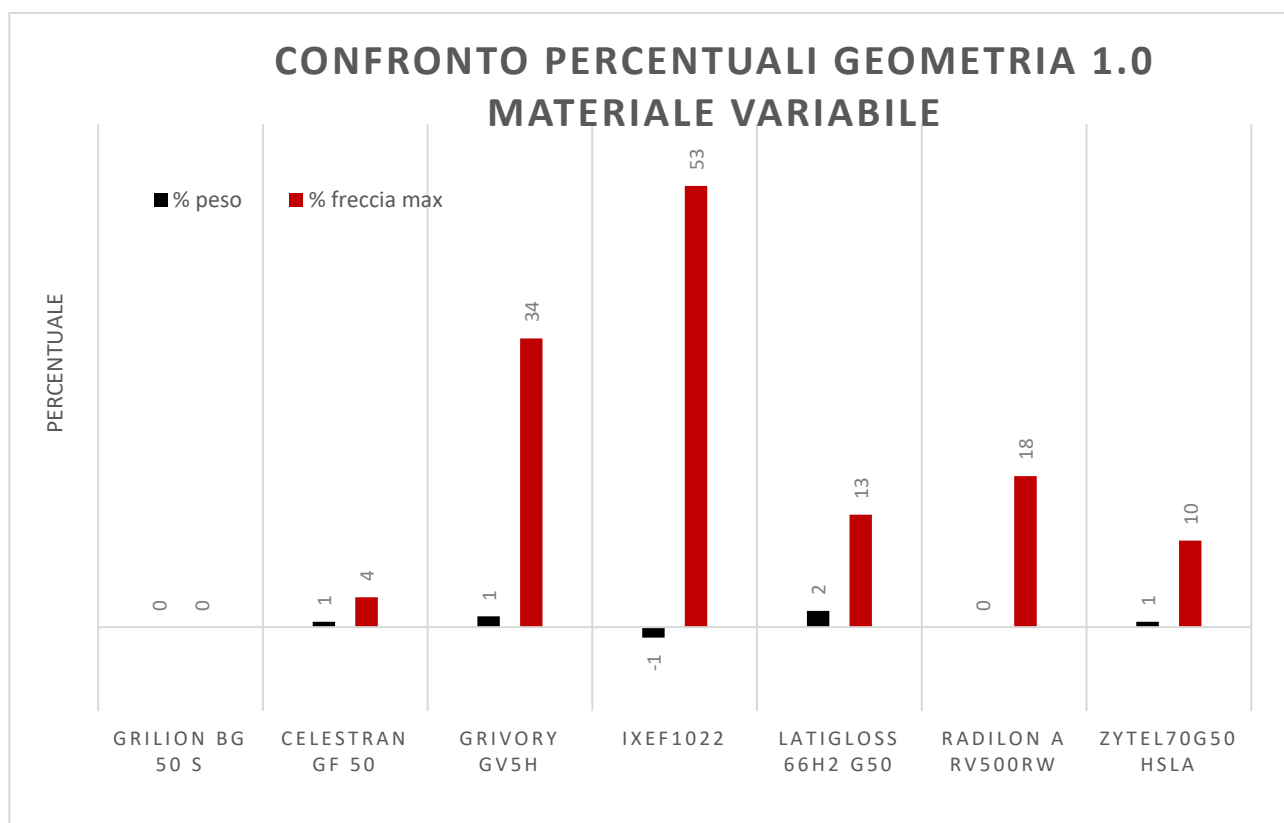


Grafico 22 – confronto geom 1.0

Osservando il grafico di ottimizzazione si vede come la geometria, mantenendo il peso pressoché costante, abbia dei miglioramenti importanti dal punto di vista di freccia massima in flessione. Le combinazioni scelte alla fine risultano essere:

- Geom 1.0 + Ixef 1022: il materiale è molto costoso ma ha un'ottima stampabilità e finitura superficiale ed inoltre è ben conosciuto come comportamento meccanico a diverse condizioni ambientali. Per quanto riguarda i valori di freccia ci si porta a valori più bassi ed intorno al mm. sono valori accettabili ma comunque più elevati rispetto alla deformazione iniziale.
- Geom 1.0 + Grivory GVH5: le considerazioni per questa scelta sono giustificate dal fatto di avere una freccia di 1,5 mm e un costo più basso del precedente.

Tuttavia le scelte per questa geometria sono state dettate dal fatto che le tensioni rilevate con il resto dei materiali sono vicine al limite di snervamento stabilito. Di seguito si riportano i valori principali. I materiali scelti sono comunque molto più costosi rispetto agli altri per il fatto che è richiesta una performance elevata in questo caso per via della geometria complessa.

Geometria 1.0	F max combinata [mm]	Riduz %	Tensione [MPa]	Coeff di sicurezza snervamento	di allo	Peso [g]	Coeff di sicurezza alla rottura
Grilon BG50 (geom. 0.1)	0,665	-	100	1,16		114,8	
Grilion BG 50 s	2,03	0,00	125	0,92		79,76	1,32
Celestran GF 50	1,96	3,57	124	0,96		79,26	1,37
Grivory GV5H	1,51	34,44	123	1,25		78,76	1,79
Ixef1022	1,33	52,63	124	1,47		80,77	2,10
Latigloss 66H2 G50	1,79	13,41	124	0,93		78,25	1,33
Radilon A RV500RW	1,72	18,02	125	1,06		79,76	1,52
Zytel70G50 HSLA	1,84	10,33	123	1,00		79,26	1,42

Tabella 16 – Tabella valori di deformazione e tensione registrati geom. 1.0

Proseguendo con l'analisi si testa la geometria 2.0 e si analizzano i dati rilevati

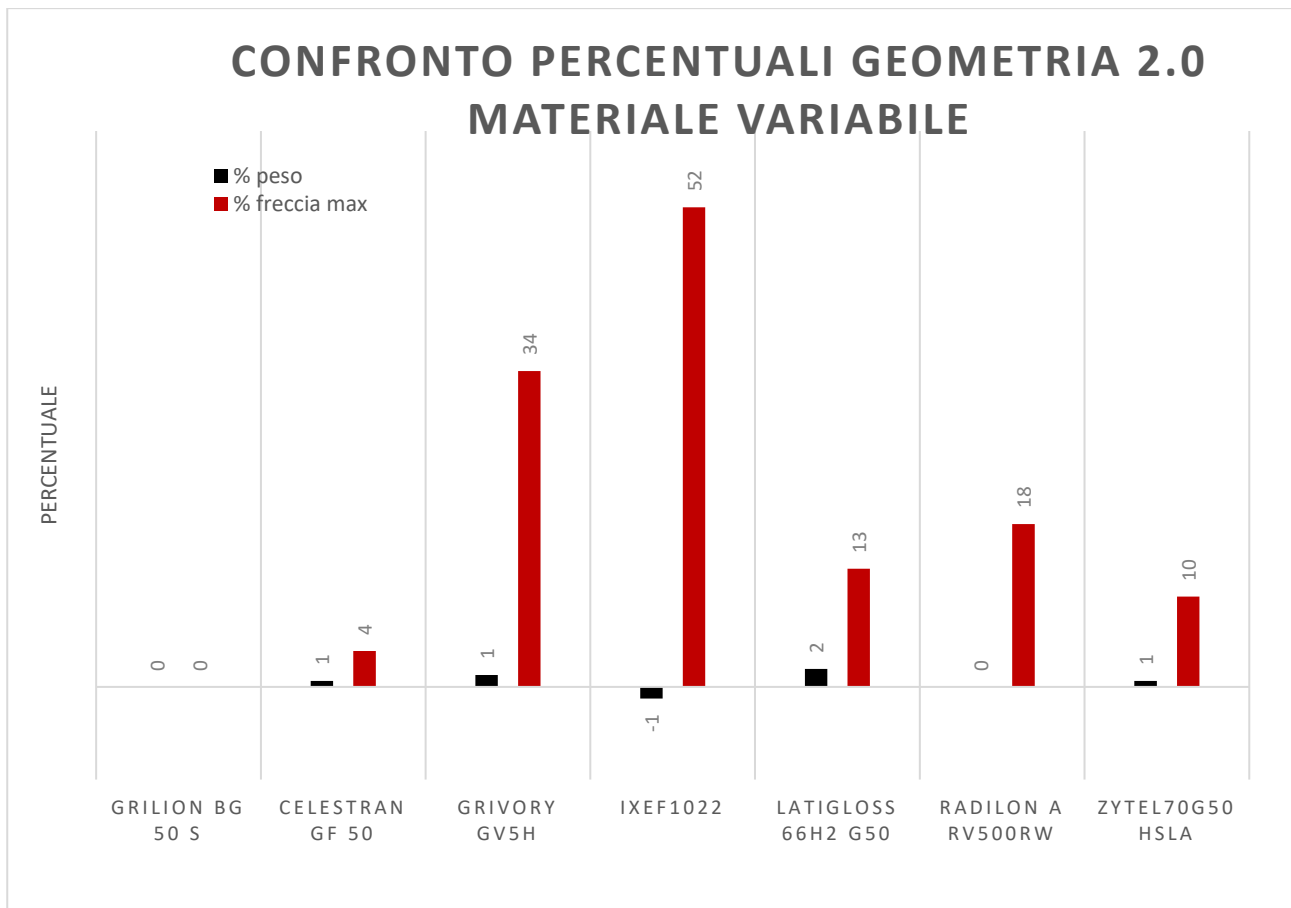


Grafico 23 - confronto percentual

Geometria 2.0	F max combinata [mm]	Riduz %	Tensione [MPa]	Coeff di sicurezza allo snervamento	Peso [g]	Coeff di sicurezza alla rottura
Grilon BG50 (geom. 0.1)	0,665	-	100	1,16	114,8	
Grilion BG 50 s	1,07	0,00	63	1,83	84,75	2,62
Celestran GF 50	1,03	3,88	64	1,86	84,22	2,66
Grivory GV5H	0,798	34,09	65	2,37	83,68	3,38
Ixef1022	0,705	51,77	64	2,84	85,83	4,06
Latigloss 66H2 G50	0,949	12,75	64	1,80	83,14	2,58
Radilon A RV500RW	0,91	17,58	65	2,05	84,75	2,92
Zytel70G50 HSLA	0,975	9,74	63	1,94	84,22	2,78

Tabella 17 – Tabella valori

Per la geometria 2.0 le variazioni percentuali sono molto simili dato che la geometria tende ad essere la stessa. Ma si ha una riduzione delle frecce rispetto alla geometria precedente di circa il 50%. Inoltre le tensioni sono state abbassate ed uniformate dato che si sono posizionati dei raccordi opportunamente sagomati in punti critici. Data la geometria più versatile in termini di rigidità e resistenza si propongono le seguenti soluzioni:

- Geom 2.0 + Grivory GV5H che permette di avere deformazioni attorno al decimo nel movimento pan e attorno ai 7 decimi per il movimento tilt. Con questa geometria si vuole cercare di garantire la massima rigidità del sistema e le massime performance della testa video, mantenendo però un costo mediamente più elevato.
- Geom 0.3 + Celestran GF 50 con 2 decimi sul pan e 1 mm sul tilt garantisce comunque ottimi valori, sempre inferiori al valore limite, proponendo una combinazione molto meno costosa degli altri date le prestazioni più contenute.

In questa geometria, data la predisposizione di raccordi e nervature le tensioni si sono ridistribuite le tensioni, scendendo nell'intorno dei 60MPa, dimezzando di fatto il valore rispetto alla geometria precedente. Le altre combinazioni sono valide e si possono considerare utilizzabili in caso di necessità o mancanza di reperibilità dei materiali evidenziati.

Concludendo, le variabili che gestiscono la geometria analizzata sono principalmente il peso e la rigidità. Tuttavia non si sono potute, almeno in questa fase preliminare di pre-ottimizzazione, andare ad analizzare altre ipotesi che potevano stravolgere la geometria originale della flangia; la posizione della pan bar è troppo sporgente, ma spostarla o cambiarla avrebbe comportato modifiche importanti a tutto l'insieme del gruppo superiore ed inferiore, dato che i vincoli geometrici imposti sono molto stringenti

8.4.3. Verifica rigidità torsionale del gruppo CBS

Una volta aver riprogettato il sistema si esegue una simulazione di verifica per andare a calcolare la rigidità torsionale di tutto il gruppo: molla, flangia e disco porta molla che, lavorando in serie, potrebbero andare a ridurre la risposta della molla, abbassando di fatto il momento esercitato dal sistema per andare a controbilanciare l'attrezzatura. Si ricorda che la specifica per far sì che il sistema sia funzionale consiste nell'avere un momento esercitato maggiore di

$$M_{70^\circ} = K_{eq} \cdot \theta \geq 2590 Nmm$$

Di conseguenza si imposta una simulazione che come input ha lo spostamento applicato alla molla e come output, dopo aver opportunamente vincolato il resto del sistema, mi dà il momento risultante. Successivamente, i valori saranno confrontati, oltre che con un valore limite per il punto di +70°, anche con i valori ottenuti da un test sperimentale sul prototipo presente.

La simulazione si compone di tre elementi vincolati tra loro con dei contatti che simulano l'attrito o l'incollaggio, a seconda del vincolo che si vuole simulare. I tre elementi sono la flangia, il disco porta molla e la molla.

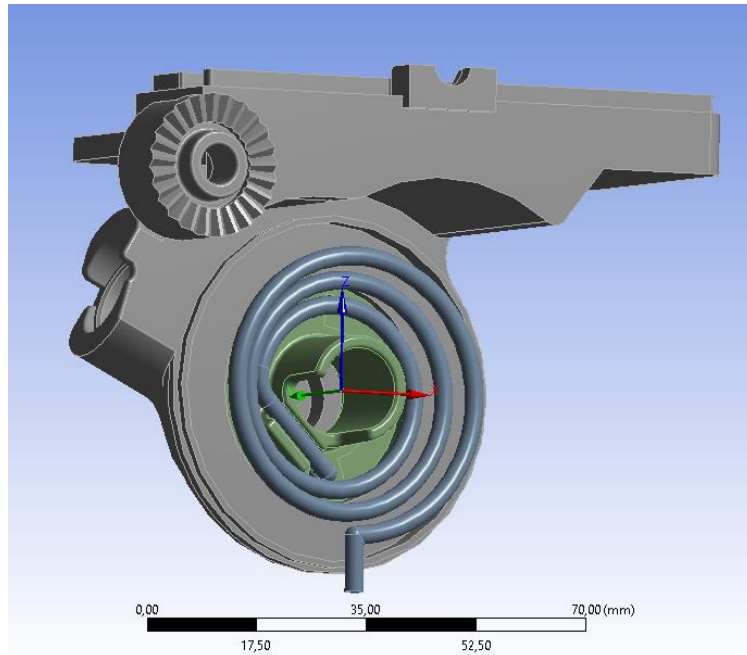


Figura 80 - Sistema molla, disco porta molla e flangia. Gruppo CBS completo

Il sistema è stato vincolato in modo tale da movimentare la molla e vincolare il tutto nella zona di attacco della pan bar, che è l'opposto rispetto al movimento solito che il sistema fa, ovvero essere movimentato dalla pan bar e con la molla vincolata, tuttavia, il risultato finale ottenuto sarà lo stesso dato che si sta semplicemente risolvendo il sistema da un altro punto di vista. Il materiale scelto per l'analisi è il materiale standard per la flangia e un materiale utilizzato per l'ottimizzazione del disco porta molla in modo da restare nel campo dei materiali plastici carichi fibra vetro.

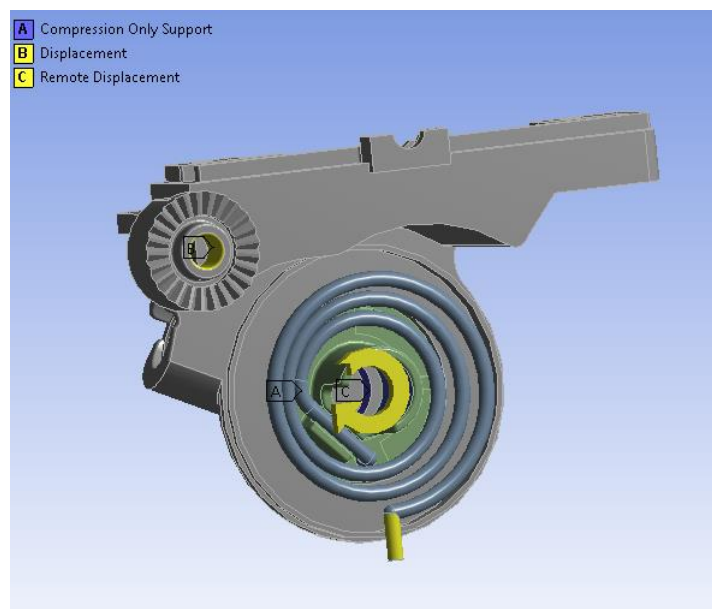


Figura 81 - vincoli del sistema complesso

Per ridurre il più possibile il numero di elementi in gioco si sono utilizzati elementi esaedrici per la molla e tetraedrici nel resto dei componenti per uniformare la mesh. La dimensione di elemento è di 2 mm. Di conseguenza se si va a osservare il momento esercitato rispetto al momento singolo della molla si ha un andamento molto simile:

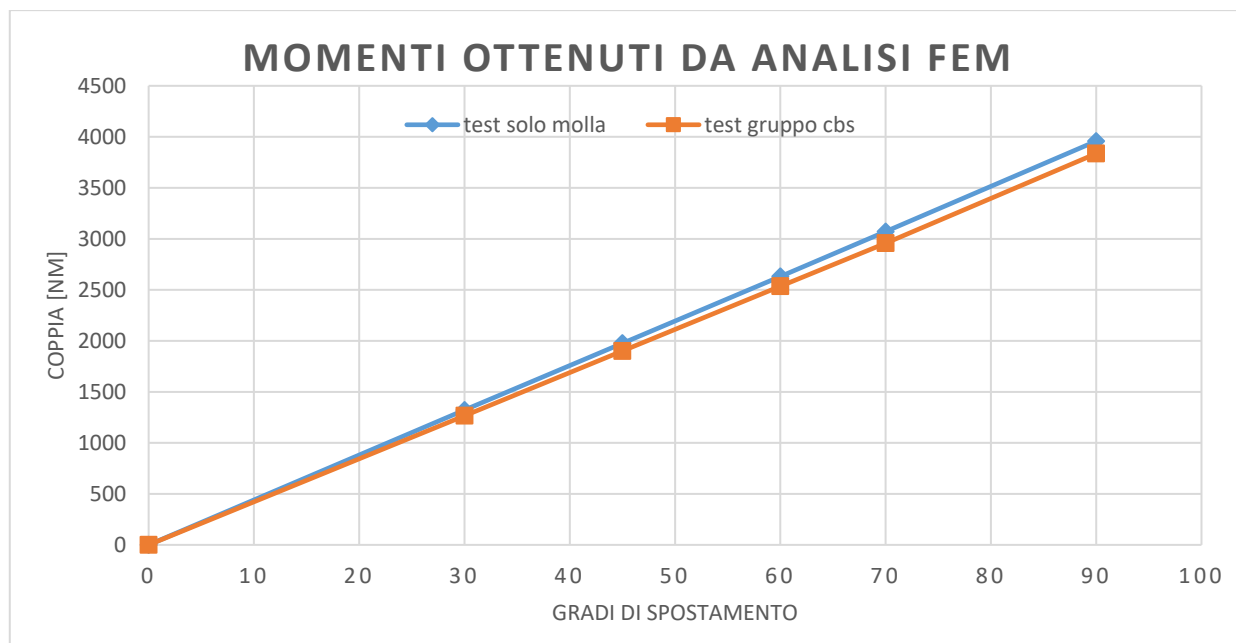


Grafico 24 - confronto tra momenti misurati su molla singola e su momenti misurati sul gruppo CBS completo

In generale, come si vede da grafico, la differenza tra la risposta del momento della sola molla e del sistema con le flange e il resto è molto simile. Il test è stato eseguito sulla flangia intera perché il prototipo è intero e di conseguenza non si vuole introdurre un fattore che poi non potrà essere verificato a test. La differenza tra i due test arriva ad un massimo del 4,5% di conseguenza assolutamente accettabile dal punto di vista ingegneristico. Il valore restituito a 70° consente di dire che il materiale possa tranquillamente bilanciare il peso richiesto.

8.5. Ottimizzazione porta piastra

L'ultimo componente da andare ad analizzare riguarda il porta piastra. È il componente che collega le due flange e sul quale si inserisce la piastra fisata all'attrezzatura. Di conseguenza ci sono molti aspetti che andrebbero considerati durante l'ottimizzazione: l'effetto di strappo dell'attrezzatura relativo ad una caduta improvvisa o relativamente allo scivolamento della testa in avanti per CBS sganciato, il carico massimo sopportabile, l'effetto di torsione imposto a freno tirato di quando si sposta la pan bar e l'eventuale effetto del momento della molla. Le cose da simulare sono molte e si rischia di aumentare molto il tempo di analisi. Di conseguenza si sono decise delle simulazioni preliminari da eseguire per capire quanto critico potesse essere ognuno dei load case sopra indicati. Per prima cosa si è eseguito il test di resistenza massima a strappo. Dato che il portapiastro è essenzialmente un componente semplice e con vincoli geometrici stringenti per via delle altezze e delle dimensioni si è semplicemente eseguita una versione che uniformi gli spessori e che sia il più leggera possibile. La versione geometrica creata è perciò così sottoposta a test direttamente, senza passare per il modello base.

8.5.1. Test a strappo attrezzatura

Si testa il porta piastra con i meccanismi di bloccaggio attivati, muovendo la piastra di un certo valore prestabilito e si osserva lo stato tensionale e il carico massimo che il sistema può ricevere ad un certo livello di deformazione.

Per essere sicuro di considerare tutte le configurazioni si esegue il test con il materiale più performante e meno performante in modo tale da avere i valori estremi come riferimento. Questo ragionamento può essere fatto in questo caso, per la limitata quantità di geometrie analizzabili, di conseguenza si può agire ragionando tra best e worst case. La simulazione si compone degli elementi riportati in figura.

Il test è eseguito secondo una prova “statica” di conseguenza non rispecchia l’effetto che avrebbe una caduta dinamica del sistema. Tuttavia si possono avere delle informazioni che possono essere rilevanti nel caso in cui l’operatore porti una attrezzatura molto pesante a 90°

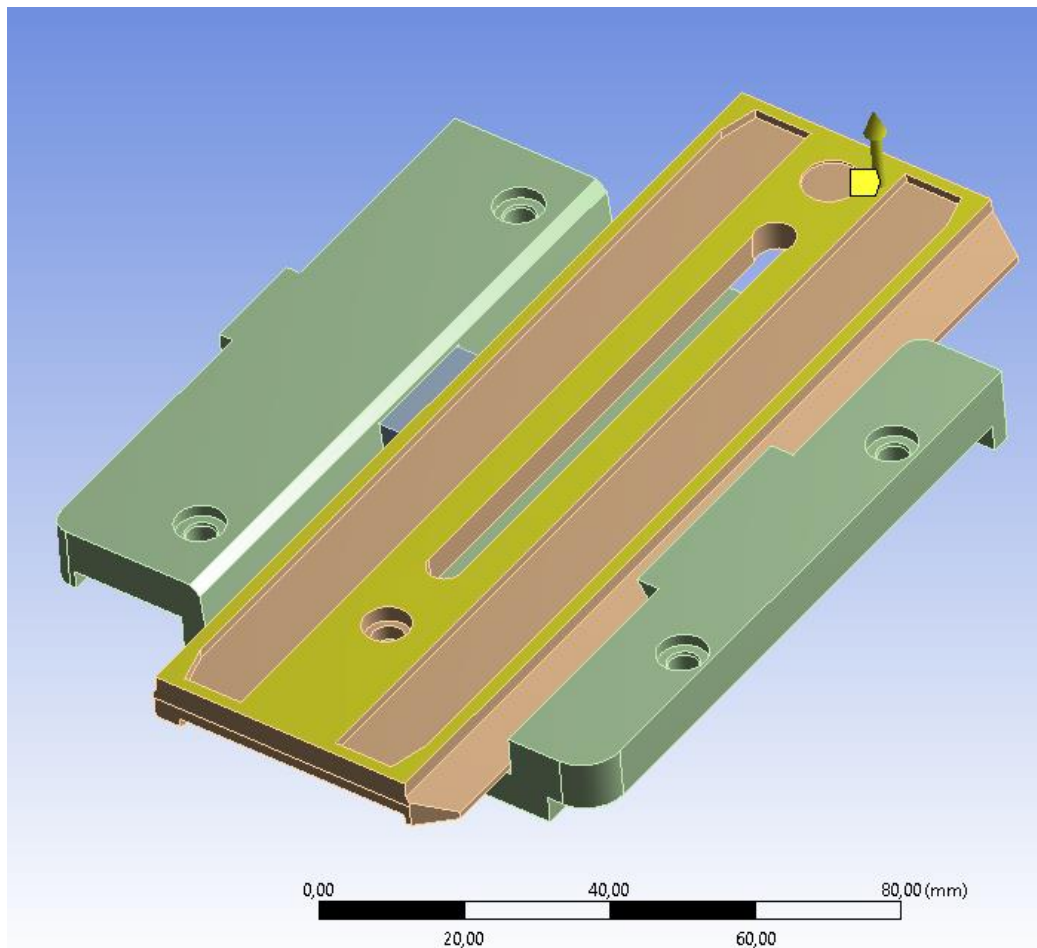


Figura 82 – componenti del test di tenuta porta piastra: piastra, porta piastra e slitta di bloccaggio

In questo caso i due materiali presi in esame sono il Domamid 66G30 e l’Ixef 1022. I dati sono riportati in tabella precedente. I materiali sono agli estremi per rigidità e resistenza meccanica. I vincoli sono contatti di attrito tra la piastra e i componenti di bloccaggio/porta piastra e dei vincoli che simulano il collegamento filettato. Si è poi applicato uno spostamento prestabilito alla piastra per andare a registrare le forze massime che il porta piastra è in grado di esercitare.

Da simulazione si hanno i valori riportati in figure successive, dove si ha che nella scala colorata si è inserito il valore limite della tensione di snervamento calcolata sempre con il criterio ipotizzato: tensione di rottura ridotta del 30%.

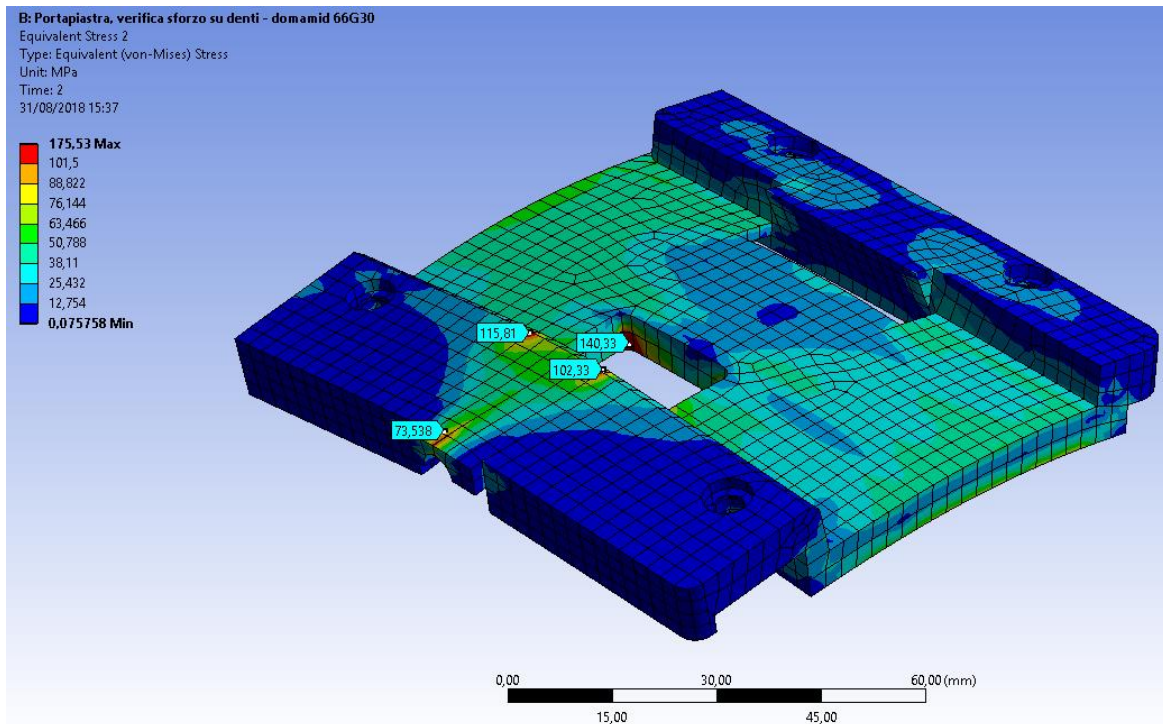


Figura 83 - stato tensionale di Von Mises sul porta piastra con materiale Domamid 66G30

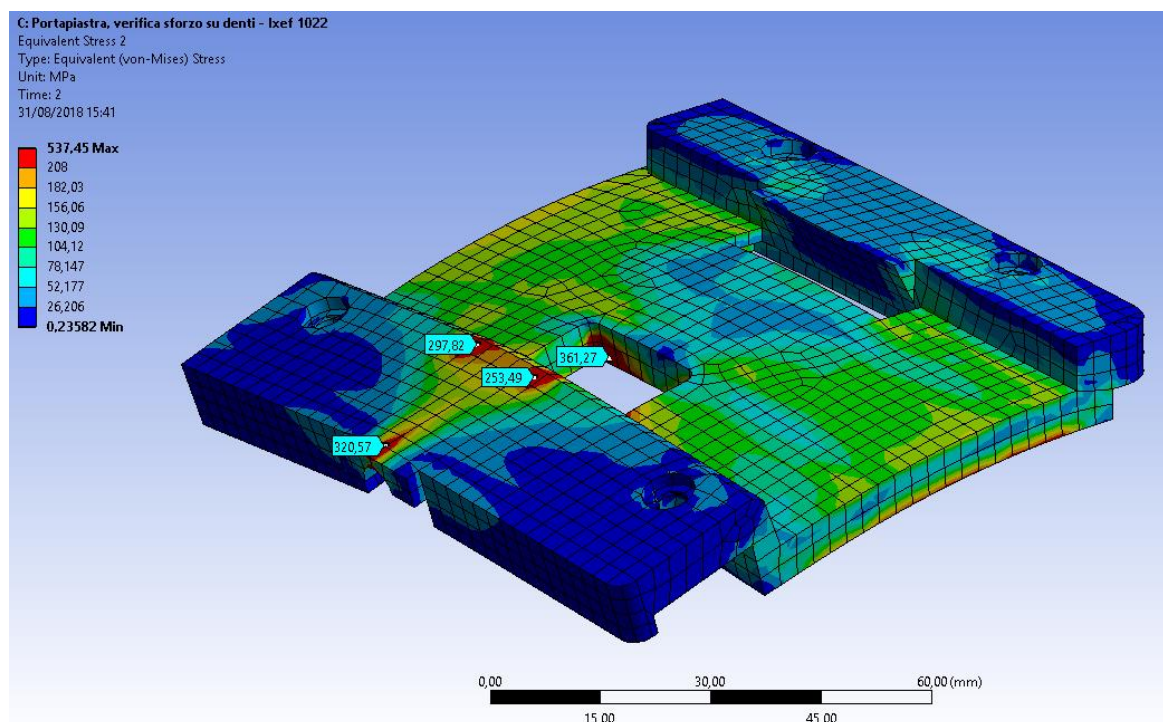


Figura 84 - stato tensionale di Von Mises sul porta piastra con materiale Ixef 1022

Le tensioni sono riportate a spostamento massimo della piastra ovvero 3mm. Nel caso del Domamid 66G30 si vede che si arriva a rottura in alcune zone localizzate, mentre la tensione media distribuita è minore. Nel caso dell'Ixef 1022 si vede che a deformazione massima in realtà si ha già la rottura di zone più ampie. Di conseguenza si ha che si vanno ad individuare i carichi massimi a 3mm per il

Domamid e a 2,5 per l'ixef. Il livello di deformazione è stato deciso per quando si vedono le prime zone di superamento del limite di rottura che significa che quei elementi sono in incipiente cedimento. I carichi massimi misurati sono rispettivamente 826 N per il Domamid 66G30 e 2110 N per l'ixef 1022. I valori individuati sono indicativi e non rappresentano la realtà dato che la prova è statica e non dinamica come succede per una caduta accidentale. Un'altra considerazione da fare per determinare il carico di rottura è che il materiale è stato modellato come lineare e di conseguenza non si hanno le plasticizzazioni che vanno a ridistribuire le tensioni e ad aumentare il danneggiamento del materiale.

Dalle analisi non si sono riscontrati particolari punti critici in questa geometria tale da inficiarne la rottura.

8.5.2. Test a torsione piastra

Come si è potuto intuire dalla simulazione della flangia del CBS, nel caso di freno attivo, la piastra è sottoposta a torsione per il movimento TILT che l'utente fa. Di conseguenza questa configurazione, con l'effetto delle viti, è quella più gravosa per la piastra, perché deve resistere ad un momento esterno che non è controbilanciato per via che il CBS che potrebbe non essere attivo. Si imposta la simulazione considerando sempre di testare i due materiali all'estremo citati sopra. Il sistema si compone degli elementi riportati in figura

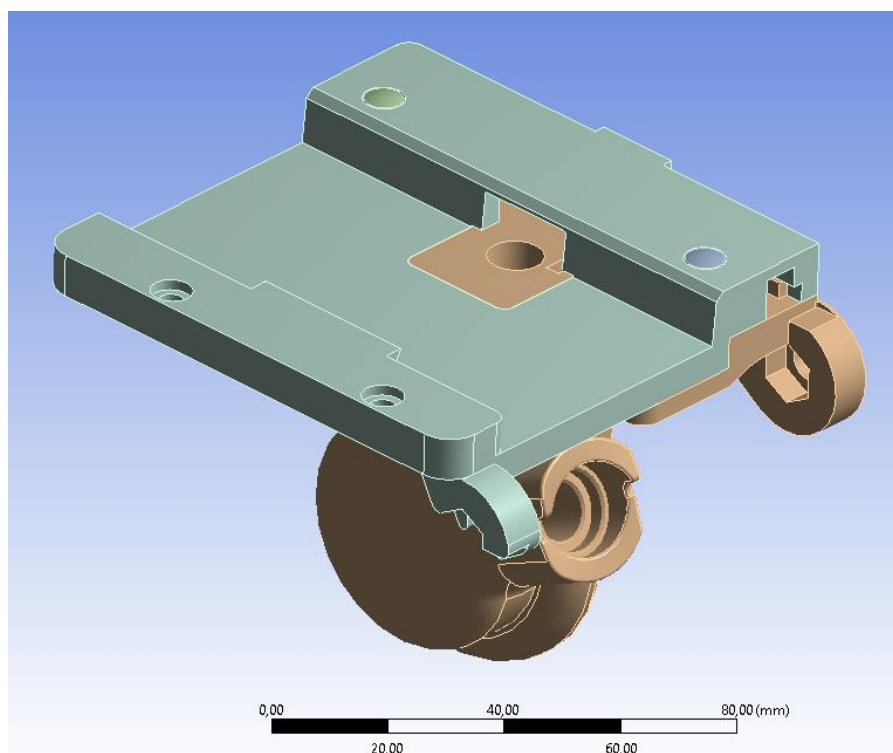


Figura 85 - geometria utilizzata per test torsione.

Come per il test della flangia del CBS, si impostano i contatti di attrito tra i due componenti e le viti, si attiva il pretensionamento di 1000 N. Si è bloccato a telaio il porta piastra con dei giunti rigidi per essere nel caso peggiore dove non si sente la cedevolezza locale del collegamento e della flangia e si osserverà perciò il livello tensionale massimo possibile.

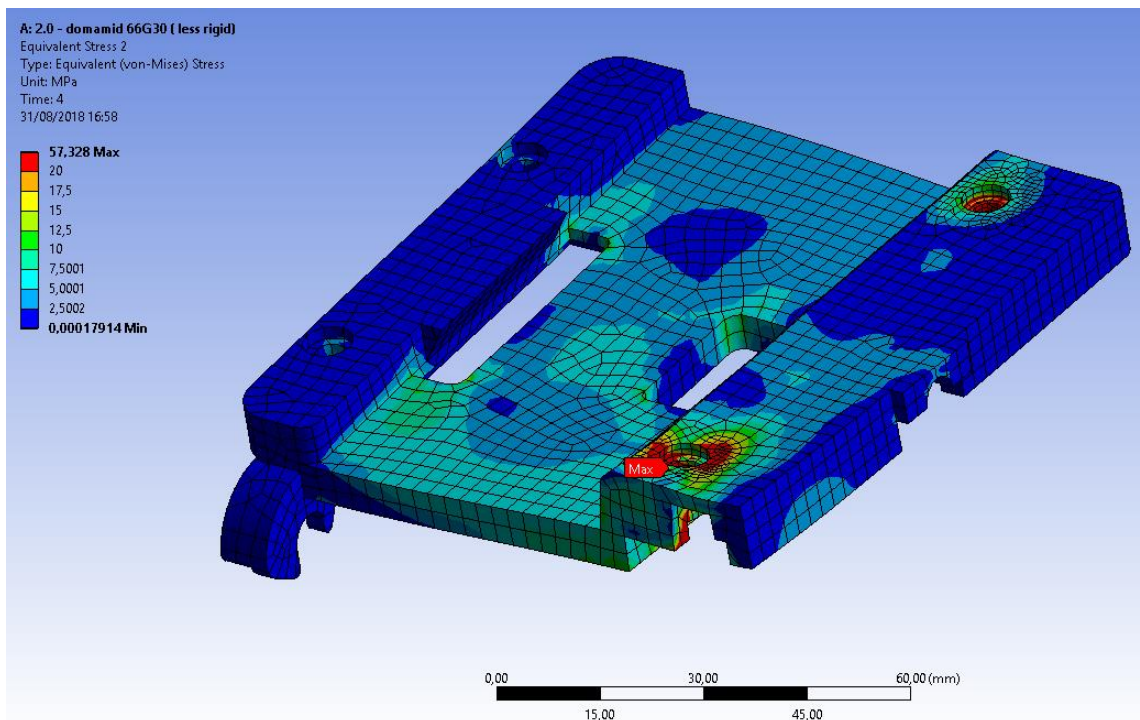


Figura 86 - stato tensionale di Von Mises sul porta piastra con materiale Domamid 66G30

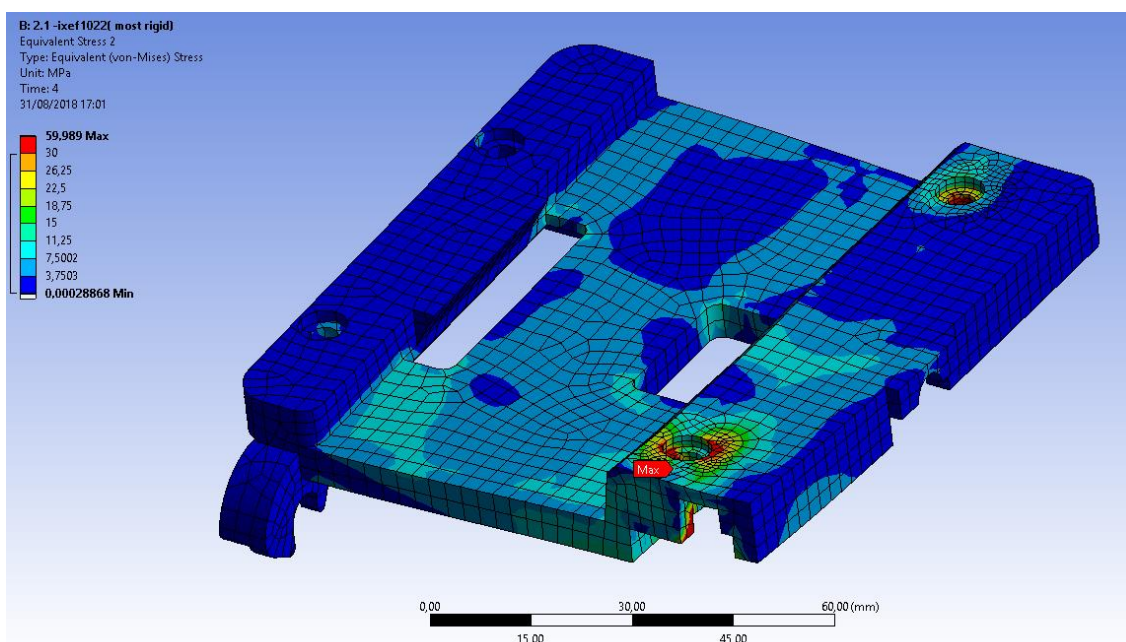


Figura 87 - stato tensionale di Von Mises sul porta piastra con materiale Ixef1022

Come si vede dal test lo stato tensionale non è per niente critico, si ha una concentrazione di tensione nella zona del foro dove la tensione massima e, nel peggiore dei casi, di 60 MPa comunque sufficiente ad avere un coefficiente di sicurezza di 1,7 nel caso del materiale peggiore e 3,5 nel caso migliore, con l'ixef 1022. Si può dire con sicurezza che il sistema della piastra è ben dimensionato. Si può procedere ad eseguire l'ottimizzazione.

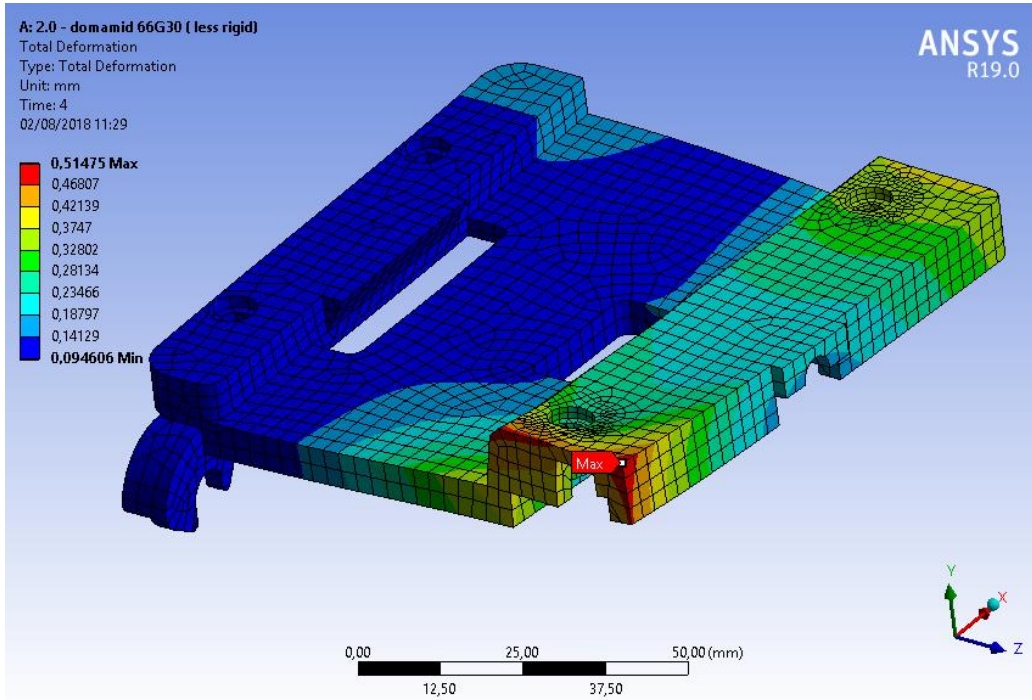


Figura 88 - deformazioe totale del sistema con domamid 66g30

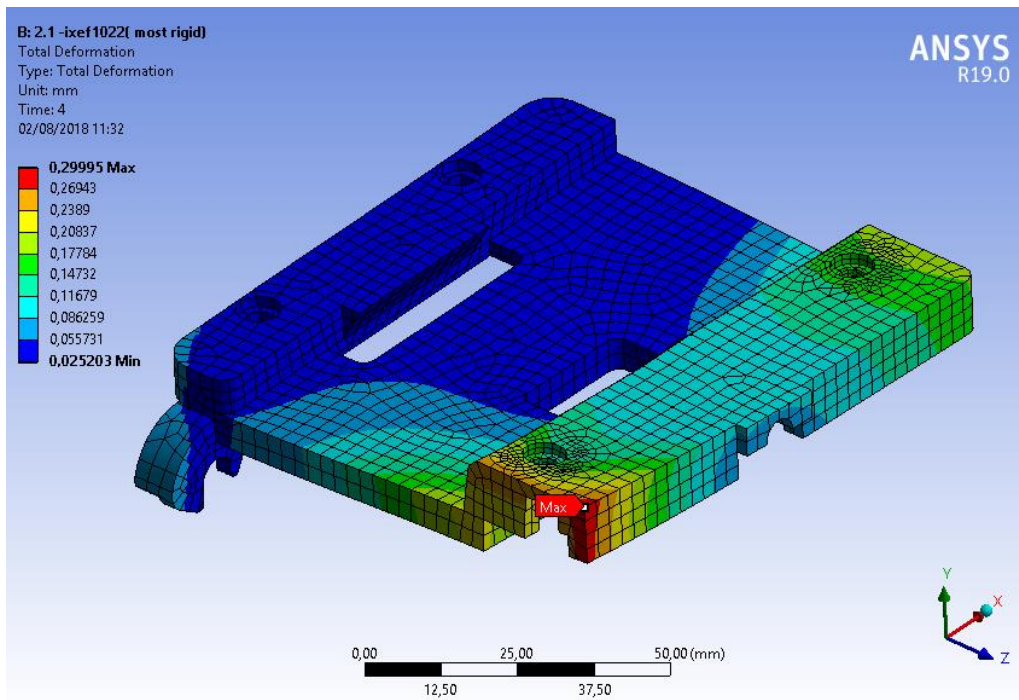


Figura 89 - deformazione totale del sistema con ixef 1022

Come si nota le deformazioni torsionali sono contenute e rispettano specifica, di conseguenza il sistema si può considerare verificato.

8.5.3. Ottimizzazione porta piastra

Nel caso del porta piastra, l'ottimizzazione è stata eseguita con una simulazione non dimensionante, volta semplicemente a stabilire quale configurazione di materiale fosse più adatta, basandosi su paragoni dei valori di deformazione registrati. Le simulazioni precedenti hanno confermato che nel migliore o peggiore dei casi la resistenza e le deformazioni sono rimaste sotto il limite massimo.

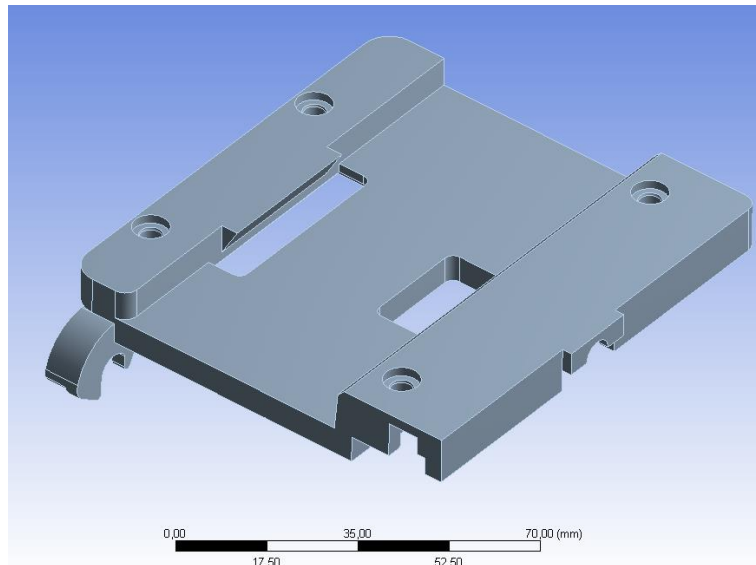


Figura 90 - geometria analizzata

Per la simulazione si studia semplicemente la piastra caricata con il carico massimo che può essere posizionato sopra, ovvero 5 kg, e si comparano le deformazioni misurate al variare del materiale. Per la geometria del porta piastra si sono selezionati molti PA con fibre che variano dal 20% al 50%. Si riportano le proprietà in tabella 18.

Lo stato tensionale che ne deriva ovviamente è molto basso, come è piccola la deformazione che la piastra subisce. Si riporta di seguito un esempio

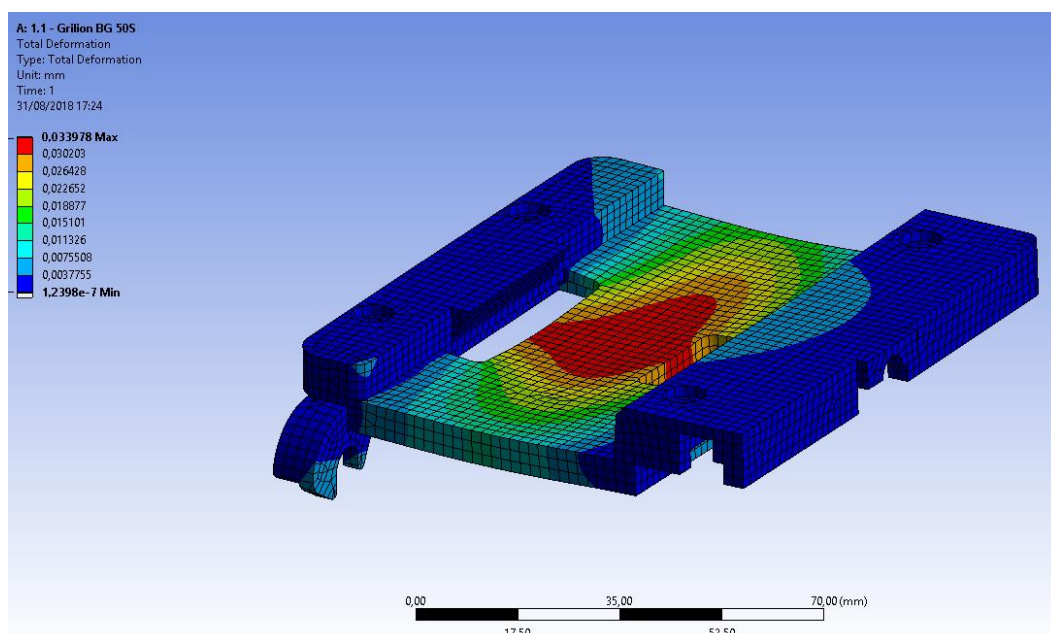


Figura 91 - deformazione totale

Materiale	Tipo di materiale	Modulo [MPa]	Carico di rottura [MPa]	Carico di snervamento [MPa]
Grilion BG 50 s	PA6 + 50%GF	5750	165	115,5
Celestran GF 50	PA6 + 50%GF	6000	170	119
Grivory GV5H	PARA + 50%GF	8500	220	154
Ixef1022	PA66+ 50%GF	10000	260	182
Latigloss 66H2 G50	PA66 + 50%GF	6750	165	115,5
Radilon A RV500RW	PA6 + 50%GF	7125	190	133
Ultramid® A3W2G10 bk20560	PA6 + 50%GF	6500	175	122,5
Grivory GV2H	PA6 + 20%GF	3600	120	84
Zytel63G45 HSLA	PA6 + 45%GF	4500	116	81,2
Akulon Diablo HT HG Gf50	PA6 + 50%GF	5000	116	81,2
Domamid 66G30	PA6 + 30%GF	3200	125	87,5

Tabella 18 - materiali utilizzati per analisi del porta piastra

I primi dati di test sono i seguenti

Geometria 2.0	F max combinata [mm]	Riduz %	Tensione [MPa]	Coeff di sicurezza allo snervamento	Peso [g]	Coeff di sicurezza alla rottura
Grilon BG50 (geom. 0.1)	0,010	-	3,7	31,2	86,29	44,6
Grilion BG 50 s	0,033	0	4,5	25,67	67,95	36,67
Celestran GF 50	0,0325	-2	4,5	26,44	67,52	37,78
Grivory GV5H	0,022	-33	4,5	34,22	67,09	48,89
Ixef1022	0,019	-42	4,5	40,44	68,81	57,78
Latigloss 66H2 G50	0,0288	-13	4,5	25,67	68,81	36,67
Radilon A RV500RW	0,027	-18	4,5	29,56	67,95	42,22
Ultramid® A3W2G10 bk20560	0,0325	-2	4,5	21,78	67,95	31,11
Grivory GV2H	0,0545	65	4,5	18,67	55,05	26,67
Zytel63G45 HSLA	0,0435	32	4,5	18,04	64,94	25,78
Akulon Diablo HT HG Gf50	0,039	18	4,5	18,04	67,95	25,78
Domamid 66G30	0,06	82	4,5	19,44	58,49	27,78

Tabella 19 - dati di ideformazione tensione portapietra

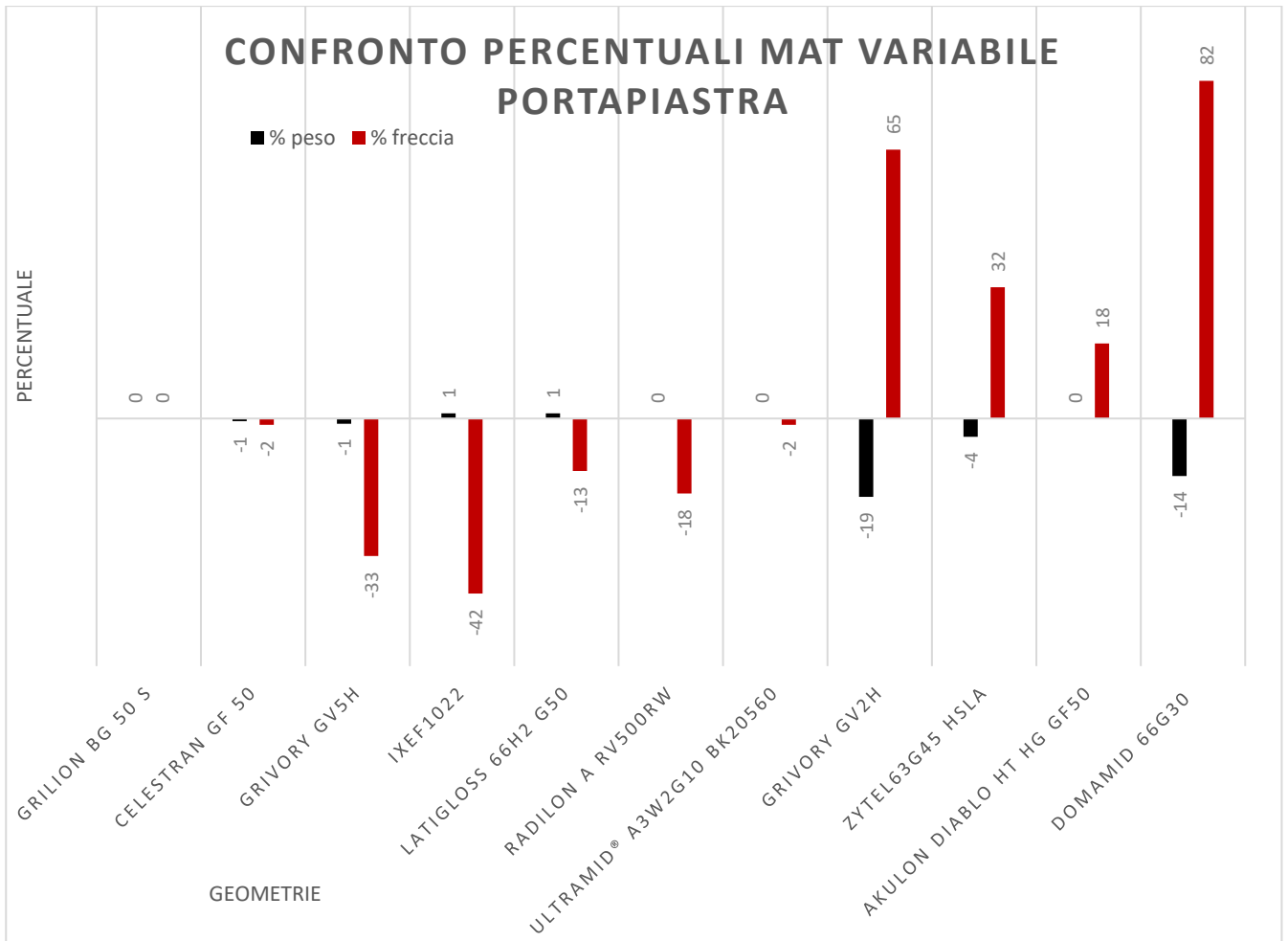


Grafico 25 - confronto percentuale materiali porta piastra

Concludendo l'analisi, come per il disco porta molla, anche il porta piastra denota una serie di configurazioni sicuramente valide. Come già dimostrato, le deformazioni e le tensioni sono conformi e non si sono evidenziati problemi specifici. L'ottimizzazione si è svolta andando a ridurre spessori e peso per evitare che si formino deformazioni particolari dopo stampaggio.

8.6. Configurazioni testa e conclusioni ottimizzazione

L'ottimizzazione dei vari componenti ha portato a diversi risultati. Di seguito si elencheranno i più importanti per ogni componente sia in termini di materiale che in termini di performance generale. Successivamente si andrà a presentare i risultati in termini di peso e rigidezza di tre configurazioni di testa che, per le proprie caratteristiche, possono essere delle valide soluzioni al problema della pre-ottimizzazione. Si ricorda che, a meno che non sia stato specificato nelle pre-ottimizzazioni dei vari componenti, ogni configurazione è possibile di conseguenza si possono avere diverse tipologie di mix tra i materiali e le geometrie.

8.6.1. Conclusioni – flangia freno tilt

Del componente flangia freno si è riusciti ad identificare dei difetti di progettazione che hanno portato la geometria ad avere delle sovra tensioni per dei fattori di concentrazione delle tensioni generatisi nella zona delle nervatura. Si è corretta la geometria e si sono ottenuti un risparmio massimo di peso del 40% che corrisponde a circa 21 g su 73g di materiale. Per la rigidità ovviamente si è cercato di mantenere lo stesso valore o di migliorarla riuscendo ad ottenere un miglioramento massimo del 100%, avendo di fatto dimezzato la freccia e portandola attorno ai 0,15 mm.

Per le due configurazioni scelte si ha una riduzione del peso del 40% con una freccia ridotta del 18% mentre per l'altra una riduzione del 12% in peso e con una freccia ridotta del 100% e del 12% a seconda del materiale.

8.6.2. Conclusioni – disco porta molla

Precedentemente al disco porta molla si è studiata la molla rendendo applicabile il fatto di poter dimensionare una molla con un grado di precisione del 20 % sulla forza prodotta. Per il componente si è evidenziato il problema che la molla tende ad uscire dalla sede, provocandone così il malfunzionamento, e si è ottenuta una geometria ottimizzata in spessori più che in valori di tensione o freccia che in partenza erano già buoni. Si è accettata perciò una riduzione della rigidità torsionale, dato i piccoli valori in gioco, riuscendo così ad abbassarne il peso. I miglioramenti sono stati dell'ordine del 25% per il peso, risparmiando circa 5 grammi di materiale.

8.6.3. Conclusioni – Flangia CBS

Per il gruppo CBS si è analizzata la flangia che era stata progettata senza ottimizzarne il processo di stampaggio. Questo avrebbe creato deformazioni oltre che ad uno stampo molto costoso. Di conseguenza si è proposta una riprogettazione della flangia, dividendola in due sotto-componenti, che però ha abbassato la rigidità flessionale a causa del sistema con il quale è unita. Dai test comunque si è riusciti a guadagnare un 45% del peso, pari a circa 30g su 115g, ottenendo così un componente più leggero e stampabile ed ancora in specifica nonostante il rialzo di tensioni e deformazioni. Successivamente si è andati a verificare l'efficacia del CBS e della orza esercitata dalla molla con un calo della rigidità complessiva di solo un 4%. Si è riservato il test de giochi e delle cedevolezze locali durante il test eseguito nella parte successiva.

8.6.4. Conclusioni – porta piastra

Per il componente porta piastra si sono eseguite delle simulazioni volte a confermarne la sicurezza ad alcune sollecitazioni non riportate in specifica ma da testare necessariamente per verificarne il corretto funzionamento. Si è visto che alla prova di strappo e alla prova di flessione sia tensioni che deformazioni sono a vantaggio di sicurezza o sono comunque contenute. Per quanto riguarda il fattore di ottimizzazione si è ottenuta una riduzione del peso di circa il 70% rispetto alla base, ovvero con un risparmio di 13 grammi su 31, ed una freccia che è stata aumentata ma comunque irrisoria.

8.6.5. Conclusioni – configurazioni di testa

Si sono perciò proposte tre diverse configurazioni di testa che cercano di stabilire quelli che sono i valori massimi e minimi del sistema sottoposto al test di flessione già utilizzato per il porta piastra e per l'effettivo test della testa video. La simulazione è stata impostata seguendo la falsa riga del test di flessione della flangia. Si è applicata la stessa forza, si sono applicati i pretensionamenti alle viti e i contatti tra i vari componenti, la differenza rispetto alla simulazione della flangia a flessione è che è stata aggiunta la flangia del tilt. Di seguito una immagine che mostra la geometria testata.

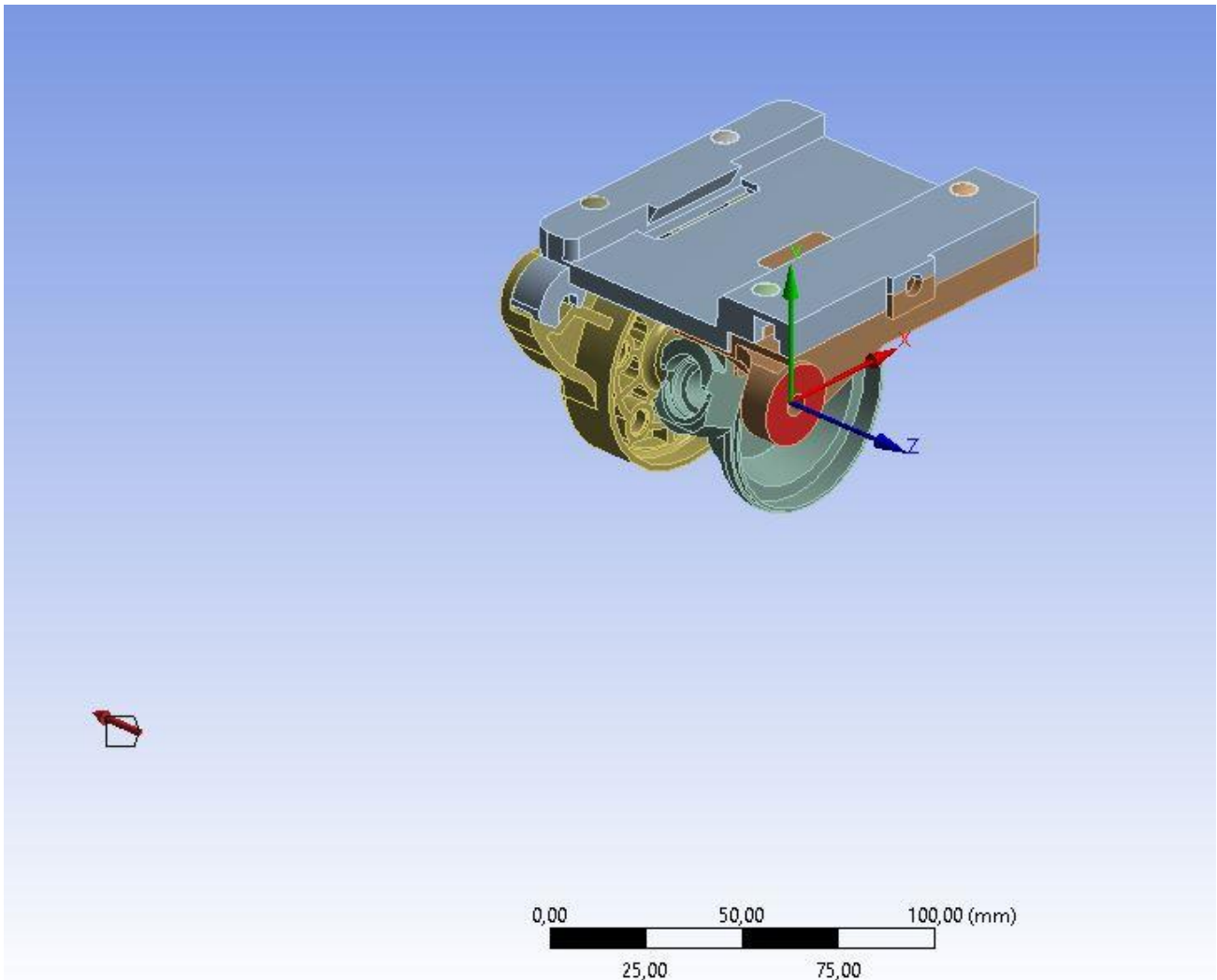


Figura 92 - geometria testata agli elementi finiti

Ovviamente i vari componenti questa volta sono stati sostituiti con delle configurazioni di geometria e di materiale individuate durante la pre-ottimizzazione.

I risultati delle tre configurazioni testate sono riportati di seguito:

8.6.6. Configurazione 0

La configurazione 0 riassume velocemente quelle che sono state le condizioni di partenza della testa, se progettata con le geometrie iniziali e con un PA6 caricato al 50% generico, come il Grilon BG 50s. Le deformazioni sono state riportate in quattro punti di controllo della flangia e si sono misurate le deformazioni totali.

Geometrie	Portapietra	Flangia Freno	Flangia CBS	
Geometrie	0.1	0.3	0.2	
Peso [g]	86,3	74,5	114,7	
Materiale	Grilon BG 50S	Grilon BG 50S	Grilon BG 50S	
Frecce massime [mm]	1,64	1,39	0,37	0,66
Tensioni massime componente [MPa]	70	175	>200	
Coefficiente di sicurezza*	2,05	0,67	0,32	
Peso totale [g]	275			

Tabella 20 - dati configurazione 0 testa completa

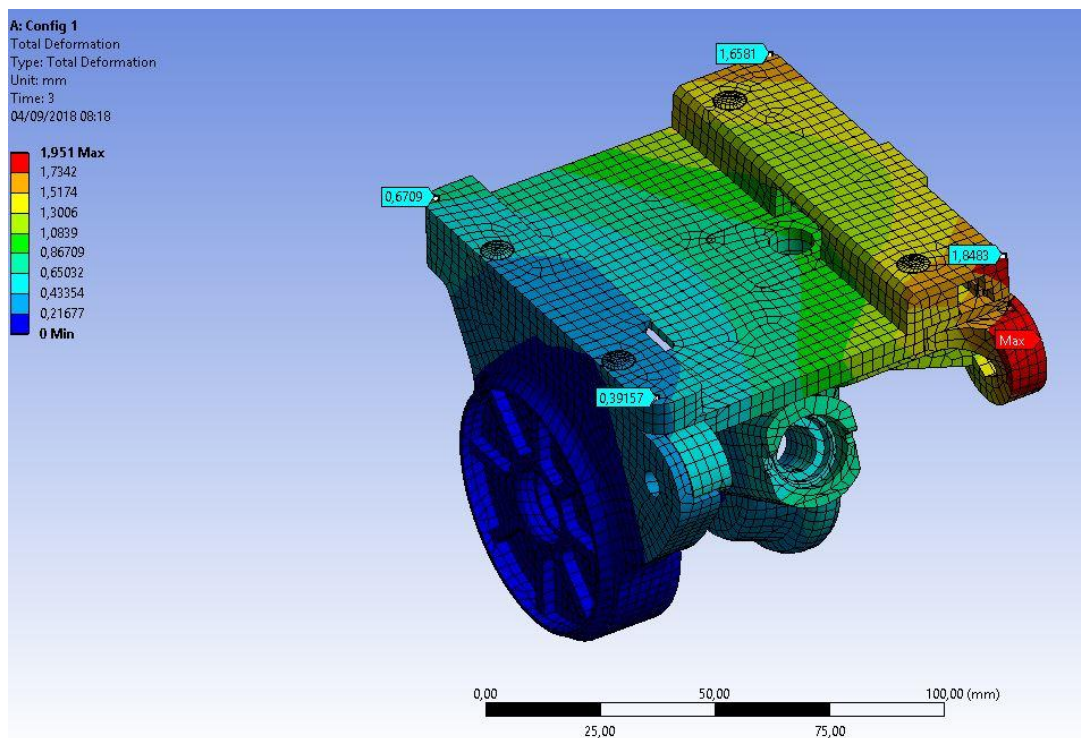


Figura 93 - valori di controllo utilizzati

I punti di controllo utilizzati sono riportati in figura 93.

I valori di rigidità sono i migliori ma ovviamente si hanno effetti di concentrazione delle tensioni che, a meno del porta piastra, renderebbero non sicuro il progetto. Il peso totale, insieme alle deformazioni lungo il tilt e lungo il pan saranno oggetto di confronto poi con le tre configurazioni scelte.

8.6.7. Configurazione 1

La configurazione 1 ha il vantaggi di apportare un mix tra leggerezza e resistenza utilizzando materiali performanti dove serve e più leggeri in altri componenti. Più in specifico si guardano i valori riportati in tabella

Geometrie	Portapietra	Flangia Freno		Flangia CBS
Geometrie	0.2	0.51		0.3
Peso [g]	54	61		84
Materiale	Domamid G30	Grivory GV 5H		Grivory GV 5H
Frecce massime [mm]	1,82	1,64	0,39	0,64
Tensioni massime componente [MPa]	70	53		97
Coefficiente di sicurezza*	1,76	3,15		1,89
Peso totale [g]	199			

Tabella 21 - configurazione 0 valori di partenza geometrie iniziali

Rispetto alla configurazione 0 si ha un risparmio del 38 % sul peso dei tre componenti, risparmiando 70g. le tensioni si sono notevolmente abbassate e siamo in condizioni di sicurezza. Inoltre l'alternativa ha permesso di ridurre la freccia sull'asse panoramico, generalmente molto più utilizzato, di più del movimento lungo l'asse tilt. Il costo sicuramente avrà un aumento per il fatto di aver utilizzato il Grivory GV 5H, tuttavia è sicuramente meno costoso dell'aver utilizzato il materiale Ixef 1022 e, grazie al fatto di avere il porta piastra in PA6+30% si ha un ulteriore risparmio dato che è un materiale molto comune e poco costoso.

8.6.8. Configurazione 2

Con la seconda configurazione si propone una versione più economica e leggermente più leggera, per andare ad ottenere delle caratteristiche leggermente peggiori

Geometrie	Portapietra	Flangia Freno	Flangia CBS	
Geometrie	0.2	0.51	0.3	
Peso [g]	54	61	84	
Materiale	Grivory GV 2H	Grilon BG 50s	Grivory GV 5H	
Frecce massime [mm]	1,9	1,69	0,47	0,79
Tensioni massime componente [MPa]	76,7	57,3	105,5	
Coefficiente di sicurezza*	1,78	3,03	1,75	
Peso totale [g]	194			

Tabella 22 - valori di confronto configurazione 2

8.6.9. Configurazione 3

La terza configurazione propone una testa più pesante e con caratteristiche peggiori ma che è decisamente più economica rispetto alle altre proposte.

Geometrie	Portapietra	Flangia Freno	Flangia CBS	
Geometrie	0.2	0.51	0.3	
Peso [g]	54	61	84	
Materiale	Domamid G 30	Grilon BG 50s	Grilon BG 50s	
Frecce massime [mm]	2,42	2,14	0,59	0,92
Tensioni massime componente [MPa]	70,5	51,4	91,3	
Coefficiente di sicurezza*	1,45	3,20	1,75	
Peso totale [g]	204			

Tabella 23 - valori di confronto configurazione 3

9. Campagna test prototipo

9.1. Introduzione

Di seguito si riportano i test eseguiti, allo scopo di verificare le performance generali del sistema e l'accuratezza delle simulazioni FEM eseguite sui componenti originali di pre-ottimizzazione, verificando che i valori misurati e ottenuti con la simulazione abbiano un riscontro corretto in termini di ordine di grandezza e di valore. Nel caso la simulazione si discostasse molto dal test eseguito sarà necessario capire che tipo di condizioni hanno portato a questi risultati e come tradurle al FEM.

Altra considerazione è verificare il tipo di comportamento che ha il materiale eseguito per il prototipo. Come già anticipato precedentemente, dato che i componenti sono eseguiti da stampaggio ad iniezione, prima di essere certi del prodotto finale e perciò degli stampi, si deve passare per una serie di test. Nel caso specifico, il prototipo prodotto serve per andare a verificare l'ergonomicità della testa video, le attuali dimensioni e la funzionalità dei meccanismi. Durante il processo di pre ottimizzazione è essenziale andare ad eseguire un prototipo per verificare che tutte le parti collaborino e lavorino nel modo previsto, ma anche per dare un qualcosa di fisico alle altre aree dell'azienda da poter valutare: per esempio il marketing, in base alle dimensioni e manopole può capire come potrà essere il feeling del cliente e se è quello richiesto, inoltre l'industrializzazione può iniziare a fare una stima dei tempi di assemblaggio e di manipolazione dei componenti ed impostare così la linea in ottica lean production.

Perciò generalmente il materiale e il metodo di produzione del prototipo possono essere totalmente diversi dal prodotto finale. Di conseguenza, avere dei riscontri su come quel tipo di materiale utilizzato con quel tipo particolare di tecnica di produzione risponde è essenziale per poi trasporre in maniera corretta i risultati all'materiale di cui il componente sarà a eseguito e con la tecnica di produzione scelta.

Nel caso della testa video in questione si eseguiranno i seguenti test:

- **Verifica del CBS:** si vuole verificare che il momento controbilanciante esercitato dalla catena di componenti e molla, sia simile a quello stimato tramite simulazione e, nel caso di differenze, stimare l'errore e capire da cosa è determinato.
- **Verifica a flessione testa video:** la verifica a flessione ha lo scopo di verificare la rigidità della testa video a zero giochi, ovvero con tutti i freni attivi. Si misurano le deformazioni in funzione di un carico applicato lungo la pan bar.
- **Verifica compressione flangia freno tilt:** si esegue una prova di compressione della flangia del freno tilt con lo scopo di capire quanto accurata è la simulazione eseguita e capire le problematiche e caratteristiche del materiale utilizzato per il prototipo.
- **Verifica a flessione gamba del Pixie:** questo test è eseguito su componenti già esistenti di un altro prodotto, ma eseguiti per stampaggio ad iniezione con polimeri caricati fibra vetro. Si esegue il test per andare a validare il modello di materiale caricato semplificato scelto, dal punto di vista sperimentale. Il modello è già stato verificato essere valido nella prima parte della tesi.

I test eseguiti si sono basati sulle procedure già create dell'ente test, a meno della prova di trazione e compressione che hanno lo scopo di testare il materiale.

9.2. Materiale utilizzato per il prototipo

Il materiale utilizzato per realizzare il prototipo è il Windform xt 2.0. un materiale utilizzato per sinterizzazione laser. È un nylon caricato in fibra carbonio usato sinterizzato a partire da polveri. Purtroppo, quando si parla di injection moulding e si utilizza un sistema di stage and gate che prevede l'utilizzo di prototipi, le cose fanno fatica ad incontrarsi: per eseguire un prototipo che consente di apprezzare la risposta di un materiale iniettato è necessario eseguire uno stampo pilota e andare ad iniettare i componenti e poi testarli e verificarli in base alle simulazioni FEM. Tuttavia questa fase è prevista in PDR2. La fase di pre-ottimizzazione è eseguita durante i primi periodi di sviluppo di questo progetto: andare ad eseguire lo stampo pilota per ogni elemento è difficile, complesso e costoso, perciò lo si esegue solo su componenti complessi e sul quale si hanno certezze strutturali e geometriche. Di conseguenza si esegue un prototipo di prototipazione rapida per consentire la validazione dei meccanismi e per avere una prima idea degli ingombri. Andare a testare gli elementi del prototipo e confrontarli con i dati eseguiti magari sui componenti pre-ottimizzati non avrebbe senso dato che il materiale è diverso sia per prestazioni che per metodo di produzione (iniezione e sinterizzazione creano problematiche diverse a livello di microstruttura). La pre-ottimizzazione in questo caso, data la mancanza di precedenti, ha voluto andare ad eseguire dei test sul prototipo composto da questo materiale, non solo per verificare che le simulazioni fossero sufficientemente accurate e impostate correttamente, ma per andare a capire gli eventuali problemi che il materiale può generare in base al suo comportamento meccanico e alla microstruttura. Di seguito si riportano i dati relativi al materiale utilizzato forniti dal produttore.

WINDFORM® XT 2.0	Metodo di prova	Unità SI	Windform® XT 2.0
PROPRIETÀ GENERALI			
Densità (20° C)		g/cc	1,097
Colore			NERO
PROPRIETÀ TERMICHE			
Punto di fusione	ISO 11357-2	°C	179,30
HDT, 1.82 Mpa	ISO 75-2 METODO A	°C	173,40
Vicat 10N	ISO 306 METODO A50	°C	176,10
PROPRIETÀ MECCANICHE			
Carico di rottura a trazione	UNI EN ISO 527-1	Mpa	83,84
Modulo elastico a trazione	UNI EN ISO 527-1	Mpa	8928,20
Allungamento alla rottura	UNI EN ISO 527-1	%	3,80
Resistenza a flessione	UNI EN ISO 178	Mpa	133,00
Modulo di flessione	UNI EN ISO 178	Mpa	7338,20
Resilienza senza intaglio (Charpy 23°C)	UNI EN ISO 179	KJ/m²	22,43
Resilienza con intaglio (Charpy 23°C)	UNI EN ISO 179	KJ/m²	4,72
Resilienza senza intaglio (Izod 23°C)	UNI EN ISO 180	KJ/m²	19,26
Resilienza con intaglio (Izod 23°C)	UNI EN ISO 180	KJ/m²	5,30

Figura 94 - datasheet Windform XT 2.0 - nylon caricato fibra carbonio

La sinterizzazione laser è un processo di prototipazione rapida che, a partire da polveri di materiale che può essere polimerico, metallico o ceramico(anche se più raramente) permette di andare ad ottenere una geometria 3D a volte anche molto complessa. Il sistema è chiamato SLS (Selective Laser Sintering) e consente, tramite un fascio laser controllato da pc, di andare ad innalzare la temperatura delle polveri, al di sopra della temperatura di transizione vetrosa e di fusione, in zone localizzate, tale da permetterne la congiunzione. I vantaggi sono sicuramente la velocità di produzione del prototipo (non del prodotto finito) con complessità geometrica praticamente illimitata, infatti la possibilità di eseguire sottosquadri o geometrie impossibili da assemblare, ne permette l'uso molto flessibile nel campo della produzione di concept per analizzarne la forma e le funzionalità. Lo svantaggio è che è molto costosa e le performance meccaniche del prodotto finale non sono molto elevate. In generale, all'aumentare delle performance ne aumenta molto il costo e le proprietà non arriveranno mai ad essere pari a quelle del materiale "originale" prodotto per iniezione, fusione o lavorazione meccanica. Nel caso specifico, come si vede da datasheet sopra riportato, i valori caratteristici di resistenza e modulo sono molto bassi rispetto ad un materiale standard iniettato con fibre di carbonio. Dato che si parte da un materiale in polveri che poi viene sinterizzato, la percentuale di fibra di carbonio è variabile e di conseguenza non si ha un valore medio. Inoltre la lunghezza delle fibre è bassa per via del fatto che sono contenute all'interno di polveri e sono molto frammentate. L'orientazione è esclusivamente random. In prima ipotesi si può considerare il materiale come un materiale isotropo. Tuttavia si è a conoscenza del fatto che i materiali sinterizzati sono molto complessi da caratterizzare per via della adesione tra le polveri, che andrebbe analizzata, sia per la presenza di porosità distribuite di dimensioni variabili che vanno ad infragilire il componente ed ad abbassarne il modulo elastico reale sia per il fatto che la direzione "tra i layer" di materiale fuso ha proprietà e caratteristiche meccaniche minori. Per prima ipotesi si sono eseguiti i test considerando il modulo del materiale come da datasheet e lo si è trattato come materiale isotropo, per poi verificare, nel caso di riscontri inaccurati, il test con altri valori di modulo.

9.3. Verifica test CBS

Il test dell'efficacia del CBS consente di andare a verificare l'effettiva forza esercitata dalla molla, attraverso la catena di componenti presenti alla rotazione della testa video. Si è già visto precedentemente come si abbassi la reazione vincolare a causa della rigidità torsionale del sistema completo. La variazione è risultata essere del 4% circa, molto bassa e per questo trascurabile. Nella simulazione però non si sono considerati deformazioni locali, snervamenti localizzati della molla e soprattutto l'insieme di giochi.

9.3.1. Attrezzatura utilizzata per il test e svolgimento

L'attrezzatura utilizzata è molto semplice:



Figura 95 - attrezzatura ed esempio test CBS

Come si nota dalla figura 95 si è utilizzata una base, bloccata al banco prova tramite una morsa e messa in equilibrio grazie ad una bolla digitale, un fungo calibrato con un'altezza di 55 mm collegato alla piastra della testa, un dinamometro digitale in grado di misurare la forza esercitata e un goniometro digitale che consente di verificare l'angolazione della testa. Lo svolgimento consiste nell'andare a esercitare una forza perpendicolare al fungo fissato alla piastra e, una volta fissata la livella alla testa video, misurare i valori di forza registrati. Questo procedimento è fatto sia per lo spostamento all'indietro, ovvero -70° di tilt che permettono di puntare la videocamera verso l'alto e in avanti, a $+90^\circ$ che permette di puntare la videocamera verso il basso. Le condizioni di prova

sono leggermente diverse rispetto al test per il fatto che in questa tipologia di testa video non è possibile disinserire la cartuccia fluida. Questo può portare a compromettere il valore del momento letto dato che è presente una componente viscosa che rallenta il movimento e si oppone con una certa coppia. Per permettere di abbassare il più possibile l'effetto del gruppo fluido del tilt si è eseguita la prova con una velocità molto bassa in modo tale da rendere la componente viscosa poco influente. I valori sono stati poi registrati e confrontati con quelli ottenuti dal test di Ansys e i teorici individuati con solo il test della molla. Il grafico successivo ne riassume gli andamenti.

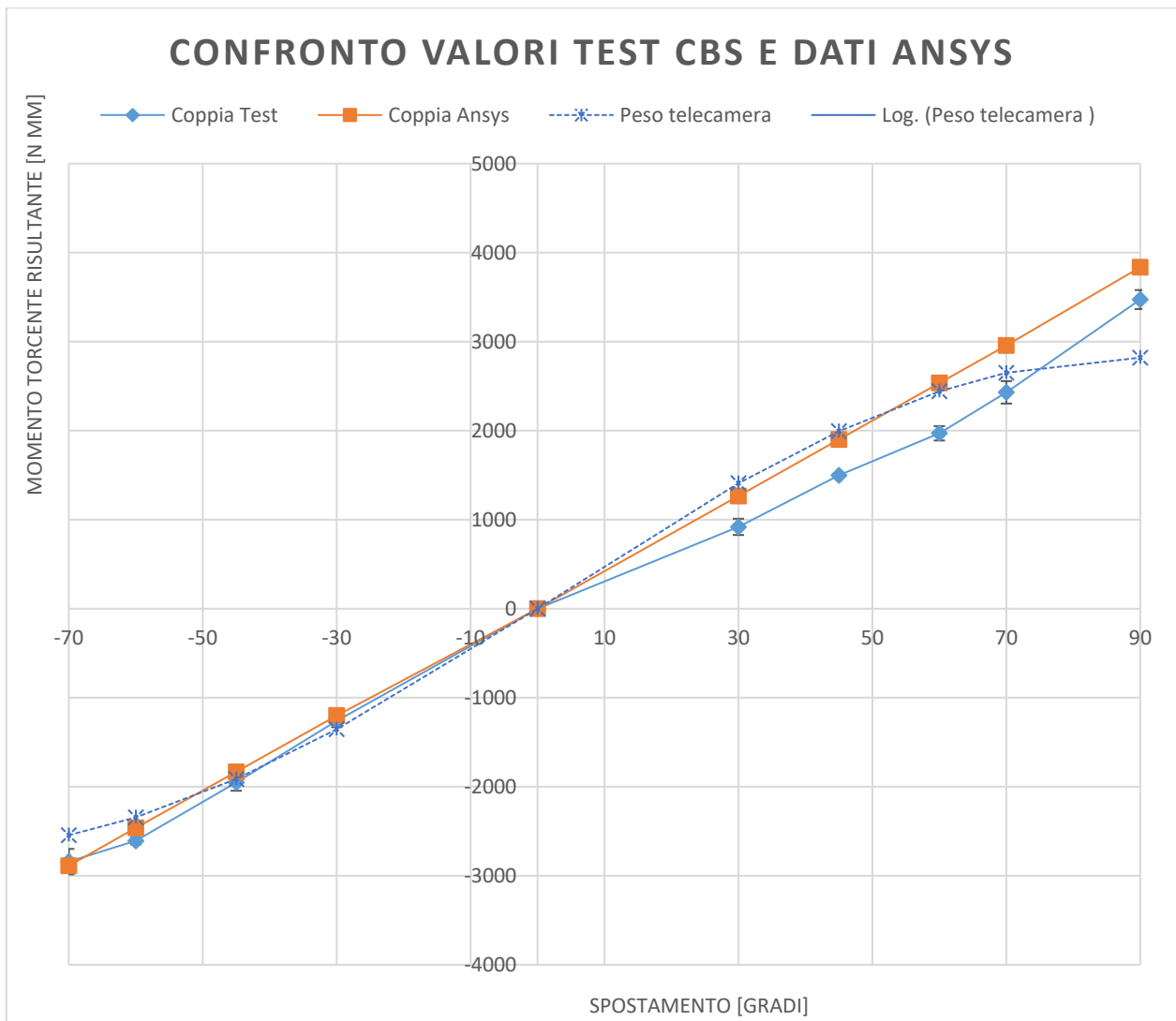


Grafico 26 - grafico coppie esercitate dal cbs

9.3.2. Risultati e conclusioni

I dati ottenuti sono stati corretti eliminando il peso della livella e correggendo lo sfasamento iniziale che porta il sistema ad essere in equilibrio a -8° senza la pan bar. Questo è stato progettato al fine di equilibrare tutto il sistema di testa video più pan bar e orizzontale. Si sono riportati i valori di test con i relativi errori numerici nel grafico 26. Dall'andamento si vede come la simulazione e il test abbiano lo stesso andamento lineare. Dalla coppia ottenuta da Ansys si vede come a $+ e - 70^\circ$ il sistema sia sovradimensionato. In realtà da test si vede che a -70° il sistema riesce a controbilanciare

efficacemente il carico, mentre a + 70° si ha che la risposta della molla si traduce in un valore leggermente inferiore, ma comunque molto vicino. Il carico da controbilanciare a 70° è di 2650 Nmm mentre il carico esercitato dalla molla è di 2430 Nmm ± 106 Nmm per cui è presente un errore del 9% tra valore medio e valore ideale da bilanciare, il che è assolutamente accettabile. La differenza tra i valori di Ansys e del test risulta essere invece di circa un 20% per il valore di coppia a -70°, infatti i dati tendono a coincidere bene o ad essere comunque contenuti all'interno dell'intervallo dell'errore di misura, mentre per quelli a +70° si ha un certo abbassamento. La giustificazione a questa differenza può essere dovuta a molti fattori:

- La simulazione è stata fatta considerando la rigidità massima del sistema, utilizzando il modulo preso da datasheet e non si sono considerati i giochi, o deformabilità locali, di conseguenza nella realtà si ha un errore per le cedevolezza locali che mi abbassano la risposta. Le cedevolezza sono: la flessibilità della pan bar, la rigidità del sistema di test, la cedevolezza del giunto pan bar- testa, la cedevolezza del punto locale di ingaggio del perno del CBS, la cedevolezza del bloccaggio della sede della molla e la rigidità complessiva del sistema.
- Nella simulazione si ha che le sezioni di rotazione della molla restano piane o comunque vincolate. Questo si traduce in un aumento della forza di reazione del sistema. Nel caso reale la molla può torcersi o ruotare leggermente e cercare di raggiungere la configurazione di minor energia e di conseguenza andare a reagire con una minore forza
- Si è notato che dopo i primi utilizzi la molla snerva in alcuni punti leggermente e di conseguenza si deforma plasticamente di qualche grado. Questo si traduce in una riduzione della forza elastica esercitata.
- I giochi alla quale la molla è sottoposta tendono a farla ruotare prima di entrare in azione di qualche grado, andando a sfasare i valori effettivi misurati, di conseguenza, abbassandone la risposta a quel grado di inclinazione.

per questi motivi principali combinati tra loro si presume derivi l'errore registrato, anche se il motivo principale, in base ai dati registrati, si suppone essere il fatto che la catena di giochi mi crea nella direzione dei +90° un leggero sfasamento della risposta che porta a traslare i valori registrati: se la livella misura la posizione della piastra, non è detto che essa sia la stessa della testa della molla dato che, per via del recupero dei giochi e delle cedevolezza, soprattutto incentrate nella sede della molla, essa debba ancora entrare in azione, mentre la testa ha già compiuto 5° o 10°. Nella zona di -70° infatti il sistema può avere un vincolo meno cedevole e di conseguenza questo si traduce in una risposta più accurata.

Concludendo le considerazioni del test si può dire che non si sono verificati problemi dato che la risposta della molla rientra in specifica o ci si avvicina molto, mentre la simulazione di Ansys è in grado di prevedere la risposta entro un errore del 20% rispetto al valore medio della risposta reale. Il fattore giochi tra i vari accoppiamenti del sistema e le cedevolezza dei vincoli della molla hanno evidenziato un errore nella risposta imputabile allo sfasamento che questo crea. L'analisi di Ansys può tuttavia aiutare nella progettazione della molla andando a dare un'idea delle tensioni che essa sopporta e nella forza con il quale reagisce.

9.4. Test a flessione testa video

Questo test ha lo scopo di andare a verificare la rigidità della testa allo spostamento in avanti ed indietro, perciò lungo l'asse tilt, e verificare che le deformazioni siano comprese all'interno delle specifiche tecniche stabilite per le teste video in materiale polimerico caricato. Inoltre si verificano anche le corrispondenze tra le simulazioni ed il test eseguito con il materiale scelto per il prototipo. Se le simulazioni risultano avere un buon grado di precisione, in relazione al test eseguito, allora automaticamente si è in grado di andare ad affermare che le simulazioni per verificare lo spostamento massimo eseguite per testare la flangia a flessione e il porta piastra sono corrette.

9.4.1. Procedura e strumentazione del test

Il test si compone di semplici elementi come una livella laser, e una semplice lavagna con carta millimetrata. Si blocca la testa ad un cavalletto video o foto, a seconda della tipologia. Il cavalletto è fissato ad un supporto eseguito su misura che ne garantisce assoluta linearità, stabilità e bloccaggio. I sistemi frenanti della testa video devono essere attivati e il porta piastra deve essere posizionato in orizzontale. L'orientazione può essere eseguita andando ad utilizzare la livella laser. Una volta posizionato il corpo e bloccato in movimento sia attorno l'asse PAN che attorno l'asse TILT, si segna il punto di 0 sulla lavagna millimetrata, grazie al puntatore laser, e si applicano alla pan bar i carichi stabiliti perpendicolari al braccio in modo da eseguire un momento che aumenta linearmente l'intensità. Per il test in questione si sono posizionati la lavagna dalla livella a 3 m di distanza l'uno dall'altro. La distanza è definita da procedura del test e consente di approssimare correttamente l'angolo con uno spostamento. I carichi applicati variano lungo le due direzioni principali, ovvero verso il basso e verso l'alto dell'asse tilt. Attorno all'asse pan non si è eseguito il test per via del freno che non è in grado di tenere bloccata la testa per valori superiori a 5N. Per le teste video non è un meccanismo decisivo dato che non ci sono potenziali pericoli che potrebbero portare ad una caduta accidentale dell'attrezzatura. Si valuterà in futuro l'ipotesi di una riprogettazione. Per quanto riguarda il test lungo l'asse tilt si riportano i seguenti valori con i rispettivi errori di misura: sono stati eseguiti 5 test per lo scostamento superiore e 5 per quello inferiore, di conseguenza si riporta di seguito la media dei valori:

Forza misurata [N]	Coppia misurata [mm]	Spostamento misurato [mm]	Angolo [gradi]	Errore angolo	Errore %
5	1,2	2,37	0,045	0,0064	14,07
10	2,4	5,40	0,103	0,0017	1,60
15	3,6	8,76	0,167	0,0007	0,41
20	4,8	12,37	0,236	0,0121	5,14
25	6	16,80	0,321	0,0027	0,84

Tabella 24 – valori test a flessione testa verso l'alto.

Si riportano anche i valori di test eseguiti verso il basso.

Forza misurata [N]	Coppia misurata [mm]	Spostamento misurato [mm]	Angolo [gradi]	Errore angolo	Errore %
-5	-1,2	-2,20	-0,042	-0,0082	19,42
-10	-2,4	-5,10	-0,097	-0,0101	10,38
-15	-3,6	-9,49	-0,181	-0,0177	9,75
-20	-4,8	-23,23	-0,444	-0,2427	54,71
-25	-6	\	\	\	\

Tabella 25 – valori test flessione testa video verso il basso.

Il test verso il basso non ha permesso di eseguire la misurazione a 25 N di forza e per i 20 N ha generato una forte dispersione dei dati. Il fatto è dovuto al freno del tilt che non è in grado di esercitare la forza sufficiente per frenare per via della poca ergonomia della manopola e per il materiale sinterizzato che si consuma e non ha una elevata resistenza all'abrasione. Di conseguenza, dato che il test è stato eseguito dopo, si è perso grip per via dei motivi sopra indicati. Tuttavia i dati presi sono sufficienti per confrontare il tutto con la simulazione agli elementi finiti realizzata.

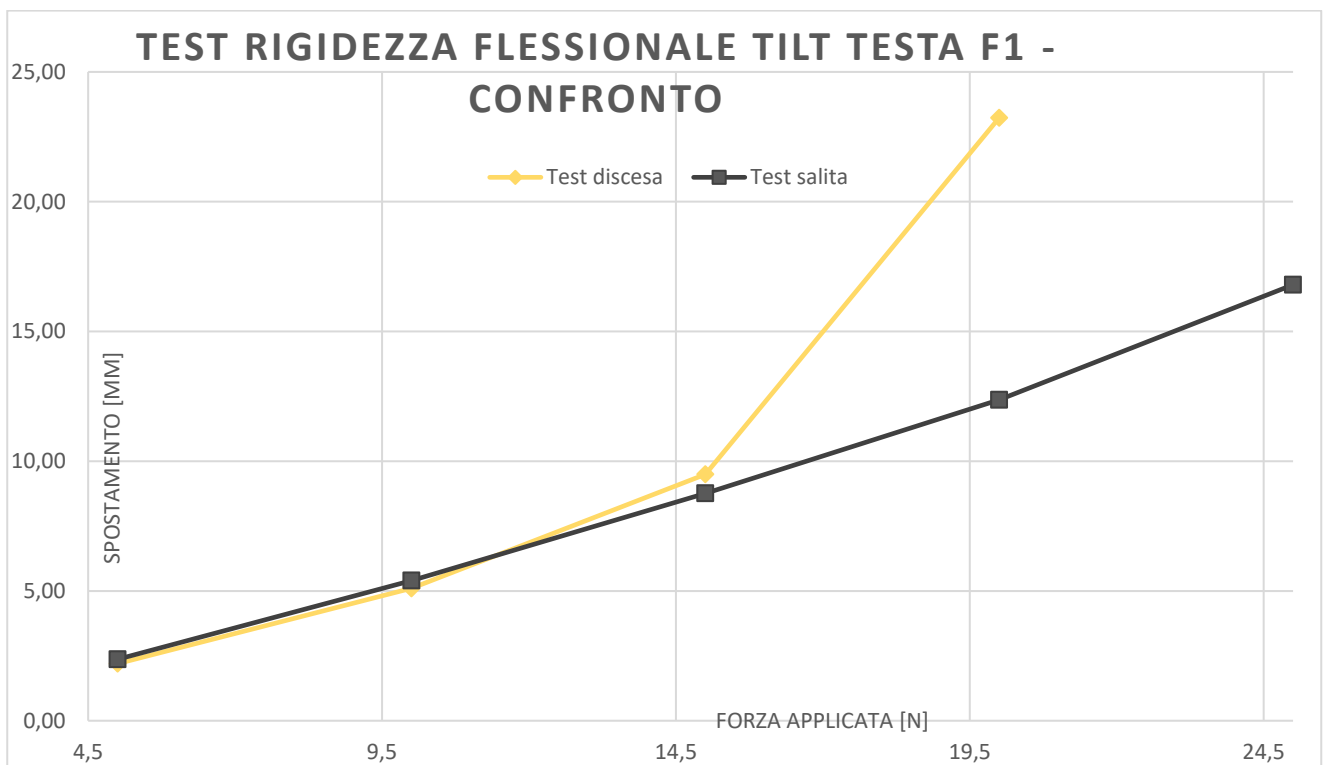


Grafico 27 - grafico di confronto tra spostamenti verso l'alto e verso il basso

Basandosi sui primi 3 valori si vede come spostamento superiore ed inferiore siano molto simili. Questa definizione può assumersi vera anche per i punti presi a 20 e 25 N per il fatto che, nel caso dello spostamento inferiore, il freno non era in grado di esercitare forza sufficiente per bloccare il movimento della testa, dovuto al fatto del materiale non corretto e alla manopola poco ergonomica. Di conseguenza si ha uno slittamento e il valore riportato sulla curva gialla riguarda proprio questo.

9.4.2. Simulazione agli elementi finiti

La simulazione è molto simile al test di flessione già eseguito precedentemente per l'ottimizzazione della flangia. La simulazione è stata impostata con la geometria riportata in figura e corrisponde alla geometria iniziale della testa.

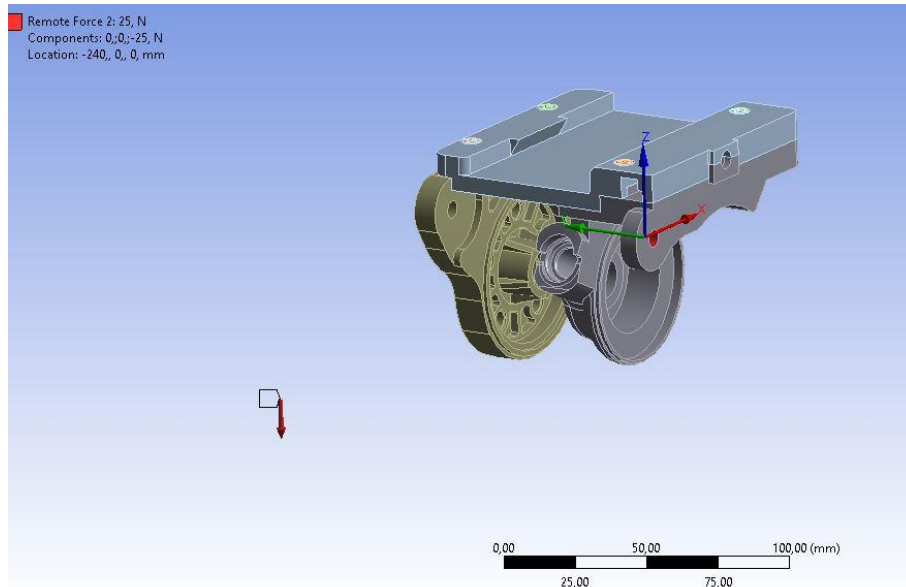


Figura 96 - geometria iniziale analizzata a test a flessione

Si è applicato il carico come nel test eseguito, andando ad aumentare di 5 in 5 la forza sino ad arrivare a 25 N. Per quanto riguarda il braccio di leva si è misurato prima della prova e si è riportato sulla simulazione. Per valutare lo spostamento e perciò l'angolo è stato creato un punto nello spazio collegato all'area del porta piastra in modo tale che fornisca uno spostamento medio di tutta quell'area, come farebbe la livella laser utilizzata

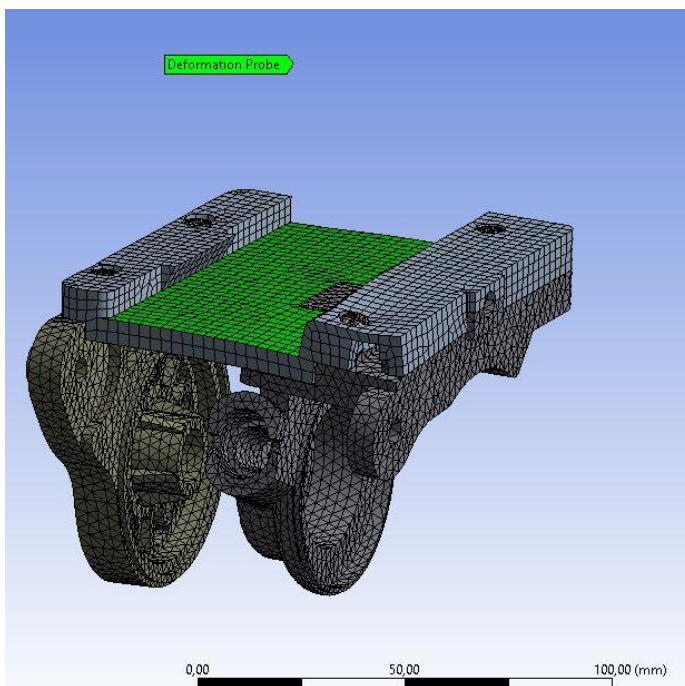


Figura 97 - Punto utilizzato per misurare la deformazione

Si è eseguita l'analisi prima con la forza rivolta verso l'alto e poi verso il basso in due analisi separate. Nella simulazione è stato simulato anche il contatto delle viti che collegano i componenti. Il punto utilizzato per valutare lo spostamento è stato preso ad una distanza di 55 mm che corrisponde al COG dell'attrezzatura. Questo mi permette di vedere immediatamente di quanto l'attrezzatura si sposterà effettivamente e poi di calcolare l'angolazione che il sistema subisce.

I dati relativi al test e alla simulazione sono stati processati e graficati per essere messi a confronto. Il materiale utilizzato è stato riportato nell'introduzione.

Il grafico riporta i valori confrontati tra simulazione e test.

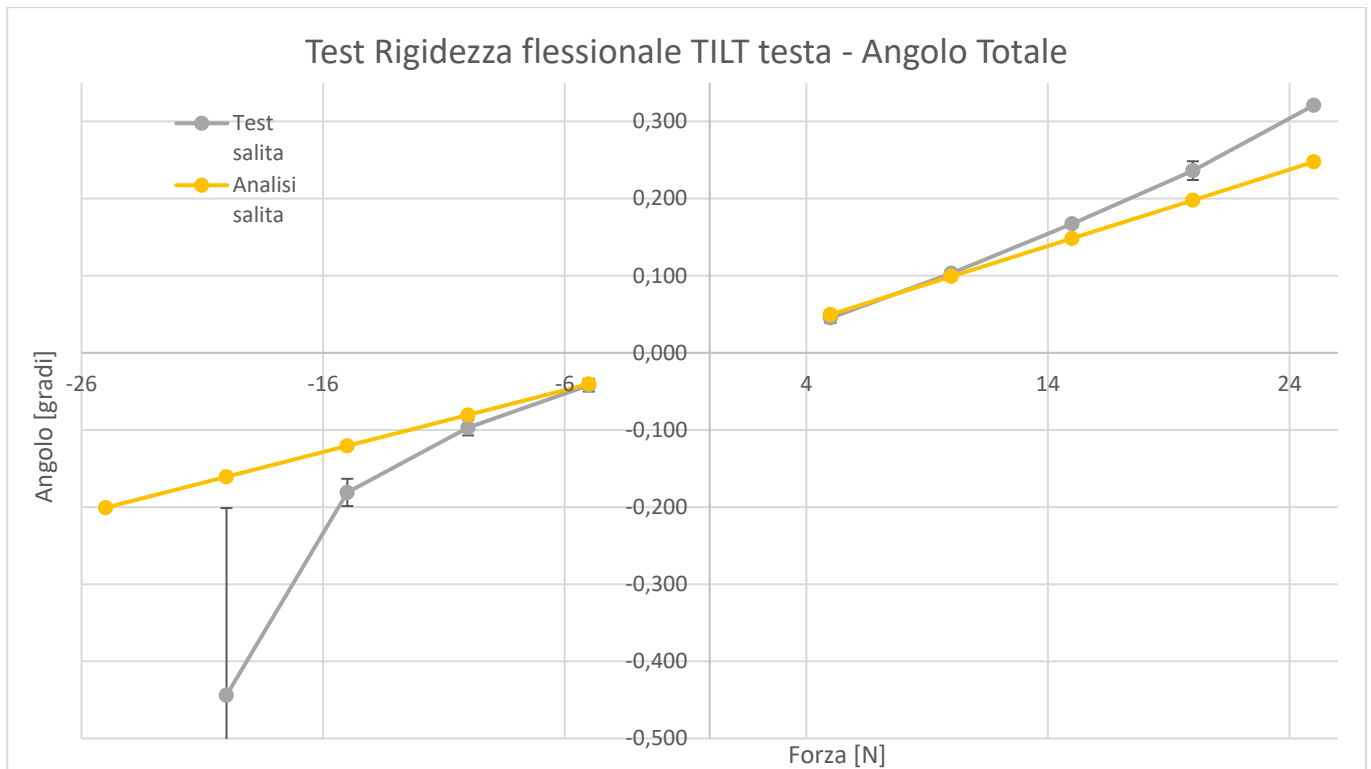


Grafico 28 - confronto tra test e simulazione prova flessione

9.4.3. Conclusioni e considerazioni prova di flessione

Osservando il grafico 28 si nota che i valori, soprattutto nei punti iniziali sono molto vicini tra di loro. La linearità della risposta è stata rispettata e i punti relativi alla simulazione ricadono all'interno della barra di errore della prova. I valori relativi allo scostamento inferiore sono più imprecisi, come si può notare dalle barre di errore molto estese. la differenza e lo scostamento dalla linearità, che si nota nei punti finali, sono dovuti allo slittamento del freno che ha introdotto un errore nella misurazione via via sempre più grande. Questo lo si nota soprattutto nella fase di discesa.

Dai risultati ottenuti si può affermare che la simulazione rispecchi bene quella che è la vera risposta del sistema. Il materiale è stato simulato basandosi sui dati tecnici forniti, senza considerare effetti che possano diminuire il modulo elastico. Il materiale simulato, è stato riportato avere un certo livello di anisotropia non trascurabile, tuttavia in questa simulazione sembra non aver influito data la direzione di sollecitazione e le piccole deformazioni imposte. Dato che il modulo elastico massimo, corrispondente a quello del datasheet, è relativo alla direzione nel quale si è testata la rigidezza massima del sistema, si è potuto osservare il corretto andamento della simulazione e della testa.

9.5. Test a compressione flangia CBS

Il test a compressione della flangia del CBS è stato eseguito per andare a verificare la resistenza del materiale e l'effettiva coincidenza dei risultati con la simulazione ma soprattutto con i dati tecnici del datasheet. Il test è stato eseguito su una macchina di trazione con lo scopo di andare a sottoporre il materiale a una compressione nella zona del freno e verificare il valore di forza registrata per la rottura, con quella ottenuta da simulazione.

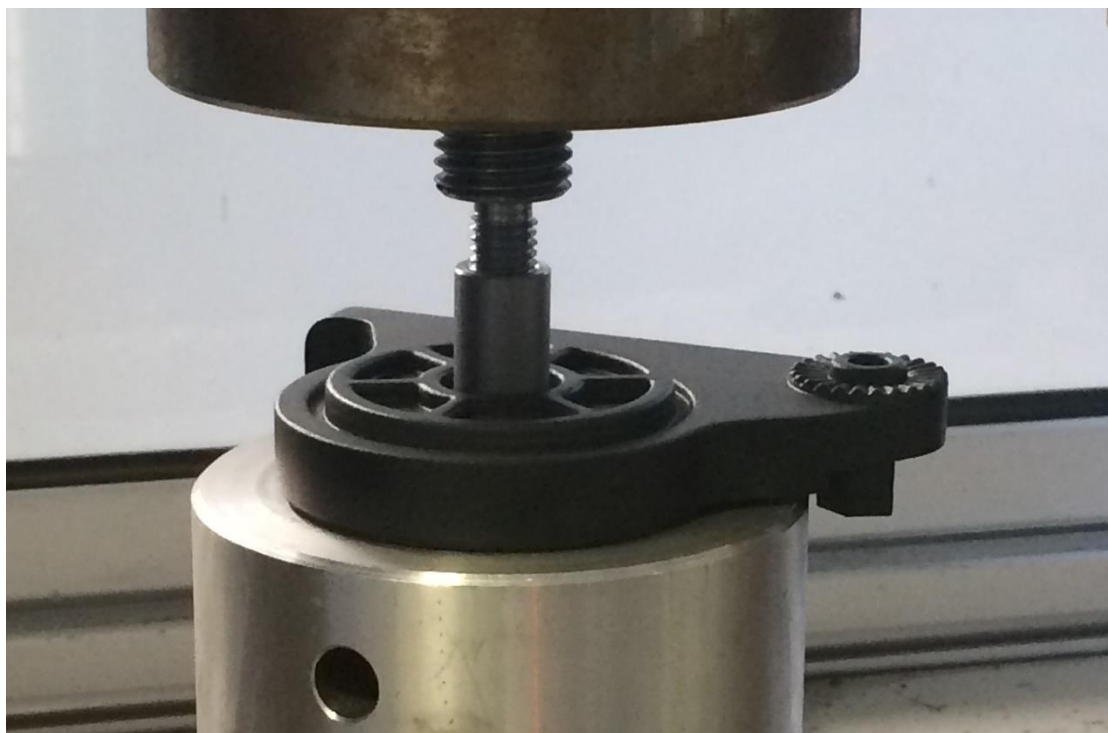


Figura 98 - prova compressione flangia.

La prova è stata eseguita con una macchina dotata di una cella di carico da 50Kg e un errore di 5g sulla misurazione. Le deformazioni rilevate sono misurate tramite la cella di carico. Tuttavia per verificare l'effettivo modulo elastico è necessario una prova su provini di dimensioni coerenti con la norma UNI EN ISO 527 -1 e 2 dove le deformazioni sono registrate tramite l'uso di un estensometro direttamente collegato al provino. Nel caso di questa prova si ammette un certo livello di imprecisione.

Dalla prova si sono ottenuti i seguenti risultati di forza spostamento.

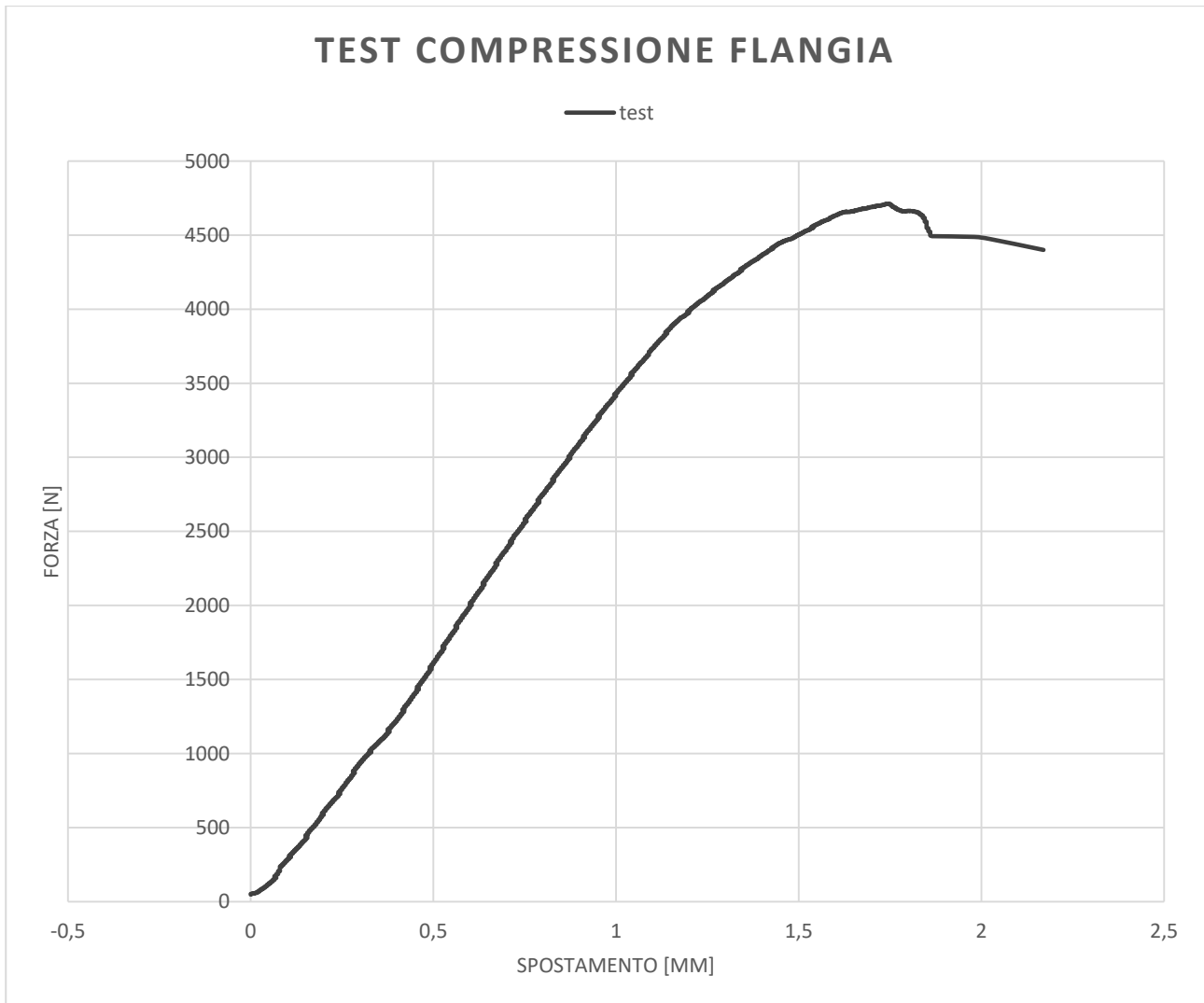


Grafico 29 - curva di compressione flangia

L'andamento della curva è molto vicino alla linearità sino a 1mm di deformazione per poi andare a caratterizzarsi in una situazione di fragilità del componente. Si ha uno scostamento della linearità e si arriva alla rottura con un cedimento istantaneo, fragile. Da grafico si ottengono 4870 N come forza di rottura a 1,85 mm di spostamento. La superficie del provino dopo rottura appare frastagliata e si notano ad occhio nudo delle zone con maggiore porosità distribuita. [figura 99]

Il test è stato eseguito solo su un provino. Per avere una conferma dei valori rilevati, e poter stabilire un determinato tipo di comportamento caratteristico per il materiale, sarebbe necessario eseguire il test su più provini, di conseguenza i dati ottenuti non possono essere attendibili ma danno un'idea di come il materiale si comporti in una situazione di flessione su un componente comunque rigido, perciò non si può assumere che il comportamento ottenuto sia esaustivo in generale. Di conseguenza i valori che si hanno per il materiale e la geometria danno solo un'idea di quanto possa essere efficiente il materiale e non confermano né il modulo elastico né la tensione di rottura.



Figura 99 - provino flangia Tilt dopo rottura – superficie di rottura

9.5.1. Simulazione eseguita

La simulazione eseguita è molto simile alla simulazione impostata per andare ad ottimizzare la flangia.

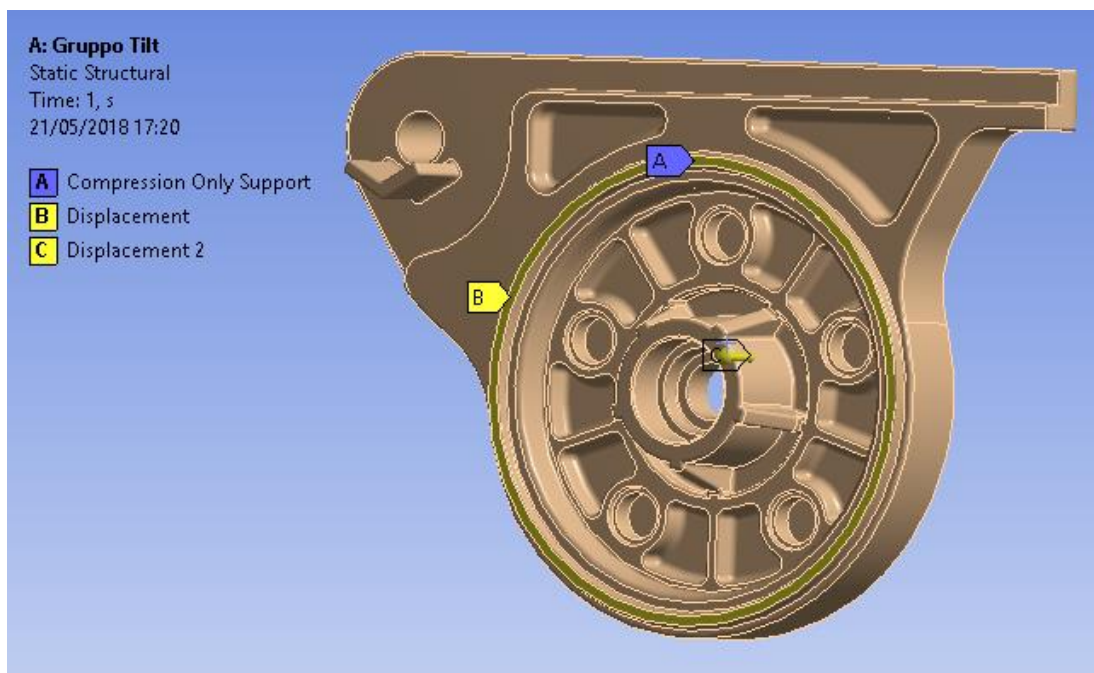


Figura 100 - condizioni al contorno geometria flangia testata a compressione

La simulazione è stata eseguita andando ad impostare i vincoli come da figura e si è applicato uno spostamento alla zona nel quale agisce la manopola del freno andando così a simulare lo spostamento che la macchina di trazione esercita. Il vincolo compression only e displacement nella corona circolare sono essenziali per simulare il contatto della flangia con la base e per vincolarla alle traslazioni nello spazio. Da simulazione si ottengono i seguenti campi tensionali.

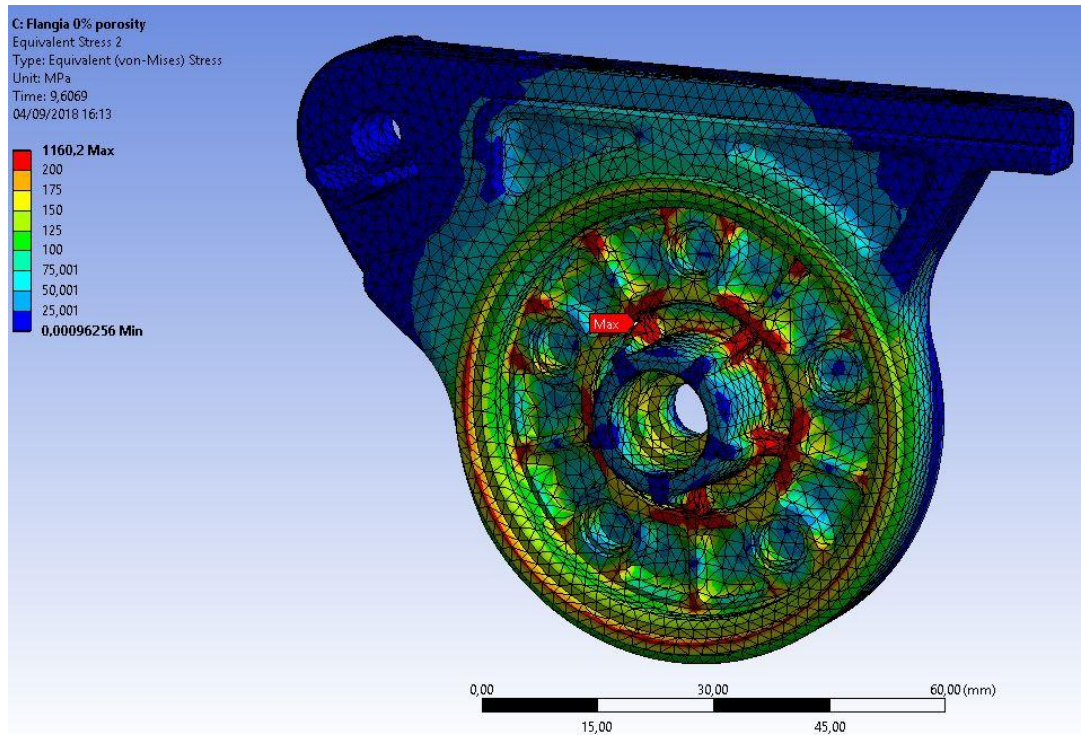


Figura 101 - tensione di Von Mises a 1,85 mm di spostamento

Il valore della tensione è stato riportato a 200 MPa e si è osservato lo stato tensionale al valore di 1,85 mm di spostamento assoluto per verificare il valore del carico di rottura. Come si nota, il valore è estremamente elevato, si ricorda che il materiale utilizzato ha un carico di rottura di 80 MPa e che il sistema è stato ipotizzato come isotropo. Il valore registrato di 1100 MPa ovviamente è troppo elevato ed è relativo ad errori di mesh localizzati nella zone delle nervature che, come visto in precedenza, andavano a creare una concentrazione di tensione elevata. Comunque il valore di 200 Mpa inserito in scala è troppo elevato e questo denota che ci sono degli errori in come è stata impostata la simulazione o come è stato modellato il materiale. Si sono registrate le forze derivanti dalla simulazione e si è confrontato il valore con i dati sperimentali. Dal grafico si vede che, ovviamente, la forza è lineare se il modello di materiale è lineare, tuttavia la differenza tra forza registrata e simulata è elevata. Questo è imputabile alla elevata rigidità del materiale inserito. Il modulo utilizzato è di 8900 MPa. Tuttavia questo non trova riscontro con le prove. A questo punto si è indagato ulteriormente sul materiale utilizzato, contattando l'ente produttore del prototipo, che ha evidenziato che il modulo riportato da datasheet è il modulo ottenuto lungo l'asse x di una terna che può essere schematizzata in figura 101

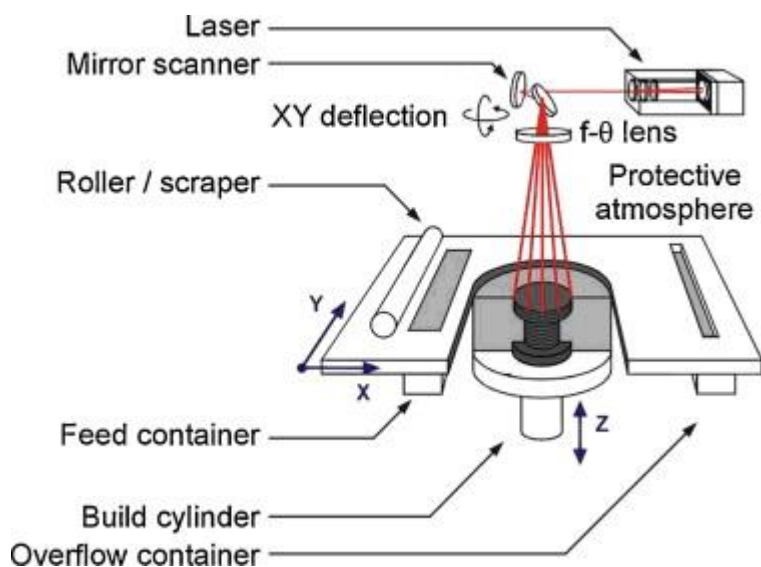


Figura 102 - schema funzionamento SLS

l'asse x corrisponde all'asse lungo il quale le polveri vengono disposte ed orientate. Di conseguenza, le fibre di carbonio disperse all'interno della polvere mantengono un'orientazione preferenziale lungo l'asse X. Lungo l'asse Y si hanno meno fibre orientate. L'asse con le minori proprietà meccaniche è l'asse Z dato che corrisponde alla somma di layer di materiale sinterizzato che presenta poca resistenza dato che non si hanno fibre orientate lungo questa direzione ed in più si hanno anche la presenza di difetti per i ritiri dovuti alla

sinterizzazione e le porosità che si formano per la mancata sinterizzazione. I dati forniti evidenziano di conseguenza una anisotropia molto elevata che denota una minore resistenza e rigidità lungo l'asse Z. Di conseguenza, dato che la flangia è stata prodotta e testata proprio lungo l'asse Z si ha che è necessario modificare i valori di modulo utilizzati nella simulazione. Di conseguenza, i dati aggiornati evidenziano un modulo circa pari alla metà di quello lungo l'asse X per l'asse Y e di un quarto di quello in X se si testa il materiale lungo l'asse Z. Praticamente è come se si andasse a testare la resistenza tra i layer di materiale sinterizzato. La simulazione ha riscontrato questa volta esito positivo, evidenziando comunque un comportamento ideale per via della linearità. Se si vanno ad osservare le tensioni ad 1,85 mm di deformazione, ovvero quando nel prototipo è avvenuta la rottura si hanno i seguenti risultati.

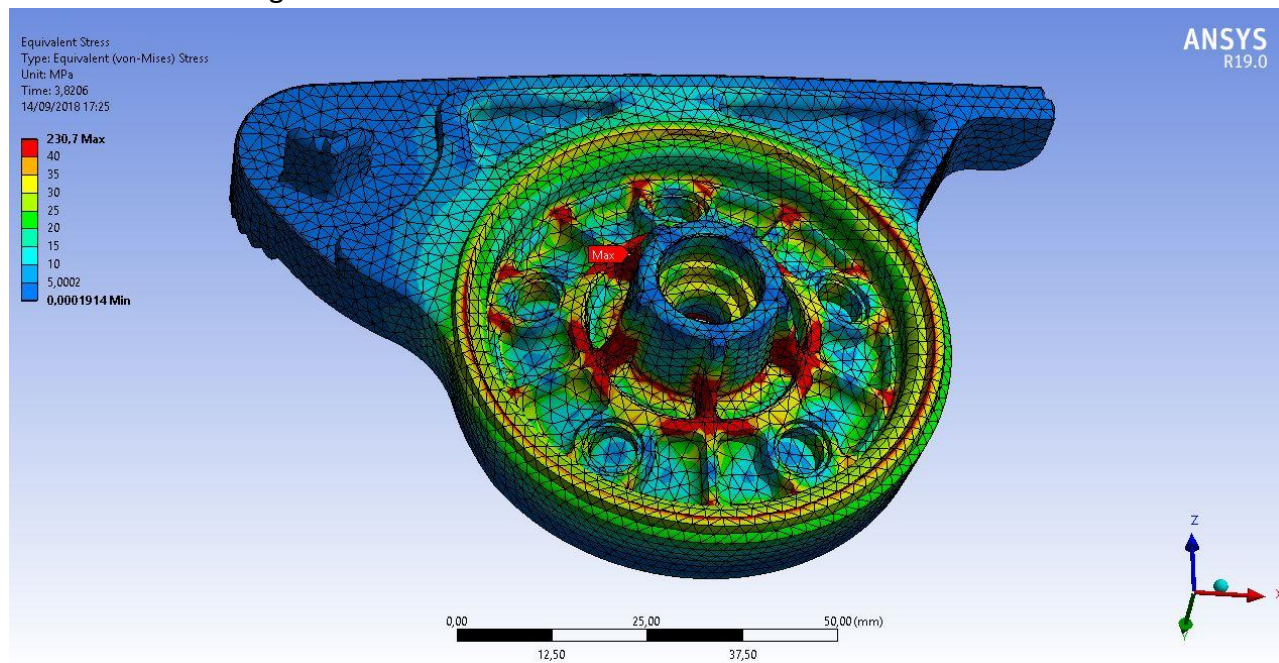


Figura 103 - tensioni con modulo elastico ridotto

Le tensioni, come si nota, si sono abbassate e si vede come nelle zone in cui è presente la nervatura, il componente tenda a rompersi. Anche la tensione di rottura è stata abbassata in base alle specifiche comunicate dall'ente produttore. Si sono eseguiti perciò i confronti tra la forza registrata e la forza misurata e si vede che la simulazione in questo caso è in favore di sicurezza

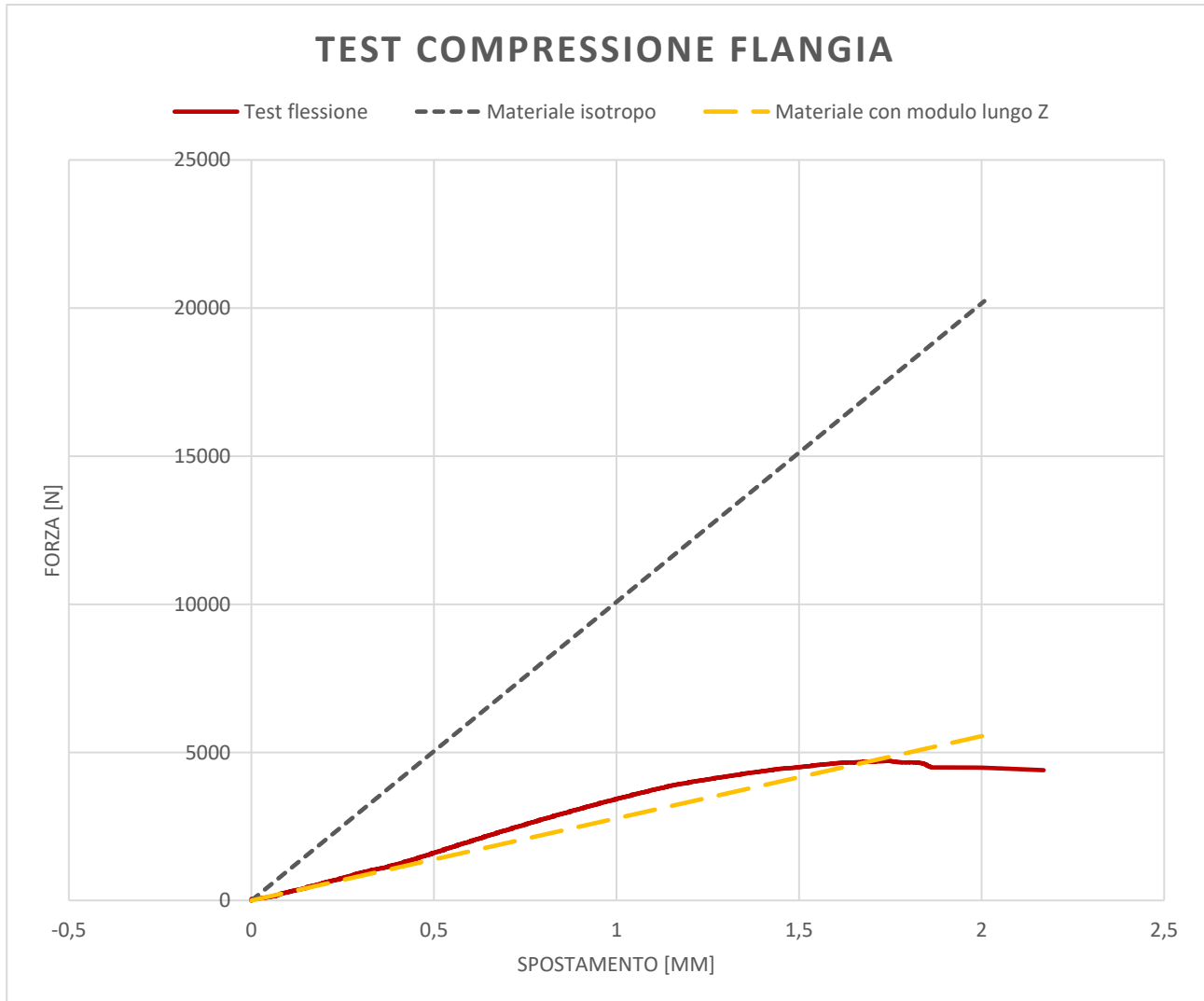


Grafico 30 - confronto test - simulazione prova di flessione

Concludendo, il test sul prototipo non può considerarsi affidabile dato che il numero di provini non è sufficiente per definire un comportamento caratteristico del materiale. Di conseguenza si ha che i dati ottenuti danno solo un'idea dell'effettivo comportamento. La simulazione si è rivelata errata per il fatto che inizialmente si è considerato il materiale come isotropo con il modulo di 8900 MPa quando in realtà esso presenta un'anisotropia determinata dal processo di produzione. Una volta cambiato il valore del modulo ed eseguita la simulazione con questo criterio si sono ottenuti dei valori più corretti anche se in realtà il materiale è stato trattato comunque isotropo per comodità di studio. Ulteriori approfondimenti sulle caratteristiche del materiale saranno studiate in futuro.

9.6. Test a flessione gamba pixie

Come precedentemente anticipato, lo scopo del test a flessione sulle game del pixie è quello di andare a verificare la compatibilità delle analisi eseguite con il modello di materiale scelto. Si è già compiuta la verifica analitica precedentemente su un provino iniettato che ha evidenziato che il provino è a favore di sicurezza per il livello delle deformazioni subite e lo stato tensionale a rottura se testato con il modello scelto. Nel caso della gamba del pixie si eseguono le verifiche che il modello scelto sia compatibile con la risposta reale. Con risposta reale si intende il comportamento che il componente ha in funzione di come tutti i fattori visti precedentemente, ovvero ; microstruttura, orientazione delle fibre, struttura shell core, spessore ecc. influenzano le tensioni e modulo. Perciò si vuole verificare che la forza e la deformazione registrate siano simili al test e che ci sia una compatibilità nelle risposte.

9.6.1. Test procedura e strumentazione

Il test è stato condotto con una macchina di trazione. La macchina monta una cella di carico di 500kg con un errore di 5kg. Il componente è stato vincolato come in figura, creando due supporti ad hoc per procedere con il test



Figura 104 - test flessione gamba pixie: attrezzatura utilizzata

I test sono stati eseguiti su 6 provini in modo tale da andare ad identificare un andamento comune. La prova è stata condotta alla velocità di 1mm/s come da normativa. I grafici sono riportati di seguito

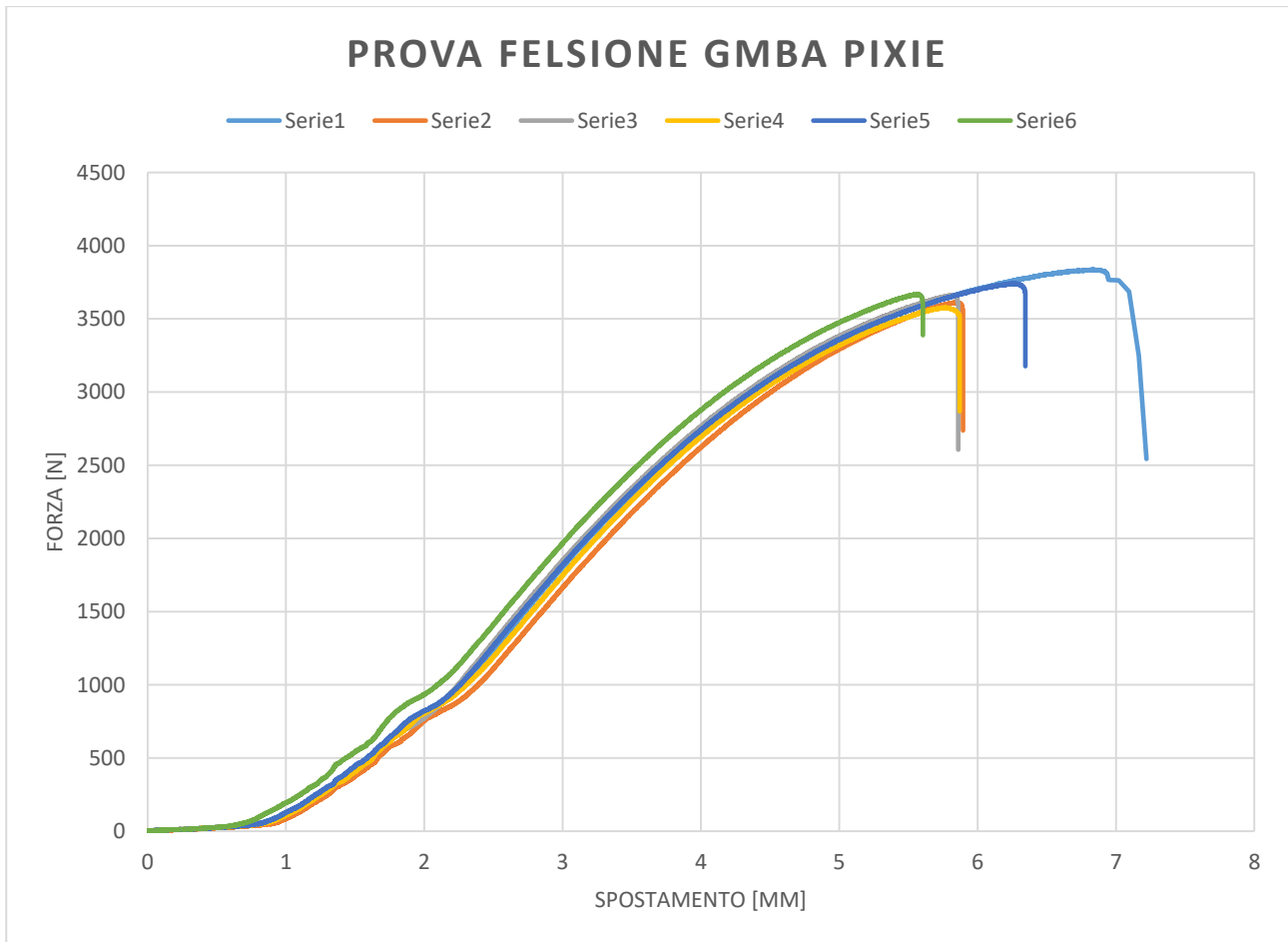


Grafico 31- grafico delle prove eseguite a flessione su gamba pixie

Si nota subito una grande dispersione del carico di rottura che risulta essere molto di verso non in valore quanto in spostamento. Inoltre la zona iniziale ha un andamento curvilineo per il fatto che il primo materiale in contatto con il punzone della macchina di prova è la gomma che ne riveste la gamba. L'andamento da 2 mm in poi è molto simile. A parte due dei sei test, il resto dei dati ricade in una zona più concisa. La rottura del provino è avvenuta di schianto andando ad evidenziare una superficie di frattura fragile. Questo lo si può notare anche dai grafici che di fatto rappresentano l'andamento tipico di un nylon caricato.



la superficie di frattura evidenzia bene anche la differenza di comportamento delle aree interne del componente evidenziando chiaramente una componente più resistente e fragile esterna che molto probabilmente coincide con la struttura shell e poi una zona interna che coincide con il core .

Figura 105 – superficie di frattura del componente

9.6.2. Simulazione agli elementi finiti

La simulazione agli elementi finiti è stata eseguita impostando il modello in maniera del tutto simile alla prova svolta

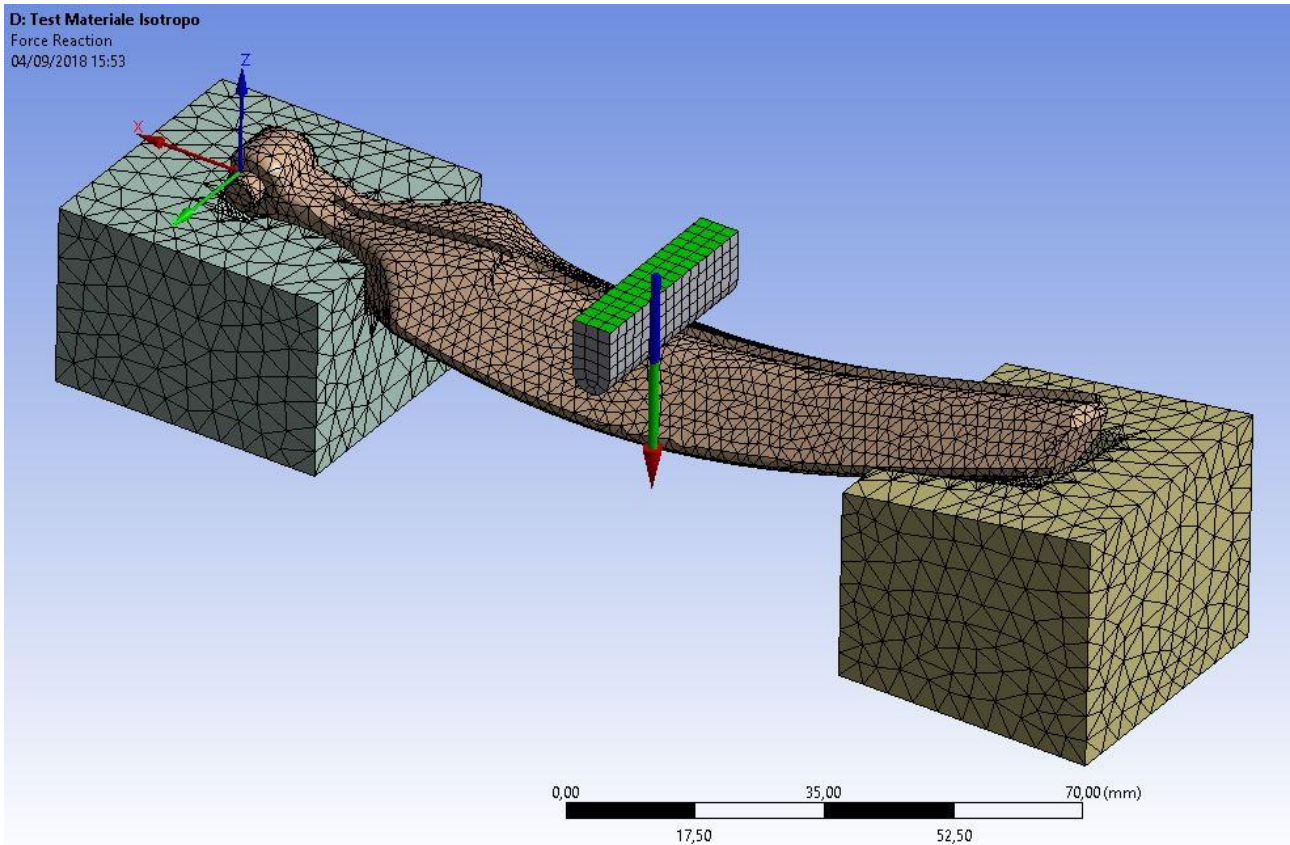


Figura 106 - modello utilizzato per prova test flessione

Si sono vincolati i supporti e si sono attivati i contatti nella zona nel quale alloggiavano le estremità della gamba. Si è utilizzato un contatto frictionless per permettere la simulazione reale del sistema. Il punzone è stato modellato tal da simulare la condizione di test eseguita e si sono impostati come deformazioni massime 3 mm. L'analisi si è svolta con 3 tipi di modello: modello isotropo con i dati presi direttamente da datasheet, modello isotropo semplificato e un modello ortotropo che sfrutta le considerazioni della laminate analogy approach.

Il materiale utilizzato per iniettare i componenti è un PA6+45% di GF del quale si hanno le proprietà a datasheet

Materiale	Tipo di materiale	Modulo [MPa]	Carico di rottura [MPa]	Carico di snervamento [MPa]
Zytel 73G45L NC010	PA6 + 45%GF	9700	160	145

Tabella 26 - dati materiale utilizzato per la simulazione e componente la gamba del pixie

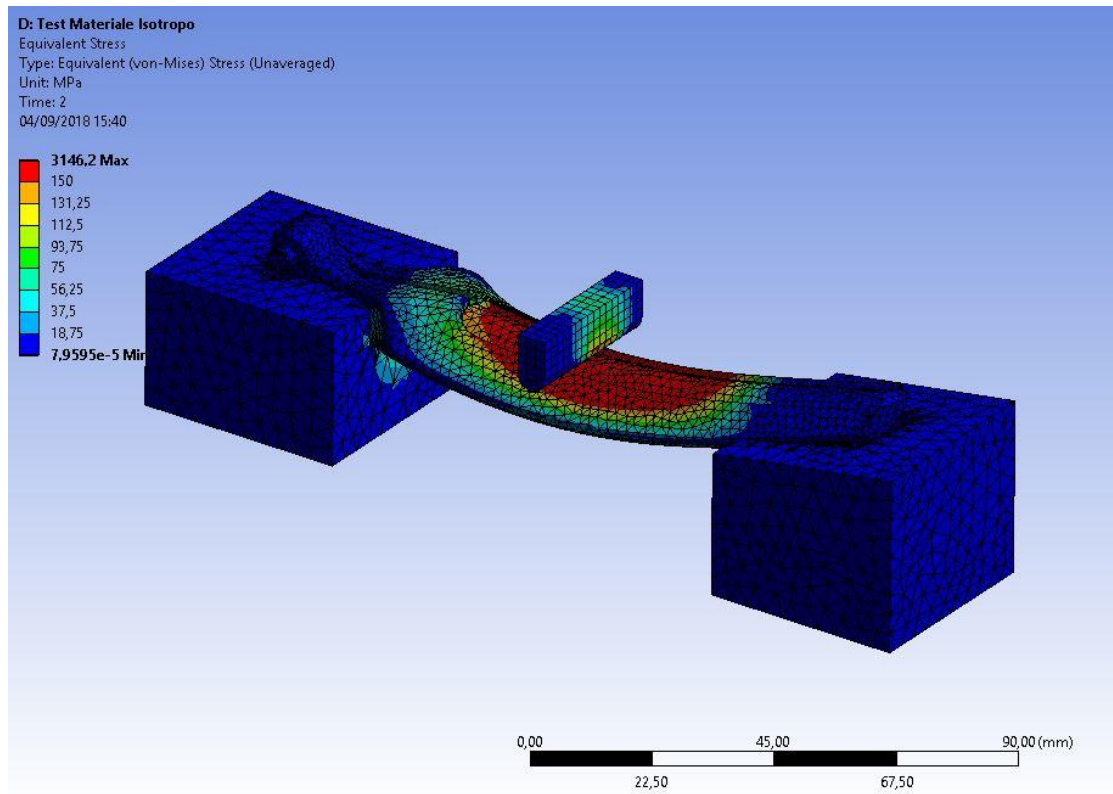


Figura 107 - Tensioni materiale isotropo a 4,8 mm di deformazione

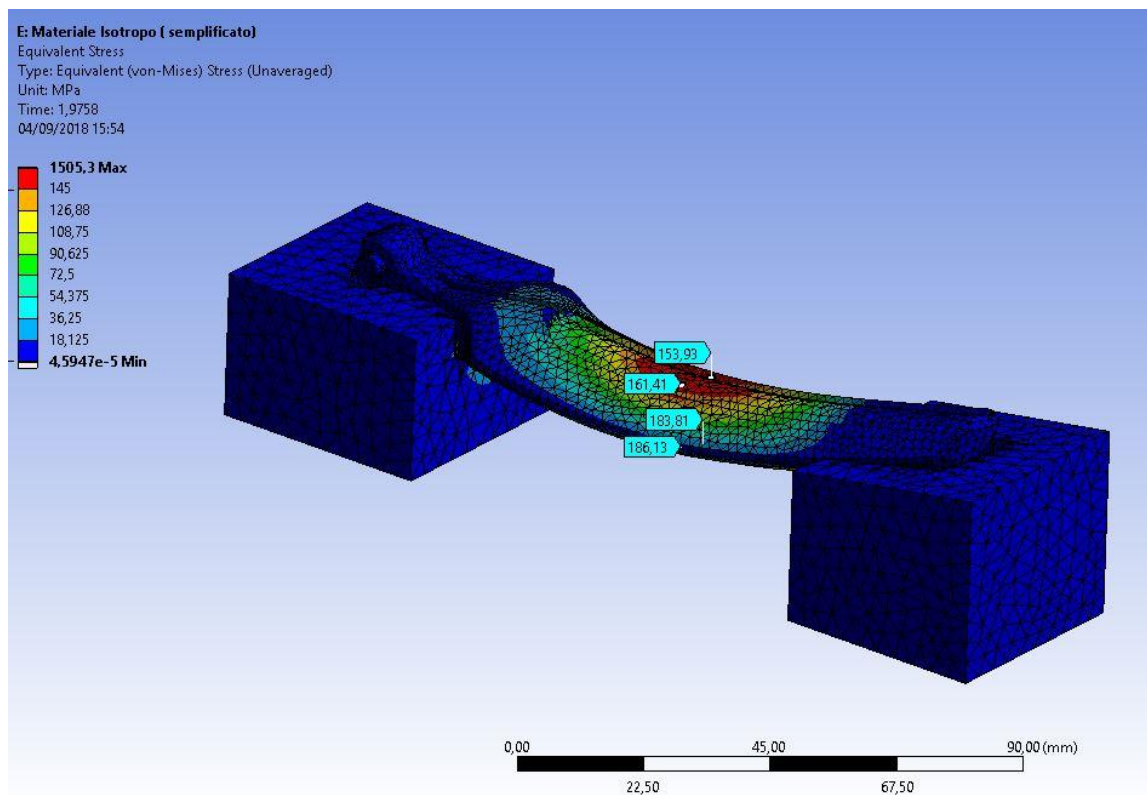


Figura 108 - tensioni materiale isotropo semplificato a 4,8 mm di deformazione

I risultati tensionali sono e evidentemente diversi nel modello isotropo dove, secondo la simulazione, si dovrebbe avere rottura già a 1mm di deformazione mentre le tensioni si sono elevate sino a 300 MPa. Dato che il materiale è fragile basta che solo poche zone del materiale siano al valore critico di rottura. Se si osserva il modello ortotropo le cose non cambiano. Per quanto riguarda invece il modello isotropo semplificato, a valori di deformazione alla quale è avvenuta la rottura nel test (al netto della corsa eseguita per la gomma) si nota che il materiale ha effettivamente un stato tensionale superiore o prossimo a quello di rottura nelle superfici esterne. Se si osserva il modello in sezione si nota che è presente una ampia zona nel quale si ha una alta tensione che supera il limite. Confrontando i modelli con le forze ottenute come reazione dalle simulazioni eseguite si ottiene il seguente grafico.

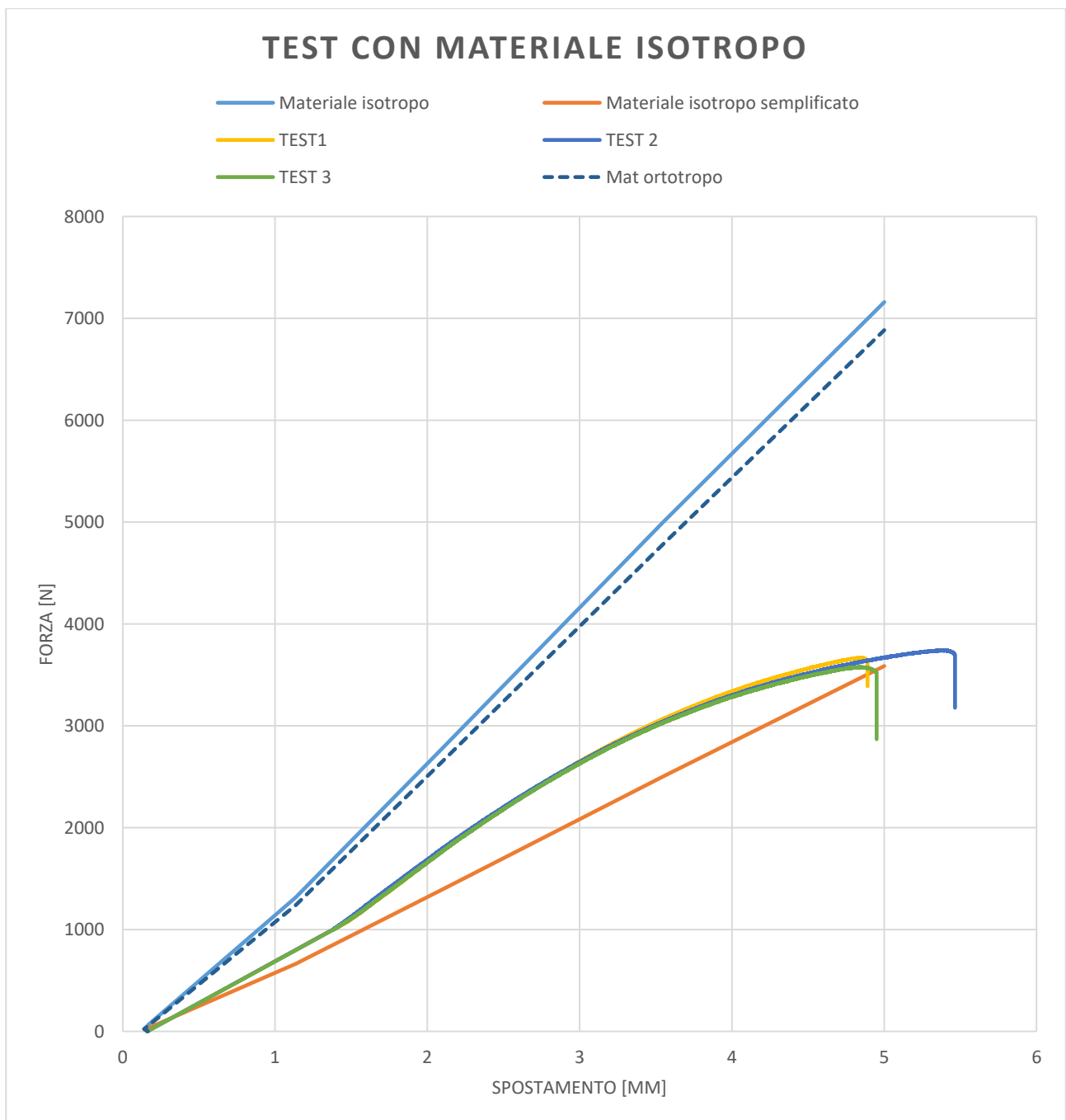


Grafico 32 - grafico di confronto tra forze dei differenti modelli

Si nota in tutti i casi, sia analitici che sperimentali che all'inizio, si ha un cambio di pendenza, di fatto questo è dovuto al fatto che il punzone entra in contatto, per le fasi iniziali con una zona spigolosa del materiale che offre minor resistenza. Una volta deformata si è entrati in contatto con tutto il sistema e si è osservato il valore della forza esercitata da tutto il componente, infatti la pendenza è aumentata perché il sistema ha reagito con tutta la rigidità.

Se si confrontano le curve si vede come il modello semplificato si avvicina maggiormente al test reale. Infatti la pendenza, anche se leggermente minore, porta il materiale ad essere simulato a favore di sicurezza. Si vede come la forza nella fase finale inoltre sia molto simile al valore di rottura evidenziato. Si ricorda che tuttavia la tensione di snervamento ideale, sotto del qual si deve stare, è un valore del 30% inferiore rispetto al carico di rottura reale di conseguenza questo si traduce in una forza minore e di conseguenza si va ad abbassare l'energia assorbibile dal sistema, sempre a vantaggio di sicurezza. Se si prendono i dati da datasheet e li si utilizzano così come sono o con una elaborazione grazie alla laminated analogy approach, si ottengono dei valori che vanno a sovrastimare almeno del 50% l'effettivo valore di forza esercitato dal materiale. Di conseguenza si andrebbe a dimensionare scorrettamente il componente andando a renderlo perciò impreciso e non sicuro. Dai test eseguiti si riporta che il modello permette di andare a lavorare con i materiali iniettati in componenti complessi, con uno spessore elevato in favore di sicurezza. Tuttavia il modello scelto non può essere la risposta a tutte le situazioni e a tutti i componenti, dato che lo spessore e il modo di iniezione del materiale influisce molto.

Il motivo per il quale il materiale è così distante dalle proprietà del datasheet riguarda molti motivi elencati precedentemente, che ne abbassano le caratteristiche. Uno di questi è l'orientazione delle fibre che è uno dei fattori fondamentali per andare a studiare questi materiali. Per verificare l'effettiva presenza di un core o di anomalie all'interno dell'iniettato si è svolta una semplice simulazione di iniezione in Moldflow che ha evidenziato l'effettiva presenza di un core all'interno del materiale, presenza che è più ampia nella zona nel quale è avvenuta la rottura.

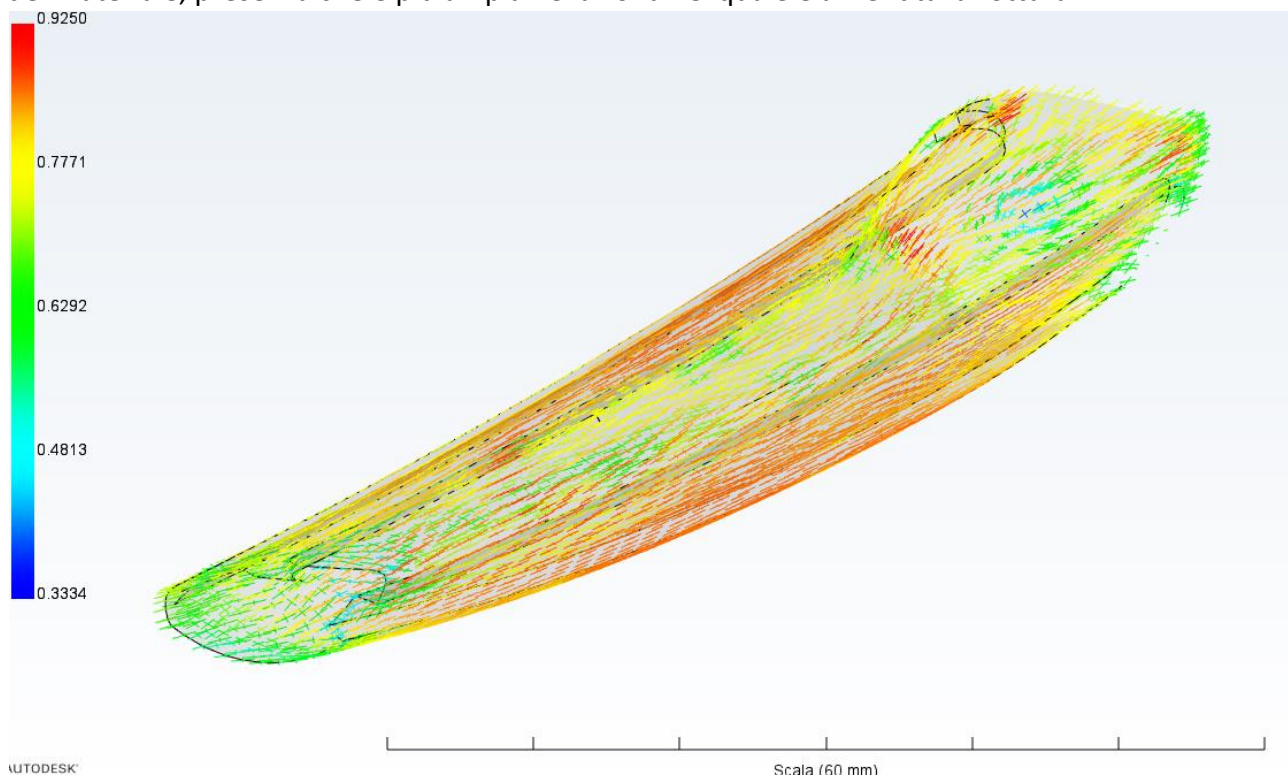


Figura 109 - tensore orientamento delle fibre all'interno del materiale iniettato

Da figura 110 si nota come sia presente un core che va a presentare delle fibre trasversali, di fatto il valore del tensore in quella zona è di 0,33 che rappresenta una trasversalità delle fibre rispetto alla direzione di iniezione, infatti 1 è allineato completamente.

Se si osserva l'area sottoposta a flessione il core è leggermente più orientato ma presente, il che si traduce ovviamente in un modulo elastico minore.

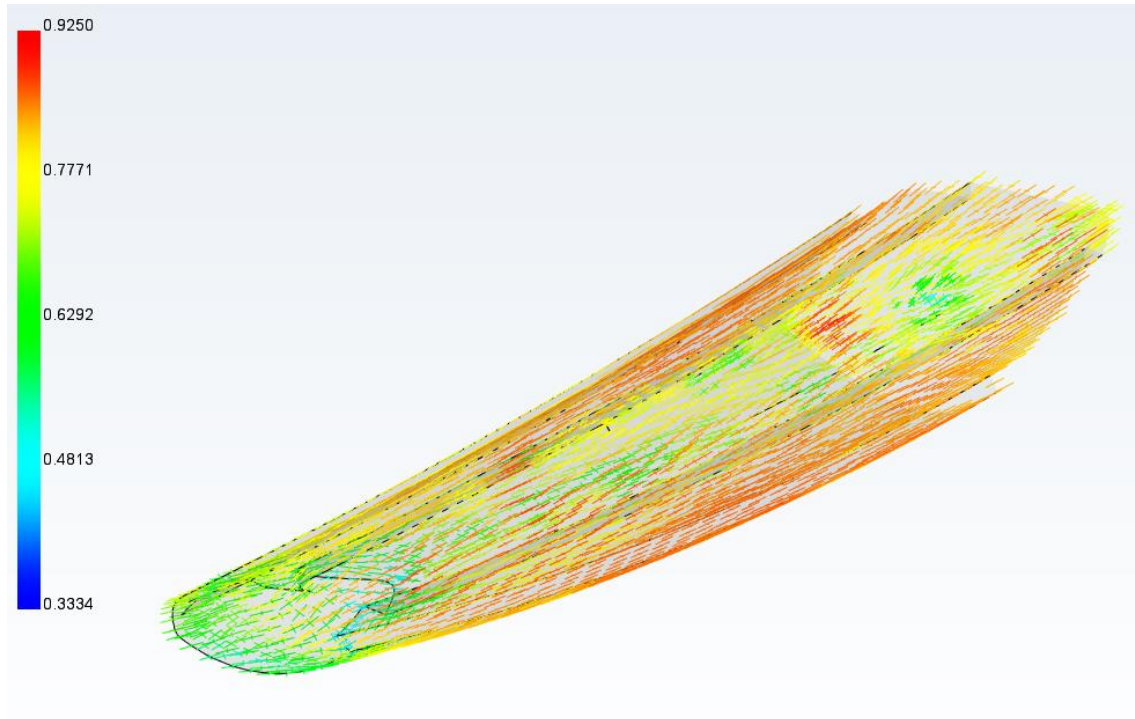


Figura 110 - allineamento del fibre nella sezione maggiormente sollecitata a flessione

In relazione a questo e in relazione a quello che si è visto precedentemente si può affermare che per eseguire analisi accurate in componenti iniettati occorre sempre andare a collegare le proprietà meccaniche con la direzione delle fibre ecc. un sistema valido per andare a simulare questo è Helius PFA.

9.7. Helius PFA: match tra risultati di Moldflow e Ansys

In questa parte della tesi si vuole andare a esporre un metodo di studio avanzato ma immediato per l'analisi dei materiali compositi a fibra corta, che offre rapidità di soluzione e precisione oltre che accuratezza, sia nel caso della definizione della rigidezza di un componente iniettato che nel caso della rottura.

Il metodo richiede l'uso di tre programmi diversi. Un sistema di analisi agli elementi finiti (per esempio Ansys o Abaqus), il programma per l'analisi di d'iniezione delle materie plastiche, Moldflow Insight, appartenente al pacchetto Moldflow Sinergy, e il programma Helius PFA per l'interfaccia tra i risultati di Moldflow ed il software di analisi agli elementi finiti. Il programma per l'interfaccia consente di rispondere, tramite la trasposizione dei risultati moldflow con quelli agli elementi finiti, ai quesiti più difficili da andare ad individuare e modellare: si è in grado di mappare il tensore di orientazione delle fibre e di conseguenza andare ad individuare i tre moduli nelle tre direzioni, elemento per elemento. Inoltre si possono andare a trasformare le deformazioni e i ritiri dopo iniezione in tensioni residue presenti all'interno del componente.

9.7.1. Mapping delle mesh e part mapping

Per utilizzare il programma occorre aver modellato precedentemente la simulazione agli elementi finiti e la simulazione di iniezione in Moldflow Insight.

Dal programma si possono importare automaticamente i due modelli per poi andare ad eseguire l'allineamento dei due componenti. Si può, di fatto, importare due componenti diversi uno dall'altro, per esempio un provino e la piastra dalla quale deriva il provino e andare a mappare le fibre.

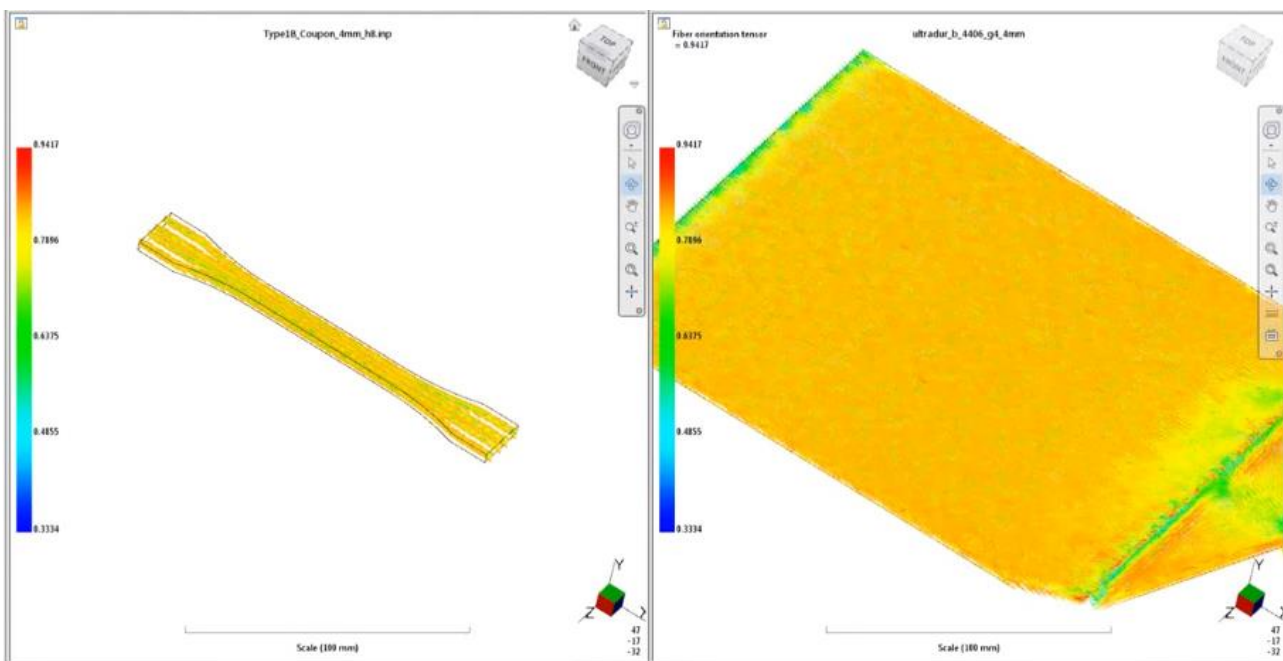


Figura 111 - mapping tra modello strutturale e simulazione in moldflow con visione delle fibre delle fibre

Il tipo di elementi supportati dal programma sono elementi che consentono analisi 3D ovvero modello solido a solido e modello di analisi midplane a shell.

9.7.2. Material model

Una volta aver importato e interfacciato le due mesh e modelli, si può andare a selezionare il comportamento del materiale tra lineare e non lineare. Ovviamente non lineare consente di avere risultati più accurati. Per eseguire l'analisi non lineare è necessario importare dati di test a trazione e compressione su un materiale iniettato e utilizzare le curve ricavate (a 0° 45° e 90° di orientazione delle fibre del provino) per andare a simulare la rottura del componente in maniera molto accurata ed avere la curva esatta del comportamento. Il modello lineare può essere usato per i polimeri non iniettati e i dati vengono direttamente presi dal file di studio di Moldflow con il quale si è eseguita la simulazione.

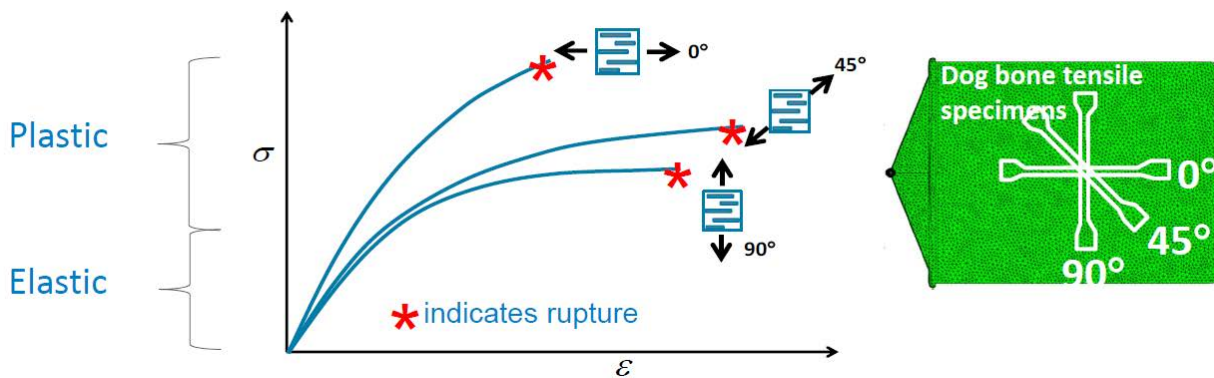


Figura 112 – curve stress strain al variare della orientazione delle fibre

Per andare ad eseguire l'analisi del sistema si utilizza una Progressive Failure Analysis che è già stata spiegata e analizzata nel paragrafo 5.8. Riassumendo si ha che le fibre e la matrice si comportano in maniera diversa tra loro e di conseguenza si hanno diversi tipi di rotture. Per andare a mettere d'accordo tutte le parti si esegue una continua iterazione tra omogeneizzazione e scomposizione dei costituenti per andare ad analizzarli separatamente, con criteri di modellizzazione e rottura diversi, evidenziandone il danno e poi omogeneizzarlo per poi eseguire un altro step di analisi. Per quanto riguarda la matrice, per modellarne il comportamento, si è utilizzato il modello di Ramberg Osgood per la plasticità.

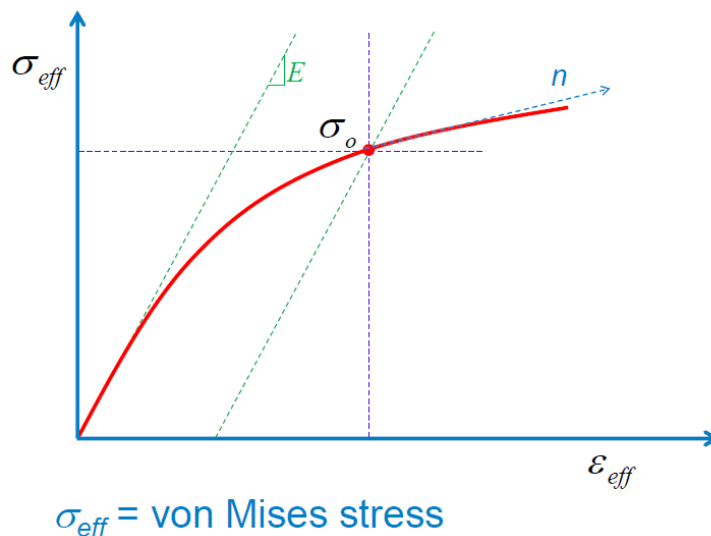


Figura 113 - modello di Ramberg Osgood – analisi matrice

Di conseguenza, la plasticità della matrice, è guidata dagli stress all'interno di essa. Per fare questo è necessario conoscere il tensore di orientazione delle fibre dato dall'analisi modflow e i carichi locali generati da un'analisi agli elementi finiti. Dall'analisi agli elementi finiti, alla quale si sono applicati i carichi globali che la struttura o il componente subisce, si ottengono le deformazioni a livello di elemento che ovviamente danno come risultato rigidità e stress. Se si suppone che ogni elemento è rappresentabile come matrice e fibre orientate al suo interno, del quale si hanno i dati relativi in termini di modulo e coefficiente di poisson, diventando di fatto una RUC, si ottengono i risultati in termini di cella che poi posso trasferire al modello globale. Questo è eseguito andando a iterare continuamente. La risposta della RUC è relativa alle proprietà singole di fibra e matrice, e come esse sono interfacciate. Ovviamente è essenziale sapere l'orientazione che è data dall'analisi di Moldflow. Perciò l'analisi lavora a livello di fibra e matrice per avere risultati il più possibile accurati.

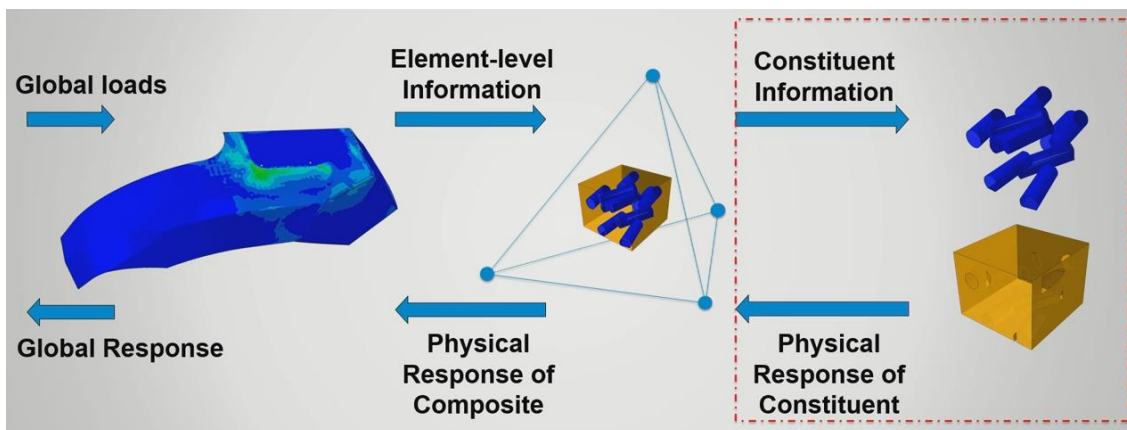


Figura 114 - processo di analisi iterativa per lo studio PFA

Di conseguenza si hanno due diversi modi di rottura per fibra e matrice. Per andare a decomporre la deformazione a livello di fibra e matrice, si utilizza il modello di divisione di Mori – Tanaka. In sintesi, partendo dalle deformazioni assunte per un composito perfettamente allineato, e utilizzando il valore medio di orientazione delle fibre per ogni elemento, si ottengono le deformazioni che interessano fibra e matrice e di conseguenza gli stress relativi. Si ha perciò una dipendenza da frazione volumetrica delle fibre, orientazione, proprietà della matrice e della fibra

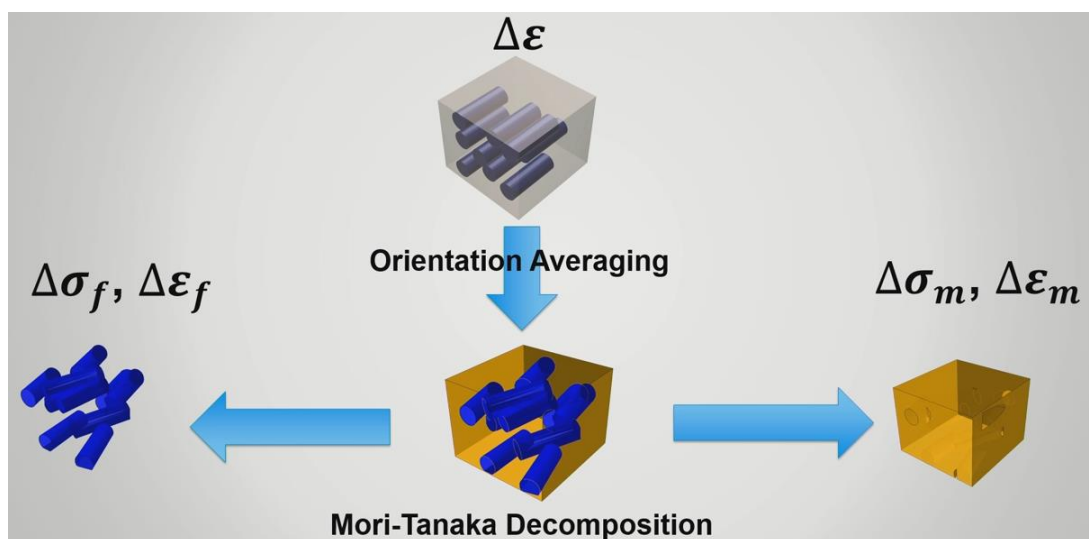


Figura 115 - processo di scomposizione delle deformazioni

Come anticipato, il modello per lo studio della matrice è il modello di Ramberg Osgood. Tuttavia il modello, per elementi con fibre all'interno, non permette una risposta accurata della matrice, significa che essa non si comporta come un materiale isotropo per la parte di deformazione plastica. Di conseguenza per andare ad avere un'accuratezza elevata si è modificato il modello originale con due parametri, alfa e beta, funzione della orientazione delle fibre, che consentono di aggiustare il comportamento elastoplastico della matrice.

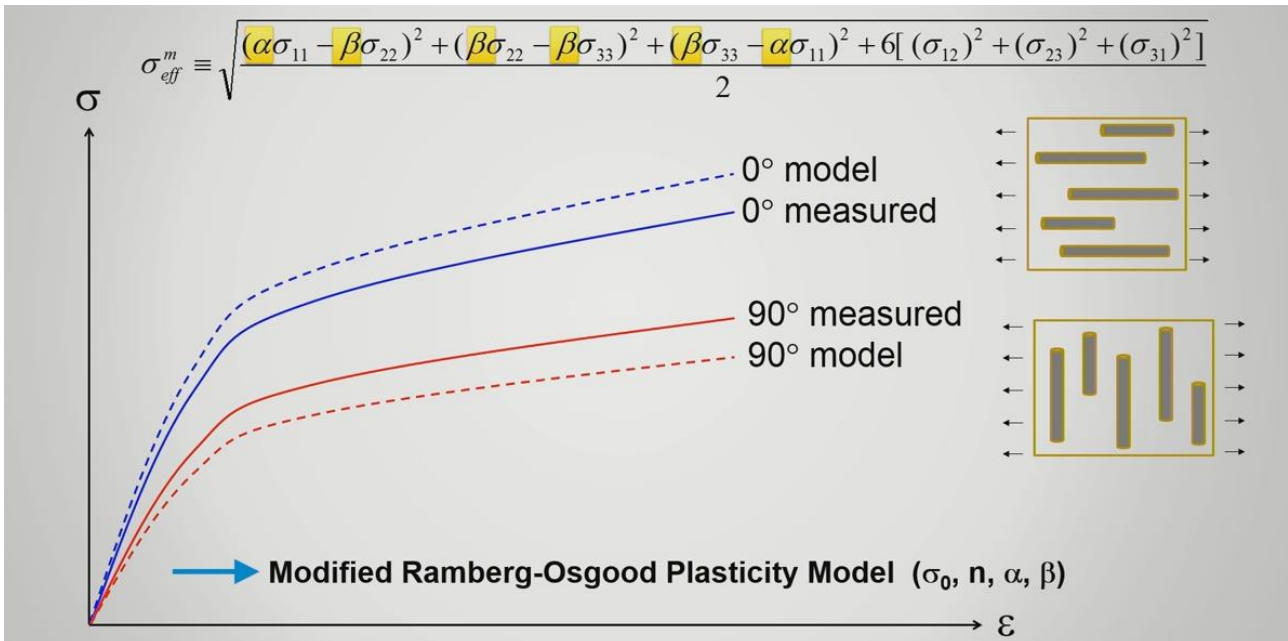


Figura 116 - modello modificato di Ramberg Osgood per matrice di materiali iniettati a fibre corte

Alfa e beta sono funzioni lineari della orientazione e di conseguenza se si considera una orientazione random essi sono uguali tra loro e il modello decade nel classico modello di Ramberg Osgood, mentre per orientazioni perfette lungo una direzione o per allineamenti molto vicini a 0° il sistema si comporta in maniera diversa per cui alfa è diverso da beta.

Ora è essenziale capire quando il materiale si rompe e si ha la rottura finale. Per fare questo, si è utilizzato un semplice criterio di maximum stress che compara la tensione efficace con la tensione di rottura ottenuta dai dati del materiale.

Una volta ottenuto il criterio si è validato utilizzando delle simulazioni e dei test su dei provini a croce sottoposti a trazione.

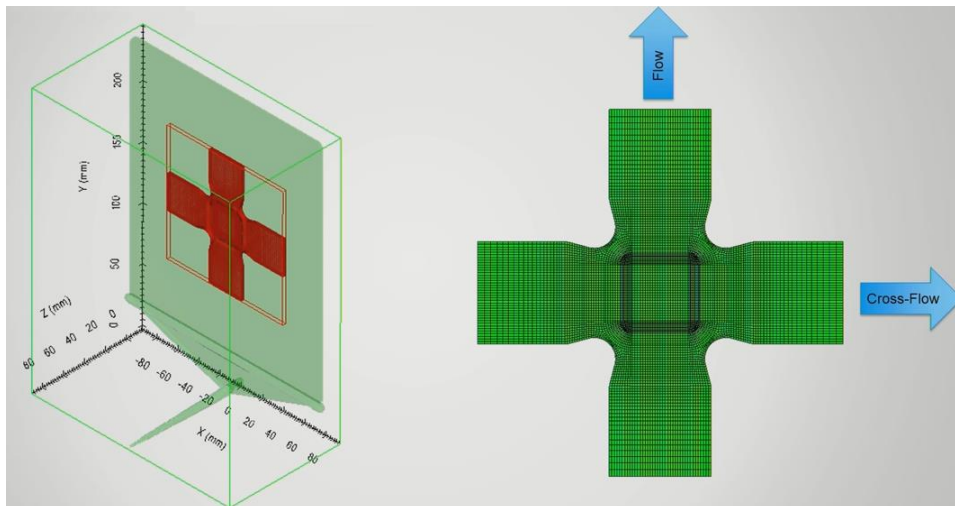


Figura 117 - provini utilizzati per la validazione del criterio

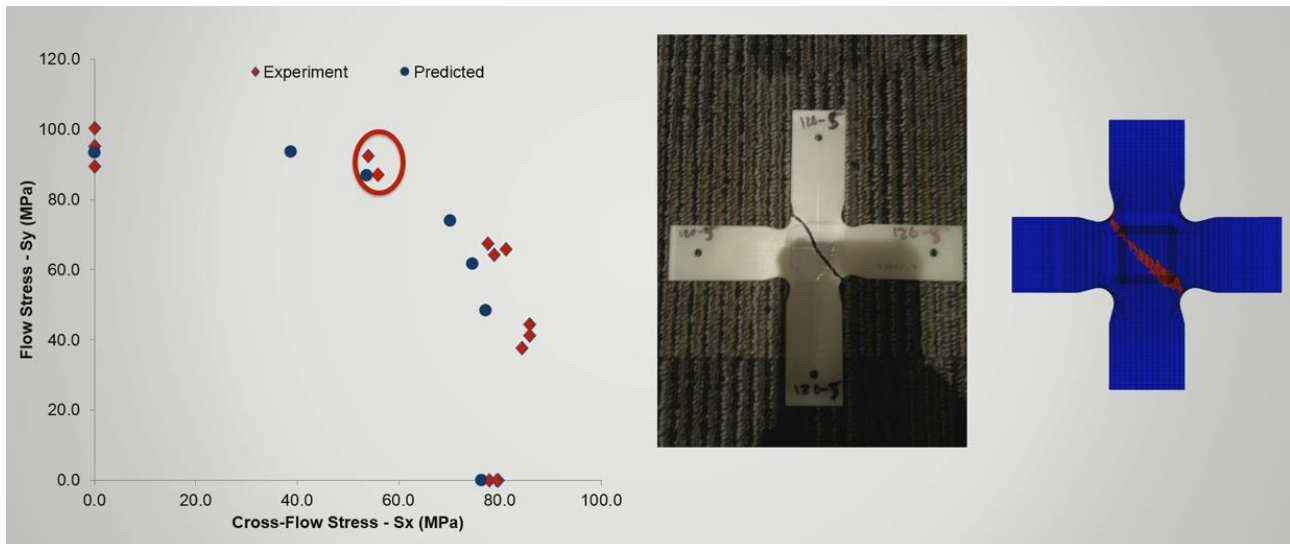


Figura 118 - risultati della validazione

Da figura 117 si vede come il programma preveda molto bene la resistenza e la linea di rottura del materiale.

9.7.3. Risoluzione

È necessario andare ad eseguire due simulazioni separate, una su Ansys, dove si imposta il modello fem, la mesh e i carichi; ed una su Moldflow Plastic Insight. La simulazione su moldflow necessita di un materiale che abbia un contenuto di fibre simile. Una volta eseguita l'analisi si esportano i risultati di Moldflow ed un file contenete la mesh di ansys. Utilizzando il modulo Advanced Material Exchange di Helius PFA si è in grado di andare ad eseguire il trasferimento ed il matching tra le mesh dei due sistemi. Così facendo si importa il tensore di orientazione delle fibre da Moldflow e lo si fa combaciare con il modello di Ansys. Scelta la tipologia di materiale che si vuole andare a simulare, dove è consigliato fortemente di andare a caricare i dati relativi a prove di compressione e trazione a diverse temperature e a diversi orientamenti, si può eseguire una sub routine di Helius che va a risolvere il file di Ansys con l'APDL Launcher impostando il materiale da Helius, ottenendo così il risultato finale. Questa descrizione ,molto pratica, nell'utilizzo del programma consente di riassumere il procedimento generale. Tuttavia il metodo, per considerarsi valido, andrebbe testato con diversi tipi di geometrie e a diversi livelli di complessità della simulazione per permettere di evidenziare criticità nella durata o inadeguatezze nel comportamento previsto. Si deve infatti ricordare che quando si testa un provino il dato ottenuto è tanto più rappresentativo di un valore medio tra i moduli E1 ed E2 tanto più si alza lo spessore, di conseguenza partire da dati "sporchi" comprometterebbe il risultato finale.

10. Conclusioni

Riassumendo il capitolo 1, lo scopo del lavoro di tesi svolto è stato quello di andare ad eseguire ed analizzare un processo di pre-ottimizzazione di componenti prodotti tramite polimeri termoplastici caricati fibra di vetro ed iniettati. Si è voluto studiare in dettaglio dei componenti utilizzati per la realizzazione di un prototipo concettuale di una testa video che deve essere realizzata in materiale polimerico iniettato. Dapprima si è scandagliata la letteratura in cerca dei parametri critici nello studio dei materiali plastici caricati, ovvero tutti quei fattori che ne influenzano le proprietà meccaniche. Si è trovato che la microstruttura ha un'influenza molto importante nel comportamento meccanico. Essa infatti è caratterizzata da l'orientamento delle fibre, nella direzione di iniezione o meno, dalla lunghezza di queste e dalla percentuale inserita all'interno del pellet. Un fattore fondamentale che determina una serie di configurazioni di lunghezze, distribuzioni ed orientazioni delle fibre è la geometrie del componente e in particolare lo spessore. La cosa che salta di più all'occhio è la variazione da un comportamento fortemente anisotropo, con resistenze e moduli molto diversi a spessori bassi, ad un comportamento più isotropo a spessori maggiori. Altri parametri esterni sono la temperatura, l'umidità e il tipo di sollecitazione, ovvero che si parli di compressione, trazione o flessione.

Dalla letteratura sono emersi dei modelli di calcolo delle proprietà meccaniche a partire da modelli come la Rule of Mixture ad Halpin Tsai sino alla teoria dell'elasticità ortotropa. I modelli sono stati parametrizzati e si sono utilizzati i dati in letteratura per verificarne l'effettiva efficacia. Generalmente si è visto che i modelli tendono ad essere troppo semplicistici, andando a sovrastimare le proprietà a svantaggio di sicurezza, per esempio stimando valori di carichi di rottura o moduli elastici troppo elevati. Di conseguenza possono solo dare un'idea di come il materiale si può comportare dal punto di vista meccanico. Prima di procedere con la parametrizzazione si è analizzata la parte di come si evolve e che tipo di danneggiamento avviene all'interno dei polimeri caricati e si è analizzato un modello ibrido presente in letteratura che ne consente l'effettiva previsione delle proprietà meccaniche. Infine si è proposto un modello di studio del materiale allo scopo di eseguire analisi ad elementi finiti senza introdurre delle criticità di calcolo, ma che allo stesso tempo riesca a dare dei risultati immediati e a favore di sicurezza. Delle analisi preliminari all'ottimizzazione si sono eseguite per verificarne l'effettivo uso.

Per quanto riguarda il capitolo 2 si sono analizzate le specifiche tecniche richieste dal marketing e le disponibilità di materiale che i produttori hanno. Detto questo si è iniziato il processo di pre-ottimizzazione. Le simulazioni si sono svolte d'apprima per confermare una geometria, avendo il materiale invariato e poi scegliere il materiale avendo la geometria invariata. Per la flangia relativa al gruppo tilt si sono abbassate le tensioni e si è ridotto il peso mantenendo valori di spostamento massimo uguali o inferiori alla deformazione del componente iniziale. Nel caso del disco porta molla e della flangia del Tilt si sono proposte delle geometrie volte a voler fare una riprogettazione oltre che a ottimizzare i componenti in se. Il disco è stato migliorato andando ad abbassare e uniformare gli spessori volti a favorire lo stampaggio. La flangia è stata migliorata dal punto di vista dello stampaggio ad iniezione riducendo i costi di un possibile stampo. La rigidità è calata, ma pur sempre entro specifica e il peso è stato ridotto. Infine per quanto riguarda il porta piastra si è alleggerito e lo si è sottoposto a dei test volti ad assicurarne il corretto funzionamento e la resistenza

desiderata. La configurazione finale di testa video, con le nuove geometrie, è stata analizzata nell'ultima parte del capitolo.

Nel capitolo 3 si sono verificate alcune simulazioni fem con prove sperimentali. Lo scopo era verificare di aver approssimato correttamente la realtà tramite le simulazioni e di aver utilizzato un modello di materiale volto ad essere a vantaggio di sicurezza senza sovradimensionare il componente. Inoltre alcuni test sono serviti anche a verificare le feature della testa come il contro bilanciamento e la rigidità. I test sono stati eseguiti con un prototipo creato con diverso materiale. Durante i test di contro bilanciamento si è visto che la simulazione riesce a prevedere i risultati entro un 20 % di errore per il fatto di giochi e cedevolezze locali del sistema reale. Nel caso del test di flessione della testa la previsione è stata accurata e la simulazione è in grado di prevedere molto bene il comportamento reale. Nel caso del test sulla flangia si sono individuate le criticità del materiale utilizzato per eseguire il prototipo, evidenziando una anisotropia presente che influenza i risultati. Infine il test su un componente eseguito tramite stampaggio ad iniezione con nylon caricato fibre di vetro si è testato e validato il modello utilizzato per eseguire le simulazioni. Si è poi aggiunta una considerazione relativa ai nuovi metodi di studio e analisi dei materiali compositi a fibra corta.

10.1. Considerazioni

La tesi svolta ha portato più chiarezza per l'azienda nello studio e nelle caratteristiche dei materiali compositi a fibra corta. Il modello utilizzato consente, in prima analisi, di eseguire simulazioni veloci senza aggiungere ulteriori criticità nella convergenza di una simulazione. Considerando che la maggior parte delle geometrie progettate ha spessori maggiori di 3 mm, l'anisotropia è molto ridotta e di conseguenza è ragionevole utilizzare il modello isotropo per andare a dimensionare e simulare, in prima analisi, le geometrie. È comunque necessario ricordare che il danneggiamento e la propagazione di cricche non è stato implementato di conseguenza è necessario porre sempre un occhio di riguardo sui risultati delle simulazioni. Ulteriore chiarezza è stata fatta sul materiale utilizzato per eseguire i prototipi: il materiale è un sinterizzato con nylon a fibre corte ma che, in un processo di ottimizzazione ha necessariamente il suo utilizzo e, di conseguenza, è necessario conoscerne bene le caratteristiche per non eseguire errori di valutazione durante il prototipo. Il processo di ottimizzazione utilizzato è stato una sorta di "test" applicato alla geometria del prototipo di una nuova testa video, che ha portato come risultati concreti il fatto di poter individuare problemi strutturali che andrebbero a inficiare il corretto funzionamento del prodotto, non solo nel breve periodo ma soprattutto nel lungo periodo. Si sono potuti eseguire dei test "virtualmente" andando a testare le performance dei dispositivi come il CBS e la rigidità della testa video, senza eseguire test veri e propri che in questi casi potrebbero essere dispendiosi in termini di tempo. Inoltre si sono potute ottenere delle risposte alle domande in merito a cosa succederebbe se si volesse cambiare materiale di un prodotto, sia in ambito di deformazioni e performance globali (peso e rigidità) e di livelli tensionali. D'altro canto una campagna di test più accurati sullo studio del materiale a temperature e condizioni ambientali diverse sarebbe opportuno per aumentarne la precisione. Sarebbe ottimale avere un database di proprietà a trazione di materiali plastici caricati testati a diverse orientazioni, a diversi spessori e a diverse temperature. Infatti il range di $-30+60^{\circ}$ di utilizzo non è attualmente analizzato in dettaglio. Un altro ambito di ricerca e studio futuri riguardano il comportamento a caldo (creep – rilassamento) di questi materiali che ad oggi, anche allo stato dell'arte, è carente. Un ulteriore miglioramento consiste nell'andare ad analizzare i vari materiali tramite software di analisi del processo di iniezione, per esempio il software Moldflow, e accoppiarlo

con Helius PFA consentendo un grado di dettaglio sull'analisi strutturale molto elevato. Questo consentirebbe di affrontare progetti complessi come andare ad eseguire teste video "low cost" ma comunque preformanti, per una fascia di utenti entry level, tutte formate in plastica, andando così ad alleggerirle.

Riferimenti

- [1] B. L. E. M. d. C.-Y. Y. X. H. S.-Y. Fua, Tensile properties of short-glass-fiber- and short-carbon-fiber-reinforced polypropylene composites, 2000.
- [2] b. M. G. a. L. G. a. J. C. a. D. Teixeira a, «Influence of flow restriction on the microstructure and mechanical properties of long glass fiber-reinforced polyamide 6.6 composites for automotive applications,» 2013.
- [3] A. F. Seyyedvahid Mortazavian, «Effects of fiber orientation and anisotropy on tensile strength and elastic modulus of short fiber reinforced polymer composites,» 2015.
- [4] N. S. a. *. G. R. H. Rolland a, «Damage mechanisms in short glass fibre reinforced thermoplastic during in situ microtomography tensile tests,» 2015.
- [5] E. M. M. Q. M. De Monte, «Influence of temperature and thickness on the off-axis behaviour of short glass fibre reinforced polyamide 6.6 – Quasi-static loading,» 2010.
- [6] C. G. G. a. C.-F. HUANG, «The Process of Cavity Filling Including the Fountain Flow in Injection Molding,» 1986.
- [7] A. C. M. a. W. K. a. K.-t. L. Rohan Muni Bajracharya a, «Experimental and theoretical studies on the properties of injection moulded glass fibre reinforced mixed plastics composites,» 2016.
- [8] J. Thomason, «The influence of fibre length, diameter and concentration on the strength and strain to failure of glass-fibre reinforced Polyamide 6,6,» 2008.
- [9] Y. M. ., M. M. ., I. R. A. Launay, «Modelling the influence of temperature and relative humidity on the time-dependent mechanical behaviour of a short glass fibre reinforced polyamide,» 2013.
- [10] L. X. C. Z. M. D. M. Sung kyu Ha, «Progressive failure prediction of short fiber reinforced composites using a multi-scale approach,» 2018 .
- [11] b. M. D. M. b. C.-J. H. b. M. Q. Enrico Belmonte a, «Damage mechanisms in a short glass fiber reinforced polyamide under fatigue loading,» 2016.
- [12] b. *. M. D. M. b. T. R. b. M. Q. a. Enrico Belmonte a, «Local microstructure and stress distributions at the crack initiation site in a short fiber reinforced polyamide under fatigue loading,» 2016.
- [13] b. *. M. D. M. b. C.-J. H. b. Enrico Belmonte a, «Damage initiation and evolution in short fiber reinforced polyamide under fatigue loading: Influence of fiber volume fraction,» 2016.
- [14] M. Quaresimin, «Numerical simulation of SMC Component Moulding,» 2000.
- [15] S. S. N. S. M. S. R. P. Satheesh Kumar, «STRUCTURAL ANALYSIS OF FIBER- FILLED PLASTICS WITH MOULDING PROCESS INDUCED ANISOTROPY,» 2010.