



# UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI PADOVA

Dipartimento di Tecnica e Gestione dei Sistemi Industriali  
Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria dell' Innovazione del  
Prodotto

## SVILUPPO DI UNA PROCEDURA PER L' ANALISI DELL' ANISOTROPIA NELLE PROPRIETÀ MECCANICHE E NEL RITIRO DI PLASTICHE RINFORZATE

Relatore: Giovanni Lucchetta

Laureando: Enrico Bovo

Matricola: 1180334

Anno accademico 2018 – 2019



# Sommario

Sirmax s.p.a è un' azienda internazionale leader nel compounding di materiali polimerici, secondo produttore indipendente d' Europa di polipropilene. Il gruppo è fornitore di svariati mercati, offrendo una vasta gamma di soluzioni customizzate di compounds per ciascun cliente. Per quegli impieghi ove sono richieste elevate proprietà meccaniche le plastiche rinforzate rivestono un ruolo importante; ISOGLASS, nome commerciale del polipropilene caricato con fibre di vetro, ad esempio, è frequentemente utilizzato nel settore automotive, degli elettrodomestici, del mobilio ed altri grazie all' elevata rigidità e resistenza, che lo rendono adatto ad applicazioni strutturali.

La caratterizzazione dal punto di vista meccanico e di ritiro di tali materiali, tuttavia, richiede particolari accorgimenti, in quanto la presenza all' interno della matrice polimerica di fibre di rinforzo induce anisotropia, ossia differenze di proprietà al variare della direzione considerata. Questa tesi ha quindi lo scopo di mettere a punto una procedura utile per determinare in modo adeguato le proprietà a trazione di tali materiali nonché di ritiro, fondamentali per prevedere le deformazioni post stampaggio dei componenti finali.

La prima parte della tesi si concentrerà sulla progettazione della cavità di uno stampo per ottenere, mediante stampaggio a iniezione, delle placchette "ad hoc" per i materiali in questione, da cui ricavare i tipici provini ad "osso di cane" per lo svolgimento delle prove di trazione. In secondo luogo, si valuterà quale tecnologia di taglio sia la più adatta ad estrarre i provini dalle suddette placchette; il confronto avverrà tra water jet, tecnica di taglio attualmente impiegata da un fornitore esterno cui l' azienda si appoggia per ottenere i provini, e fresatura tradizionale. Infine, si dovrà pensare alla realizzazione di uno stampo per produrre delle speciali placchette adatte alle misurazioni sperimentali necessarie per caratterizzare il materiale per quanto riguarda il ritiro.



# Indice dei contenuti

Sommario.....	i
Indice delle figure.....	v
Indice delle tabelle .....	ix
Introduzione .....	1
1. Richiami teorici SFRPs .....	3
1.1 Generalità sui materiali compositi polimerici .....	4
1.2 Rinforzo nei FRPs: il concetto di trasferimento del carico.....	7
1.3 Fattori d' influenza delle proprietà meccaniche nei SFRPs.....	8
1.3.1 Distribuzione della lunghezza delle fibre "FLD" .....	9
1.3.2 Distribuzione di orientazione delle fibre "FOD" .....	11
1.4 Proprietà meccaniche dei SFRPs .....	12
1.4.1 Resistenza dei SFRPs .....	13
1.4.1.1 Fibre perfettamente allineate .....	13
1.4.1.2 Fibre parzialmente allineate .....	14
1.4.2 Rigidezza dei SFRPs .....	18
1.4.2.1 Fibre perfettamente allineate .....	18
1.4.2.2 Fibre parzialmente allineate .....	20
1.5 Modelli previsionali dell' orientazione della fibra nei compositi ottenuti per stampaggio a iniezione .....	23
1.5.1 Equazione di Jeffery .....	23
1.5.2 Equazione di Folgar – Tucker.....	25
1.5.2.1 Coefficiente di interazione tra le fibre $C_i$ .....	26
1.5.3 Tensore di orientazione della fibra .....	26
1.5.3 Modello RSC (reduced strain closure model).....	27
2. Progettazione dello stampo per placca per provini .....	29
2.1 Considerazioni preliminari .....	30
2.1.1 Vincoli dimensionali.....	30

2.1.2	Layout dello stampo.....	34
2.1.3	Strumentazione: Negri Bossi EOS 65.....	35
2.2	Progettazione della cavità.....	37
2.2.1	Materiale impiegato e set up dell'analisi di riempimento .....	37
2.2.2	Analisi di riempimento: placca di spessore 3 mm.....	38
2.2.2.1	Costruzione del modello e generazione della mesh .....	38
2.2.2.2	Geometria di partenza.....	41
2.2.2.3	Fan gate .....	43
2.2.2.4	Ventaglio di uscita .....	46
2.2.2.5	Runner .....	47
2.2.2.6	Canale di uscita .....	49
2.2.3	Analisi di riempimento: placca di spessore 2 mm.....	55
3.	Comparazione tra diverse tecnologie di taglio per la caratterizzazione meccanica di SFRPs .....	59
3.1	Pianificazione degli esperimenti.....	60
3.2	Preparazione dei campioni.....	62
3.3	Misure di rugosità superficiale .....	63
3.4	Prove di trazione.....	65
3.5	Analisi dei risultati .....	66
3.5.1	ANOVA e ottimizzazione dei parametri di processo .....	69
3.6	Considerazioni conclusive .....	75
4.	Progettazione dello stampo per placchette per prove di ritiro .....	77
4.1	Geometria dei provini e layout dello stampo.....	78
4.2	Procedura di caratterizzazione del materiale dal punto di vista del ritiro.....	79
	Conclusioni.....	81
	Bibliografia.....	83

# Indice delle figure

Figura 1-1 Rappresentazione schematica di alcuni materiali compositi .....	4
Figura 1-2 Classificazione dei materiali compositi in base alla tipologia del rinforzo [3] .	5
Figura 1-3 Possibile impiego di FRP nel settore automotive: collettore di aspirazione realizzato in PP caricato con fibre di vetro .....	5
Figura 1-4 Andamento della tensione lungo la fibra per i casi $l < l_c$ , $l = l_c$ ed $l > l_c$ .....	8
Figura 1-5 Definizione degli angoli di orientazione .....	11
Figura 1-6 FOD per diverse combinazioni di $p$ , $q$ : (a) $p = q = 1$ ; (b) $p = 1$ , .....	12
Figura 1-7 Rappresentazione schematica di una fibra lungo il piano di frattura: (a) allineata con F, (b) inclinata rispetto ad F .....	15
Figura 1-8 Effetto di $l_{mod}$ ed $l_c$ sul coefficiente di efficienza per il caso di compositi non – unidirezionali ( $\mu=0.1$ , $A=0.4$ , $l_c=0.2$ mm, $l_{mean}=0.4$ mm, $l_{min}=0$ mm, $l_{max}=\infty$ , $p=0.5$ , $q=10$ , $\vartheta_{mean}=0.179$ rad.....	17
Figura 1-9 Effetto di $L_{mean}$ sul coefficiente di efficienza per il caso di compositi non – unidirezionali ( $\mu=0.1$ , $A=0.4$ , $l_c=0.2$ mm, $l_{mod}=0.2$ mm, $l_{min}=0$ mm, $l_{max}=\infty$ , $p=0.5$ , $q=10$ , $\vartheta_{mean}=0.179$ rad.....	17
Figura 1-10 Ipotesi del LAA: il composito con una FOD spaziale (a) viene ricondotto al caso di FOD planare (b); esso è scomposto poi in una serie di laminati aventi ciascuno lunghezza di fibra $l$ (c) a formati da una serie di lamine con fibre di lunghezza $l$ e orientazione $\vartheta$ .....	20
Figura 1-11 Confronto tra dati sperimentali e valori attesi dal LAA del modulo elastico di un polipropilene caricato con fibre di vetro al variare della frazione volumetrica di rinforzo, per diversi valori della lunghezza delle fibre .....	22
Figura 1-12 Classificazione delle sospensioni [17 a].....	23
Figura 1-13 FOD al variare del coefficiente di interazione $C_i$ in condizioni di moto laminare .....	26
Figura 2-1 Dimensioni piastra portastampo Negri Bossi EOS .....	30
Figura 2-2 Provino per prove di trazione secondo la norma ISO 527-2 .....	31
Figura 2-3 Rappresentazione schematica di una placchetta utilizzata per prove di ritiro di materiali polimerici .....	31
Figura 2-4 Schema della disposizione delle figure nello stampo: a sinistra la placca per prove di trazione, a destra quella per prove di ritiro .....	31

Figura 2-5 Decentraggio dello stampo .....	32
Figura 2-6 Anello di centraggio .....	33
Figura 2-7 Caratteristiche tecniche pressa Negri Bossi EOS 65 .....	36
Figura 2-8 Dimensioni della carota di iniezione.....	38
Figura 2-9 Mesh 3D della geometria di partenza per varie dimensioni degli elementi. Da sinistra: 3.5, 2.5 e 2 mm. ....	39
Figura 2-10 Analisi di convergenza: risultati di average fiber orientation a confronto per diverse dimensioni degli elementi della mesh (da sinistra a destra: 3, 2.5 e 2 mm).....	40
Figura 2-11 Analisi di convergenza: risultati di orientazione media ( $T_{yy}$ ) a confronto per diverse dimensioni degli elementi della mesh (da sinistra a destra: 3, 2.5 e 2 mm). Vengono riportati solo i valori di $T_{yy} > T_{min}$ . ....	41
Figura 2-12 Risultati di orientazione media ( $T_{yy}$ ) per il modello di partenza. ....	42
Figura 2-13 Andamento di $T_{yy}$ lungo lo spessore in diversi punti della placca. ....	42
Figura 2-14 Risultati di orientazione media ( $T_{zz}$ ): si deduce una distribuzione di orientazione planare delle fibre.....	43
Figura 2-15 Geometria e dimensioni del gate .....	43
Figura 2-16 Orientazione media ( $T_{yy}$ ) a confronto per diverse larghezze del gate .....	44
Figura 2-17 Orientazione delle fibre ( $T_{yy}$ ) a confronto per diverse larghezze del gate: a sinistra $w_2=30$ mm, a destra $w_2=130$ mm (vista in sezione sul piano YZ). ....	45
Figura 2-18 Orientazione media ( $T_{yy}$ ) a confronto per diverse lunghezze del gate .....	46
Figura 2-19 Risultati di orientazione media a confronto ( $T_{yy}$ ) tra la geometria con e senza tratto convergente d' uscita .....	47
Figura 2-20 Geometria “a U” del runner e relative dimensioni.....	48
Figura 2-21 Risultati di orientazione media a confronto ( $T_{yy}$ ) per diverse geometrie di runner. ( $T_{yy} > T_{min}$ ) .....	48
Figura 2-22 Risultati di orientazione media ( $T_{yy}$ ) a confronto per diverse lunghezze del canale di uscita.....	49
Figura 2-23 Andamento nel tempo della forza di chiusura richiesta durante il riempimento della cavità.....	50
Figura 2-24 Picco di pressione in cavità durante il riempimento del canale d' uscita .....	50
Figura 2-25 Perdite di carico al variare del diametro idraulico in una condotta .....	51
Figura 2-26 Curve pVt per il materiale ISOGLASS H 30 CGF S HS BK1 .....	52
Figura 2-27 Geometria finale della placca per prove di trazione .....	53



Figura 2-28 Andamento della forza di chiusura richiesta durante il riempimento della cavità al variare dello switch over.....	54
Figura 2-29 Risultati di orientazione media ( $T_{yy}$ ) a confronto per la placca senza e con il canale di uscita. ....	55
Figura 2-30 Rappresentazione schematica del tassello intercambiabile, che consente di stampare placche di spessore diverso.....	55
Figura 2-31 Andamento della forza di chiusura richiesta durante il riempimento della cavità al variare della temperatura del fuso e dello stampo.....	57
Figura 3-1 Piano fattoriale completo per due fattori e due livelli.....	61
Figura 3-2 Materiale fuso in corrispondenza della superficie lavorata per bassi valori di $f_z$ .....	61
Figura 3-3 Provino per prove di trazione ottenuto mediante taglio ad acqua.....	62
Figura 3-4 Fresatura di un provino per prova di trazione mediante macchina a controllo numerico CHARLY4U.....	62
Figura 3-5 Acquisizione del profilo superficiale del campione mediante microscopio ottico confocale .....	63
Figura 3-6 Influenza di $R_a$ sulla resistenza trazione di provini ottenuti mediante fresatura e taglio ad acqua.....	67
Figura 3-7 Influenza di $R_a$ sul modulo elastico di provini ottenuti mediante fresatura e taglio ad acqua. Le etichette associate a ciascun dato medio riportano le condizioni di processo utilizzate per ottenere il relativo gruppo di provini (es. 12000 / 2: $n = 12000$ rpm, $v_f = 2$ mm/s).....	67
Figura 3-8 Influenza di $R_a$ sulla deformazione a rottura di provini ottenuti mediante fresatura e taglio ad acqua .....	68
Figura 3-9 Influenza di $R_a$ sulla deformazione a rottura di provini ottenuti mediante fresatura e taglio ad acqua (Codolini et al [22]).....	68
Figura 3-10 Livello di significatività $\alpha$ . Le aree evidenziate rappresentano la cosiddetta "regione critica", all' interno della quale deve cadere la media del secondo gruppo considerato per poter rifiutare l' ipotesi nulla. Nel caso riportato in figura $\alpha = 0.05$ (ciascuna area vale 0.025), pertanto la probabilità di affermare che esista una differenza significativa tra le medie dei gruppi, quando l' ipotesi nulla è vera, è del 5%. Il livello di confidenza è perciò del 95%.....	70
Figura 3-11 Diagramma di Pareto degli effetti standardizzati. Output: $\epsilon_{UTS}$ , livello di confidenza 95% .....	70

Figura 3-12 Diagramma di Pareto degli effetti standardizzati. Output: E, livello di confidenza 95% .....	70
Figura 3-13 Diagramma di Pareto degli effetti standardizzati. Output: UTS, livello di confidenza 95% .....	71
Figura 3-14 Grafico dell' interazione degli effetti. Output: UTS, fattori: n, vf.....	71
Figura 3-15 Grafico degli effetti principali. Output: UTS, fattori: n, vf.....	71
Figura 3-16 Andamento di UTS al variare della velocità di taglio.....	74
Figura 4-1 Plachetta per prove di ritiro .....	78
Figura 4-2 Modello 3D della piastra fissa dello stampo .....	79

# Indice delle tabelle

Tabella 2-1 Vincoli dimensionali layout stampo .....	33
Tabella 2-2 Parametri di processo consigliati ISOGLASS H30 CGF S HS BK .....	37
Tabella 2-3 Dimensione e relativo numero degli elementi della mesh 3D .....	41
Tabella 2-4 Volume specifico del polimero a temperatura ambiente e temperatura di processo. Materiale ISOGLASS H 30 CGF S HS BK1 .....	53
Tabella 2-5 Melt Flow Rate (MFR) misurati per alcuni PPGF prodotti da SIRMAX e relativi parametri di prova .....	57
Tabella 3-1 Parametri di fresatura: piano fattoriale completo .....	61
Tabella 3-2 Valori di cut off $\lambda_c$ raccomandati dalla norma ISO al variare di Ra .....	64
Tabella 3-3 Procedura di misurazione di Ra (l' esempio riportato è relativo al primo provino ottenuto mediante water jet).....	64
Tabella 3-4 Misure di rugosità della superficie laterale dei provini ottenuti mediante fresatura e taglio ad acqua: le parentesi "<>" indicano il valor medio mentre "σ" la deviazione standard. ....	65
Tabella 3-5 Risultati delle prove di trazione di provini ottenuti mediante fresatura e taglio ad acqua. ....	66
Tabella 3-6 Ottimizzazione dei parametri di fresatura: risultati delle prove di trazione su provini ottenuti mediante diverse velocità di taglio a parità d velocità di avanzamento. .	72
Tabella 3-7 Comparazione multipla tra i valori medi di UTS dei singoli gruppi; un valore di p value < $\alpha$ indica che le medie dei gruppi a confronto differiscono significativamente .....	73
Tabella 3-8 Proprietà meccaniche di provini tagliati ad acqua e mediante fresatura (parametri di processo "ottimali").....	74



# Introduzione

Nella prima parte di questo lavoro ci si occuperà della progettazione della cavità di uno stampo per ottenere, tramite stampaggio a iniezione di materie plastiche, placche da cui ricavare provini per eseguire prove meccaniche. In particolar modo, tale attività verrà svolta nell'ottica di dover caratterizzare polimeri termoplastici caricati con fibre corte, le cui proprietà meccaniche dipendono dalla distribuzione di orientazione del rinforzo "FOD" (*fiber orientation distribution*) all'interno della matrice. E' noto che la FOD è influenzata dal processo stesso di stampaggio, sia in termini di parametri di processo, sia di geometria dello stampo: questa tesi ha lo scopo di studiare come varia la distribuzione dell'orientazione della fibra nella placca al variare della geometria della cavità e del sistema di alimentazione e di individuare la configurazione che consenta di massimizzare sia l'orientazione del rinforzo nella direzione di iniezione, sia l'omogeneità della distribuzione di orientazione. Come verrà chiarito nel Capitolo 1, ciò consentirà a sua volta di massimizzare le proprietà di rigidità e resistenza del composito misurabili con le prove di trazione. E' inoltre richiesto di progettare uno stampo con il quale sia possibile produrre placchette di spessore diverso, in quanto il livello di orientazione della fibra dipende, tra gli altri fattori, anche dallo spessore della cavità. Se tutte le fibre fossero perfettamente allineate nella direzione di riempimento sarebbe possibile, una volta estratti i provini da giaciture diverse, ricavare le proprietà esatte del materiale per ciascuna di esse, ad esempio in direzione longitudinale (fibre disposte a  $0^\circ$  rispetto alla direzione di applicazione del carico) o trasversale (fibre disposte a  $90^\circ$ ). L'obiettivo sarà allora quello di avvicinarsi il più possibile a tal condizione "ideale" (compatibilmente con le limitazioni imposte dalle caratteristiche tecniche della pressa di cui dispone l'azienda) in modo da dotare SIRMAL s.p.a dei mezzi adeguati per svolgere le prove meccaniche su questo tipo di materiali.

Il beneficio che l'azienda trarrà dalla costruzione del suddetto stampo consiste quindi nella capacità di caratterizzare le proprie plastiche rinforzate in modo più accurato rispetto alla situazione attuale, in cui le placchette vengono stampate con una geometria non ottimizzata per i materiali caricati fibra.

Per quanto riguarda il metodo impiegato, verranno effettuate una serie di analisi del riempimento della cavità mediante il software di simulazione numerica Moldflow Insight,

variando di volta in volta un dettaglio costruttivo della cavità stessa; grazie a Moldflow si potrà valutare il miglioramento/peggioramento relativo di una soluzione rispetto alle precedenti, fino ad ottenere una geometria “ottimizzata” nei confronti dell’ orientazione della fibra.

Come già anticipato, i materiali compositi polimerici caricati con fibre sono anisotropi, cioè le loro proprietà (meccaniche, termiche, etc) dipendono dalla direzione considerata. Per caratterizzarli dal punto di vista meccanico quindi, a partire da placchette stampate mediante IM, si estraggono dei provini orientati secondo varie giaciture, in genere a 0, 45 e 90° rispetto alla direzione delle fibre. E’ tuttavia da tener presente che la tecnologia impiegata per ottenere tali provini influenza le proprietà del materiale stesso: nella seconda parte di questo lavoro ci si occuperà quindi di studiare gli effetti del taglio sulle proprietà meccaniche dei SFRPs. Si cercherà di correlare i risultati ottenuti ( modulo elastico, resistenza a trazione e deformazione a rottura) alla rugosità superficiale dei campioni estratti con ciascuna tecnica di taglio, secondo l’ ipotesi che superfici più scabre, e quindi più “danneggiate”, siano la causa di un calo delle proprietà meccaniche. Attualmente i provini vengono tagliati ad acqua (*water jet*) da un fornitore dell’ azienda; la comparazione avverrà con la tradizionale fresatura (*end milling*), tecnologia di cui invece dispone anche SIRMAL. L’ oggetto dell’ analisi permetterà di comprendere se sia effettivamente vantaggioso continuare a rivolgersi ad un’ azienda esterna o se al contrario la fresatura sia la tecnica più adatta per la caratterizzazione di questa tipologia di materiali. In quest’ ultimo caso ulteriori esperimenti saranno necessari per ottimizzare i parametri di processo.

# 1. Richiami teorici SFRPs

In questo capitolo verranno introdotti i materiali compositi, descrivendo brevemente le loro caratteristiche e campi di applicazione principali. Un focus particolare verrà rivolto ai cosiddetti *SFRPs*, ovvero quella categoria di compositi ove il rinforzo è costituito da fibre discontinue disperse all'interno di una matrice polimerica. Seguirà una trattazione dettagliata sulla distribuzione della lunghezza e orientazione delle fibre, la cui conoscenza è necessaria per stimare le proprietà meccaniche di tali materiali anisotropi. Vengono infine riportati i principali modelli previsionali per la stima della distribuzione di orientazione delle fibre durante lo stampaggio a iniezione (IM) di materie plastiche; questi costituiscono le basi dei moderni codici di calcolo impiegati per la simulazione dei processi di IM.

## 1.1 Generalità sui materiali compositi polimerici

Un materiale composito può essere definito come un materiale costituito da due o più fasi, chimicamente e fisicamente differenti, collegate da un' interfaccia ben distinta [1]. Secondo tale definizione, risultano “compositi” anche materiali naturali quali il legno, in cui fibre di cellulosa sono contenute all' interno di una matrice di lignina; in tal contesto però si farà riferimento ai materiali compositi “artificiali”, l' opposto rispetto all' esempio appena riportato. E' frequente il caso in cui si hanno due costituenti, uno più rigido e resistente, incorporato all' interno di un materiale più debole, che costituisce la matrice. Una possibile classificazione dei compositi può essere fatta in base alla natura della matrice: esistono compositi a matrice metallica (*metal matrix composites MMCs*), in cui ad esempio particelle di materiale ceramico vengono disperse in una matrice di alluminio o fibre di carbonio lunghe incorporate al titanio, e compositi a matrice ceramica, (*ceramic composite materials CCMs*), in cui ad una matrice vetrosa vengono aggiunti filamenti di carburo di silicio (SiC). In ambo i casi lo scopo è quello di ottenere materiali le cui proprietà siano complessivamente superiori (per un determinato impiego) rispetto a quelle dei singoli costituenti: per gli esempi appena riportati si hanno così buone proprietà meccaniche anche ad elevate temperature e maggior tenacità per i MMCs ed i CCMs rispettivamente [2a].

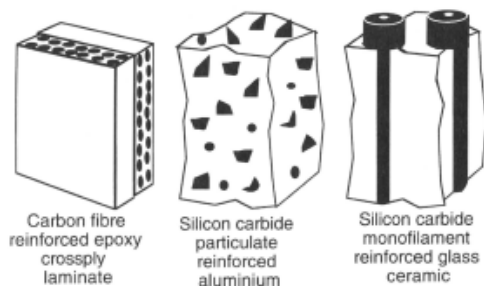


Figura 1-1 Rappresentazione schematica di alcuni materiali compositi

I materiali compositi attualmente più impiegati nel settore industriale sono però i cosiddetti PMCs (*polymeric matrix composites*) in cui la matrice è costituita da un materiale polimerico, che può essere sia termoindurente (spesso si tratta di resina poliesteri o resina epossidica) che termoplastico. Basandosi sulla tipologia di rinforzo



della matrice, è possibile introdurre un'ulteriore classificazione per i materiali compositi, come quella riportata subito sotto.

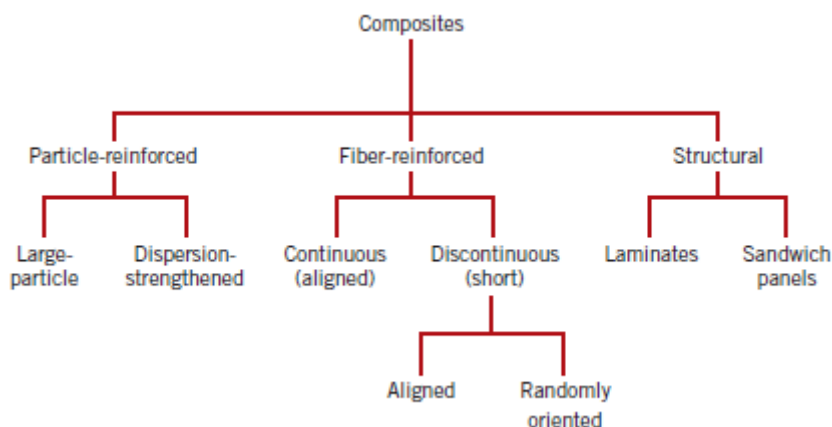


Figura 1-2 Classificazione dei materiali compositi in base alla tipologia del rinforzo [3]

Nel processo di compounding di materie plastiche spesso vengono aggiunti in forma particellare dei *fillers* in modo da incrementare le proprietà di base della matrice e talvolta rimpiazzare parte del volume del polimero per ridurre il costo finale. Un'aggiunta del 30% di talco (frazione volumetrica) al polipropilene, ad esempio, consente di duplicare il modulo di Young del polimero; il talco funge poi da agente nucleante (nucleazione eterogenea), riducendo il tempo necessario alla cristallizzazione del polimero ([4]). L'aggiunta di cariche non porta però sempre e solo benefici: il PP caricato 30% di talco presenta infatti una notevole riduzione dell'allungamento a rottura e della tenacità [5]. Dal punto di vista tecnologico i compositi più importanti sono però quelli ove la fase di rinforzo è costituita da fibre: si parla quindi in modo generale di FRPs (*fiber reinforced plastics*), largamente impiegati in ambito ingegneristico grazie alla loro elevata rigidità



Figura 1-3 Possibile impiego di FRP nel settore automotive: collettore di aspirazione realizzato in PP caricato con fibre di vetro

e resistenza specifica, buona resistenza alla corrosione ed elevata leggerezza. Tali proprietà hanno reso questi materiali particolarmente adatti per quegli impieghi ove la riduzione del peso è uno dei principali obiettivi di progettazione, come il settore automotive. Il polipropilene caricato con fibra di vetro ha ad esempio sostituito in alcuni casi la ghisa e l'alluminio nella realizzazione dei collettori d'aspirazione, consentendo un risparmio del 60% del peso del componente. Altri settori d'impiego dei

FRPs sono l' aerospace e la difesa (armamenti militari), tant'è che ad oggi un aereo può essere realizzato per il 50% in materiale composito. Qui l' utilizzo diffuso dei CFCs (*carbon fiber composites*) consente di ridurre il peso del 25% rispetto all' alluminio, assicurando buona resistenza meccanica anche ad elevate temperature; tali materiali presentano poi elevata rigidità, buona resistenza chimica e bassi coefficienti di dilatazione termica, dunque elevata stabilità dimensionale anche ad elevate temperature (tra i 20°C ed i 30°C l' alluminio presenta un CTE (*coefficient thermal expansion*) =  $2.4 \cdot 10^{-5}$  1/°C mentre per un laminato unidirezionale in fibre di carbonio HS (*high strength*) – resina epossidica si ha CTE =  $1.89 \cdot 10^{-5}$  1/°C anche al di sopra dei 100°C [6]). I FRPs sono poi impiegati per la produzione di molti beni di consumo, nell' oil & gas e nel settore della produzione di energia (si pensi alle pale eoliche, che vengono realizzate utilizzando resine epossidiche rinforzate con fibre lunghe di carbonio o vetro) e altri.

Qualunque materiale composito artificiale è non omogeneo per definizione, in quanto le due o più fasi presenti sono nettamente separate da un' interfaccia. Considerando i compositi a matrice polimerica è possibile affermare che la maggior parte di essi siano anche anisotropi; nel caso dei PMCs in cui il rinforzo è di natura particellare, qualora le particelle presentino approssimativamente le stesse dimensioni in tutte le direzioni e siano uniformemente disperse nella matrice, si può in realtà parlare di materiali quasi isotropi. Come già anticipato tuttavia i compositi più importanti tecnologicamente e più diffusi per la realizzazione di componenti meccanici sono quelli rinforzati fibra. In questo caso l' orientazione preferenziale del rinforzo all' interno della matrice induce l' anisotropia, vale a dire che le proprietà del materiale variano significativamente in base alla direzione.

Nell' ambito della progettazione con materiali compositi si cerca di sfruttare tale anisotropia in modo da ottenere determinate proprietà nella direzione d' interesse dal punto di vista applicativo del componente da realizzare: si parla di “anisotropia controllata”, in quanto è mediante la scelta del processo di fabbricazione del materiale/componente che si può indurre una certa orientazione della fibra nella matrice.

Nel seguito verrà approfondito il ruolo del rinforzo nei FRPs e chiarita la differenza tra le fibre sulla base della loro lunghezza, che riveste un ruolo determinante sia dal punto di vista progettuale sia di scelta del processo.

## 1.2 Rinforzo nei FRPs: il concetto di trasferimento del carico

Alla base dell' incremento delle proprietà meccaniche dei FRPs rispetto alle plastiche non rinforzate vi è il concetto di “trasferimento del carico”, ovvero qualora un carico esterno  $\sigma$  sia applicato al materiale, esso viene ridistribuito internamente tra matrice e fibre, sicché:

$$\sigma = \bar{\sigma}_f v + \bar{\sigma}_m (1 - v) \quad (1.1)$$

Ove  $\bar{\sigma}_m, \bar{\sigma}_f$  sono rispettivamente il carico sopportato dalla matrice e dalla fibra mediati sul volume di materiale, mentre  $v$  rappresenta la frazione volumetrica di rinforzo. Dacché la fibra possiede in genere resistenza (nonché rigidità) maggiore della matrice, l' efficacia del rinforzo aumenterà all' aumentare della porzione totale del carico  $\sigma$  da esso supportato.

Si consideri una singola fibra di lunghezza  $l$  e diametro  $d$  circondata dalla matrice e soggetta ad un carico esterno  $\sigma$ ; ipotizzando che all' interfaccia fibra matrice agisca una tensione di taglio costante  $\tau$ , per l'equilibrio deve valere la seguente, per  $0 < x < l/2$ :

$$\sigma_x = \frac{4\tau}{d} x \quad (1.2)$$

poiché agli estremi ( $x = 0, l$ ) non vi è trasmissione del carico fibra – matrice. Si precisa che l'andamento della tensione  $\sigma_x$  è simmetrico rispetto alla mezzeria, dunque l' apice della tensione nella fibra si verifica a metà della sua lunghezza, ove vale

$$\sigma_{x_{MAX}} = \frac{2\tau}{d} l \quad (1.3)$$

Esiste una lunghezza minima  $l_c$  per la quale  $\sigma_{x_{MAX}}$  assume il massimo valore possibile per la fibra, ovvero  $\sigma_{fu}$ ; al di sotto di tale valore di  $l$  l' efficacia del rinforzo è modesta in quanto le fibre sopportano un carico inferiore alla loro resistenza. Per un dato diametro  $d$  si ha:

$$l_c = \frac{\sigma_{fu}}{2\tau} d \quad (1.4)$$

$l_c$  è quindi la lunghezza tale per cui, in presenza di un carico esterno  $\sigma$ , al centro della fibra la tensione vale  $\sigma_{fu}$ , come si evince dai grafici.

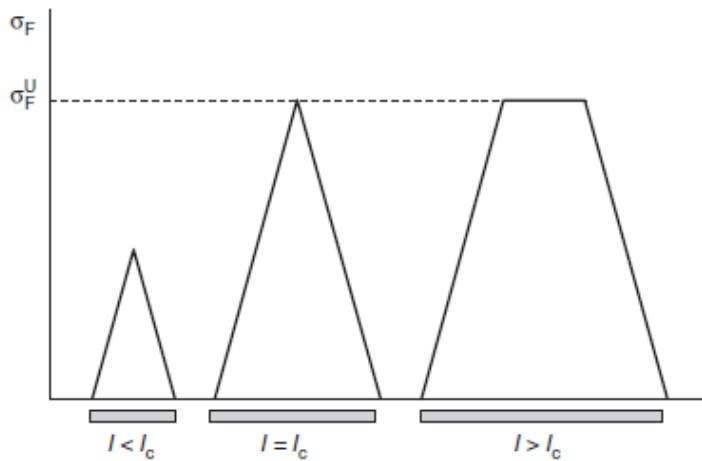


Figura 1-4 Andamento della tensione lungo la fibra per i casi  $l < l_c$ ,  $l = l_c$  ed  $l > l_c$

E' evidente dalla Figura 1-4 che l' efficacia del rinforzo aumenta all' aumentare della lunghezza  $l$ . Per quei FRPs ove  $l \gg l_c$  (in genere  $l > 15 l_c$  [3]) si parla in genere di compositi a fibra lunga "continua" LFRPs (*long fiber reinforced plastics*); tali materiali sono quelli più prestazionali dal punto di vista meccanico ma

richiedono particolari tecniche di fabbricazione e sono costosi. Per lunghezze del rinforzo inferiori si parla invece di SFRPs (*short fiber reinforced plastics*); tali materiali presentano proprietà meccaniche inferiori ai LFRPs ma hanno il vantaggio di essere compatibili con tecnologie adatte a produzioni su più ampia scala, prima tra tutte l' injection moulding. Nella pratica tecnica quando ci si riferisce ai compositi a fibra corta s' intende quella categoria di materiali ove il rinforzo presenta una lunghezza inferiore a pochi mm [7], [8a]. Talvolta invece della lunghezza critica viene riportato l' *aspect ratio* (ovvero il rapporto tra lunghezza e diametro della fibra  $l/d$ ) critico, avente significato analogo a quello di  $l_c$ :

$$\left(\frac{l}{d}\right)_c = \frac{\sigma_{fu}}{2\tau} \quad (1.5)$$

### 1.3 Fattori d' influenza delle proprietà meccaniche nei SFRPs

Dalla breve trattazione del paragrafo precedente si può evincere che le proprietà meccaniche di questi materiali siano piuttosto complesse da prevedere, in quanto dipendono non solo dalla natura dei costituenti stessi, ma da molteplici fattori:

- Proprietà dei costituenti
- Proprietà dell' interfaccia fibra – matrice
- Frazione volumetrica di rinforzo

- FLD (*fiber length distribution*)
- FOD (*fiber orientation distribution*)

Se lo studio degli effetti delle prime tre voci sulle proprietà meccaniche è una questione comune a tutti i polimeri rinforzati fibra, una particolare attenzione va rivolta alla FLD e FOD nel caso di SFRPs. Nel caso dei LFRPs, infatti, la disposizione delle fibre all'interno della matrice è ben nota, in quanto è durante il processo stesso di fabbricazione che essa viene stabilita (si pensi alle fibre che vengono intrecciate con il classico metodo trama e ordito per formare dei veri e propri tessuti, successivamente impregnati nella resina); per quanto concerne la lunghezza poi, essa non subisce variazioni durante il processo di fabbricazione. La situazione è più complessa per i SFRPs: le fibre non sono continue e la loro lunghezza varia all'interno della matrice. Svitati fattori concorrono nel determinare la lunghezza finale delle fibre, tra cui i parametri di processo del compounding della plastica e successivo injection moulding, piuttosto che la frazione volumetrica di rinforzo presente, etc. [8b]. Le fibre poi, quasi mai sono tutte allineate in un'unica direzione, bensì la loro orientazione finale nel componente, analogamente a quanto detto per la lunghezza, dipende da più fattori, tra cui i parametri di processo dello stampaggio o la geometria della cavità dello stampo. La stima delle proprietà meccaniche richiede di conoscere la distribuzione della lunghezza e dell'orientazione delle fibre nel composito, la cui trattazione è esposta nei paragrafi seguenti.

### 1.3.1 Distribuzione della lunghezza delle fibre “FLD”

Come già anticipato, i SFRPs vengono spesso prodotti mediante un processo di compounding, durante il quale il rinforzo viene miscelato con la resina fusa grazie all'azione della vite dell'estrusore; il “mixing” della fibra tuttavia è accompagnato dalla sua progressiva rottura man mano che il fuso avanza verso la matrice. Successivamente nel processo di IM i grani vengono fusi nuovamente nel cilindro di plastificazione e le fibre ulteriormente accorciate. E' quindi importante gestire il processo affinché la lunghezza finale della fibra non sia tale da comprometterne l'efficacia come rinforzo.

La distribuzione della lunghezza può essere descritta mediante una funzione di densità di probabilità  $f(l)$  tale per cui  $f(l)dl$  rappresenta la probabilità che una fibra abbia una

lunghezza compresa tra  $l$  ed  $l + dl$ . Si può inoltre definire  $F(l)$ , densità di probabilità totale, come la probabilità che una fibra abbia lunghezza minore di  $l$ . Si avrà dunque:

$$F(l) = \int_0^l f(l) dl \quad (1.6)$$

Dette poi  $l_{min}$  ed  $l_{max}$  la lunghezza minima e massima rispettivamente della fibra nel composito, deve valere:

$$\int_{l_{min}}^{l_{max}} f(l) dl = 1 \quad (1.7)$$

in quanto la probabilità che  $l_{max} < l < l_{min}$  dev' essere del 100%. Una possibile espressione di  $f(l)$  che ben approssima i dati sperimentali ([9]) è la seguente:

$$f(l) = abl^{b-1}e^{-al^b} \quad (1.8)$$

e quindi

$$F(l) = 1 - e^{-al^b} \quad (1.9)$$

ove  $a$  e  $b$  sono detti parametri di taglia e forma rispettivamente. Se da osservazioni sperimentali sono noti valori della funzione  $F(l)$  per due valori di  $l$ :  $l_1, l_2$ , allora tali parametri possono essere ricavati risolvendo il sistema:

$$\begin{cases} F(l_1) = 1 - e^{-al_1^b} \\ F(l_2) = 1 - e^{-al_2^b} \end{cases} \quad (1.10)$$

Si ottiene:

$$\begin{cases} b = - \frac{\ln \left\{ \ln \frac{[1 - F(l_1)]}{[1 - F(l_2)]} \right\}}{\ln \left( \frac{l_1}{l_2} \right)} \\ a = - \frac{\ln[1 - F(l_1)]}{l_1^b} \end{cases} \quad (1.11)$$

E' quindi possibile utilizzare la (1.8) per la stima delle proprietà meccaniche, come si vedrà nei paragrafi successivi.

### 1.3.2 Distribuzione di orientazione delle fibre “FOD”

La distribuzione di orientazione è il principale fattore d' influenza delle proprietà meccaniche dei compositi a fibra corta ottenuti per stampaggio a iniezione [8c]. I parametri di processo, come ad esempio la velocità di iniezione, la temperatura e la geometria della stampo (tipologia di gate, spessore della cavità, etc) influenzano fortemente l' orientazione del rinforzo nei pezzi stampati con tale tecnologia, la quale è la più impiegata per la lavorazione di SFRPs grazie alla sua economicità nel caso di lotti produttivi elevati. Sulla base dell' orientazione del rinforzo si usa in genere distinguere tra:

- Compositi con fibre corte perfettamente allineate: comprende quei compositi ove la maggior parte delle fibre è disposta lungo un' unica direzione
- Compositi con fibre corte parzialmente allineate: rientrano in questa categoria molti dei compositi stampati con injection moulding
- Compositi con fibre corte disallineate: le fibre sono disposte in modo randomico

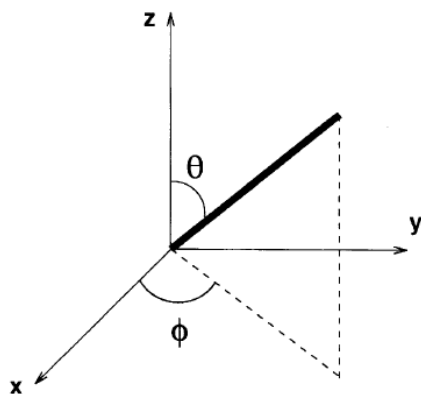


Figura 1-5 Definizione degli angoli di orientazione

Come nel caso della FLD, la distribuzione di orientazione può essere descritta mediante una funzione di densità di probabilità  $g(\theta)$ , ove  $\theta$  è l'angolo formato dalla fibra con la direzione di applicazione del carico esterno, tale per cui  $g(\theta)d\theta$  rappresenta la probabilità che la fibra giaccia in un angolo compreso tra  $\theta$  e  $\theta + d\theta$ . Per una completa descrizione tridimensionale dell' orientazione si definisce poi una funzione  $g(\varphi)$  analoga alla precedente. Per una coppia di angoli  $(\theta, \varphi)$ , la

probabilità che la fibra giaccia tra  $(\theta; \varphi)$  e  $(\theta + d\theta; \varphi + d\varphi)$  sarà  $g(\theta, \varphi) d\psi$ , ove  $d\psi = \sin(\theta)d\theta d\varphi$  è l' angolo solido infinitesimo. La funzione  $g(\theta, \varphi)$  deve essere periodica, in quanto non è possibile distinguere tra un estremo e l' altro della fibra:  $g(\theta, \varphi) = g(\pi - \theta, \varphi + \pi)$ . Inoltre la probabilità che la fibra si trovi in una di tutte le possibili orientazioni dev'essere uguale a 1:

$$\int_0^{2\pi} \int_0^{\pi} g(\vartheta, \varphi) \sin\theta d\theta d\varphi = 1 \quad (1.12)$$

Poiché la probabilità che la fibra si trovi tra un angolo  $(\theta; \varphi)$  e  $(\theta + d\theta; \varphi + d\varphi)$  è anche uguale a  $g(\theta)d\theta g(\varphi)d\varphi$  si ha

$$g(\vartheta, \varphi) = \frac{g(\vartheta)g(\varphi)}{\sin\theta} \quad (1.13)$$

Un' espressione che consente di descrivere, mediante l'utilizzo di due parametri  $p$  e  $q$  detti "fattori di forma", tutte le possibili configurazioni del sistema circa l' orientazione delle fibre è ([10]):

$$g(\theta) = \frac{\sin \vartheta^{2p-1} \cos \vartheta^{2q-1}}{\int_{\vartheta_{min}}^{\vartheta_{max}} \sin \vartheta^{2p-1} \cos \vartheta^{2q-1} d\vartheta} \quad (1.14)$$

Come riportato da Fu, Hu e Yue ([11]) e da Fu e Lauke ([12a]), tuttavia, le principali proprietà meccaniche (ovvero rigidità e resistenza) dei SFRPs risultano da evidenze sperimentali dipendere solamente dall' angolo formato tra le fibre e la direzione di applicazione del carico esterno  $\theta$ , perciò in seguito sarà possibile considerare la sola funzione  $g(\theta)$  e non  $g(\theta, \varphi)$ .

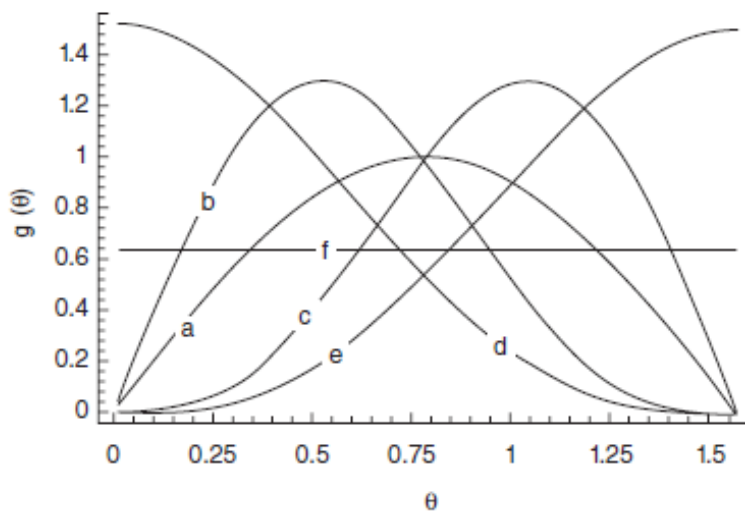


Figura 1-6 FOD per diverse combinazioni di  $p, q$ : (a)  $p = q = 1$ ; (b)  $p = 1, q = 2$ ; (c)  $p = 2, q = 1$ ; (d)  $p = 1/2, q = 2$ ; (e)  $p = 2, q = 1/2$ ; (f)  $p = q = 1/2$

## 1.4 Proprietà meccaniche dei SFRPs

Nel seguito vengono introdotti dei modelli che consentono di fornire una stima delle fondamentali proprietà meccaniche dei SFRPs, ossia la resistenza a trazione e il modulo



di Young. Verranno prima considerati i compositi polimerici con fibre corte perfettamente allineate, che rappresenteranno un punto di partenza per lo studio del caso più complesso dei compositi con allineamento parziale delle fibre.

## 1.4.1 Resistenza dei SFRPs

### 1.4.1.1 Fibre perfettamente allineate

Per stimare la resistenza a trazione del composito si può far riferimento alla ben nota RoM (*rule of mixture*), per la quale:

$$\sigma_{cu} = \chi\sigma_{fu}v + \sigma_m(1 - v) \quad (1.15)$$

Ove  $\sigma_{fu}$  rappresenta la tensione di rottura della fibra,  $v$  la frazione volumetrica di rinforzo,  $\sigma_m$  la tensione agente sulla matrice quando il composito giunge a cedimento ( $\varepsilon_m = \varepsilon_{fu}$ ) e  $\sigma_{cu}$  la resistenza del composito (il pedice “u”, *ultimate*, si riferisce alla condizione di cedimento). Il termine  $\chi$  tiene conto del fatto che le fibre non sono continue ma esiste nel materiale una certa FLD; il valore di  $\chi$ , come si vedrà a breve, è  $<1$ , ragion per cui la resistenza dei SFRPs è sempre inferiore a quella dei LFRPs come già anticipato al paragrafo 1.2. La tensione  $\sigma_x$  varia lungo la fibra secondo la (1.2). Quando  $l < lc$  è possibile quindi calcolare la tensione media agente sulla fibra  $\sigma_F$  come:

$$\sigma_F = \frac{2}{l} \int_0^{\frac{l}{2}} \frac{2\tau}{r} x dx \quad (1.16)$$

Qualora  $l > lc$  si ha che per  $lc/2 < l < (l-lc/2)$  la tensione raggiunge  $\sigma_{fu}$  e si mantiene costante nell' intervallo, per cui:

$$\sigma_F = \frac{2}{l} \left[ \int_0^{\frac{lc}{2}} \frac{2\tau}{r} x dx + \int_{\frac{lc}{2}}^{\frac{l}{2}} \frac{2\tau l_c}{r} dx \right] \quad (1.17)$$

Per i due casi si ha quindi:

$$\begin{cases} \sigma_F = \frac{\tau l}{2r} = \sigma_{fu} \frac{l}{2l_c} & l < l_c \\ \sigma_F = \sigma_{fu} \left(1 - \frac{l_c}{2l}\right) & l > l_c \end{cases} \quad (1.18)$$

Se la lunghezza della fibra fosse costante si avrebbe quindi  $\chi = l/2l_c$  per  $l < l_c$  ed  $\chi = (l - l_c/2l)$  per  $l > l_c$ . Nel caso invece in cui  $l$  vari tra una  $l_{min}$  ed una  $l_{max}$  si ha:

$$\sigma_{cu} = \sum_{l_i=l_{min}}^{l_c} \sigma_{fu} \frac{l_i}{2l_c} v_i + \sum_{l_i=l_c}^{l_{max}} \sigma_{fu} \left(1 - \frac{l_c}{2l}\right) v_i + \sigma_m v_m \quad (1.19)$$

Ove  $v_i$  è la frazione volumetrica di fibre avente lunghezza  $i$ -esima  $l_i$ , mentre  $v_m$  è la frazione volumetrica di matrice. Nel caso in cui la lunghezza di fibra vari in modo continuo nell' intervallo  $[l_{min}; l_{max}]$  si dovrà includere nell' equazione la FLD:

$$\chi = \frac{1}{l_{mean}} \left[ \int_{l_{min}}^{l_c} \sigma_{fu} \frac{l}{2l_c} l f(l) dl + \int_{l_c}^{l_{max}} \sigma_{fu} \left(1 - \frac{l_c}{2l}\right) l f(l) dl \right] \quad (1.20)$$

ove  $l_{mean}$  è il valor medio della lunghezza della fibra nel composito, calcolato come

$$l_{mean} = \int_{l_{min}}^{l_{max}} l f(l) dl \quad (1.21)$$

E' quindi possibile ricavare la resistenza del composito mediante la (1.15).

### 1.4.1.2 Fibre parzialmente allineate

Per stimare la tensione che porta a rottura il composito ad una generica sezione ortogonale alla direzione del carico esterno applicato, è necessario valutare la tensione media agente sulle fibre lungo il piano di frattura [8d]. Si consideri la Figura 1-7, ove viene riportato il piano di frattura e la fibra che lo attraversa, disposta con un certo angolo  $\theta$  rispetto alla direzione del carico  $F$ . Nel caso  $\theta = 0$  la tensione sulla fibra può essere calcolata con la (1.2) per  $x = ls$ , ove  $ls$  è la lunghezza del più corto tratto di fibra integrato con la matrice, ove per  $ls > l_c/2$  la tensione vale  $\sigma_{fu}$ . Qualora  $\theta \neq 0$ , la tensione sulla fibra in corrispondenza del piano di frattura vale:

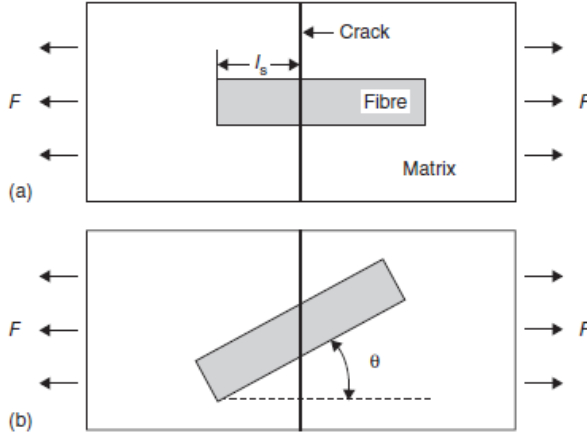


Figura 1-7 Rappresentazione schematica di una fibra lungo il piano di frattura: (a) allineata con F, (b) inclinata rispetto ad F

$$\begin{aligned}\sigma_{f\theta} &= \frac{2\tau}{r} l_s e^{\mu\theta} \quad l < l_{c\theta} \\ \sigma_{f\theta} &= \sigma_{fu\theta} \quad l > l_{c\theta}\end{aligned}\quad (1.22)$$

ove  $\mu$  è un coefficiente introdotto da Wang e Backer per descrivere l' effetto dell' attrito sulla forza necessaria per eseguire il *pull out* della fibra dalla matrice al variare di  $\theta$  [13]. Nel caso di fibre fragili, la tensione di rottura della fibra di orientazione  $\theta$  può essere calcolata con l' espressione:

$$\sigma_{fu\theta} = \sigma_{fu} [1 - A_f \tan\theta] \quad (1.23)$$

ove  $A_f$  è un fattore che dipende dalla combinazione di materiali fibra-matrice. Tale abbassamento della resistenza della fibra è imputato all' aggiunta di componenti flessionali di tensione qualora  $\theta \neq 0$ .  $l_{c\theta}$ , ossia la lunghezza critica della fibra per  $\theta \neq 0$ , può essere ricavata dalla prima della (1.22) e dalla (1.23):

$$l_{c\theta} = l_c \frac{[1 - A_f \tan\theta]}{e^{\mu\theta}} \quad (1.24)$$

Si può dimostrare che la tensione media agente sulle fibre rispetto ad un generico piano di frattura nel materiale può essere espressa nel seguente modo:

$$\begin{aligned}\sigma_{f\theta} &= \sigma_{fu} \frac{l e^{\mu\theta}}{2l_c} \quad l < l_{c\theta} \\ \sigma_{f\theta} &= \sigma_{fu\theta} \left(1 - \frac{l_{c\theta}}{2l}\right) \quad l > l_{c\theta}\end{aligned}\quad (1.25)$$

Si assuma che le fibre siano distribuite uniformemente nella matrice e quindi che la tensione che provoca il cedimento lungo uno qualunque dei piani di frattura sia rappresentativa del composito. Dette  $N_{tot}$  e  $N_i$  rispettivamente il numero di fibre totale nel composito e il numero di fibre avente lunghezza compresa tra  $l$  ed  $l + dl$  ed orientazione tra  $\theta$  e  $\theta + d\theta$ , si ha che:

$$\frac{N_i}{N_{tot}} = f(l)dlf(\theta)d\theta \quad (1.26)$$

Assumendo che le fibre abbiano tutte lo stesso diametro, la frazione volumetrica di fibre  $v_i$  è:

$$v_i = v \frac{l}{l_{mean}} f(l)f(\theta)dld\theta \quad (1.27)$$

La resistenza del composito è data dalla somma dei contributi di tutte le fibre aventi lunghezza ed orientazione compresa tra  $l_{min}$  ed  $l_{max}$  e  $\theta_{min}$  e  $\theta_{max}$ :

$$\sigma_{cu} = \sum_{\theta_{min}}^{\theta_{max}} \sum_{l_{min}}^{l_{max}} \sigma_{f\theta} v_i + (1 - v)\sigma_m \quad (1.28)$$

Se  $\theta$  ed  $l$  variano con continuità tra i valori minimi e massimi allora:

$$\sigma_{cu} = v \int_{\theta_{min}}^{\theta_{max}} \int_{l_{min}}^{l_{max}} \sigma_{f\theta} \frac{l}{l_{mean}} f(l)f(\vartheta)dld\theta + (1 - v)\sigma_m \quad (1.29)$$

Sostituendo con la (1.22), (1.23) e la (1.24) e raccogliendo  $\sigma_{fu\theta}$  si può anche nel caso in esame esprimere la resistenza del composito secondo la ben nota *rule of mixture*:

$$\sigma_{cu} = \chi_1 \chi_2 \sigma_{fu\theta} v + \sigma_m (1 - v) \quad (1.30)$$

Ove  $\chi_1$  e  $\chi_2$  sono detti fattori di orientazione e lunghezza rispettivamente, ed il loro prodotto rappresenta il “coefficiente di efficienza della fibra”.

$$\chi_1\chi_2 = \int_{\theta_{min}}^{\theta_{max}} \int_{l_{min}}^{l_{max}} f(l) g(\theta) \frac{l}{l_{mean}} \frac{l}{2l_c} e^{\mu\theta} dl d\theta + \int_{\theta_{min}}^{\theta_{max}} \int_{l_{min}}^{l_{max}} f(l) g(\theta) \frac{l}{l_{mean}} [1 - A_f \tan \theta] \left( \frac{1 - l_c(1 - A_f \tan \theta)}{2le^{\mu\theta}} \right) dl d\theta \quad (1.31)$$

Come riportato da Fu e Lauke sulla base di dati sperimentali ([12b]) il valore di  $\chi_1\chi_2$  aumenta al diminuire dell' angolo  $\theta_{mean}$ , ovvero l' angolo medio di orientazione, definito come:

$$\theta_{mean} = \int_{\theta_{min}}^{\theta_{max}} \theta g(\theta) d\theta \quad (1.32)$$

Il coefficiente di efficienza aumenta poi all' aumentare della lunghezza media  $l_{mean}$ , come riportato in Figura 1-9 e al diminuire della lunghezza critica  $l_c$ , come riportato in Figura 1-8. Non sussiste invece una dipendenza significativa tra l' efficienza della fibra ed  $l_{mod}$ , ovvero la più probabile lunghezza  $l$  nel composito, che si ottiene ponendo uguale a zero la derivata della funzione  $f(l)$ :

$$l_{mod} = \left[ \frac{1 - b}{ab} \right]^{\frac{1}{b}} \quad (1.33)$$

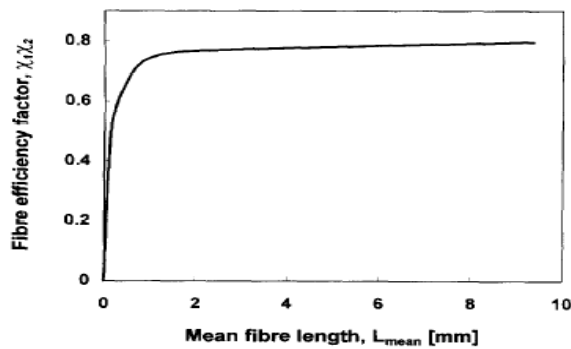


Figura 1-9 Effetto di  $L_{mean}$  sul coefficiente di efficienza per il caso di compositi non - unidirezionali ( $\mu=0.1$ ,  $A=0.4$ ,  $l_c=0.2$  mm,  $l_{mod}=0.2$  mm,  $l_{min}=0$  mm,  $l_{max}=\infty$ ,  $p=0.5$ ,  $q=10$ ,  $\theta_{mean}=0.179$  rad)

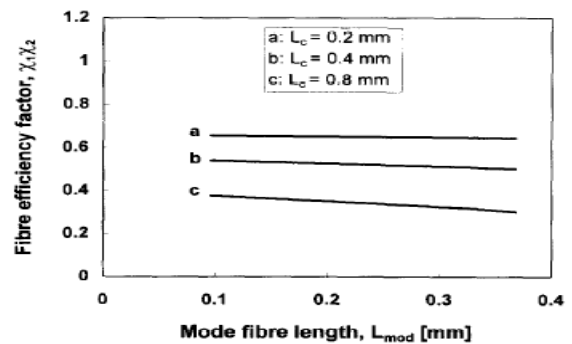


Figura 1-8 Effetto di  $l_{mod}$  ed  $l_c$  sul coefficiente di efficienza per il caso di compositi non - unidirezionali ( $\mu=0.1$ ,  $A=0.4$ ,  $l_c=0.2$  mm,  $l_{mean}=0.4$  mm,  $l_{min}=0$  mm,  $l_{max}=\infty$ ,  $p=0.5$ ,  $q=10$ ,  $\theta_{mean}=0.179$  rad)

## 1.4.2 Rigidezza dei SFRPs

### 1.4.2.1 Fibre perfettamente allineate

Uno modello molto diffuso per descrivere l' effetto di un carico esterno su un composito rinforzato con fibre corte unidirezionali è il cosiddetto “*shear lag model*”, proposto da Cox (1952). Le ipotesi alla base sono piuttosto semplificative rispetto alla realtà, ma il modello rimane un valido punto di riferimento per ulteriori sviluppi. Esso assume che le fibre abbiano tutte ugual diametro e lunghezza e che siano equidistanti le une dalle altre. La tensione assiale sulla singola fibra può essere calcolata come [2b]:

$$\sigma_f = E_f \varepsilon_1 \left[ 1 - \frac{\cosh\left(\frac{nx}{r}\right)}{\cosh\left(n\frac{l}{d}\right)} \right] \quad (1.34)$$

Ove  $E_f$  è la rigidezza assiale della fibra,  $\varepsilon_1$  è la deformazione del composito lungo la direzione  $I$ , ovvero quella di applicazione del carico ed  $n$  una costante adimensionale:

$$n = \left[ \frac{2E_m}{E_f [1 + (1 - \nu)] \ln \frac{1}{f}} \right] \quad (1.35)$$

Il carico applicato esternamente può essere espresso in termini di contributi da parte di matrice e fibra:

$$\sigma = \sigma_F \nu + \sigma_m (1 - \nu) \quad (1.36)$$

Ove  $\sigma_F$  e  $\sigma_m$  sono rispettivamente le tensioni agenti su fibra e matrice mediate sul volume. Si ha:

$$\sigma_F = \frac{1}{l} \int_0^l \sigma_f dx = E_f \varepsilon_1 \int_0^l \left[ 1 - \frac{\cosh\left(\frac{nx}{r}\right)}{\cosh\left(n\frac{l}{d}\right)} \right] dx = E_f \varepsilon_1 \left[ 1 - \frac{\tanh\left(n\frac{l}{r}\right)}{n\frac{l}{r}} \right] \quad (1.37)$$

Dividendo nella (1.36) ambo i membri per  $\varepsilon_1$  si ottiene:

$$E_c = \lambda E_f \nu + E_m (1 - \nu) \quad (1.38)$$

La (1.38) assume la forma di una *rule of mixture* modificata rispetto al caso dei compositi a fibre lunghe continue mediante l' introduzione del fattore  $\lambda$ , ove:

$$\lambda = \left[ 1 - \frac{\tanh\left(n\frac{l}{r}\right)}{n\frac{l}{r}} \right] \quad (1.39)$$

Un modello semi empirico è invece stato proposto da Halpin e Tsai:

$$E_c = E_{11} = \frac{1 + 2\frac{l}{d}n_l\nu}{1 - n_l\nu} \quad (1.40)$$

Ove  $nl \neq n$ :

$$n_l = \frac{\frac{E_f}{E_m} - 1}{\frac{E_f}{E_m} + 2\left(\frac{l}{d}\right)} \quad (1.41)$$

Si è visto come nel caso di SFRPs sussista però una certa variabilità della lunghezza delle fibre nel composito, descritta da FLD. E' quindi possibile modificare la (1.40) per tenerne conto:

$$E_c = \int_{l_{min}}^{l_{max}} E_c(l)f(l)dl \quad (1.42)$$

Per il calcolo del modulo nella direzione ortogonale a quella di applicazione del carico

(2), si può invece far riferimento alla trattazione proposta da Fu e Lauke (1998).

Ipotizzando una distribuzione uniforme delle fibre, distanziate di  $\delta$  lungo la direzione 2 e  $l_1$  lungo la direzione 1, si ha:

$$\frac{1}{E_{c2}} = \frac{\sqrt{\frac{4\nu\left(1 + \frac{l_1}{l}\right)}{\pi}}}{\sqrt{\frac{\pi\nu}{4\left(1 + \frac{l_1}{l}\right)}}E_{f2} + \left(1 - \sqrt{\frac{\pi\nu}{4\nu\left(1 + \frac{l_1}{l}\right)}}\right)E_m} + \frac{\left(1 - \sqrt{\frac{4\nu\left(1 + \frac{l_1}{l}\right)}{\pi}}\right)}{E_m} \quad (1.43)$$

### 1.4.2.2 Fibre parzialmente allineate

Un metodo per stimare la rigidità dei SFRPs ove le fibre sono non-unidirezionali consiste nel cosiddetto LAA “*Laminate Analogy Approach*”: esso prevede di considerare il composito alla stregua di una “pila da lamine”, ciascuna avente le fibre di lunghezza  $l$  disposte con un certo angolo  $\theta$  rispetto al carico e caratterizzata da una distribuzione planare di orientazione. Il LAA non sembra quindi adatto al caso di compositi ottenuti ad esempio per stampaggio a iniezione, in quanto è noto che ivi sussiste una certa distribuzione spaziale di orientazione; tuttavia dalla trattazione sul PPA “*Paper Physical Approach*”, è noto che il modulo a trazione dei SFRPs dipende unicamente dall’ angolo  $\theta$  e non da  $\theta$  e  $\varphi$  [15]. Pertanto, il modulo di un composito avente FOD  $g(\theta, \varphi)$  sarà identico a quello di un composito con distribuzione di orientazione planare avente medesima  $g(\theta)$  [16a].

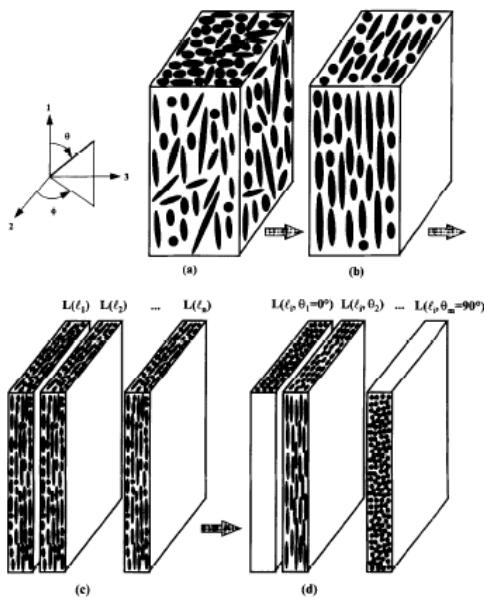


Figura 1-10 Ipotesi del LAA: il composito con una FOD spaziale (a) viene ricondotto al caso di FOD planare (b); esso è scomposto poi in una serie di laminati aventi ciascuna lunghezza di fibra  $l$  (c) a formati da una serie di lamine con fibre di lunghezza  $l$  e orientazione  $\vartheta$

Ciascuna lamina è caratterizzata da uno stato piano di tensione, per cui: (1.44), (1.45)

$$\{\sigma\} = [Q]\{\varepsilon\}$$

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{21} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix}$$

La matrice  $[Q]$  è detta “matrice di rigidità nel sistema di materiale”, in quanto i carichi sono applicati nelle direzioni di ortotropia 1 e 2 della lamina.

- $Q_{11} = E_1 / (1 - \nu_{12} \nu_{21})$
- $Q_{22} = E_2 / (1 - \nu_{12} \nu_{21})$
- $Q_{66} = G_{12}$
- $Q_{12} = Q_{21} = \nu_{12} * Q_{22}$

ove  $E_1$  ed  $E_2$  sono i moduli a trazione nelle direzioni rispettivamente parallela e trasversale alla direzione del carico e possono essere valutati con le espressioni riportate al paragrafo precedente. I moduli di Poisson possono essere calcolati con la RoM:



$$v_{12} = v_f v + v_f (1 - v) = \frac{E_1}{E_2} v_{21} \quad (1.46)$$

$$G_{12} = \frac{1 + n_g v}{1 - n_g v} G_m \quad (1.47)$$

Ove  $G_m$  è il modulo di taglio della matrice, mentre  $n_g$  è una costante adimensionale:

$$n_g = \frac{\frac{G_f}{G_m} - 1}{\frac{G_f}{G_m} + 1} \quad (1.48)$$

Nel caso in cui i carichi non siano allineati con le direzioni 1 e 2, ovvero  $\theta \neq 0$ , allora la matrice di rigidezza presenta una forma diversa, esprimibile come:

$$[\bar{Q}] = [T]^{-1}[Q][R][T][R]^{-1} \quad (1.49)$$

Ove:

- $[R] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 2 \end{bmatrix}$  è la matrice di trasformazione dalla notazione tensoriale a quella ingegneristica
- $[T] = \begin{bmatrix} \cos^2\theta & \sin^2\theta & 2\sin\theta\cos\theta \\ \sin^2\theta & \cos^2\theta & -2\sin\theta\cos\theta \\ -\sin\theta\cos\theta & \sin\theta\cos\theta & \cos^2\theta\sin^2\theta \end{bmatrix}$  è la matrice di rotazione dal sistema di riferimento assoluto a quello di materiale

Ciascuna lamina contribuisce alla rigidezza complessiva del laminato, pertanto il valor medio dell' entrata  $ij$ -esima della matrice di rigidezza globale è:

$$\bar{A}_{ij} = \sum_m^M \overline{Q_{ijm}} h_m \quad (1.50)$$

ove  $M$  è il numero di lamine totale,  $\overline{Q_{ijm}}$  è l'entrata  $ij$ -esima della matrice di rigidezza della lamina  $m$ -esima nel sistema di riferimento globale ed  $h_m$  è la frazione di spessore della lamina  $m$ -esima rispetto allo spessore totale. Se  $\theta$  ed  $l$  variano in modo continuo tra  $\theta_{min}$  e  $\theta_{max}$ ,  $l_{min}$  ed  $l_{max}$  allora:

$$\bar{A}_{ij} = \int_{l_{min}}^{l_{max}} \int_{\vartheta_{min}}^{\vartheta_{max}} \overline{Q_{ijm}} f(l) g(\vartheta) dl d\vartheta \quad (1.51)$$

E' quindi possibile calcolare i valori di rigidezza del composito:

- $\overline{E}_{11} = \frac{A_{11}A_{22} - A_{12}^2}{A_{22}}$
- $\overline{E}_{22} = \frac{A_{11}A_{22} - A_{12}^2}{A_{11}}$
- $\overline{G}_{12} = \overline{A}_{66}$
- $\overline{\nu}_{12} = \overline{E}_{11} \frac{A_{12}}{A_{11}A_{22} - A_{12}^2}$

Le stime fornite dal LAA si è visto essere compatibili con i dati sperimentali [16]:

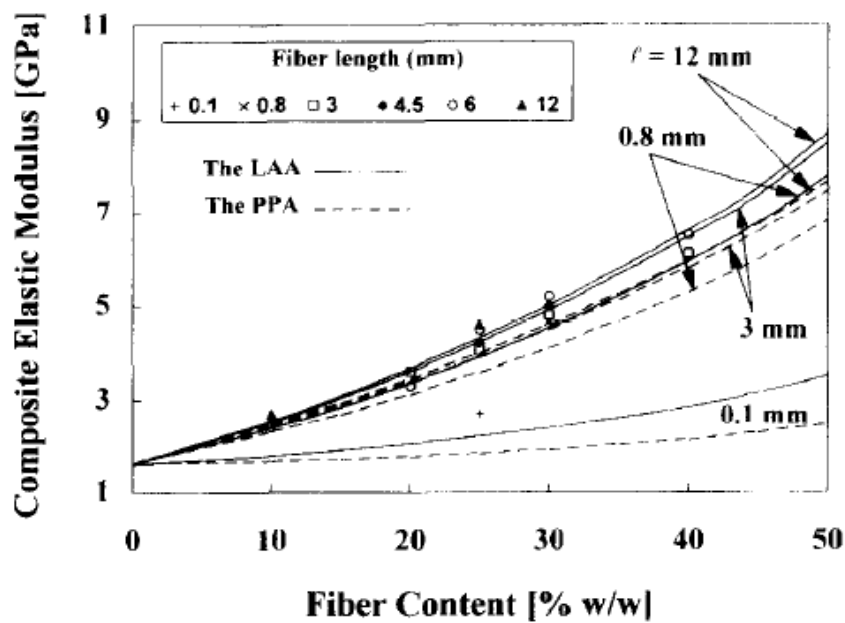


Figura 1-11 Confronto tra dati sperimentali e valori attesi dal LAA del modulo elastico di un polipropilene caricato con fibre di vetro al variare della frazione volumetrica di rinforzo, per diversi valori della lunghezza delle fibre

## 1.5 Modelli previsionali dell' orientazione della fibra nei compositi ottenuti per stampaggio a iniezione

Si è visto ai paragrafi precedenti come possedere informazioni sulla distribuzione dell' orientazione della fibra sia di fondamentale importanza per la stima delle proprietà meccaniche dei compositi. Dalla trattazione sui modelli esposti è emerso inoltre che tali proprietà sono più elevate nel caso di fibre perfettamente allineate (con la direzione del carico); è chiaro dunque il motivo per il quale, come anticipato nell' introduzione, la geometria dello stampo per la caratterizzazione meccanica dei SFRPs (che è l' oggetto di questa tesi) debba essere tale da massimizzare l' orientazione del rinforzo in un' unica direzione. Codici di simulazione numerica quali MoldFlow sono in grado di fornire una previsione della FOD nei materiali stampati ad iniezione basandosi su modelli analitico-sperimentali; i più importanti sono riportati nei paragrafi successivi.

### 1.5.1 Equazione di Jeffery

Uno dei primi a proporre un modello per la previsione dell' orientazione delle fibre fu Jeffery. Egli considerò una fibra isolata sospesa in un fluido newtoniano, quindi libera di ruotare attorno a tutti i suoi assi. Poiché nella trattazione il composito allo stato fuso è considerato una “sospensione di fibre”, in tali ipotesi si è nella condizione di “*dilute suspension*”, (sospensione a bassa concentrazione di rinforzo), per la quale si ha:

- $va_R^2 < 1$

Ove  $v$  ha lo stesso significato dei paragrafi precedenti e  $a_R$  è l' *aspect ratio* della fibra.

Tale categoria di sospensioni si distingue dalle “*semi-dilute suspension*” e “*concentrated suspension*” per le quali rispettivamente:

- $1 < va_R^2 < va_R$
- $va_R > 1$

Con riferimento alla Figura 1-5 Definizione degli angoli di orientazione si definisce poi il vettore  $\mathbf{p}$ , avente

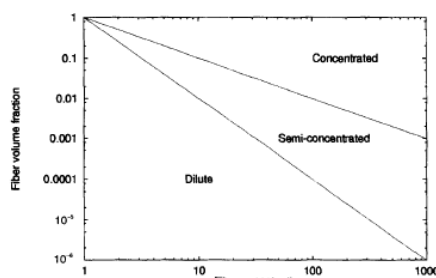


Figura 1-12 Classificazione delle sospensioni [17 a]

direzione coincidente con quella dell' asse principale della fibre e modulo unitario.

$$\mathbf{p} = \begin{Bmatrix} \sin\theta\cos\phi \\ \sin\theta\sin\phi \\ \cos\phi \end{Bmatrix} \quad (1.52)$$

L' equazione proposta da Jeffery per calcolare la velocità di variazione dell' orientazione della fibra, espressa da  $\dot{\mathbf{p}}$  è la seguente:

$$\dot{\mathbf{p}} = \mathbf{W}\mathbf{p} + \frac{a_R^2 - 1}{a_R^2 + 1} (\mathbf{D} \cdot \mathbf{p} - (\mathbf{D} : \mathbf{p}\mathbf{p})\mathbf{p}) \quad (1.53)^1$$

Ove  $\mathbf{W}$  e  $\mathbf{D}$  sono rispettivamente il tensore vorticità e il tensore della velocità di deformazione<sup>2</sup>. La (1.53) è adatta a descrivere il comportamento delle fibre nel caso di basse concentrazioni di rinforzo nella matrice. Sia  $a_R = l/d = 10$ , allora la sospensione può considerarsi “*semi-dilute*” fino a valori di  $a_R = 0.1$ , che equivale ad una frazione in peso del 22% circa per i materiali più frequentemente utilizzati quali la fibra di vetro [18a]. Tuttavia, in ambito ingegneristico non è atipico avere valori di frazioni in peso superiori al 30%; per descrivere in modo realistico il comportamento di tali compositi è dunque necessario tenere conto dell' iterazione delle fibre in sospensioni concentrate.

---

<sup>1</sup> L' operazione  $\mathbf{ab}$  indica la diade tra i vettori  $\mathbf{a}$  e  $\mathbf{b}$ , ove  $\mathbf{a} = \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \end{Bmatrix}$ ,  $\mathbf{b} = \begin{Bmatrix} b_1 \\ b_2 \\ b_3 \end{Bmatrix}$ . Il risultato è un tensore del

secondo ordine:  $\mathbf{ab} = \begin{bmatrix} a_1b_1 & a_1b_2 & a_1b_3 \\ a_2b_1 & a_2b_2 & a_2b_3 \\ a_3b_1 & a_3b_2 & a_3b_3 \end{bmatrix}$

L' operazione  $\mathbf{a} \cdot \mathbf{b}$  è il prodotto scalare tra due vettori.

Detti  $\mathbf{A}$  e  $\mathbf{B}$  due tensori del secondo ordine, l' operazione  $\mathbf{A} : \mathbf{B}$ , ove  $\mathbf{A} = \sum_i \mathbf{a}_i \mathbf{b}_i$  e  $\mathbf{B} = \sum_j \mathbf{c}_j \mathbf{d}_j$ , è definita come:  $\mathbf{A} : \mathbf{B} = \sum_j \sum_i (\mathbf{a}_i \mathbf{d}_j) (\mathbf{b}_i \mathbf{c}_j)$ , il cui risultato è uno scalare.

<sup>2</sup> Detto  $\mathbf{L}$  il tensore del gradiente di velocità,  $\mathbf{L} = (\nabla \mathbf{v})^T = \begin{bmatrix} \frac{\partial v_x}{\partial x} & \frac{\partial v_x}{\partial y} & \frac{\partial v_x}{\partial z} \\ \frac{\partial v_y}{\partial x} & \frac{\partial v_y}{\partial y} & \frac{\partial v_y}{\partial z} \\ \frac{\partial v_z}{\partial x} & \frac{\partial v_z}{\partial y} & \frac{\partial v_z}{\partial z} \end{bmatrix}$ , si ha che  $\mathbf{D} = \frac{1}{2} (\nabla \mathbf{v} + (\nabla \mathbf{v})^T)$ ,

$$\mathbf{W} = \frac{1}{2} ((\nabla \mathbf{v})^T - \nabla \mathbf{v})$$

## 1.5.2 Equazione di Folgar – Tucker

Folgar e Tucker constatarono che i risultati di varie campagne sperimentali sull' analisi dell' orientazione delle fibre in sospensioni concentrate erano qualitativamente in accordo con il modello di Jeffery; in termini quantitativi tuttavia tale modello sovrastimava il livello di orientazione della fibra. Si resero dunque conto della necessità di correggere il modello preesistente considerando l' interazione delle fibre durante il moto del fuso polimerico, che tende a randomizzarne l' orientazione. A tal proposito essi adottarono un approccio statistico considerando una funzione di densità di probabilità  $\psi(\mathbf{p}, t)$ .

Proposero quindi il seguente modello [19a]:

$$\frac{\partial \mathbf{p}}{\partial t} = \left( \frac{\partial \mathbf{p}}{\partial t} \right)_{JEFFERY} - \frac{C_i \dot{\gamma}}{\psi} \frac{\partial \psi}{\partial t} \quad (1.54)$$

ove  $\psi(\mathbf{p}, t)d\mathbf{p}$ , in analogia alla funzione densità di probabilità  $g(\theta, \varphi)$  riportata al paragrafo 1.3.2, rappresenta la probabilità di trovare al tempo  $t$  una fibra orientata secondo la posizione  $\mathbf{p}$  e  $\mathbf{p} + d\mathbf{p}$ . Il termine  $(C_i \dot{\gamma})$  è detto “coefficiente di diffusione”; Folgar e Tucker, alla base del loro modello, fecero infatti l' ipotesi che qualsiasi interazione tra due particelle ne causasse la riorientazione in modo simile a quanto accade nel moto browniano, ove il moto caotico delle minuscole particelle immerse in un fluido è dovuto alle continue collisioni con le molecole del fluido stesso.  $D'$  ha dunque un significato analogo alla diffusività  $D^3$  nel moto browniano, la quale dipende dalla frequenza e intensità delle collisioni; nel caso di sospensioni concentrate tal frequenza è proporzionale alla velocità di deformazione, mentre  $C_i$ , ovvero il coefficiente di interazione tra le fibre, permette di tener conto degli effetti di altri fattori che influenzano tali grandezze.

Considerando la (1.54), tuttavia, sorgono due questioni fondamentali:

- Seppur adatta a descrivere lo stato di orientazione delle fibre in una sospensione concentrata, la risoluzione numerica di tale equazione è molto onerosa dal punto di vista computazionale
- Come determinare il coefficiente  $C_i$

---

<sup>3</sup> La media del quadrato dello spostamento  $\bar{r}$  di una singola particella nel tempo  $t$  è proporzionale alla diffusività  $D$ :  $\langle \bar{r}^2 \rangle = 2Dt$

### 1.5.2.1 Coefficiente di interazione tra le fibre $C_i$

Nell' articolo riportante il modello (1.54), Folgar e Tucker affermarono che il parametro empirico  $C_i$  aumentasse all' aumentare della frazione *volumetrica* di rinforzo  $v$  e del relativo *aspect ratio*  $a_R$ , dal momento che in tal modo sarebbero aumentati sia la frequenza che l' intensità delle interazioni tra le fibre.

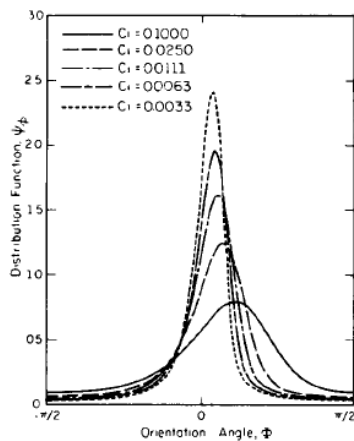


Figura 1-13 FOD al variare del coefficiente di interazione  $C_i$  in condizioni di moto laminare

Essi condussero una serie di prove in condizioni di regime laminare con sospensioni semi-concentrate di fibre di nylon in olio. A partire dai risultati di orientazione ottenuti calcolarono di volta in volta il coefficiente  $C_i$  che consentiva di fittare i dati sperimentali mediante il modello (1.54): in accordo con quanto ipotizzato,  $C_i$  aumentava con  $a_R$  e  $v$  [19b]. Ciò in contrasto con i risultati ottenuti successivamente da Bay, per il quale  $C_i$  diminuiva all' aumentare di  $a_R$  e  $v$ , il quale però eseguì le prove nel caso di sospensioni concentrate. In tali condizioni, infatti, le fibre sono

costrette ad allinearsi preferibilmente nella direzione di quelle circostanti, ed è pertanto ridotto l' effetto di "randomizzazione" dell' orientazione che si manifesta in sospensioni semi - concentrate [17b]. Egli propose la seguente equazione empirica:

$$C_i = 0.0184e^{-0.7184va_R} \quad (1.55)$$

### 1.5.3 Tensore di orientazione della fibra

Un metodo per superare le difficoltà dal punto di vista risolutivo dell' equazione (1.54) è stato introdotto da Advani e Tucker [20], i quali hanno definito un tensore del secondo ordine  $a_{ij}$  come:

$$a_{ij} \triangleq \langle p_i p_j \rangle = \int p_i p_j \psi(\mathbf{p}, t) d\mathbf{p} \quad (1.56)$$

In termini matriciali:

$$a = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \langle p_1 p_1 \rangle & \langle p_1 p_2 \rangle & \langle p_1 p_3 \rangle \\ \langle p_2 p_1 \rangle & \langle p_2 p_2 \rangle & \langle p_2 p_3 \rangle \\ \langle p_3 p_1 \rangle & \langle p_3 p_2 \rangle & \langle p_3 p_3 \rangle \end{bmatrix} \quad (1.57)$$

I termini sulla diagonale  $a_{ii}$  assumono il significato fisico di probabilità che la fibra sia allineata nella direzione  $i$ -esima; nello spazio tridimensionale la traccia della matrice deve dunque essere unitaria. I termini fuori dalla diagonale esprimono invece la deviazione della  $i$ -esima direzione principale di orientazione rispetto al  $j$ -esimo asse coordinato e sono nulli nel caso il sistema di riferimento del tensore coincida con le tre direzioni principali. Il tensore è inoltre simmetrico. In modo analogo è possibile definire un tensore del quarto ordine:

$$a_{ijkl} \triangleq \langle p_i p_j p_k p_l \rangle = \int p_i p_j p_k p_l \psi(\mathbf{p}, t) d\mathbf{p} \quad (1.58)$$

L'equazione di Folgar Tucker può essere riscritta con la notazione tensoriale:

$$\begin{aligned} \frac{Da_{ij}}{Dt} = & W_{ik} a_{kj} - a_{ik} W_{kj} + \frac{a_R^2 - 1}{a_R^2 + 1} (D_{ik} a_{kj} + D_{jk} a_{ki} - 2D_{kl} a_{ijkl}) \\ & + \dot{\gamma} C_i (\delta_{ij} - 3a_{ij}) \end{aligned} \quad (1.59)$$

Si può notare che nella (1.58) compare un tensore del quarto ordine, pertanto per essere risolta è necessario approssimare  $a_{ijkl}$  come una funzione di  $a_{ij}$ ; le espressioni che ne derivano prendono il nome di “equazioni di chiusura” e in letteratura se ne trovano molteplici.

### 1.5.3 Modello RSC (reduced strain closure model)

Evidenze sperimentali hanno successivamente portato alla conclusione che il livello finale di orientazione nei compositi ottenuti con injection moulding secondo la (1.54) fosse più alto di quello reale. Nello specifico, il modello di Folgar - Tucker sovrastimava la velocità di variazione dell'orientazione delle fibre durante il moto del fuso; ciò venne spiegato affermando che le fibre, muovendosi in *clusters*, sperimentano deformazioni locali inferiori alle deformazioni del volume complessivo circostante. Per correggere il modello la velocità di deformazione  $\dot{\gamma}$  viene quindi moltiplicata per un fattore  $\kappa < 1$ . Il nuovo modello è il seguente:

$$\frac{Da_{ij}}{Dt} = L_{ik}a_{kj} + L_{jk}a_{ki} - 2L_{kl}A_{ijkl} + 2\kappa C_i \dot{\gamma} (\delta_{ij} - 3a_{ij}) \quad (1.60)^4$$

Ove

$$A_{ijkl} = a_{ijkl} + (1 - \kappa)(\mathbf{L}_{ijkl} - \mathbf{M}_{ijmn}a_{mnkl}) \quad (1.61)$$

con

$$\begin{aligned} \mathbf{L} &= \sum_{i=1}^3 \lambda_i \mathbf{e}_i \mathbf{e}_i \mathbf{e}_i \mathbf{e}_i \\ \mathbf{M} &= \sum_{i=1}^3 \mathbf{e}_i \mathbf{e}_i \mathbf{e}_i \mathbf{e}_i \end{aligned} \quad (1.62)$$

Gli  $\mathbf{e}_i$  sono gli autovettori del tensore del secondo ordine  $a_{ij}$  mentre i  $\lambda_i$  sono i relativi autovalori;  $a_{ijkl}$  è stato sostituito da  $A_{ijkl}$ .

---

<sup>4</sup> Mentre  $\mathbf{L}$  è il tensore gradiente di velocità,  $L$  è detto “tensore gradiente effettivo di velocità”, calcolato come:  $L = \mathbf{L} - \xi \mathbf{D}$  con  $\xi = \frac{2}{1+a_R^2}$ .



## 2. Progettazione dello stampo per placca per provini

In questo capitolo si affronterà la procedura seguita per individuare la geometria della cavità dello stampo che consente di ottenere il maggior livello possibile di allineamento delle fibre nella direzione di iniezione e omogeneità della distribuzione di orientazione nella placca da cui, come già anticipato, verranno estratti provini su diverse giaciture per lo svolgimento delle prove di trazione.

Il materiale campione che verrà impiegato per lo svolgimento delle analisi è un polipropilene caricato con il 30% di frazione in peso di fibre di vetro, avente nome commerciale << ISOGLASS H 30 CGF S HS BK1 >>, prodotto da SIRMAX s.p.a e già presente nella libreria di MoldFlow.

Prima però verranno riportate alcune considerazioni preliminari in merito alla scelta del layout dello stampo e alla strumentazione di cui dispone l'azienda, che costituiranno i vincoli di cui tener conto durante la fase di progettazione vera e propria.

## 2.1 Considerazioni preliminari

### 2.1.1 Vincoli dimensionali

Prima di addentrarsi nella fase di progettazione della cavità è stato necessario informarsi sulla strumentazione messa a disposizione dall'azienda, in modo da comprendere i vincoli che dovranno essere rispettati nel prosieguo di questo lavoro.

Banalmente lo stampo dovrà prima di tutto passare tra le colonne della pressa, la cui distanza è fissa. Ulteriori vincoli dimensionali derivano dalla necessità di poter montare mediante le apposite staffe lo stampo sulla piastra fissa e mobile della pressa. Uno schema riportante le misure della piastra fissa e mobile è visibile subito sotto.

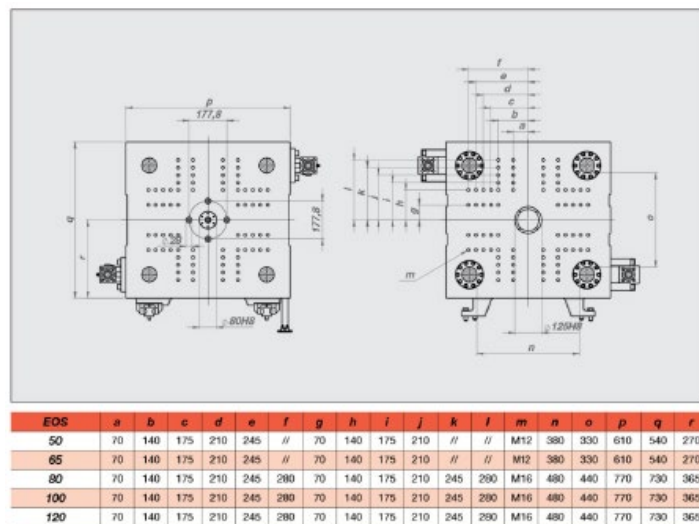


Figura 2-1 Dimensioni piastra portastampo Negri Bossi EOS

Per la realizzazione dei provini si è deciso di far riferimento alla norma ISO 527-2, la quale riporta le linee guida per l'esecuzione di prove di trazione su materie plastiche ottenute da estrusione o stampaggio a iniezione. La norma specifica le dimensioni dei provini distinguendo tra provini stampati direttamente (tipo 1A) e quelli ricavati mediante lavorazione alle macchine utensili (tipo 1B); nel caso in questione i provini verranno estratti dalla placca mediante una lavorazione di taglio (di cui si discuterà nei capitoli successivi) e quindi si farà riferimento al caso 1B. Come riportato nella figura sottostante

la lunghezza minima suggerita è di 150 mm: la placca da realizzare sarà allora un quadrato di lato pari a 150mm.

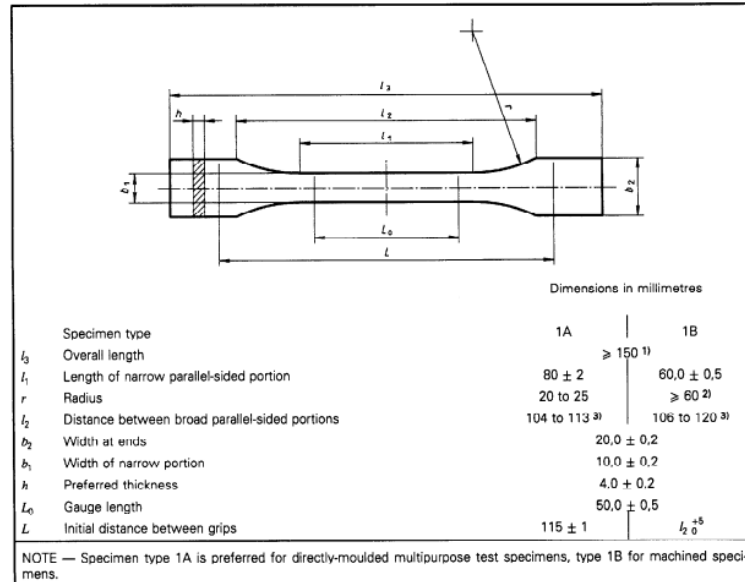


Figura 2-2 Provino per prove di trazione secondo la norma ISO 527-2

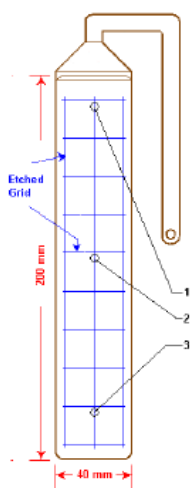


Figura 2-3 Rappresentazione schematica di una placchetta utilizzata per prove di ritiro di materiali polimerici

Come già anticipato nell' introduzione, nell' ottica di rendere l' azienda autonoma nella caratterizzazione dei propri materiali caricati fibra, sia dal punto di vista delle proprietà meccaniche che di ritiro, è necessario disporre anche di una placchetta per poter, a partire da misurazioni post – stampaggio, ricavare mediante un' apposita procedura i coefficienti sperimentali del modello di ritiro. Dovendo disporre di entrambe le placchette si è allora pensato di realizzare uno stampo che potesse ospitare le cavità

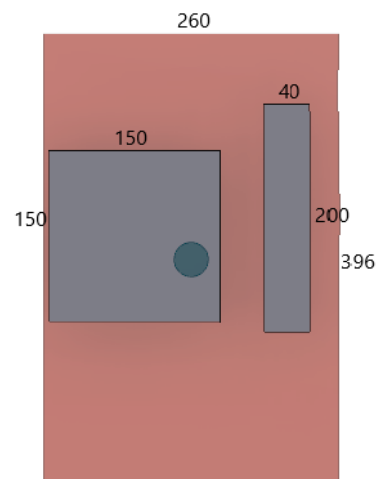
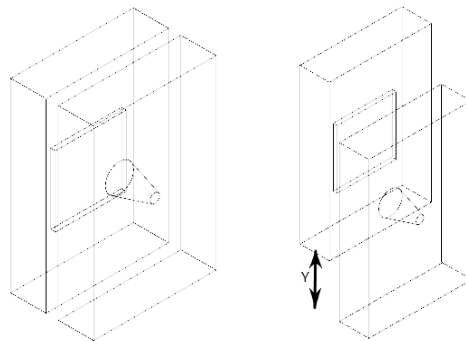


Figura 2-4 Schema della disposizione delle figure nello stampo: a sinistra la placca per prove di trazione, a destra quella per prove di ritiro

di ambo le figure; date le misure dei due componenti, e tenendo conto

che le dimensioni delle piastre per stampaggio a iniezione sono normate, la scelta poteva ricadere su una piastra 346x496 oppure 346x396 (lo spessore, stimato tra i 50 ed i 100

mm dipenderà da come il costruttore di stampi realizzerà il sistema di raffreddamento). È stato ritenuto possibile arrangiare la disposizione delle figure disponendo del più piccolo dei due, contenendo così allo stesso tempo il peso e il costo dello stampo. In Figura 2-4 si vedono le due figure collocate all'interno dell'area utile per l'iniezione di tale stampo (260x396: bisogna infatti tener conto della presenza delle quattro spine di centraggio, poste agli angoli delle piastre, che riducono l'area effettivamente utilizzabile): sebbene la disposizione non sia quella definitiva, disporre le figure sul "lato lungo", con la placca quadrata posta circa al centro, sembra essere la scelta più intelligente, in quanto è necessario lasciare spazio a sufficienza per poter progettare il sistema di alimentazione e la restante parte della cavità della placca per provini. Date le dimensioni in gioco è quindi immediato notare che lo stampo non potrà essere centrato rispetto alla piastra fissa (il centro dello stampo è rappresentato dal cerchio in figura), in quanto la carota di iniezione verrebbe a trovarsi in corrispondenza di un punto all'interno della placca. E' dunque necessario decentrare le piastre in modo tale che l'ugello, la cui posizione corrisponde all'ingresso della carota ed è fissa, venga a trovarsi in un punto non occupato dalla cavità dei componenti. L' unica scelta possibile è quella di "traslare" la piastra in verticale, come illustrato in Figura 2-5.



*Figura 2-5 Decentramento dello stampo*

L'entità della traslazione, indicata in figura con Y, è limitata da due fattori:

1. Sulla piastra mobile dello stampo è presente un anello di centraggio di diametro 125 mm che permette il corretto accoppiamento tra la suddetta piastra e il *cavity plate*, grazie ad un elemento di pari diametro presente su quest'ultimo: decentrando il *cavity plate* si rende necessario decentrare anche l'anello posto sul retro di tale piastra, quindi Y dovrà essere tale da non impedire l'accoppiamento tra le piastre. In Figura 2-6 è riportata la situazione limite rispetto a tale vincolo: si vede come aumentando ancora Y l'anello della piastra di destra (*cavity plate*) verrebbe a trovarsi fuori dalla piastra stessa.

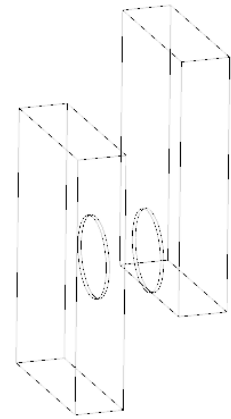
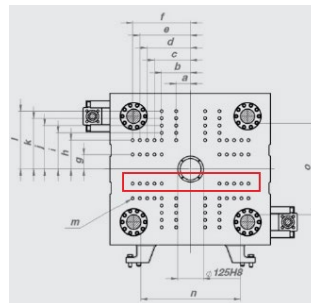


Figura 2-6 Anello di centraggio

2. In Figura 2-1 si possono notare una serie di fori, i quali hanno lo scopo di inserirvi le staffe, necessarie per fissare alla piastra mobile la piastra adibita ad ospitare la cavità dello stampo. E' evidente che l'ultima fila di fori disponibili è quella riquadrata in figura, ragion per cui Y dovrà essere tale da consentire alla piastra di essere fissata.



Con riferimento a quanto appena descritto, i limiti per traslare la piastra sono i seguenti:

	Vincoli dimensionali _ de-centraggio stampo	
	Vincolo anello di centraggio	Vincolo staffe
Y max (mm)	100	125

Tabella 2-1 Vincoli dimensionali layout stampo

Il vincolo più stringente è quello relativo alle staffe: nelle fasi successive di questo lavoro le scelte progettuali relative alla cavità dello stampo dovranno necessariamente tenerne conto.

## 2.1.2 Layout dello stampo

Come già anticipato, è stato richiesto di progettare uno stampo grazie al quale sia possibile ottenere provini di spessore diverso entro un certo range dimensionale. Per fare ciò si è pensato adottare degli inserti intercambiabili, che possano essere montati sulle piastrine in modo tale da non dover ricorrere a più stampi diversi. La prima idea è stata quella di realizzare degli inserti che presentassero “tasche” di profondità variabile da montare sulla piastra mobile e di lasciare invece invariata la geometria della piastra fissa: così facendo tuttavia, gli estrattori montati sul tavolino di estrazione verrebbero a trovarsi solo per uno dei vari inserti alla stessa profondità della cavità. Con inserti con tasche più profonde essi “penetrerebbero” la cavità, mentre con tasche meno profonde il materiale fuso riempirebbe i fori ciechi generati dalla maggiore altezza della superficie della cavità rispetto al livello degli estrattori.

L’alternativa, molto semplice, consiste nella soluzione opposta: il *cavity plate* presenterà una cavità di profondità costante, mentre gli inserti verranno montati sulla piastra fissa. Ciascun inserto replicherà la forma della cavità ed avrà di volta in volta spessore maggiore, in modo tale da stampare placche sempre più sottili; con un inserto piatto invece, si potrà stampare la placca di spessore massimo. Questa soluzione consente di bypassare il problema degli estrattori, che rimarranno sempre alla stessa quota del fondo della cavità.

Osservazione: il range di spessori d’interesse pratico è stato definito tra i 2 ed i 3 mm. In seguito, dunque, la progettazione della cavità dovrà tener conto di tale esigenza compatibilmente con la strumentazione di cui si dispone per lo stampaggio.

### 2.1.3 Strumentazione: Negri Bossi EOS 65

La progettazione della cavità non può prescindere dalla strumentazione di cui dispone l'azienda, pena l'effettiva capacità di stampare i componenti. Per lo stampaggio di queste placchette si utilizzerà la pressa dotata del maggior tonnellaggio disponibile, ossia una Negri Bossi EOS da 65 ton. La scheda tecnica completa è riportata di seguito.

Caratteristiche tecniche Technical Daten	50				65				80				100				120														
	165	210	165	210	210	310	400	210	310	400	210	310	400	210	310	400															
Dimensione (mm)	500H - 165		500W - 210		650W - 165		650H - 210		800W - 210		800H - 310		800H - 400		1000W - 210		1000W - 310		1000W - 400		1200W - 210		1200W - 310		1200W - 400						
Dimensione alta Stroke diameter	25	26	32	26	32	26	32	26	32	35	32	35	40	35	40	35	40	35	40	35	40	35	40	35	40	35	40	45			
Supporto L&R Stroke (L&R) mm	22	20	29	29	20	16,5	22	20	20	20	16,5	22	20	20	20	20	16	20	20	16,5	22	20	20	20	20	16	18				
Velocità massima utile Max. useful velocity Theoretical piston capacity	cm³	75	90	124	95	124	142	76	95	124	95	124	142	95	124	142	149	178	232	178	232	294	95	124	142	149	178	232	294		
Capacità lubrificante P6 Oil capacity P6	g	69	66	113	66	113	73	69	66	113	66	113	126	66	113	126	136	162	214	162	214	268	66	113	126	136	162	214	268		
Pressione max. nel cilindro Max. pressure on cylinder	bar	63	67	87	67	87	105	63	67	87	67	87	105	67	87	105	75	80	117	80	120	150	67	87	105	75	80	117	80	120	150
Doppia valvola aria Stroke type	mm	360	450	360	450	360	450	450	450	450	450	600	450	450	450	600	450	450	600	450	450	600	450	450	450	600	450	450	600		
Capacità di assorbimento P6 Absorbing capacity P6	g/s	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320	320		
Area di assorbimento attiva Active absorbing area	g"	9	12	16	12	16	19	9	12	16	12	16	19	12	16	19	20	26	27	26	33	12	16	19	19	20	26	27	26	33	
Pressione massima utile Max. useful velocity	mm	4,5	4,5	6	4,5	6	6	4,5	4,5	6	4,5	6	6	4,5	6	7,5	9,3	7,5	9,3	9,3	4,5	6	6	7,5	7,5	9,3	7,5	9,3			
Pressione di aspirazione Aspirating pressure	mm	19	19	18	25	25	25	19	19	19	25	25	25	25	25	30	30	30	40	40	40	25	25	25	30	30	30	40	40		
Pressione di aspirazione Clamping force	mm	500				620				820				1020				1220													
Pressione di aspirazione Clamping force	mm	50				65				80				100				120													
Corso di aspirazione Stroke (non-opening stroke)	mm	425				425				500				500				600													
Spessore cilindro Cylinder thickness	mm	250				250				250				300				300													
Dimensione albero Shaft diameter	mm	610 x 540				610 x 540				710 x 730				710 x 730				710 x 730													
Dimensione albero Shaft diameter	mm	320 x 320				320 x 320				420 x 440				420 x 440				420 x 440													
Pressione operativa Hydraulic operating force	mm	27				28				35				35				35													
Pressione operativa Hydraulic operating force	mm	75				75				126				126				126													
Pressione operativa Hydraulic operating force	mm	11				11				15				15				15													
Pressione operativa Hydraulic operating force	mm	58				68				84				104				124													
Pressione operativa Hydraulic operating force	mm	2300				2300				2750				2750				2750													
Pressione operativa Hydraulic operating force	mm	3170H-1450H-1655				3170H-1450H-1655				3170H-1450H-1655				3170H-1450H-1655				3170H-1450H-1655													
Pressione operativa Hydraulic operating force	mm	3170H-1450H-1655				3170H-1450H-1655				3170H-1450H-1655				3170H-1450H-1655				3170H-1450H-1655													

Figura 2-7 Caratteristiche tecniche pressa Negri Bossi EOS 65



## 2.2 Progettazione della cavità

Premessa: le seguenti analisi sono state svolte utilizzando una placca di larghezza 130 mm e lunghezza 160 mm, in quanto in principio si era optato per impiegare circa le medesime dimensioni delle placche per provini attualmente stampate al laboratorio T.E.S.I di Rovigo, cui SIRMAX commissiona le prove su questi materiali. Solo in seguito si è deciso di utilizzare provini normati ISO, come esposto nell' introduzione. E' bene precisare però che le considerazioni che verranno fatte in questa prima parte del lavoro continuano a valere indipendentemente da tali modifiche, ragion per cui le analisi non sono state ripetute.

### 2.2.1 Materiale impiegato e set up dell'analisi di riempimento

Come già anticipato, il materiale usato a titolo di esempio per lo svolgimento delle analisi è un polipropilene contenente il 30% in peso di fibre di vetro: per tale materiale, già presente su MoldFlow con nome commerciale << ISOGLASS H 30 CGF S HS BK >> vengono consigliati i seguenti parametri di processo:

La temperatura del fuso e dello stampo è quindi stata impostata come riportato nella

Recommended Processing		
Mold surface temperature	40	°C
Melt temperature	235	°C
<b>Mold temperature range (recommended)</b>		
Minimum	20	°C
Maximum	60	°C
<b>Melt temperature range (recommended)</b>		
Minimum	210	°C
Maximum	260	°C
Absolute maximum melt temperature	290	°C
Ejection temperature	110	°C
Maximum shear stress	0.25	MPa
Maximum shear rate	100000	1/s

Tabella 2-2 Parametri di processo consigliati  
ISOGLASS H30 CGF S HS BK

scheda tecnica. Per quel che riguarda lo switch over velocità/pressione, ovvero il momento in cui la pressa smette di iniettare il polimero a velocità costante e mantiene una certa pressione di impaccamento fino alla fine del riempimento, esso è stato impostato affinché avvenga qualora il 99% del volume dalla cavità sia stato riempito.

Passando alle impostazioni relative all'analisi dell'orientazione della fibra è stato utilizzato il modello RSC, *Reduced*

*Strain Closure model*, la cui trattazione è riportata al *Capitolo 1*, lasciando il coefficiente di interazione  $C_i$  pari al valore di default  $C_i = 0.002$ , mentre il coefficiente  $k$  è stato

abbassato a  $k = 0.05$  ( $k$ , si ricorda, è il coefficiente aggiunto al modello di Folgar-Tucker per correggere la sovrastima della velocità di variazione dell'orientazione delle fibre durante l'avanzamento del flusso di polimero prevista dal suddetto modello).

Tali parametri di processo verranno mantenuti inalterati per tutte le analisi svolte in seguito; in caso di modifica ciò verrà esplicitamente dichiarato.

## 2.2.2 Analisi di riempimento: placca di spessore 3 mm

### 2.2.2.1 Costruzione del modello e generazione della mesh

I modelli utilizzati per svolgere le analisi di riempimento della cavità sono stati realizzati mediante il software CAD di progettazione Fusion360: poiché di volta in volta verranno modificati solo alcuni dettagli rispetto alla geometria precedente, in modo tale da riuscire a valutare l'efficacia di ciascun intervento, è stato ritenuto conveniente parametrizzare il modello di partenza. Così facendo sarà possibile modificarne le dimensioni senza dover ripetere l'intera costruzione da capo.

Per la prima analisi è stata considerata la geometria più semplice possibile: la sola placca e lo *sprue*, cioè la carota d' iniezione. Per quanto riguarda lo *sprue* è stata impiegata una forma rastremata: il diametro iniziale è stato posto uguale al diametro dell' ugello della pressa, ossia 2.5 mm, mentre quello finale è stato scelto pari a 7 mm. La lunghezza, come già spiegato in precedenza, dipende dallo spessore della piastra lato fisso, stimato tra i 50 ed i 100 mm (le effettive dimensioni dipendono dal costruttore dello stampo); è stato scelto allora un valore intermedio di 75 mm.

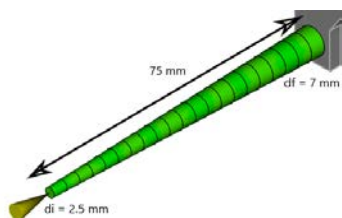


Figura 2-8 Dimensioni della carota di iniezione

MoldFlow richiede di specificare la tipologia di analisi che s'intende effettuare: *Midplane*, *DualDomain* o *3D analysis*.

Per ottenere risultati più accurati si è scelta la terza tipologia, che a differenza delle precedenti offre la possibilità di specificare il numero di elementi della mesh da utilizzare lungo lo spessore della parte. Per determinare il numero

totale di elementi da impiegare nella generazione della mesh del componente (legato ovviamente alla dimensione dei singoli elementi), è stata effettuata una rapida analisi di convergenza. Nelle tre analisi riportate in seguito è stata variata di volta in volta la

dimensione globale degli elementi, e si sono analizzati i risultati per osservare le differenze relative.

Nella prima analisi gli elementi sono stati impostati di dimensione media pari a 3.5 mm e sono stati successivamente ridotti a 2.5 e 2 mm. La mesh è stata generata assegnando tale *global size* all'intero modello. Per quel che riguarda il numero di elementi da utilizzare lungo lo spessore si è fatto riferimento a quanto riportato da Autodesk in merito alle analisi di orientazione di materiali caricati, assegnandone 8.

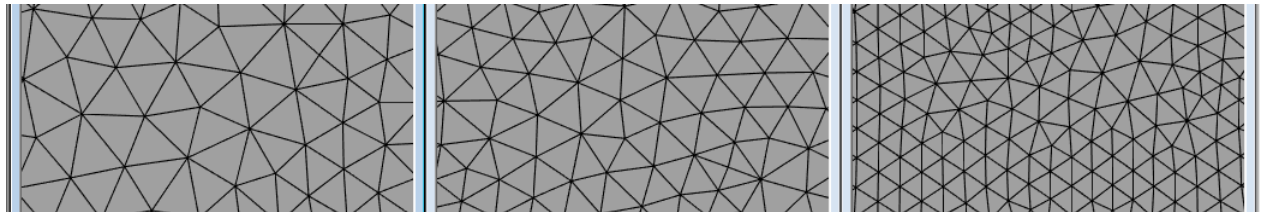


Figura 2-9 Mesh 3D della geometria di partenza per varie dimensioni degli elementi. Da sinistra: 3.5, 2.5 e 2 mm.

Per giudicare la bontà della meshatura si è fatto riferimento ad uno dei due principali risultati che in seguito verranno utilizzati per confrontare le diverse geometrie:

- *Fiber orientation tensor result*: questo risultato mostra il tensore di orientazione [T] al termine del riempimento. Esso può essere espresso rispetto ad un sistema di riferimento assoluto oppure rispetto ad un sistema i cui tre assi coincidono con le tre direzioni principali (in quest'ultimo caso gli elementi fuori dalla diagonale sono sempre nulli). Nel primo caso, gli elementi sulla diagonale esprimono la probabilità che le fibre siano orientate nella relativa direzione e possono assumere valore tra 0 (probabilità minima di allineamento nella direzione considerata) e 1 (probabilità massima di allineamento) e la loro somma deve dare 1. Gli elementi fuori dalla diagonale esprimono invece l'entità del disallineamento rispetto agli assi coordinati
- *Average fiber orientation*: questo risultato è analogo al precedente ma esprime l'orientazione mediata lungo lo spessore

In queste circostanze si è andati ad osservare il risultato *average fiber orientation* plottando  $T_{yy}$ , ovvero l'elemento del tensore che rappresenta l'entità dell'orientazione

rispetto alla direzione y del sistema assoluto, che coincide con la direzione di riempimento per come è stato importato il modello in MoldFlow.

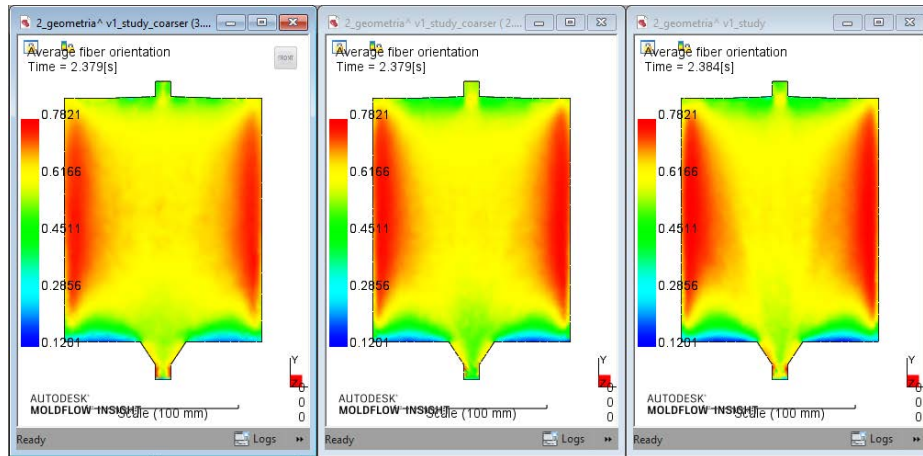


Figura 2-10 Analisi di convergenza: risultati di average fiber orientation a confronto per diverse dimensioni degli elementi della mesh (da sinistra a destra: 3, 2.5 e 2 mm).

Già da questa immagine si può notare come i risultati di orientazione media in direzione Y siano più simili tra loro tra la seconda e terza simulazione ( 2.5 e 2 mm rispettivamente di *global size* degli elementi) rispetto alla coppia prima – seconda simulazione (3.5 e 2.5 mm di *global size*): gli effetti di maggior allineamento della fibra ai lati della placca e minor allineamento nella zona sommitale si ripetono infatti per i modelli con *global size* degli elementi più basso. Ciò è più evidente impostando una soglia minima del valore di  $T_{yy}$ :

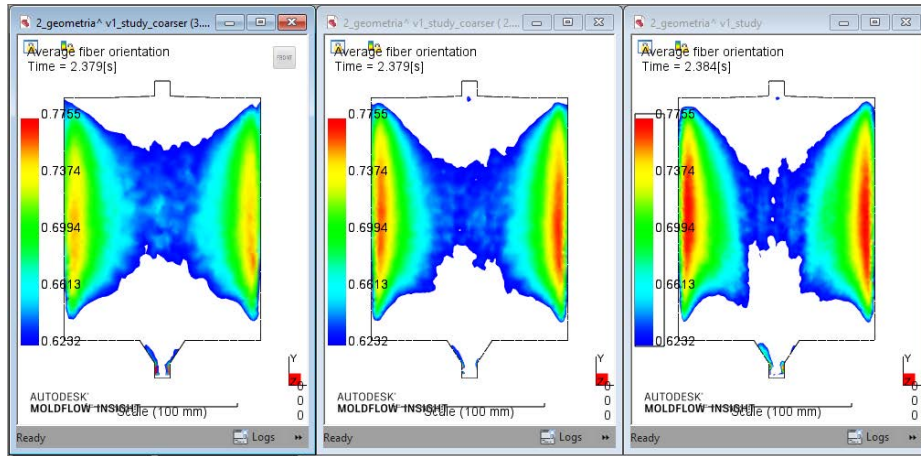


Figura 2-11 Analisi di convergenza: risultati di orientazione media ( $T_{yy}$ ) a confronto per diverse dimensioni degli elementi della mesh (da sinistra a destra: 3, 2.5 e 2 mm). Vengono riportati solo i valori di  $T_{yy} > T_{min}$ .

Si osserva, avendo impostato  $T_{yy\_min} = 0.62$ , che le zone ove le fibre sono meno allineate sono più estese, sia dal lato del gate sia sulla parte superiore della placca, nella seconda e terza simulazione rispetto alla prima.

<i>global size</i>	Nro di elementi
3.5 mm	125000
2.5 mm	230000
2.0 mm	415000
1.7 mm	605000

Se si abbassa *global size* fino a 1.7 mm i risultati variano ancora, ma il numero di elementi diventa eccessivamente elevato, rendendo l'analisi troppo onerosa dal punto di vista computazionale.

Tabella 2-3 Dimensione e relativo numero degli elementi della mesh 3D

Si è quindi deciso di proseguire nelle analisi utilizzando una mesh con *global size* = 2 mm, buon compromesso tra accuratezza dei risultati e velocità di risoluzione. Tutte le analisi seguenti sono state effettuate con tale *global size*, in caso contrario ciò verrà esplicitamente dichiarato.

### 2.2.2.2 Geometria di partenza

Come già anticipato, la prima analisi è stata effettuata con la geometria più semplice possibile: la placca, di misura 130x160x3 mm e lo *sprue*. (Per il momento si procederà modificando la geometria ma lasciando inalterato lo spessore a 3 mm, solo in seguito verranno effettuate le analisi anche per placche di spessore diverso). Andando a plottare i risultati *average orientation tensor* si osserva prima di tutto un forte disallineamento

della fibra nella zona adiacente il gate ( $T_{yy} < 0.5$ ), ove arriva a disporsi quasi trasversalmente alla direzione di riempimento. La stessa situazione si riscontra nella parte sommitale, sebbene l'area sia meno estesa.

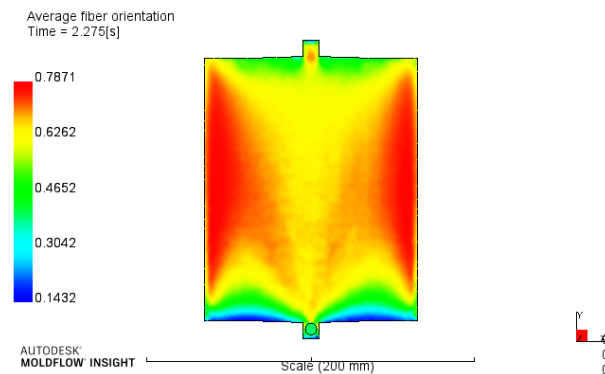


Figura 2-12 Risultati di orientazione media ( $T_{yy}$ ) per il modello di partenza.

E' poi evidente una scarsa omogeneità della distribuzione dell'orientazione, in quanto nella metà inferiore della placca sono visibili due zone di forma triangolare con valori di orientamento elevati, assenti nella metà superiore; idem si dica per quanto riguarda la zona ad elevato disallineamento descritta in precedenza.

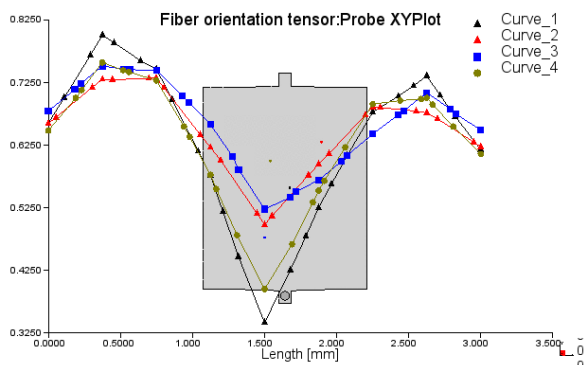


Figura 2-13 Andamento di  $T_{yy}$  lungo lo spessore in diversi punti della placca.

Al centro della placca, per fornire un valore di riferimento di orientazione, si hanno valori medi di  $T_{yy} \approx 0.65$ .

Per osservare come varia la disposizione della fibra attraverso la placca è possibile aggiungere alla lista dei risultati *fiber orientation tensor: probe result*, che consente di selezionare un punto qualsiasi del modello e plottare il

grafico di  $T_{yy}$  lungo lo spessore:

Come si può vedere per diversi punti sul piano XY, i picchi di orientazione si trovano in corrispondenza della zona compresa tra il centro della placca e le pareti dello stampo, ove un elevato gradiente di velocità del fuso (elevato *shear rate*) fa sì che le fibre ruotino allineandosi nella direzione di riempimento: si parla di *shear layer* (o *shell layer*) in

quanto ivi il regime del moto è laminare. Avvicinandosi al *core* si nota una progressiva diminuzione di  $T_{yy}$ , fino a che le fibre si dispongono trasversalmente alla direzione del flusso: ciò avviene in quanto il profilo di velocità tende ad appiattirsi. Infine, vicino alle pareti dello stampo, si notano valori di orientazione intermedi tra quelli del *core* e *shear layer* in virtù del *fountain flow effect*, che tende a disporre le fibre in modo randomico.

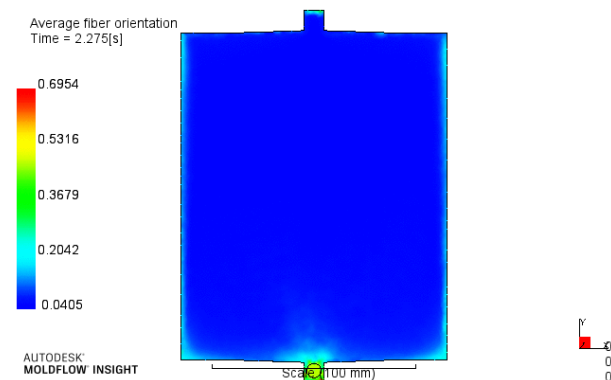


Figura 2-14 Risultati di orientazione media ( $T_{zz}$ ): si deduce una distribuzione di orientazione planare delle fibre

Da notare inoltre che il fronte di flusso può essere considerato planare. Ciò appare evidente plottando l'elemento  $T_{zz}$  del tensore.

Si evince quindi dalle considerazioni espone che questa geometria non è quella più adeguata per caratterizzare materiali caricati fibra; di qui in avanti si cercherà di migliorare sia il livello di orientazione, sia l'uniformità della sua distribuzione.

### 2.2.2.3 Fan gate

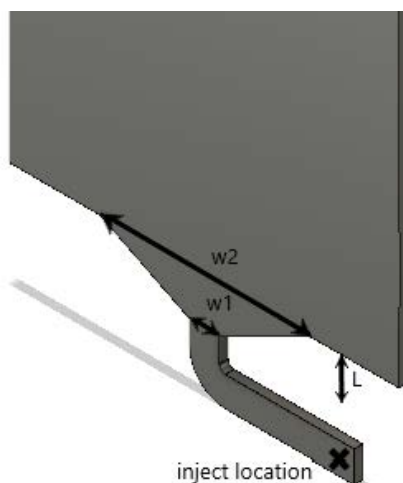


Figura 2-15 Geometria e dimensioni del gate

Il primo passo per ottenere un miglioramento rispetto alla situazione sopra esposta è stato modellare un gate che favorisse un ingresso più “graduale” del polimero all'interno della placca. E' stato scelto un gate con una geometria “a ventaglio”, che nel gergo prende il nome di *fan gate*, avente lo stesso spessore della placca.

E' stato inoltre aggiunto un *runner* che collega lo *sprue*, situato sull'asse di mezzeria della piastra, alla placca, quest'ultima posizionata sul lato sinistro della piastra come visto al paragrafo 2.1.1. (La geometria del



canale d' ingresso verrà discussa in seguito; per ora le analisi verranno effettuate mantenendola invariata).

Sono state eseguite le simulazioni di riempimento mantenendo fissa la lunghezza  $L$  del gate e  $w1$ , ossia la larghezza del runner, e variando il parametro  $w2$ , larghezza della sezione di uscita del gate:

- $w1 = 10 \text{ mm}$
- $L = 15 \text{ mm}$
- $w2 = 30/70/95/130 \text{ mm}$

Di seguito si riportano i risultati di *average fiber orientation* relativi ai due casi “estremi”, ovvero  $w2 = 30 \text{ mm}$ ,  $w2 = 130 \text{ mm}$ :

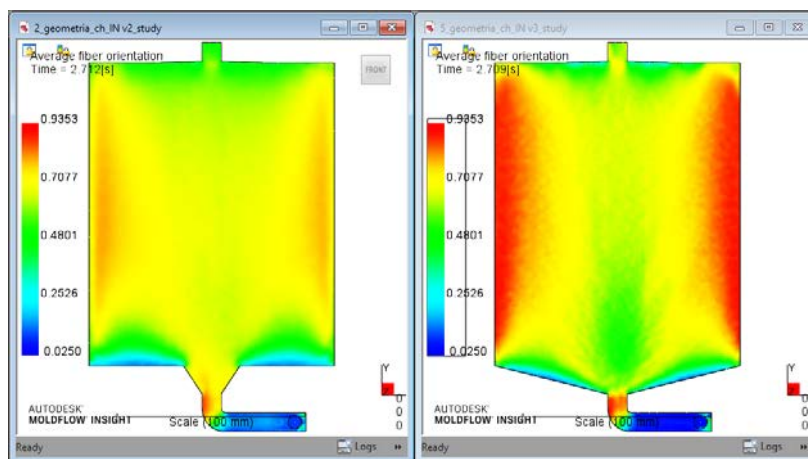


Figura 2-16 Orientazione media ( $T_{yy}$ ) a confronto per diverse larghezze del gate

Rispetto alla geometria iniziale, entrambi i modelli consentono di ottenere una maggior orientazione media ed uniformità di distribuzione di orientazione.

Confrontando le due geometrie, si nota che con un gate molto ampio ( $w2 = 130 \text{ mm}$ ) si riduce l' estensione della zona a forte disallineamento agli angoli della cavità (adiacenti il gate) e si ottengono valori elevati di orientazione alle estremità della placca ( $T_{yy} \approx 0.85$ ). Allo stesso tempo però l' orientazione media è inferiore nella zona centrale, specie allo sbocco del gate, rispetto alla geometria con  $w2 = 30 \text{ mm}$ .



Plottando il risultato *fiber orientation tensor*  $T_{yy}$  e “sezionando” la placca con un piano parallelo al piano YZ si nota appunto un *core* più spesso e con valori più bassi di  $T_{yy}$  per la geometria con il gate ampio.

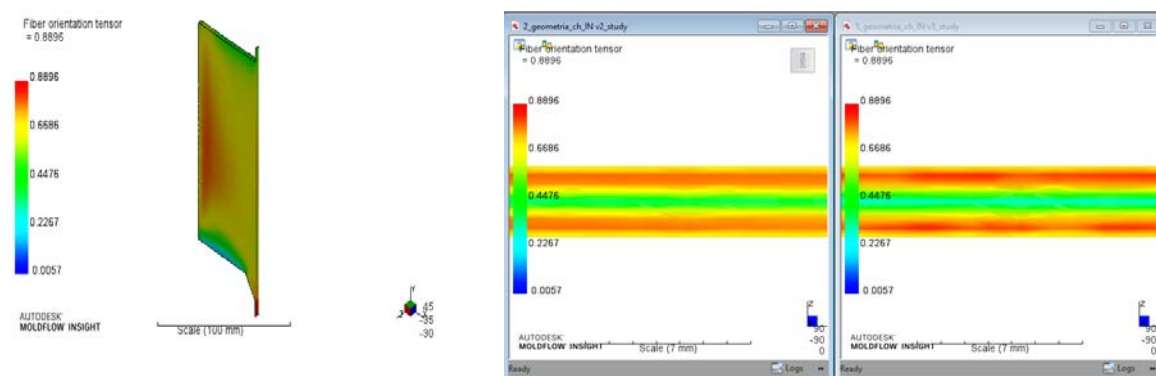


Figura 2-17 Orientazione delle fibre ( $T_{yy}$ ) a confronto per diverse larghezze del gate: a sinistra  $w_2=30$  mm, a destra  $w_2=130$  mm (vista in sezione sul piano YZ).

In definitiva tuttavia un gate ampio sembra essere la soluzione da preferire, in virtù di un' orientazione media nel complesso maggiore rispetto alla geometria con il gate ristretto e dell' assenza di zone ad elevato disallineamento adiacenti al gate, la cui presenza è dovuta alla brusca variazione di sezione tra quest' ultimo e la placchetta.

Utilizzando gate di ampiezza  $w_2 = 70, 95$  mm si ottengono risultati intermedi rispetto ai due casi “estremi”, la cui discussione non è rilevante.

Nelle prossime simulazioni verranno considerate le due geometrie appena analizzate, ma con il gate allungato; si cercherà di capire se aumentando  $L$  si hanno dei benefici e se anche in quel caso un gate ampio è da preferire, confermandolo come scelta. Nello specifico, al parametro  $L$  è stato assegnato il valore  $L = 50$  mm; tal misura viene considerata “limite”, sia per rispettare i vincoli dimensionali discussi al paragrafo 2.1.1, sia per non eccedere nel volume totale del pezzo, avendo la pressa un certo limite di materiale iniettabile.

Considerando il risultato *average fiber orientation* si ritrovano alcuni aspetti descritti in precedenza:

- Nella zona centrale della placca con gate ampio l' orientazione è minore rispetto a quella nella placca con gate stretto, sebbene la differenza sia in questo caso inferiore rispetto al caso precedente.

- Agli angoli della cavità rimangono per la placca con gate stretto quelle zone ad elevato disallineamento che invece non compaiono nell' altra placca.

Si nota poi che per la placca con gate ampio è migliore la distribuzione dell' orientazione, che presenta un maggior livello di simmetria specie rispetto all' asse X. Da questo punto di vista la placca con  $w_2 = 130 \text{ mm} - L = 50 \text{ mm}$  è anche decisamente migliore rispetto a quella con identico  $w_2$  ma  $L = 15 \text{ mm}$ , ed è inoltre più elevata l' orientazione media, il che porta a constatare che l' allungamento del gate sia una modifica vantaggiosa a tutti gli effetti. La geometria con  $w_2 = 130 \text{ mm}$ ,  $L = 50 \text{ mm}$  è quindi la migliore individuata fino ad ora.

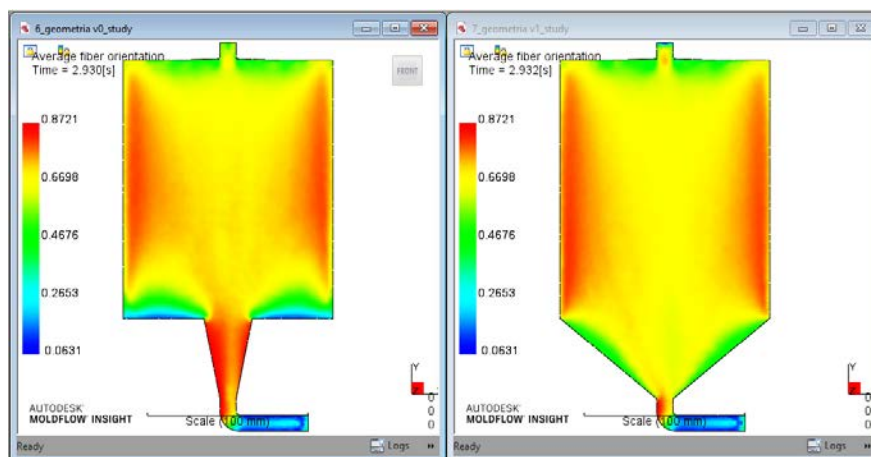


Figura 2-18 Orientazione media ( $T_{yy}$ ) a confronto per diverse lunghezze del gate

#### 2.2.2.4 Ventaglio di uscita

Si vuole ora indagare l'effetto relativo all' aggiunta di un tratto convergente nella parte terminale della placca, inserendo quindi un ventaglio di forma identica a quello utilizzato come gate. Anche qui per rispettare i vincoli dimensionali e di volume iniettabile il caso limite è stato associato ad un ventaglio di larghezza iniziale  $w_2 = 130 \text{ mm}$  e lunghezza  $L = 50 \text{ mm}$ , utilizzando la terminologia già introdotta. Lo spessore e la larghezza finale sono stati posti pari a 3 e 10 mm rispettivamente, valori identici a quelli del fan gate.

Come in precedenza, le analisi sono state svolte modificando gradualmente la lunghezza del ventaglio, ma di seguito vengono riportati soltanto i risultati relativi ai casi "estremi", in quanto le altre geometrie si è visto fornire risultati intermedi a questi ultimi.

Inoltre, si è evinto dalle simulazioni precedenti che un gate ristretto rispetto alla larghezza della placca faccia sì che il flusso del polimero sia tale da avere zone con forte disallineamento di fibra in corrispondenza della variazione di sezione. Pertanto, si assume che la geometria con larghezza identica di placca e ventaglio sia quella da preferire.

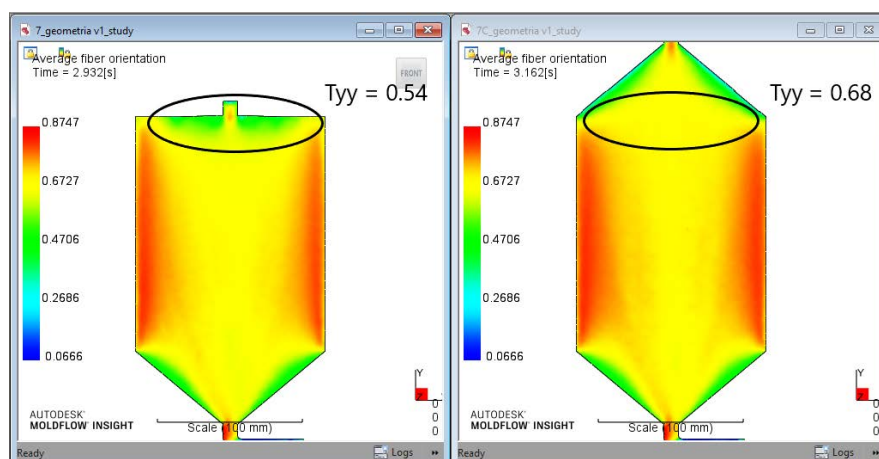


Figura 2-19 Risultati di orientazione media a confronto ( $T_{yy}$ ) tra la geometria con e senza tratto convergente d' uscita

Ciò che si nota immediatamente plottando *average fiber orientation* è l' aumento di orientazione media sulla zona sommitale della placca che passa da avere valori di  $T_{yy} \approx 0.54$  a  $T_{yy} \approx 0.68$ . L' orientazione media aumenta in realtà nell' intera placca: andando ad osservare *fiber orientation tensor Tyy* lungo lo spessore, traslando un piano di sezione YZ lungo X, si nota infatti che il *core* con forte disallineamento di fibra compare a distanze maggiori dal bordo per la placca con ventaglio d' uscita, e che esso è più sottile.

Per completezza è stata svolta un' analisi di riempimento anche per una geometria con ventaglio ristretto; come ci si aspettava, i problemi relativi a questo tipo di design sono i medesimi riscontrati per il fan gate di larghezza inferiore a quella placca. Ove il polimero inverte bruscamente direzione per riempire la parte terminale della cavità la fibra tende ad allinearsi nella direzione ortogonale a quella di iniezione.

### 2.2.2.5 Runner

Finora le simulazioni sono state svolte utilizzando sempre il medesimo *runner*, la cui geometria è riportata nei paragrafi precedenti. Dall' analisi dei risultati si nota che, all'

uscita del canale di alimentazione, l'orientazione media della fibra varia lungo la sezione stessa, e ci si chiede in che misura ciò influenzi l'orientazione finale all'interno della placca. Sono pertanto state svolte delle analisi in cui è stato modificato il design del *runner*; in particolar modo, si è cercata una soluzione che non prevedesse brusche variazioni di direzione del percorso del fuso, come nel caso attuale, in cui vi sono curve a gomito. Si è allora ipotizzato di impiegare una geometria circolare, andando a modellare un *runner* a forma di "U".

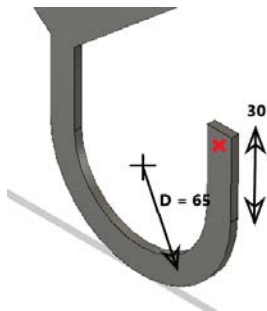


Figura 2-20 Geometria "a U" del runner e relative dimensioni

Le misure riportate in Figura 2-20 sono state scelte arbitrariamente ma pur sempre tenendo in considerazione i vincoli dimensionali imposti dalla larghezza della piastra. Il punto di iniezione deve trovarsi lungo l'asse verticale di simmetria della piastra e quindi la figura non può essere traslata eccessivamente (far riferimento alla Figura 2-5 del paragrafo 2.1.1). Lo spessore del canale è rimasto invariato e pari a 3 mm. Passando all'analisi dei risultati, la geometria con il runner circolare presenta un lieve aumento della simmetria di distribuzione dell'orientazione rispetto all'asse Y ma un calo rispetto all'asse X. Ciò che più è importante però è un livello di orientazione della fibra lungo la direzione di riempimento molto superiore alla geometria precedente.

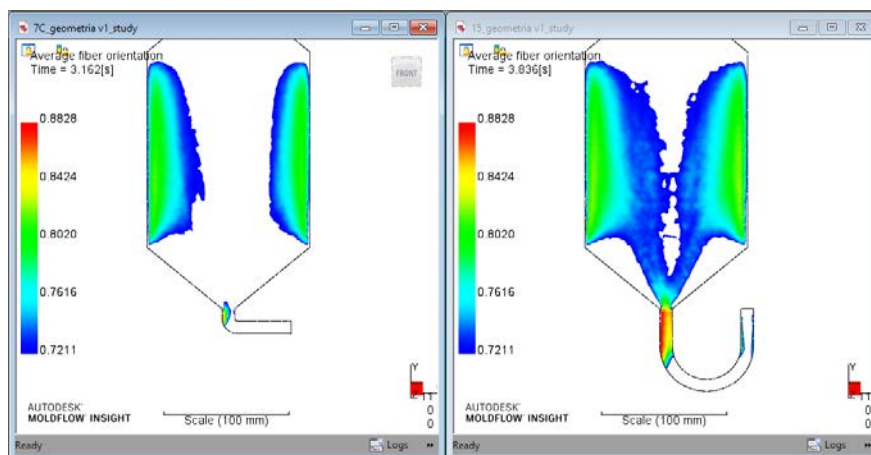


Figura 2-21 Risultati di orientazione media a confronto ( $T_{yy}$ ) per diverse geometrie di runner. ( $T_{yy} > T_{min}$ )

Plottando *average fiber orientation* e modificando la scala, in modo da avere come limite inferiore  $T_{yy} = 0.72$ , è immediato osservare che la zona centrale della placca, ove la fibra

è più disallineata, viene notevolmente ridotta. Sono state effettuate anche delle prove utilizzando un runner di lunghezza identica a quella del runner circolare appena impiegato ma con geometria analoga a quella delle simulazioni precedenti. Si scopre che i risultati migliorano rispetto al caso iniziale ma peggiorano se confrontati con quelli del runner circolare: si evince quindi che allungare il canale di alimentazione è vantaggioso per orientare maggiormente la fibra ma a parità di lunghezza è più efficace una geometria circolare. Nelle prossime analisi si prenderà in considerazione l'aggiunta di un canale di uscita nella zona terminale della placca.

### 2.2.2.6 Canale di uscita

L'idea di aggiungere un canale di uscita al termine della placca nasce dall'ipotesi che allungare il percorso del fuso polimerico nella cavità possa favorire l'orientamento delle fibre nella placca. Sono state quindi analizzate due geometrie in cui si è andati ad aumentare progressivamente la lunghezza del suddetto canale, in modo tale da poter avvalorare o meno l'ipotesi. La sezione di tale canale è stata progettata in un primo momento identica a quella del runner, ossia un rettangolo 10x3 mm.

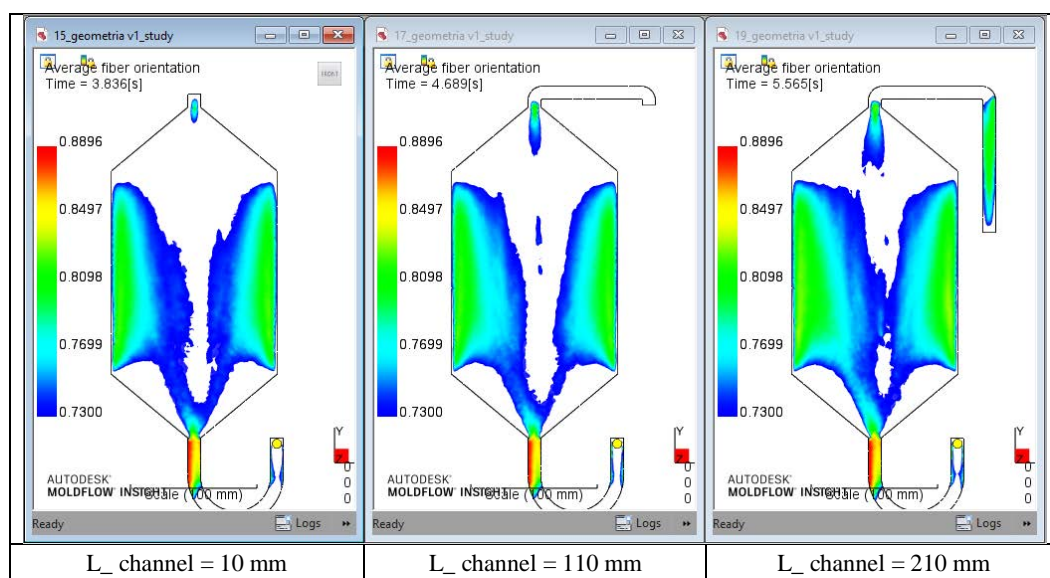


Figura 2-22 Risultati di orientazione media ( $T_{yy}$ ) a confronto per diverse lunghezze del canale di uscita

Nell'immagine è stato plottato il risultato *average fiber orientation* grazie al quale è possibile notare il beneficio portato dalle modifiche appena descritte: modificando il

limite inferiore della scala a  $T_{yy} = 0.73$  si vede infatti come all' aumentare della lunghezza del canale si riduca l' area centrale ove le fibre sono più disallineate. Aumenta poi l' orientazione media in tutta la placca: si passa ad esempio da un valor medio di  $T_{yy} \approx 0.72$  nella prima geometria a  $T_{yy} \approx 0.74$  nell' ultima nell' area centrale della figura. Per quanto riguarda l' omogeneità della distribuzione di orientazione invece le tre geometrie sono pressoché equivalenti. Sembrerebbe quindi logico adottare una geometria con il canale d' uscita più lungo possibile per ottenere il massimo livello d' orientazione delle fibre; ci si accorge però che in presenza del canale la forza di chiusura richiesta va ben oltre il limite consentito dalla pressa di cui dispone l' azienda. Sebbene infatti l' area proiettata aumenti di poco, la pressione necessaria per riempire tale feature aumenta considerevolmente rispetto alla geometria che ne è sprovvista.

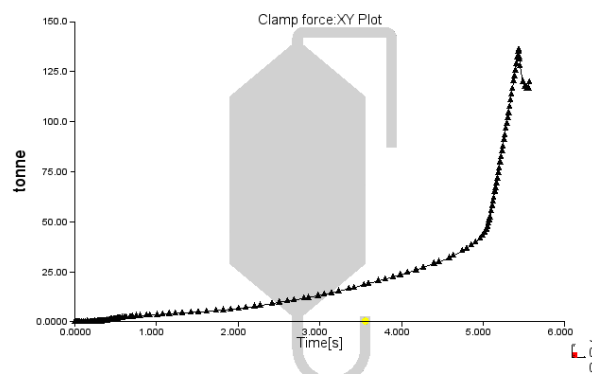


Figura 2-23 Andamento nel tempo della forza di chiusura richiesta durante il riempimento della cavità

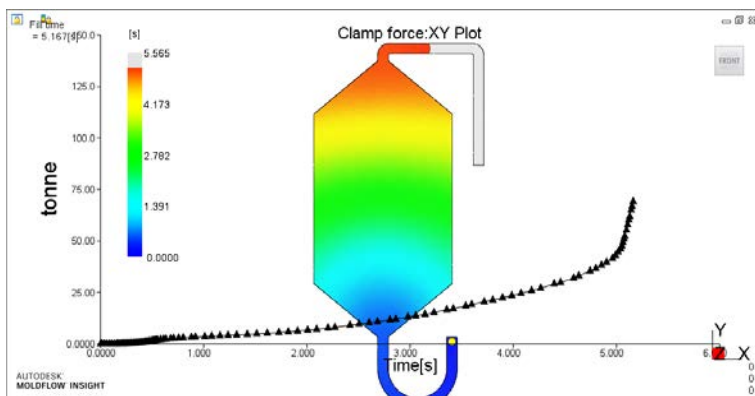


Figura 2-24 Picco di pressione in cavità durante il riempimento del canale d' uscita

In Figura 2-23 è riportato l' andamento della forza di chiusura richiesta all' avanzare del riempimento: per questa geometria si ha un picco di 136 ton, quasi il doppio del limite consentito, che si ricorda essere di 65 ton. Sovrapponendo a questo

grafico il risultato relativo al tempo di riempimento *fill time result* si nota che la pressione in cavità, e quindi la forze di chiusura, comincia ad aumentare con elevato gradiente nel

momento in cui il fuso entra nel canale. Dato che l' orientamento della fibra è più elevato nel caso in cui tal canale sia presente, si cercherà un modo per abbassare la forza di chiusura richiesta dalla pressa pur senza eliminare tale feature.

Osservazioni:

- la scelta di stampare placchette da cui poter ricavare provini normati ISO è stata effettuata giunti a questo punto delle analisi. D' ora in avanti si farà perciò riferimento ad una geometria quadrata 150x150x3 mm e non più rettangolare; le considerazioni finora esposte rimangono tuttavia valide, ragion per cui non sarebbe stato di alcuna utilità ripetere le simulazioni precedenti
- nelle ultime simulazioni, adottando una *global size* di 2 mm per meshare il modello, si sono superati i 600000 elementi, rendendo il tempo computazionale elevato. Per tornare ad avere un numero di elementi compreso tra i 400000 ed i 500000 la *global size* è stata aumentata a 2.3 mm.

Il modello di partenza, su cui effettuare i vari interventi per comprendere come ridurre la forza di chiusura, è l' ultimo analizzato, ovvero quello con il canale di uscita lungo 210 mm, ove però la placca centrale è stata modificata come già descritto.

Come è noto, l' avanzamento del polimero fuso nella cavità da un punto A ad un punto B avviene grazie ad una differenza di pressione tra tali punti; nel caso in cui le perdite di carico siano ingenti, la pressione di iniezione aumenterà di conseguenza, e quindi la forza di chiusura richiesta:

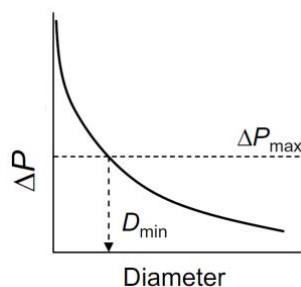


Figura 2-25 Perdite di carico al variare del diametro idraulico in una condotta

$$clamp\ force = A \cdot p$$

ove  $A$  è l'area proiettata della figura (compresi i canali di alimentazione) e  $p$  la pressione in cavità. Tenendo conto che le perdite di carico dipendono con legge di potenza dal diametro idraulico della sezione di passaggio del fluido, sono stati effettuati i seguenti tentativi:

1. Invece che usare un canale di forma rettangolare si è passati ad uno di forma circolare, mantenendo invariata l' area della sezione



$$S = \frac{\pi D^2}{4} = 10 * 3 \rightarrow D = \sqrt{\frac{4S}{\pi}} = 6.2 \text{ mm}$$

2. E' stata aumentata l' area della sezione, mantenendo invariata la forma, utilizzando un rettangolo di dimensioni 12x6 mm ( $S = 72 \text{ mm}^2$ ) e spessore 3 mm.

Nel primo caso la forza di chiusura stimata da Moldflow scende a 118 ton, mentre nel secondo a 100 ton; ciò conferma l' efficacia ipotizzata di tali modifiche del modello.

Anche utilizzando un canale di sezione circolare di diametro  $D = 10 \text{ mm}$  ( $S = \frac{\pi 10^2}{4} = 78 \text{ mm}^2$ ), non si scende però sotto le 91 ton. Oltretutto con tal geometria si violano i vincoli relativi al massimo volume di materiale iniettabile dalla pressa. Si deve infatti tener conto che il materiale utilizzato per le simulazioni è un polimero termoplastico semicristallino, caratterizzato da elevati valori di dilatazione termica; in particolar modo si osservino le curve  $pvT$  riportate in Moldflow:

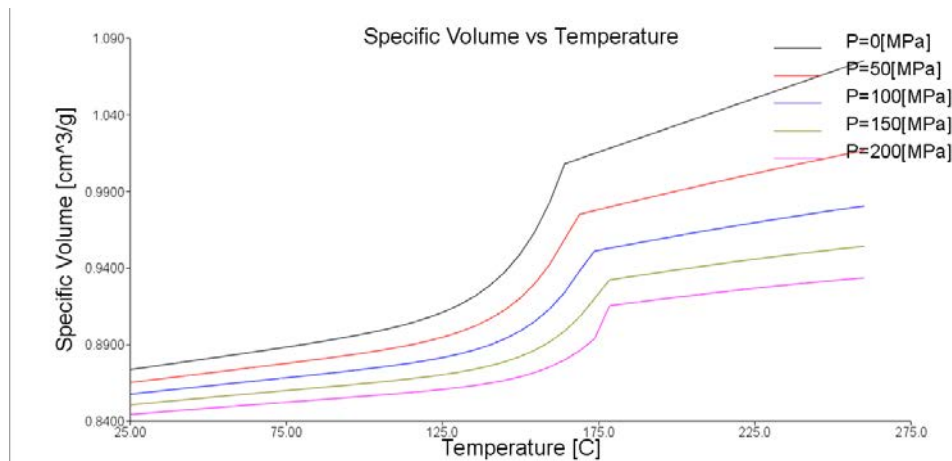


Figura 2-26 Curve  $pvT$  per il materiale ISOGLASS H 30 CGF S HS BK1

Sebbene il volume totale del pezzo possa essere inferiore a quello limite di materiale iniettabile dalla pressa, è necessario assicurarsi che anche alla temperatura di iniezione tale vincolo sia rispettato a causa della variazione di volume specifico. I fusi polimerici sono fluidi comprimibili, pertanto come si nota dal grafico la loro densità dipende fortemente dalla pressione; poiché nel cilindro di plastificazione i grani vengono fusi a



pressione circa pari a quella atmosferica, si dovrà far riferimento alla curva “p = 0 Mpa”. Si andrà ad esaminare tale curva per scoprire quale sia il volume specifico a temperatura ambiente e a quella di fusione e dedurre la dilatazione percentuale.

T [°C]	v [m <sup>3</sup> /kg]
25	0.8738
235	1.058

Pertanto il ritiro volumetrico del polimero passando da una T = 235 °C alla T ambiente è:

$$\Delta v = \frac{1.058 - 0.8738}{0.8738} = 0.21$$

Tabella 2-4 Volume specifico del polimero a temperatura ambiente e temperatura di processo.

Materiale ISOGLASS H 30 CGF S HS BK1 Ossia si ha un ritiro del 21.1%.

Considerando che il volume limite iniettabile dalla pressa è di 124 cm<sup>3</sup> il volume massimo del componente potrà essere:

$$V_{max} = \frac{V_{max\_pressa}}{1 + \Delta v} = 103 \text{ cm}^3$$

Per rispettare tale vincolo si è allora deciso di accorciare il canale d’ uscita:



Figura 2-27 Geometria finale della placca per prove di trazione

La geometria a lato, con canale d’ uscita di diametro  $D = 10$  mm, satura il volume disponibile d’ iniezione della pressa. Poiché si è visto come la pressione in cavità aumenti notevolmente all’ aumentare della lunghezza del canale, anche la forza di chiusura richiesta cala, ma non oltre i 70 ton. Si è però osservato come la curva “*clamp force – fill time*” presenti un repentino cambio di pendenza nel momento in cui il polimero entra nel canale, e la forza di chiusura stimata aumenti così molto oltre il limite consentito. Va detto che finora le analisi sono state svolte senza variare i parametri di processo, tra cui lo switchover velocità – pressione, che avviene qualora il polimero riempia il 99% del volume della cavità;

si può allora pensare di anticipare lo switchover al momento immediatamente precedente l’ ingresso del fuso nel canale. In tal modo la pressa smetterà di iniettare il polimero a velocità costante (a discapito della pressione che aumenta così in modo incontrollato) prima che esso entri nella feature, la cui ridotta sezione di passaggio ne rende difficile il riempimento.

- $V_{\_ totale} = 103.9 \text{ cm}^3$
- $V_{\_ canale} = 7.54 \text{ cm}^3$

$$switch - over = \frac{V_{tot} - V_{channel}}{V_{tot}} 100 = 93 \%$$

Sono stati allora modificati i parametri di processo imponendo che la pressa passi al controllo in pressione qualora il volume della cavità si sia riempito al 93%. Di seguito vengono riportati i risultati relativi alla forza di chiusura stimata prima e dopo aver modificato lo switch over:

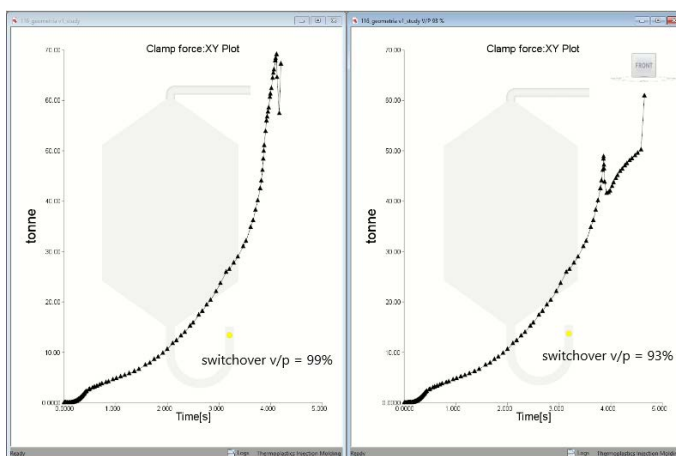


Figura 2-28 Andamento della forza di chiusura richiesta durante il riempimento della cavità al variare dello switch over

Anticipando lo switchover il picco di forza richiesta per tener chiuso lo stampo supera di poco le 50 ton, mentre nell' altro caso vengono superate le 70 ton: questo modello può dunque essere stampato con la pressa a disposizione. Vengono infine riportati i risultati di *average fiber orientation* (con limite inferiore della scala  $T_{yy} = 0.71$ ) per mettere a confronto la geometria sprovvista del canale di uscita e quella appena discussa, in modo tale da cogliere l' effettivo vantaggio portato dalla sua aggiunta.

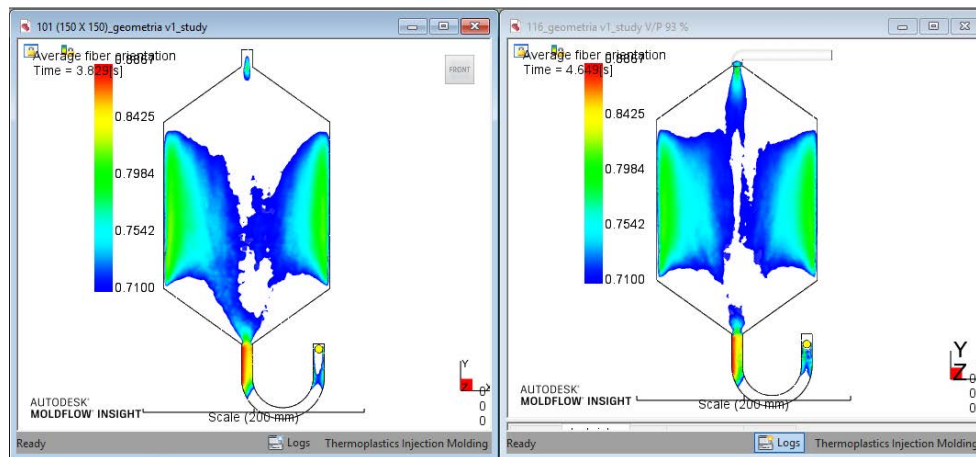


Figura 2-29 Risultati di orientazione media ( $T_{yy}$ ) a confronto per la placca senza e con il canale di uscita.

### 2.2.3 Analisi di riempimento: placca di spessore 2 mm

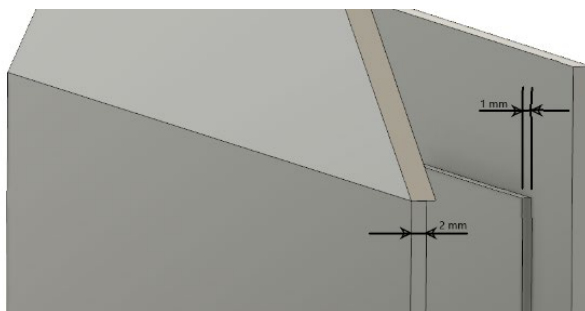


Figura 2-30 Rappresentazione schematica del tassello intercambiabile, che consente di stampare placche di spessore diverso

Come già anticipato, la volontà di questo lavoro è quella di progettare uno stampo dotato di inserti intercambiabili, in modo tale da realizzare provini di spessore variabile. Ciò consentirà di stimare in modo più verosimile le proprietà meccaniche dei componenti che verranno realizzati con le plastiche caricate fibra dell'azienda, i quali ovviamente avranno spessori di volta in volta diversi. A questo proposito si ipotizza che scendere al di sotto dei 2 mm di spessore abbia poco senso pratico, pertanto ci si pone questo valore come limite inferiore, mentre la geometria di spessore 3 mm costituirà quello superiore, essendo stata progettata saturando il volume di iniezione disponibile della pressa. Per contenere i costi di fabbricazione dello stampo, si è pensato di far realizzare dei tasselli che verranno montati sulla piastra fissa, e che avranno la geometria della sola placca, ma non dell'intero sistema di alimentazione e canali di uscita; ciascun tassello di spessore

via via crescente consentirà di stampare placche sempre più sottili. In figura è riportato uno schema di quanto appena descritto; nel caso specifico, la cavità, di profondità pari a 3 mm, viene parzialmente occupata dall' inserto di spessore 1 mm, consentendo così di stampare la placca da 2 mm.

Avendo ridotto lo spessore della placca si pone ora il problema di capire se tale geometria risulti ancora stampabile, oppure se la forza di chiusura richiesta superi il limite consentito. Le perdite di carico durante il riempimento della cavità aumentano infatti al diminuire del diametro idraulico della stessa con legge di potenza, il quale è così espresso:

$$d = \frac{4S}{p}$$

ove  $S$  è l' area della sezione di passaggio del fuso, mentre  $p$  è il perimetro di tal sezione. Nel caso della placca da 3 mm  $d = 5.88$  mm, mentre per la placca da 2 mm  $d = 3.94$  mm, quindi si ha una riduzione del 33%. E' dunque necessario simulare il riempimento della cavità per stimare l' effetto della riduzione del diametro idraulico sulla forza di chiusura. Come in precedenza, anche in questo caso vengono modificati i parametri di processo in modo tale da anticipare lo switchover prima che il fuso entri nel canale. Con lo stesso calcolo effettuato per la placca di spessore 3 mm si ottiene switchover  $v/p = 90\%$ .

La forza di chiusura stimata eccede tuttavia il limite della pressa. Si può allora provare ad aumentare la temperatura del fuso e dello stampo in modo tale da abbassare la viscosità del polimero, che dipende dalla temperatura secondo la nota legge di Arrhenius:

$$\eta(T) = Ae^{-\frac{B}{T}}$$

ove  $A$  e  $B$  sono costanti tipiche del materiale. Tali parametri sono stati così modificati:

- $T_{melt} = 235 \text{ °C} \rightarrow 245 \text{ °C}$
- $T_{mold} = 40 \text{ °C} \rightarrow 50 \text{ °C}$

Di seguito è riportato il grafico della forza di chiusura stimata prima e dopo aver apportato le suddette modifiche:

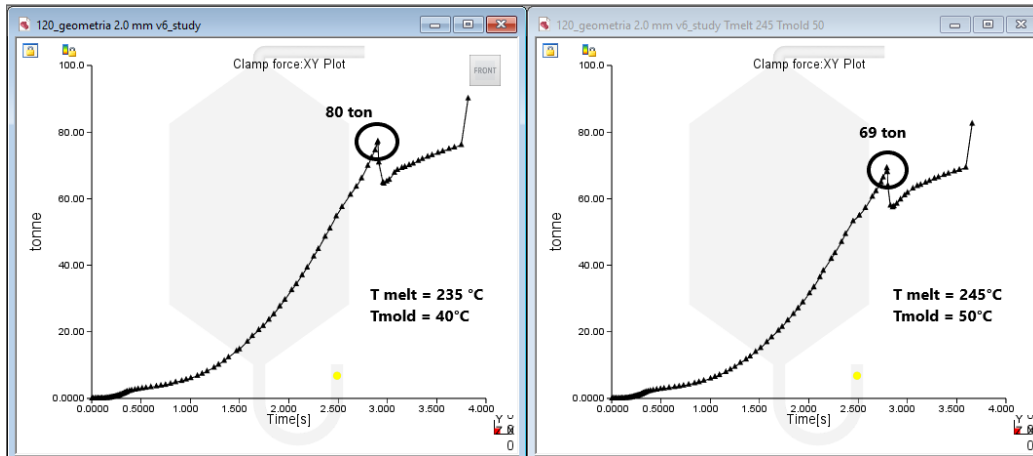


Figura 2-31 Andamento della forza di chiusura richiesta durante il riempimento della cavità al variare della temperatura del fuso e dello stampo

Come si può notare la forza di chiusura scende da 80 ton a 69 ton; sebbene tale valore sia ancora superiore a quello massimo consentito dalla pressa (65 ton), si devono tenere a mente le seguenti considerazioni:

1. La placca di spessore 2 mm è la più sottile che si andrà a stampare, pertanto tale geometria è quella che richiede la maggior forza di chiusura dal momento che il riempimento di cavità più sottili genera pressioni maggiori in cavità a parità di altri fattori.
2. In confronto agli altri PPGF prodotti da SIRMAX il materiale considerato per le analisi è uno dei più viscosi, e quindi è più elevata la pressione richiesta per iniettare il polimero nella cavità. Materiali a grado più elevato saranno dunque stampabili più facilmente.

Materiale	Tprova (°C)	Carico (g)	MFR (g/10 min)
Isoglass H30 CGF S HS BK1 (	230	5	5
Isoglass H30 FLV C NAT	230	2.16	6
Isoglass H3V 6009d	230	2.16	17
Isoglass HGV 6002d NA	230	2.16	21

Tabella 2-5 Melt Flow Rate (MFR) misurati per alcuni PPGF prodotti da SIRMAX e relativi parametri di prova

3. I risultati relativi alla forza di chiusura stimati da Moldflow sono indicativi ma non del tutto aderenti alla realtà; non avrebbe quindi senso in questa sede iterare le modifiche alla geometria del modello per rispettare esattamente il vincolo imposto.



### 3. Comparazione tra diverse tecnologie di taglio per la caratterizzazione meccanica di SFRPs

Gli attuali standard per la corretta esecuzione dei test di trazione sui polimeri, quali la ISO 527-2 e l' ASTM D638-14, non forniscono indicazioni in merito a quale tecnologia debba essere utilizzata per il taglio dei provini a partire da placche stampate per IM. Nemmeno in letteratura sono molti gli studi condotti a riguardo, sebbene sia stato osservato che il taglio incide in effetti sulle proprietà finali del materiale.

Nell' ottica di voler verificare la bontà della scelta dell' azienda di commissionare il taglio dei provini ad un fornitore esterno, in questo capitolo verranno prese in considerazione le due seguenti tecnologie: *water jet* ed *end milling*. La prima consiste nell' utilizzare un getto d' acqua ad alta velocità per generare una stretta scanalatura nel materiale; in genere il diametro dell' ugello è compreso tra i 0.5 e 1 mm, mentre le pressioni raggiunte sono mediamente dell' ordine dei 400 Mpa. L' *end milling* è invece una lavorazione per asportazione di truciolo dove viene utilizzato un utensile in genere cilindrico chiamato "fresa a codolo". Una volta scelto un materiale campione per lo studio verranno ricavati, per un' unica giacitura, una serie di provini con ambo le tecnologie; grazie all' utilizzo di un profilometro verranno successivamente acquisiti i profili di rugosità dei vari campioni ed infine svolte le prove di trazione. Sarà quindi possibile determinare quale tecnologia di taglio sia da preferire in base alle proprietà meccaniche manifestate da ciascuna famiglia di provini; si assume che tale tecnologia sia quella che induce nel materiale il deterioramento minore, da cui derivano proprietà più elevate.

## 3.1 Pianificazione degli esperimenti

Per esperimento s' intende una procedura sistematica atta a determinare delle relazioni causa-effetto tra le variabili in ingresso di un certo processo, detti *input*, e i relativi *output*. Nel caso in questione si vogliono indagare gli effetti di due tecnologie di taglio sulle proprietà meccaniche (di trazione) esibite dai rispettivi provini. Per quanto concerne il taglio ad acqua, la produzione dei provini avviene esternamente all' azienda e quindi non è possibile controllarne i parametri di processo, mentre per quel che riguarda la fresatura la SIRMAL dispone degli strumenti per poter ricavare i campioni dalla placchette. In questo caso verranno presi in considerazione anche i parametri di processo, per ampliare l' analisi degli effetti del taglio a più casistiche. Nello specifico verranno considerati:

- Velocità di taglio  $v_c = \frac{2\pi n}{60} r \left[ \frac{mm}{sec} \right]$ , ove  $n$  è la velocità di rotazione del mandrino espressa in giri/min [*rpm*] ed  $r$  è il raggio dell' utensile.
- Velocità di avanzamento  $v_f \left[ \frac{mm}{sec} \right]$

Per studiare l' effetto della variazione di tali parametri sulle proprietà meccaniche del materiale campione è conveniente strutturare l' esperimento secondo un cosiddetto “piano fattoriale”; qualora si parli di “*factorial design*” s' intende appunto una metodologia che consente di investigare in modo efficiente l' effetto di due o più *input* sulla risposta di un processo (*output*), mediante un numero minimo di osservazioni e tenendo conto dell' interazione delle variabili in ingresso. Un piano fattoriale completo (*full factorial design*) prevede un numero di combinazioni pari a:

$$N = n^k \quad (3.1)$$

Ove  $k$  è il numero di variabili indipendenti considerate (fattori) mentre “ $n$ ” è il numero di valori che ciascun fattore assume (livelli). Ad esempio, date due variabili indipendenti  $x$  e  $y$  che assumono valori discreti  $[x_1, x_2, x_3]$  e  $[y_1, y_2, y_3]$  rispettivamente, si ha:

$$N = 3^2 = 9$$

Nel caso in questione le variabili indipendenti sono due ( $v_c$  e  $v_f$ )<sup>5</sup>, che si è deciso di far variare tra due livelli, per un totale di quattro combinazioni (cinque considerando anche

---

<sup>5</sup> In letteratura , per esperimenti ove si vogliono indagare gli effetti di taglio su *output* quali ad esempio rugosità superficiale, temperatura , etc., spesso viene considerata tra i parametri di processo anche la



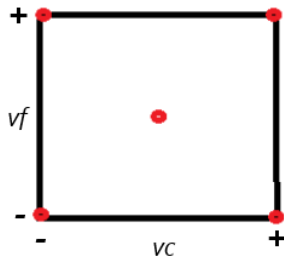


Figura 3-1 Piano fattoriale completo per due fattori e due livelli

un punto centrale). Per ciascun parametro si è deciso quali valori assegnare ai livelli “+” e “-” dopo una breve fase di screening, durante la quale sono stati effettuati alcuni test di taglio sul materiale. Tenendo anche conto dei parametri di taglio utilizzati di solito ( $n = 4000$  rpm,  $v_f = 5$  mm/sec), si è ipotizzato di fissare  $v_f = 2$  mm/sec e, mantenendo fissa la velocità di avanzamento, si è andati ad aumentare progressivamente la velocità di rotazione del mandrino<sup>6</sup>: per valori elevati di  $n$  si osserva che in corrispondenza della superficie lavorata il materiale fonde localmente. In tali condizioni il materiale è evidentemente degradato e il campione non è adatto ad essere testato. Con questo presupposto “ $n+$ ” è stato fissato pari a 12000 rpm: tale condizione è quella relativa al minor valore possibile di “avanzamento per dente”  $f_z = \frac{v_f}{nz}$  ove  $z$  è il numero di denti dell’ utensile. Tale parametro misura di quanto avanza l’ utensile ad ogni giro per ciascun dente: quando assume valori bassi, ad ogni giro il singolo dente asporta poco materiale, pertanto l’ utensile tende a girare a vuoto e la temperatura localmente aumenta a causa dell’ attrito. Viceversa, per determinare il limite



Figura 3-2 Materiale fuso in corrispondenza della superficie lavorata per bassi valori di  $f_z$

superiore di  $f_z$ , una volta fissato  $n = 6000$  rpm, è stata progressivamente alzata  $v_f$ ; per valori elevati di  $v_f$  la superficie dei campioni presenta evidenti tracce lasciate dalla lavorazione. Com’è noto dalla norma ASTM D638-14, le superfici dei provini devono essere esenti da tali difetti, pertanto il limite è stato posto pari a  $v_f = 8$  mm/sec. In definitiva si hanno le seguenti combinazioni:

	n(rpm)	Vf(mm/sec)
1	6000	2
2	6000	8
3	12000	2
4	12000	8
5	9000	5

Tabella 3-1 Parametri di fresatura: piano fattoriale completo

profondità di taglio; in tal caso tuttavia, come si vedrà al paragrafo successivo, lo spessore delle placche non è tale da consentire di modificare la profondità di passata.

<sup>6</sup> Si precisa che, avendo utilizzato per tutta la durata dell’ esperimento lo stesso utensile, è equivalente considerare la velocità di rotazione del mandrino al posto della velocità di taglio. I due valori sono identici a meno della costante  $\frac{2\pi d}{60}$ .

## 3.2 Preparazione dei campioni

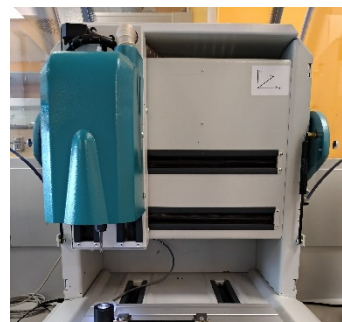
Completata la fase di pianificazione, è possibile andare a ricavare i provini secondo i parametri di processo stabiliti. Poiché lo scopo è quello di confrontare due diverse tecnologie di taglio, il materiale campione può essere scelto arbitrariamente. In tal caso si è deciso di utilizzare un polipropilene caricato con il 30% di frazione in peso di fibra di vetro, avente nome commerciale << STAMAX YM240 >> prodotto dall'azienda Sabic. Sono state quindi stampate mediante IM delle placchette rettangolari di misura 125x160 mm di spessore 1.6 mm, da cui sono stati ricavati dei provini con la tipica forma a “farfalla” per le prove di trazione. Le dimensioni di tali provini non sono tuttavia normate: hanno lunghezza totale pari a 120 mm e tratto utile di lunghezza e larghezza pari a 40 e 10 mm rispettivamente. Così come per il materiale, anche la giacitura del provino può essere scelta arbitrariamente; si è scelto di estrarre i provini a 45° rispetto alla direzione di riempimento della placca, come si può vedere in Figura 3-3



*Figura 3-3 Provino per prove di trazione ottenuto mediante taglio ad acqua*

Poiché per ogni combinazione si vogliono effettuare cinque ripetizioni, sono stati fresati in totale 25 provini, cui si aggiungono i cinque ottenuti tramite water jet.

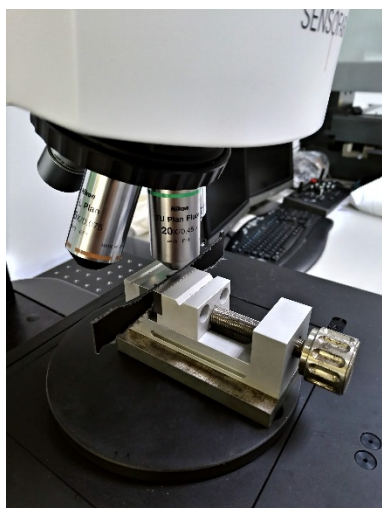
Per fresare i provini è invece stata utilizzata la fresa a codolo a 3 assi “CHARLY4U” prodotta dall'azienda Metanumeric. E' stato utilizzato per tutte le prove un utensile cilindrico frontale con punta piatta dotato di 4 taglienti avente diametro 6 mm. Per ottenere provini identici, è stato generato un file CAM a partire dal medesimo file CAD utilizzato per il taglio ad acqua. La placca è stata quindi fissata sugli appositi supporti e si è proceduto alla lavorazione vera e propria per ciascuna combinazione di parametri.



*Figura 3-4 Fresatura di un provino per prova di trazione mediante macchina a controllo numerico CHARLY4U*

### 3.3 Misure di rugosità superficiale

Una volta ottenuti i provini è possibile effettuare le misure di rugosità delle superfici lavorate. Come anticipato nell' introduzione, si vuole giustificare una possibile dipendenza delle proprietà meccaniche dalla tecnologia di taglio attraverso la scabrezza delle superfici lavorate; si ipotizza infatti che il susseguirsi di picchi e valli nel profilo della superficie del campione dia luogo ad una serie di difetti che fungono poi da punto di innesco preferenziale di cricche durante l' applicazione del carico. In letteratura, nello studio della dipendenza delle proprietà meccaniche dalla rugosità, le medesime ipotesi sono state formulate da Eriksen (2000) [21] e da Codolini, Li e Wilkinson (2017) [22].



*Figura 3-5 Acquisizione del profilo superficiale del campione mediante microscopio ottico confocale*

Per effettuare le misure è stato utilizzato il profilometro ottico S Neox prodotto da Sensofar. Il provino è stato inizialmente pulito dalla bava di lavorazione (che potrebbe avrebbe potuto alterare la misura) e fissato su un apposito supporto, in modo tale che se ne potesse osservare la superficie laterale in corrispondenza del tratto utile: è infatti in questa zona che la presenza di scalfiture indotte dalla lavorazione può avere effetto sul meccanismo di rottura. E' quindi stato acquisito il profilo del campione andando a scansionare un' area rettangolare di dimensioni 0.66 x 5.79 mm, posizionata nel senso della lunghezza del provino circa al centro dello stesso. La procedura è stata quindi ripetuta per ciascun campione. Dalle scansioni si ottiene il profilo misurato e, accedendo al software dello strumento, è possibile visualizzare il profilo primario  $P_a$  della superficie<sup>7</sup>. Il profilo primario  $P_a$  deve essere tuttavia “filtrato” per ottenere la rugosità superficiale  $R_a$ , definita dalla norma ISO 4287 come “il profilo ottenuto dal filtraggio del profilo primario mediante l' applicazione di una certa lunghezza d'onda di cut-off  $\lambda_c$ ”. L' applicazione del cut-off  $\lambda_c$ , la cui lunghezza è identica a quella della lunghezza di campionamento  $l_c$ , ha lo scopo di separare le componenti di ampiezza del profilo relative all' ondulazione da quelle relative alla rugosità. Le componenti del profilo aventi

<sup>7</sup> Si ricorda che il profilo primario è ottenuto applicando un filtro passa-basso che consente di eliminare le componenti del profilo misurato aventi lunghezza d' onda inferiori ad un certo valore  $\lambda_s$ , che non sono ritenute rilevanti per misure di rugosità.

lunghezza d' onda  $> \lambda c$  non vengono considerate nel computo del parametro  $R_a$ , espresso come:

$$R_a = \int_0^{\lambda c} |z(x)| dx \quad (3.2)$$

Ove  $|z(x)|$  è lo scostamento assoluto del profilo alla generica coordinata  $x$  dalla linea media, mentre  $x$  è la direzione lungo cui viene valutato  $R_a$  (in tal caso  $x$  coincide con il lato lungo dell' area scansionata). Il valore di  $\lambda c$  da utilizzare dipende dal range di rugosità della superficie analizzata. La norma ISO prevede di utilizzare i seguenti valori:

Cut-off raccomandati - Norma ISO 4288-1997				
Profili Periodici	Profili NON Periodici		Cut-off	Lunghezza di Campionamento / Lunghezza di Valutazione
$S_m$ [mm]	$R_z$ [ $\mu m$ ]	$R_a$ [ $\mu m$ ]	$\lambda c$ [mm]	$\lambda c/L$ [mm]/[mm]
$0,013 < S_m \leq 0,04$	$(0,025) < R_z \leq 0,1$	$(0,006) < R_a \leq 0,02$	0,08	0,08/0,4
$0,04 < S_m \leq 0,13$	$0,1 < R_z \leq 0,5$	$0,02 < R_a \leq 0,1$	0,25	0,25/1,25
$0,13 < S_m \leq 0,4$	$0,5 < R_z \leq 10$	$0,1 < R_a \leq 2$	0,8	0,8/4
$0,4 < S_m \leq 1,3$	$10 < R_z \leq 50$	$2 < R_a \leq 10$	2,5	2,5/12,5
$1,3 < S_m \leq 4$	$50 < R_z \leq 200$	$10 < R_a \leq 80$	8	8/40

Tabella 3-2 Valori di cut off  $\lambda c$  raccomandati dalla norma ISO al variare di  $R_a$

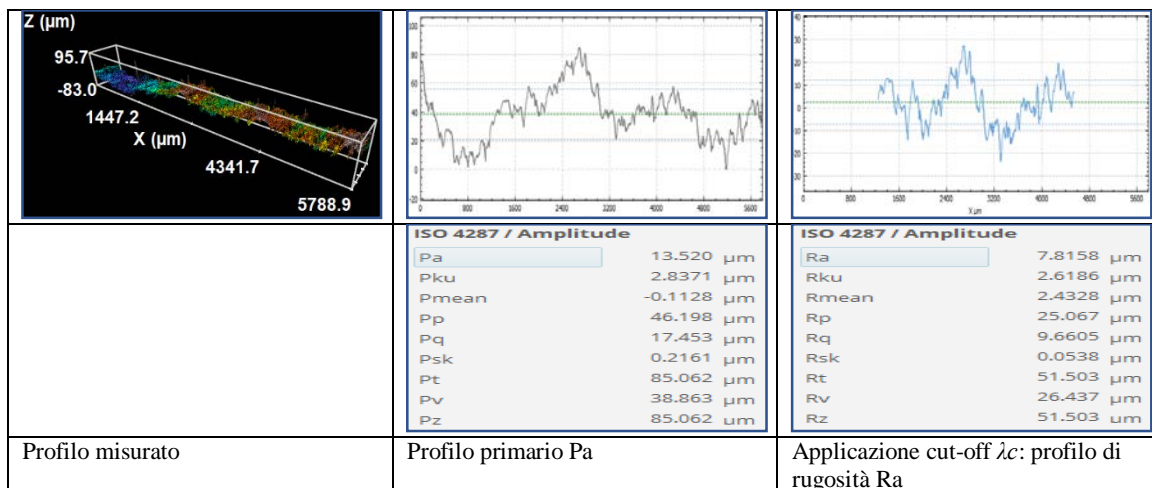


Tabella 3-3 Procedura di misurazione di  $R_a$  (l' esempio riportato è relativo al primo provino ottenuto mediante water jet)

La procedura schematizzata in Tabella 3-3 è stata applicata a tutti e 30 i provini; la tabella contenente i rispettivi valori di rugosità è riportata subito sotto (sono stati inclusi anche i valori di rugosità riferiti all' area Sa).

Taglio	Provino no.	<i>n</i>	<i>vf</i>	Ra	<Ra>	$\sigma_{Ra}$	Sa	<Sa>	$\sigma_{Sa}$
		rpm	mm/s	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$
Water jet	1	/	/	7.82	7.90	1.03	15.25	14.59	1.03
	2			6.29			13.78		
	3			7.85			13.20		
	4			9.04			15.41		
	5			8.52			15.30		
Fresatura	1	6000	2	1.22	1.04	0.15	6.54	5.38	0.90
	2			0.87			4.78		
	3			0.90			5.76		
	4			1.10			5.59		
	5			1.10			4.22		
	1	6000	8	0.94	0.96	0.04	3.43	4.49	1.46
	2			0.92			4.32		
	3			1.03			6.65		
	4			0.99			5.09		
	5			0.95			2.96		
	1	1200	2	0.75	0.80	0.04	4.75	4.59	0.94
	2			0.84			6.53		
	3			0.77			5.09		
	4			0.82			5.79		
	5			0.84			3.77		
	1	12000	8	1.25	1.46	0.18	5.56	4.59	0.57
	2			1.28			4.36		
	3			1.65			4.23		
	4			1.55			4.17		
	5			1.57			4.62		
	1	9000	5	0.85	0.83	0.08	5.48	4.84	1.32
	2			0.96			4.56		
	3			0.81			4.22		
	4			0.73			6.72		
	5			0.82			3.24		

Tabella 3-4 Misure di rugosità della superficie laterale dei provini ottenuti mediante fresatura e taglio ad acqua: le parentesi "<>" indicano il valor medio mentre " $\sigma$ " la deviazione standard.

### 3.4 Prove di trazione

Le prove di trazione sono state effettuate con una macchina della serie 5960 dell' azienda Instron, specifica per i test di materie plastiche. Tutte le prove sono state condotte facendo uso di estensimetri per poter valutare la deformazione a rottura, a temperatura ambiente (T = 23 °C) e alla medesima velocità di applicazione del carico  $\nu = 50$  mm/min. Essendo

il tratto utile  $l = 40$  mm, ciò equivale ad una velocità di deformazione pari a  $\dot{\epsilon} = \frac{v}{l} = 0.021 \frac{1}{s}$ . Prima di ogni prova sono stati misurati larghezza e spessore di ogni campione.

Taglio	Provino no.	E	<E>	$\sigma_E$	UTS	<UTS>	$\sigma_{UTS}$	$\epsilon_{UTS}$	< $\epsilon_{UTS}$ >	$\sigma_{\epsilon_{UTS}}$
		MPa	MPa	MPa	Mpa	MPa	MPa	%	%	%
Water jet	1	3096.39	3105.76	45.03	50.25	51.64	1.05	2.83	2.80	0.09
	2	3052.16			52.66			2.77		
	3	3113.06			51.19			2.93		
	4	3091.49			52.71			2.80		
	5	3175.71			51.38			2.67		
Fresatura	1	3158.99	3168.29	56.22	53.20	52.96	0.55	3.06	3.11	0.09
	2	3232.34			53.57			3.20		
	3	3161.25			53.04			3.10		
	4	3084.16			52.94			3.19		
	5	3204.71			52.08			2.99		
6000 rpm 8 mm/s	1	2908.58	3012.38	216.82	54.13	53.60	0.84	3.22	3.14	0.12
	2	3154.52			52.54			2.98		
	3	3237.71			54.12			3.08		
	4	3069.68			54.37			3.14		
	5	2691.43			52.85			3.29		
12000 rpm 2 mm/s	1	3184.97	3106.41	98.22	52.09	51.63	1.13	3.02	3.12	0.10
	2	3141.85			53.12			3.19		
	3	3201.80			51.65			3.12		
	4	2993.26			51.25			3.02		
	5	3010.19			50.04			3.24		
12000 rpm 8 mm/s	1	3065.28	3040.66	41.08	52.56	51.04	0.89	3.35	3.11	0.14
	2	3001.58			50.41			3.09		
	3	2999.31			50.43			3.02		
	4	3094.53			50.71			3.10		
	5	3042.59			51.10			2.99		
9000 rpm 5 mm/s	1	3029.79	3068.58	99.48	50.81	51.11	0.83	3.02	3.20	0.17
	2	3098.80			51.27			3.30		
	3	2981.14			50.30			3.05		
	4	3228.19			52.46			3.44		
	5	3004.97			50.74			3.20		

Tabella 3-5 Risultati delle prove di trazione di provini ottenuti mediante fresatura e taglio ad acqua.

### 3.5 Analisi dei risultati

**Rugosità superficiale** Osservando i valori di Ra e Sa in è anzitutto possibile notare che i provini ottenuti mediante taglio ad acqua presentano una rugosità superficiale decisamente più elevata rispetto a quelli ottenuti con la fresa a codolo; questi risultati sono in linea con quanto riportato da Codolini et al. (2017), i quali hanno studiato l' influenza della tecnologia di taglio sulle proprietà meccaniche di provini in polipropilene caricato con talco al 18% in peso [22]. Per quanto riguarda i provini tagliati ad acqua i valori di Sa misurati,  $\langle Sa \rangle = 14.59 \pm 1.03 \mu m$ , sono molto simili a quelli riportati dai

suddetti ricercatori,  $\langle Sa \rangle = 11.28 \pm 1.68 \mu\text{m}$ , mentre sussiste una maggior differenza nel caso di quelli fresati: il valor medio per tutte le possibili condizioni di processo di Sa misurato, vale infatti  $\langle Sa \rangle = 4.78 \pm 1.04 \mu\text{m}$  rispetto ad  $\langle Sa \rangle = 0.99 \pm 0.28 \mu\text{m}$  (Codolini ed altri).

**Proprietà meccaniche** Nella Tabella 3-4 vengono riportati i valori medi di modulo elastico, resistenza a trazione e deformazione a rottura sia per i provini tagliati ad acqua, sia per i provini ottenuti mediante le varie combinazioni dei parametri di fresatura; plottando tali valori contro la rugosità superficiale media calcolata per i rispettivi gruppi di provini, è possibile notare che, per quanto riguarda il modulo elastico  $\langle E \rangle$ , non sussistono differenze significative tra le due tecnologie di taglio, in quanto le medie cadono all'interno della deviazione standard. Lo stesso dicasi per quanto concerne la resistenza a trazione  $\langle UTS \rangle$ , sebbene in questo caso si noti che per il gruppo di parametri ( $n = 6000 \text{ rpm}$ ,  $vf = 8 \text{ mm/s}$ ) i provini presentano valori di  $\langle UTS \rangle$  leggermente più elevati.

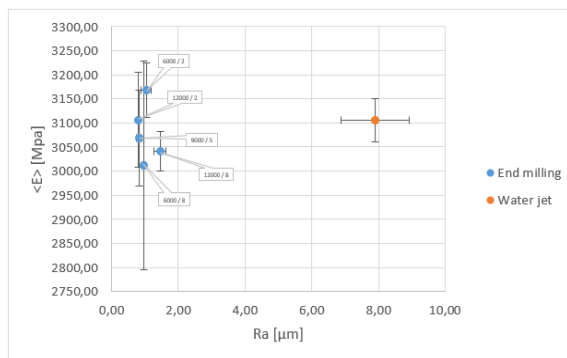


Figura 3-7 Influenza di Ra sul modulo elastico di provini ottenuti mediante fresatura e taglio ad acqua. Le etichette associate a ciascun dato medio riportano le condizioni di processo utilizzate per ottenere il relativo gruppo di provini (es. 12000 / 2:  $n = 12000 \text{ rpm}$ ,  $vf = 2 \text{ mm/s}$ )

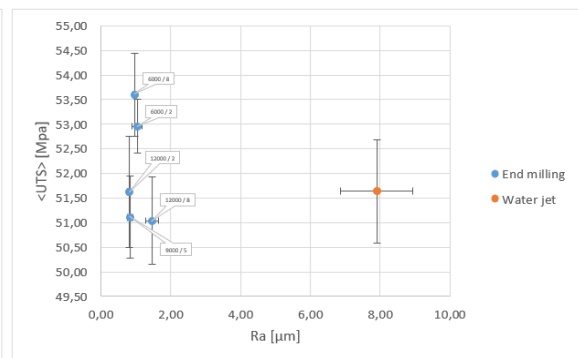


Figura 3-6 Influenza di Ra sulla resistenza a trazione di provini ottenuti mediante fresatura e taglio ad acqua

Tuttavia, seppur i provini giungano a cedimento per valori simili di UTS, l'allungamento percentuale a rottura manifestato dai provini ottenuti da fresatura è più elevato rispetto a quello dei provini tagliati ad acqua. Tali risultati sono qualitativamente in linea con quanto riportato da Codolini et al., i quali hanno riscontrato un incremento percentuale di  $\epsilon_{UTS}$  pari a più del 100% tra i provini fresati e quelli tagliati ad acqua; nel caso in questione si è registrato un aumento più contenuto tra le due tecnologie, considerando il



valor medio di  $\epsilon_{UTS}$  relativo a tutti i provini ottenuti per fresatura. Nello specifico:

$$\langle \epsilon_{UTS} \rangle_{EM} = \frac{\sum_i^N \langle \epsilon_{UTS} \rangle_i}{N} = 3.14 \pm 0.12$$

ove il pedice  $i$  è associato all'  $i$ -esima combinazione

di parametri di processo mentre  $N$  è il numero totale di combinazioni (vedi equazione

$$(3.1)). \text{ Quindi: } \delta\epsilon = \frac{\langle \epsilon_{UTS} \rangle_{EM} - \langle \epsilon_{UTS} \rangle_{WJ}}{\langle \epsilon_{UTS} \rangle_{WJ}} 100 = 12.01\%$$

ovvero la deformazione a rottura media per i provini ottenuti mediante fresatura è il 12% più elevata rispetto a quelli tagliati ad acqua.

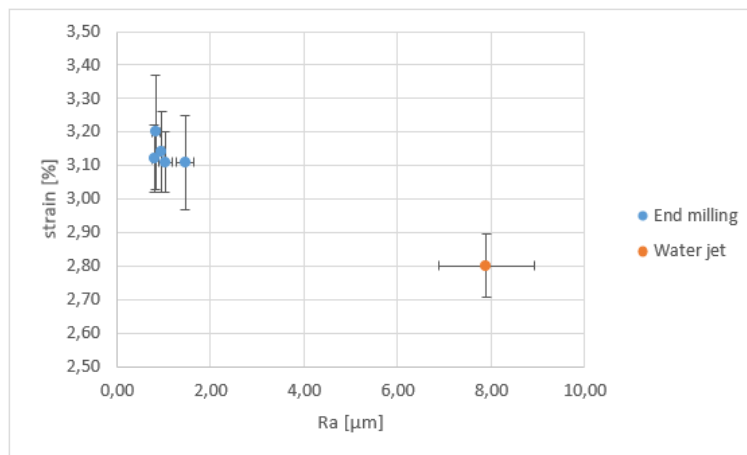


Figura 3-8 Influenza di Ra sulla deformazione a rottura di provini ottenuti mediante fresatura e taglio ad acqua

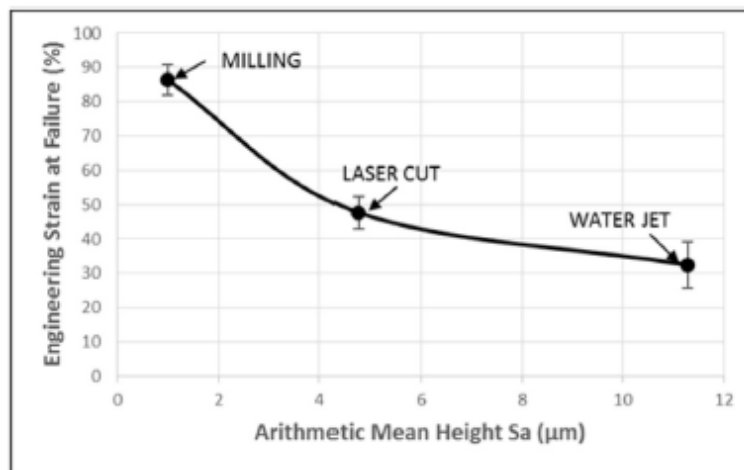


Figura 3-9 Influenza di Ra sulla deformazione a rottura di provini ottenuti mediante fresatura e taglio ad acqua (Codolini et al [22]).

Da queste prime considerazioni è quindi possibile affermare che la scelta della tecnologia di taglio incide in modo evidente sulla scabrezza finale della superficie lavorata: la fresatura, per qualunque combinazione di parametri di processo impiegata, consente di



ottenere valori di Ra e Sa minori rispetto a quelli del taglio ad acqua. Allo stesso tempo, livelli di finitura superficiale superiori hanno un effetto benefico sulle proprietà meccaniche esibite dal provino, dal momento che a Ra minori corrispondono  $\epsilon_{UTS}$  maggiori. Non è stata invece rilevata una correlazione significativa tra Ra ed E, nonché tra Ra ed UTS.

### 3.5.1 ANOVA e ottimizzazione dei parametri di processo

Finora il confronto tra le tecnologie in esame è stato effettuato sulla base dei valori medi calcolati per ciascuno dei due casi; per quanto riguarda la fresatura, tuttavia, i dati ottenuti da misure sperimentali differiscono tra loro al variare delle condizioni di taglio. In questa fase si cercherà di capire se sussiste una dipendenza significativa delle proprietà meccaniche dai parametri di processo utilizzati per la fresatura dei provini. Lo strumento impiegato a questo scopo è l' ANOVA (*analysis of variance*), una tecnica statistica che consente di stabilire mediante un test la veridicità della cosiddetta “ipotesi nulla”; l' ipotesi nulla afferma che non sussistono differenze significative tra le medie di due gruppi, ovvero che tali differenze sono imputabili solamente al caso. Il test ANOVA studia la varianza “nei” gruppi e “tra” i gruppi e consente di ottenere un valore detto *p-value*; se tal valore è minore di un secondo parametro  $\alpha$  allora l' ipotesi nulla viene rifiutata. Il parametro  $\alpha$  è detto “indice di significatività” e rappresenta il rischio di affermare che esistano differenze tra le medie dei gruppi nel caso in cui l' ipotesi nulla sia considerata vera; in altri termini, dato un gruppo con una certa distribuzione normale di probabilità,  $\alpha$  indica quanto “distante” dal valor medio si debba essere per rifiutare l' ipotesi nulla. Quindi, quanto minore è  $\alpha$ , tanto minore è la probabilità di rifiutare erroneamente l' ipotesi nulla. Da un altro punto di vista, sancito il livello di confidenza desiderato dei risultati ottenuti, questo vale “ $1 - \alpha$ ”.

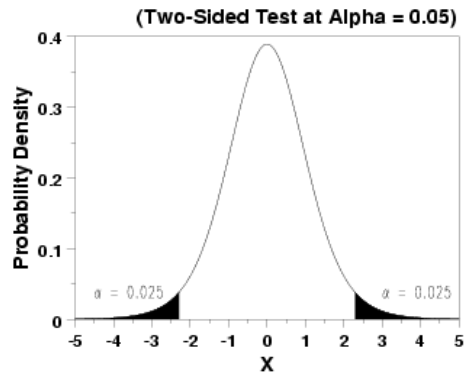


Figura 3-10 Livello di significatività  $\alpha$ . Le aree evidenziate rappresentano la cosiddetta "regione critica", all'interno della quale deve cadere la media del secondo gruppo considerato per poter rifiutare l'ipotesi nulla. Nel caso riportato in figura  $\alpha = 0.05$  (ciascuna area vale 0.025), pertanto la probabilità di affermare che esista una differenza significativa tra le medie dei gruppi, quando l'ipotesi nulla è vera, è del 5%. Il livello di confidenza è perciò del 95%.

Nel caso in questione l'ANOVA verrà utilizzata per stabilire se la velocità di taglio  $v_c$  e la velocità di avanzamento  $v_f$  incidono significativamente sulle proprietà meccaniche ottenute dai test di trazione ( $E$ ,  $UTS$ ,  $\epsilon_{UTS}$ ). Per questo tipo di studio è stato utilizzato il software di analisi statistica Minitab; una volta definito il piano fattoriale descritto al paragrafo 3.1 e riportati gli *output* del processo (proprietà meccaniche) è stato possibile passare all'analisi dei risultati vera e propria.

**Diagramma di Pareto** Il diagramma di Pareto è un metodo grafico utilizzato per sancire quali effetti siano statisticamente significativi nei confronti di un certo *output*. Nel caso in esame, poiché i fattori sono più di uno, viene considerato non solo l'effetto dei singoli fattori ma anche quello della loro interazione. Come già esposto in precedenza, l'effetto di un fattore o dell'interazione tra due di essi è considerato significativo se il *p value* associato al gruppo di campioni corrispondente è minore di  $\alpha$ , che è stato posto uguale a 0.05, valore consigliato da Fischer (1918), ossia colui che sviluppò l'ANOVA, e che viene tutt'ora comunemente impiegato in questo tipo di analisi.

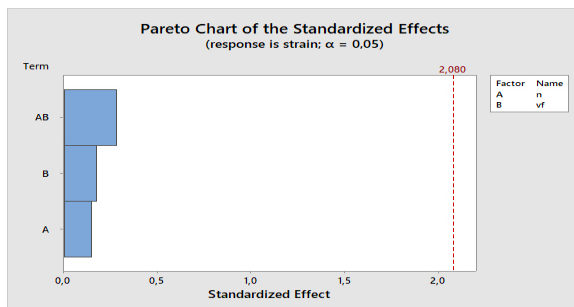


Figura 3-11 Diagramma di Pareto degli effetti standardizzati. Output:  $\epsilon_{UTS}$ , livello di confidenza 95%

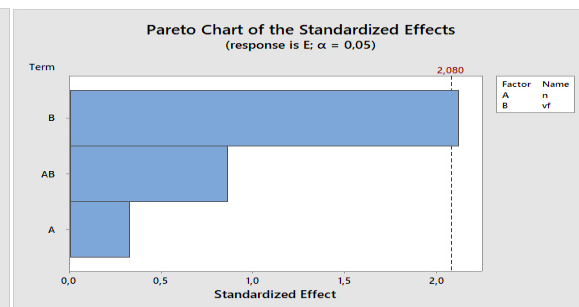


Figura 3-12 Diagramma di Pareto degli effetti standardizzati. Output:  $E$ , livello di confidenza 95%

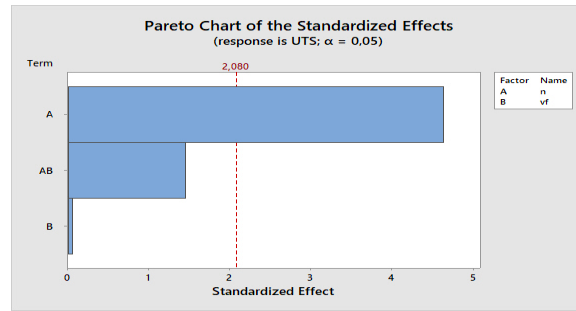


Figura 3-13 Diagramma di Pareto degli effetti standardizzati. Output: UTS, livello di confidenza 95%

Come si nota dalla Figura 3-11 la deformazione a rottura non presenta una dipendenza significativa dai parametri di processo  $n$  e  $vf$ , e nemmeno dalla loro interazione; per quanto riguarda il modulo elastico invece, secondo i risultati del test ANOVA sussiste una dipendenza di  $E$  da  $vf$ . Il valore di  $p$  value associato, tuttavia, è molto vicino al valore di soglia  $\alpha$ , infatti  $p$  value = 0.046; ciò significa che modificando anche di poco l'intervallo di confidenza tale affermazione risulterebbe errata. Diverso è il caso in Figura 3-13, in cui è possibile notare una dipendenza significativa della resistenza a trazione dalla velocità di rotazione del mandrino; nel caso in questione  $p$  value  $\ll \alpha$  (il software Minitab restituisce un valore di  $p$  value = 0, indicando che sono minime le probabilità di rifiutare erroneamente l'ipotesi nulla).

**Grafico degli effetti principali** Il diagramma di Pareto mostra quali fattori hanno un 'influenza significativa sugli output considerati ma non fornisce alcuna informazione in merito alla natura di tale dipendenza. Per fare ciò si ricorre al "grafico degli effetti principali", il quale mostra l'andamento della risposta per i vari livelli dei singoli fattori.

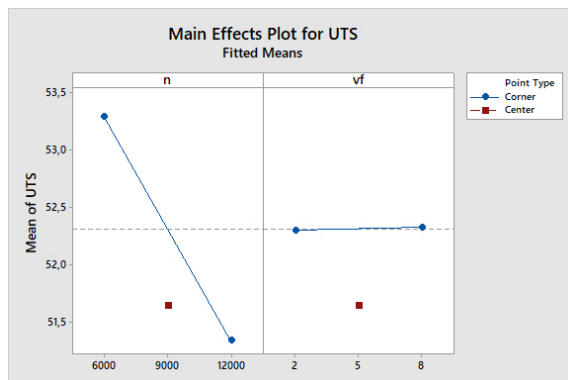


Figura 3-15 Grafico degli effetti principali. Output: UTS, fattori: n, vf

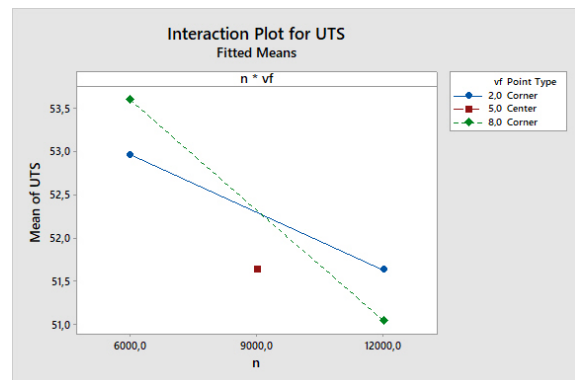


Figura 3-14 Grafico dell'interazione degli effetti. Output: UTS, fattori: n, vf

Nel grafico in Figura 3-15 è immediato notare, come già osservato nel diagramma di Pareto, che la risposta (UTS) è influenzata in minima parte dalla velocità di avanzamento (la retta è pressoché parallela all'asse delle ascisse) mentre è evidente una dipendenza dalla velocità di taglio; nello specifico, la resistenza a trazione aumenta al diminuire di  $n$ . Inoltre, per valori di  $n$  maggiori, UTS è maggiore per  $vf$  maggiori, viceversa per  $n$  minori, UTS è maggiore per  $vf$  minori, come si nota dal grafico in Figura 3-14, ove viene considerata l'interazione dei due fattori. La posizione del punto centrale ( $n = 9000$  rpm,  $vf = 5$  mm/s) suggerisce poi che tale dipendenza non sia lineare. Sulla base di questi risultati sono state effettuate ulteriori prove in modo da poter descrivere più dettagliatamente l'andamento della resistenza a trazione rispetto alla velocità di taglio; sono state considerate le seguenti nuove combinazioni di parametri di processo:

- $vf = 8$  mm/s,  $n = 4500$  rpm
- $vf = 8$  mm/s,  $n = 3000$  rpm
- $vf = 8$  mm/s,  $n = 500$  rpm

Le relative proprietà meccaniche sono:

Taglio	Provino no.	E	<E>	$\sigma_E$	UTS	<UTS>	$\sigma_{UTS}$	$\epsilon_{UTS}$	< $\epsilon_{UTS}$ >	$\sigma_{\epsilon_{UTS}}$
		MPa	MPa	MPa	Mpa	MPa	MPa	%	%	%
Fresatura 4500 rpm 8 mm/s	1	3379.26	3236.47	110.18	54.51	54.15	0.48	3.06	3.20	0.14
	2	3101.12			54.70			3.37		
	3	3285.68			53.71			3.06		
	4	3262.09			53.61			3.26		
	5	3154.19			54.22			3.27		
3000 rpm 8 mm/s	1	3100.43	3084.83	72.03	50.94	50.50	0.96	3.26	3.06	0.19
	2	3168.05			51.97			3.24		
	3	3059.99			49.73			2.89		
	4	2976.32			49.69			3.04		
	5	3119.35			50.16			2.87		
500 rpm 8 mm/s	1	2580.36	2523.03	430.86	51.95	51.14	0.72	4.14	3.80	0.58
	2	2063.64			51.88			4.64		
	3	2091.82			51.33			3.90		
	4	2996.20			50.13			3.07		
	5	3084.91			50.56			3.25		
	6	2357.25			51			3.79		

Tabella 3-6 Ottimizzazione dei parametri di fresatura: risultati delle prove di trazione su provini ottenuti mediante diverse velocità di taglio a parità di velocità di avanzamento.

I risultati delle prove di trazione relativi ai provini ottenuti con il gruppo di parametri ( $n$ ,  $vf$ ) = (4500 rpm, 8 mm/s) sono in linea con quanto riportato in Figura 3-15 al diminuire di  $n$  da 6000 a 4500 rpm si registra infatti un lieve aumento della resistenza a trazione

media. Tuttavia, per  $n = 3000$  rpm si osserva un nuovo calo di UTS. Per quanto riguarda i test di taglio eseguiti con  $(n, vf) = (500 \text{ rpm}, 8 \text{ mm/s})$  invece, si registrano variazioni anomale dei risultati di rigidità e deformazione a rottura rispetto a tutte le prove eseguite finora, con elevata dispersione statistica dei dati, sintomo che tali parametri di processo non consentono di effettuare la lavorazione in modo adeguato. A questo punto è possibile ripetere il test ANOVA, stavolta assumendo come unica variabile di *input*  $n$  ed *output* UTS, considerando i risultati appena discussi. In questo caso si parla di “ANOVA ad un fattore” (*one way ANOVA*), in quanto la variabile indipendente è una. Il valore calcolato di *p value* è come in precedenza pari a 0, il che significa che le medie di almeno due o più gruppi sono significativamente diverse; per sapere quali siano tali coppie di gruppi Minitab restituisce una tabella contenente i valori di *p value* per ciascuna possibile combinazione di gruppi (ciascun gruppo è associato ad un determinato  $n$ ). Infine, viene generato il grafico che riporta UTS al variare di  $n$  con i relativi intervalli di dispersione, calcolati mediante la *pooled standard deviation*.

**Tukey Simultaneous Tests for Differences of Means**

Difference of Levels	Difference of Means	SE of Difference	95% CI	T-Value	Adjusted P-Value
4500 - 3000	3,642	0,557	(2,026; 5,258)	6,53	0,000
6000 - 3000	2,786	0,483	(1,387; 4,185)	5,77	0,000
9000 - 3000	1,140	0,557	(-0,476; 2,756)	2,05	0,270
12000 - 3000	0,838	0,483	(-0,561; 2,237)	1,74	0,428
6000 - 4500	-0,856	0,483	(-2,255; 0,543)	-1,77	0,407
9000 - 4500	-2,502	0,557	(-4,118; -0,886)	-4,49	0,001
12000 - 4500	-2,804	0,483	(-4,203; -1,405)	-5,81	0,000
9000 - 6000	-1,646	0,483	(-3,045; -0,247)	-3,41	0,015
12000 - 6000	-1,948	0,394	(-3,091; -0,805)	-4,94	0,000
12000 - 9000	-0,302	0,483	(-1,701; 1,097)	-0,63	0,970

*Individual confidence level = 99,31%*

Tabella 3-7 Comparazione multipla tra i valori medi di UTS dei singoli gruppi; un valore di *p value*  $< \alpha$  indica che le medie dei gruppi a confronto differiscono significativamente

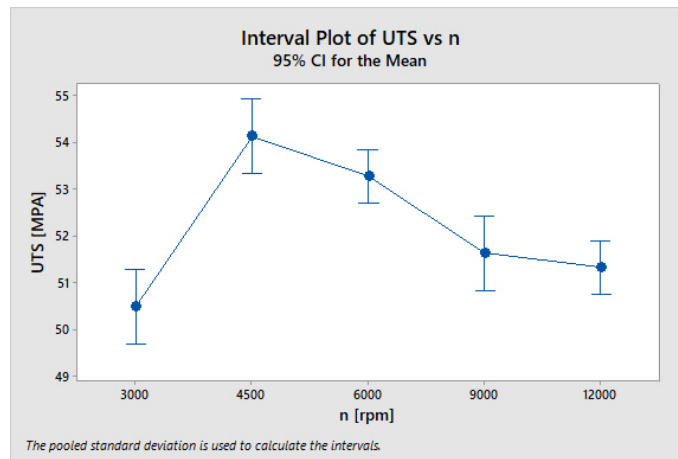


Figura 3-16 Andamento di UTS al variare della velocità di taglio

Dal grafico in Figura 3-8 è possibile rendersi conto della dipendenza della resistenza a trazione esibita dai provini dalla velocità di taglio; per  $n = 4500$  rpm, inoltre, si nota un picco di  $\langle UTS \rangle$ , la quale poi cala all' aumentare della velocità di taglio. Poiché per  $n = 500, 3000$  rpm si assiste nuovamente ad un calo di  $\langle UTS \rangle$  possiamo considerare  $(n, vf) = (4500 \text{ rpm}, 8 \text{ mm/s})$  i parametri ottimali di taglio, con i quali sono stati registrati valori di  $\langle UTS \rangle$  il 5% maggiori rispetto a quelli ottenuti dalle prove di trazione di provini tagliati ad acqua. Al termine di questa fase di analisi è interessante riportare, a titolo di confronto, le proprietà meccaniche ottenute con provini tagliati ad acqua e con quelli ricavati mediante fresatura utilizzando i parametri di processo ottimali:

Taglio	$\langle E \rangle$ MPa	$\sigma_E$ MPa	$\langle UTS \rangle$ MPa	$\sigma_{UTS}$ MPa	$\langle \epsilon_{UTS} \rangle$ %	$\sigma_{\epsilon_{UTS}}$ %
Fresatura						
4500 rpm 8 mm/s	3236.47	110.18	54.15	0.48	3.20	0.14
Water jet	3105.76	45.03	51.64	1.05	2.80	0.09

Tabella 3-8 Proprietà meccaniche di provini tagliati ad acqua e mediante fresatura (parametri di processo "ottimali")

### 3.6 Considerazioni conclusive

Sebbene dall' analisi della varianza e dalle evidenze sperimentali emerga una dipendenza della resistenza a trazione dai parametri di processo, in particolare dalla velocità di taglio, tale fenomeno non è giustificato da alcun legame con la scabrezza della superficie lavorata; riportando infatti le proprietà meccaniche dei soli provini ottenuti mediante fresatura in un grafico dove in ascissa si ha la rugosità superficiale  $R_a$ , non si nota alcuna correlazione tra UTS ed  $R_a$  (lo stesso dicasi per quanto riguarda modulo e deformazione a rottura). Una spiegazione potrebbe risiedere nella dipendenza della temperatura nella zona di processo dai parametri di taglio, come riportato in numerosi studi in letteratura: Wang et al. hanno misurato sperimentalmente la forza e la temperatura di taglio al variare di velocità di taglio, velocità di avanzamento e profondità di passata nel caso di CFRPs [23], Jayaprakash et al. hanno studiato le condizioni ottimali di taglio nei confronti di MRR,  $R_a$  e temperatura nella zona di processo per GFRPs [24] e Spanu ed Iliescu hanno analizzato la variazione di temperatura di taglio al variare dei parametri di taglio (i medesimi nel caso di Wang et al.) [25]. In tutti e tre i casi gli studiosi hanno riscontrato una dipendenza della temperatura di processo dai parametri di taglio; il parametro di maggior influenza è inoltre la velocità di taglio, all' aumentare della quale si registra un aumento della temperatura stessa. A livello locale ciò che accade è che un eccessivo sviluppo di calore può causare il deterioramento del materiale, in particolar modo della matrice polimerica; tale fenomeno influenza negativamente le proprietà meccaniche del composito. In nessun caso tuttavia è stato formulato un modello analitico di carattere generale che consenta di legare i parametri di processo all' andamento della temperatura. Tali modelli empirici esistono nel caso di materiali isotropi ma non sono adeguati nel caso dei compositi. A posteriori quindi, si può affermare che sarebbe stato necessario effettuare delle misurazioni *in situ* della temperatura durante la fresatura dei provini.





## 4. Progettazione dello stampo per placchette per prove di ritiro

Come anticipato nel sommario, nell'ottica di rendere l'azienda autonoma anche nella caratterizzazione dal punto di vista del ritiro delle proprie plastiche rinforzate, in questo lavoro di tesi è stata inclusa la progettazione di uno stampo per apposite placchette per misure di ritiro. Conoscere il comportamento del materiale rispetto al ritiro post stampaggio è infatti fondamentale per poter stimare le deformazioni finali dei componenti prodotti per stampaggio a iniezione; quando il pezzo si raffredda nella cavità al termine del riempimento, esso è soggetto ad una certa distribuzione di temperatura e pressione che possono dar luogo a ritiri differenziali e quindi alla formazione di stress residui, che deformano il componente. Ciò può essere dovuto inoltre ad un orientamento preferenziale delle macromolecole indotto dal moto del fuso; nel caso di polimeri caricati con fibre discontinue tal fenomeno è accentuato, in quanto nella direzione parallela a quella del rinforzo il ritiro tende ad essere contrastato dalle fibre, rigide e con bassi coefficienti di dilatazione termica, mentre in direzione ad esso ortogonale è la matrice a governare il fenomeno, facendo sì che il ritiro sia maggiore (ritiro anisotropo).

## 4.1 Geometria dei provini e layout dello stampo

E' stata considerata una placchetta di forma rettangolare più lunga possibile, in modo tale da ridurre al minimo l' incidenza dell' errore di misura sulla deformazione post stampaggio. Come nel caso della placca destinata a test di trazione la volontà è stata quella di realizzare placchette dotate di spessore diverso, dal momento che questo è un fattore d' influenza importante per quanto riguarda il livello medio di orientazione della fibra nel componente. E' stato quindi fatto un ragionamento analogo a quello del caso della placca per prove di trazione decidendo di realizzare dei tasselli intercambiabili, in modo da ottenere geometrie di spessore pari 2, 3 e 4 mm. I tasselli andranno montati sul lato fisso dello stampo in modo da garantire una corretta estrazione del componente in tutti e tre i casi (vedi considerazioni al Cap. 2, par. 2.1.2). Le dimensioni della placchetta sono state scelte in modo tale da poter disporre la cavità nello stesso stampo utilizzato per le placche per caratterizzazione meccanica; la soluzione con uno stampo multi - impronta consente infatti di ridurre i costi di produzione nonché i tempi di montaggio dello stampo. Il riempimento delle due cavità può inoltre avvenire in momenti distinti grazie all' uso di speciali canalette orientabili. Su uno dei due lati della placchetta è stato inoltre realizzato un pattern di appositi markers, utili per valutare l' entità del ritiro post stampaggio mediante misurazioni con CMM (*coordinate measure machines*) di tipo ottico. Come nel caso dell' altra placca è stato aggiunto un *fan gate* per agevolare l' ingresso uniforme del fuso nella cavità.

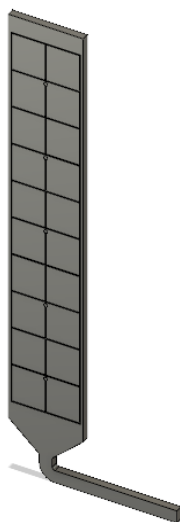


Figura 4-1 Placchetta per prove di ritiro

Viene riportato di seguito il modello tridimensionale dello stampo realizzato dall'azienda SMIPA, in cui è possibile osservare l'effettiva disposizione finale delle figure.

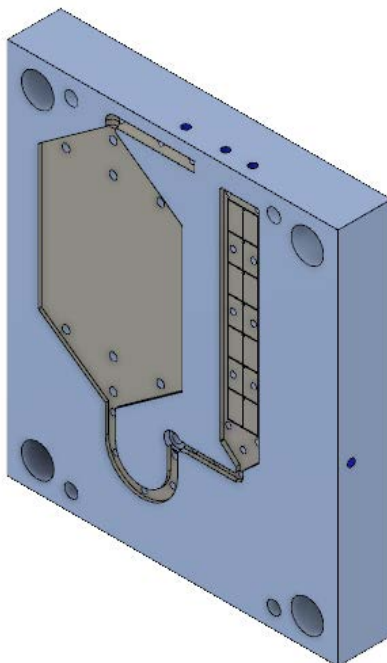


Figura 4-2 Modello 3D della piastra fissa dello stampo

## 4.2 Procedura di caratterizzazione del materiale dal punto di vista del ritiro

Un metodo per stimare le deformazioni di un componente ottenuto per stampaggio a iniezione, impiegato da molti codici di simulazione, è il cosiddetto metodo degli stress residui; terminato il riempimento, il componente si raffredda nella cavità ed è soggetto ad una determinata distribuzione di temperatura e pressione, che sono causa dell'insorgenza di ritiri differenziali, quindi di stress residui nel pezzo. Stimando l'entità di tali tensioni residue è possibile, conoscendo il modulo elastico del materiale, calcolare le deformazioni; tale metodo, pur avendo il vantaggio di non necessitare di prove sperimentali, tende tuttavia a sovrastimare il ritiro. Misurando però il reale ritiro del pezzo stampato è possibile affinare il metodo e rendere i risultati più aderenti alla realtà; tale nuovo metodo è detto *corrected residual in mold stress (CRIMS)* e consente di correggere il metodo sopracitato mediante l'introduzione di sei coefficienti  $a_i$ . I software di simulazione quali MoldFlow consentono

di utilizzare tale metodo qualora un materiale sia stato propriamente caratterizzato e se ne conoscano quindi gli  $a_i$ . Viene di seguito descritta la procedura seguita per stimare tali coefficienti.

Il metodo consiste nell' utilizzo di algoritmi iterativi per individuare quel set di coefficienti che consente di minimizzare la differenza tra i valori sperimentali di deformazione e quelli stimati. Poiché ogni iterazione consiste in una simulazione in cui vengono modificati i coefficienti, per rendere meno onerosa dal punto di vista computazionale la procedura viene impiegata una rete neurale, ossia un modello computazionale che emula il software di simulazione. Per fare ciò la rete neurale deve essere prima "addestrata".

- 1) In primo luogo vengono svolte le prove sperimentali, andando a misurare le reali deformazioni delle placchette nella direzione ortogonale e parallela alla direzione di riempimento della cavità, ottenute facendo variare i parametri di stampaggio, che influenzano come è noto il ritiro. Tra i più importanti vi sono ad esempio la temperatura del fuso, la temperatura dello stampo, la pressione d' impaccamento e la velocità di iniezione.
- 2) Le stesse prove sperimentali vengono ripetute mediante il software di simulazione, ad esempio MoldFlow, per ciascuna condizione di stampaggio e per ciascun set di coefficienti CRIMS, scelti osservando i valori degli  $a_i$  di materiali simili a quello da caratterizzare. Si vanno quindi ad osservare i valori stimati di deformazione nella placchetta, modello della simulazione.
- 3) La rete neurale viene "addestrata" inserendo come *input* i vari set di coefficienti CRIMS ed *output* i relativi valori di deformazione stimati da MoldFlow.
- 4) La procedura di individuazione dei coefficienti CRIMS viene quindi effettuata mediante un software di ottimizzazione. Ad ogni iterazione un certo set di coefficienti  $a_i$  (selezionati all' interno di un intervallo definito dall' utente) viene dato in *input* alla rete neurale ormai addestrata, la quale restituisce una stima delle deformazioni. Viene quindi calcolata una funzione errore, differenza tra deformazioni reali e stimate. Il software itera la procedura cercando di minimizzare la funzione errore; il set di coefficienti ottimale sarà quello che minimizza la differenza tra deformazioni reali e stimate.

# Conclusioni

In questo lavoro di tesi è stata messa a punto una procedura per caratterizzare meccanicamente e dal punto di vista del ritiro materiali compositi polimerici rinforzati con fibre discontinue.

Nella prima parte ci si è occupati della progettazione della cavità di uno stampo che consentisse di ottenere placchette destinate allo svolgimento di prove di trazione sulle plastiche rinforzate. E' stato adottato un approccio numerico, ricorrendo all' impiego del software CAE MoldFlow Insight, grazie al quale è stato possibile simulare il riempimento della cavità dello stampo. Analizzando i risultati di orientazione stimata delle fibre sono state apportate modifiche in modo iterativo alla geometria del componente, fino ad individuare quella che consentisse di massimizzare il livello di orientazione del rinforzo nella direzione di iniezione e l' omogeneità della distribuzione dell' orientazione nel rispetto dei vincoli progettuali imposti dalla strumentazione posseduta dall' azienda. Lo stampo è stato quindi realizzato da un fornitore locale; si è optato per uno stampo multi – impronta in cui sono state disposte due figure, una per la placchetta per prove di trazione e l' altra per studiare il comportamento anisotropo del ritiro di plastiche rinforzate .

Nella seconda parte sono state considerate due differenti tecnologie di taglio, candidate all' estrazione dei provini ad “osso di cane” per i test di trazione, ovvero taglio ad acqua e fresatura. La tecnologia più adatta è quella che induce la minor degradazione possibile nel materiale, causa della riduzione delle prestazioni dal punto di vista meccanico. E' stato adottato un approccio sperimentale; in primo luogo, è stata misurata la rugosità superficiale dei campioni ottenuti con ambo le tecnologie, ipotizzando, come suggerito dalla letteratura, che la topografia delle superfici del provino potesse essere indice del degrado del materiale e quindi legata al calo delle proprietà e trazione. Il taglio ad acqua è stato commissionato ad un fornitore esterno mentre la fresatura è stata eseguita internamente ai laboratori dell' azienda facendo variare i parametri di processo, ossia velocità di avanzamento dell' utensile e velocità di taglio. E' emerso che la rugosità superficiale influenza principalmente la deformazione a rottura e che i provini fresati, caratterizzati da valori di  $Ra$  più bassi rispetto a quelli tagliati ad acqua, giungono a cedimento per maggiori valori di allungamento percentuale, e che ciò vale per qualunque combinazione di parametri di processo. Sancito che la fresatura fosse la tecnologia da

preferire, i risultati dei test di trazione sono stati analizzati mediante tecniche statistiche per stabilire se, ed in che modo, i parametri di processo influenzino le proprietà meccaniche ricavate dalle prove di trazione. Si è scoperto che la resistenza a trazione dipende in modo significativo solo dalla velocità di taglio, ed aumenta al diminuire di quest' ultima; da tali osservazioni sono stati effettuati ulteriori esperimenti per individuare i parametri di taglio ottimali. Si è appurato che ciò detto sopra è vero ma solo fino ad un certo valore di  $n$  (rpm): il minimo valore di  $n$  per il quale la resistenza riprende a calare è stato associato alla condizione di taglio ottimale. Non sussisteva però alcuna dipendenza delle proprietà meccaniche dalla rugosità superficiale; si è ipotizzato quindi che tale influenza fosse dovuta ad altri fattori, primo tra tutti la temperatura di processo, il cui aumento durante la lavorazione può danneggiare la matrice polimerica.

Quest' ultima questione rappresenta un possibile sviluppo nello studio della dipendenza dai parametri di taglio delle proprietà meccaniche dei materiali compositi polimerici. Sarebbe interessante riuscire a legare la temperatura di processo alle proprietà meccaniche e mettere a punto un modello che consenta di prevedere la temperatura al variare delle condizioni di taglio.

# Bibliografia

- [1] The Textile Institute Series Book, *“High-Performance Apparel: Materials, Development, and Applications*, 2017
- [2] D.Hull, T.W.Clyne, *“An introduction to composite materials, II ed.”*, 1996, pag (a) 2, 3, (b) 115
- [3] Callister, William D., Jr., David G. Rethwisch, *“Materials Science and Engineering: An Introduction”*, 2013, pag 579
- [4] Piergiovanni Ercoli Malacari, *“Effect of both talc fineness and talc loading on heterogeneous nucleation of block copolymer polypropylene”*
- [5] Ammar O\*, Bouaziz Y, Haddar N and Mnif N, *“Talc as Reinforcing Filler in Polypropylene Compounds: Effect on Morphology and Mechanical Properties”*, IMed Pub Journals, Vol3 No. 1:8, 2017
- [6] Chengzhi Dong, Kai Li, Yuxi Jiang, Dwayne Arola, Dongsheng Zhang, *“Evaluation of thermal expansion coefficient of carbon fiber reinforced composites using electronic speckle interferometry”*, Optics Express, Vol. 26, No. 1, 2018
- [7] P.K. Mallick, *“Design and Manufacturing for Lightweight Vehicles”*, 2010
- [8] Shao-Yun Fu , B Lauke, Y.-W. Mai, *“Science and engineering of short fibre reinforced polymer composites”*, 2009 pag. (a)xxi, (b)35, (c)43, (d)87
- [9] Shao-Yun Fu, Chee-Yoon Yue, Xiao Hu, *“Characterization of fiber length distribution of short-fiber reinforced Thermoplastics”*, Journal of Materials Science, 2001
- [10] Shao-Yun Fu, B Lauke, *“The fibre pull-out energy of misaligned short fibre composites”*, Journal of Materials Science, VOL 32, 1997, pp 1985–1993
- [11] Shao-Yun Fu, Xiao Hu and Chee-Yoon Yue, *“Effects of fiber length and orientation distributions on the mechanical properties of short-fiber-reinforced polymers”*, Materials Science Research International, Vol.5, No.2, 1999, pag 79
- [12] Shao-Yun Fu & Bernd Lauke, *“Effects of fiber length and fiber orientation distributions on the tensile strength of short-fiber-reinforced polymers”*, Composite Science and Technology 56, 1996, pag (a)1181, (b)1187

- [13] V.C. Li, Y. Wang and S. Backer, “*Effect of inclining angle, bundling and surface treatment on synthetic fibre pull out from a cement matrix*”, Composites, Vol. 21, No.2, 1990 pag 135
- [14] Wei-kuo Chin, Hsin-Tzu Liu, Yu-Der Lee, “*Effects of fiber length and orientation distribution on the elastic modulus of short fiber reinforced thermoplastics*”, Polymer Composites: Vol.9, Issue 1, 1998
- [15] K. Jayraman, M.T. Kortschot, “*Correction to the Fukuda-Kawata Young’s modulus theory and the Fukuda-Chou strength theory for short fiber-reinforced composite materials*”, Journal of material science: Vol 31, 1996
- [16] Shao-Yun Fu, Bernd Lauke, “*The elastic modulus of misaligned short-fiber reinforced polymers*”, Composites Science and Technology 58, 1998, (a) pag 392
- [17] T.D. Papathanasiou, D.C. Guell, “*Flow - induced alignment in composite material*”, 1997, (a) pag 45, (b) pag 158
- [18] Peter K. Kennedy, Rong Zheng, “*Flow analysis of injection molds*”, Hanser, 2013, pag (a) 51,
- [19] F. Folgar, C.L. Tucker, “*Orientation behaviour of fibers in concentrated suspensions*”. Journal of reinforced plastics and composites, 1984, (a) pag 104, (b) pag 112
- [20] Suresh G. Advani, Charles L. Tucker, “*The use of tensors to describe and predict fiber orientation in short fiber composites*”, Journal of rheology, 1987, pag 756
- [21] Else Eriksen, “*The influence of surface roughness on the mechanical strength properties of machined short-fibre-reinforced thermoplastics*”, Composites Science and technology, 1999
- [22] A. Codolini, Q.M. Li, A. Wilkinson, “*Influence of machining process on the mechanical behaviour of injection-moulded specimens of talc-filled Polypropylene*”, Polymer Testing, 2017
- [23] Haijin Wang, Jie Sun, Jianfeng Li, Laixiao, Lu Nan Li, “*Evaluation of cutting force and temperature in milling carbon fiber – reinforced polymer composites*”, Int J Adv Manuf Technol, 2016



[24] C. Jayaprakash, P.Raveendran, S.V.Alagarsamy, “*Investigation Of Optimum Cutting Conditions In End Milling On Gfrp Sheet Using Hss Tool*”, International Journal of Innovative Research in Science, Engineering and Technology, Vol. 6, Issue 6, 2017

[25]Paulina Spanu, Mihaiela Iliescu, “*Mathematical model of temperature in milling glass fiber reinforced polymeric composites*”, 2008