

**UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI NAPOLI
FEDERICO II**



SCUOLA POLITECNICA E DELLE SCIENZE DI BASE

**Dottorato di Ricerca in
TECNOLOGIE E SISTEMI DI PRODUZIONE**

XXVI CICLO

**DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA CHIMICA,
DEI MATERIALI E DELLA PRODUZIONE INDUSTRIALE**

TESI DI DOTTORATO

**IL TAGLIO ORTOGONALE NEI MATERIALI
COMPOSITI AD ALTA VELOCITÀ**

Coordinatore:

Ch.mo Prof. Ing. Luigi Carrino

Candidato:

Ing. Giuseppe Villani

Tutor:

Ch.mo Prof. Ing. Giancarlo Caprino

Ch.mo Prof. Ing. Antonio Langella

ANNO ACCADEMICO 2013-2014

A mio padre



INDICE

Introduzione	pag. 1
--------------	--------

Capitolo 1 “**Il taglio libero ortogonale nei materiali compositi**”

1.1	Introduzione	pag. 5
1.2	Il taglio libero ortogonale	pag. 5
1.3	Il taglio libero ortogonale nei materiali metallici	pag. 9
1.4	Il taglio libero ortogonale nei materiali compositi	pag. 11
1.4.1	Forze di taglio ed usura dell’utensile	pag. 14
1.4.2	Schemi di scomposizione delle forze di taglio alla base di alcuni modelli analitici previsionali	pag. 20
1.4.3	Meccanismi di formazione di truciolo e qualità del taglio	pag. 30

Capitolo 2 “**Materiali e metodi sperimentali**”

2.1	Introduzione	pag. 49
2.2	Realizzazione dei provini	pag. 49
2.2.1	Il ciclo di fabbricazione <i>RIFT</i>	pag. 50
2.2.2	Formatura dei pannelli	pag. 51
2.2.3	Realizzazione dei dischi	pag. 57
2.3	Definizione del piano sperimentale	pag. 62
2.4	Modalità di esecuzione delle prove	pag. 63
2.5	Attrezzatura sperimentale	pag. 65

Capitolo 3 “**Analisi dei segnali delle forze di taglio**”

3.1	Introduzione	pag. 77
-----	--------------	---------



3.2	Analisi dei difetti di <i>burrs</i>	pag. 77
3.3	Analisi dei segnali delle forze relativi alla vetroresina unidirezionale	pag. 81
3.3.1	Influenza della profondità di passata sulle forze di taglio nel caso della vetroresina UD	pag. 84
3.3.2	Influenza dell'angolo di spoglia superiore dell'utensile sulle forze di taglio nel caso della vetroresina UD	pag. 90
3.3.3	Influenza dell'angolo di spoglia inferiore dell'utensile sulle forze di taglio nel caso della vetroresina UD	pag. 95
3.4	Analisi dei segnali delle forze relativi alla carboresina unidirezionale	pag. 99
3.4.1	Influenza della profondità di passata sulle forze di taglio nel caso della carboresina UD	pag. 99
3.4.2	Influenza dell'angolo di spoglia superiore dell'utensile sulle forze di taglio nel caso della carboresina UD	pag. 102
3.4.3	Influenza dell'angolo di spoglia inferiore dell'utensile sulle forze di taglio nel caso della carboresina UD	pag. 106
3.5	Confronto dei segnali delle forze di taglio relative alla vetroresina ed alla carboresina unidirezionale	pag. 109
3.6	Analisi dei segnali delle forze di taglio relativi alla vetroresina MAT unifilo	pag. 118
3.6.1	Influenza della profondità di passata sulle forze di taglio nel caso della vetroresina MAT unifilo	pag. 118
3.6.2	Influenza dell'angolo di spoglia superiore dell'utensile sulle forze di taglio nel caso della vetroresina MAT unifilo	pag. 120
3.6.3	Influenza dell'angolo di spoglia inferiore dell'utensile sulle forze di taglio nel caso della vetroresina MAT unifilo	pag. 121
3.7	Schema di scomposizione delle forze di taglio proposto per il caso della vetroresina MAT unifilo	pag. 123

Capitolo 4 “**Meccanismi di formazione del truciolo nel taglio dei materiali compositi in vetroresina unidirezionale**”

4.1	Introduzione	pag. 130
4.2	Formazione del truciolo e qualità superficiale	pag. 131
4.2.1	Fibre orientate a $\theta=0^\circ$	pag. 132
4.2.2	Fibre orientate a $0^\circ < \theta \leq 90^\circ$	pag. 142



4.2.3	Fibre orientate a $90^\circ < \theta < 180^\circ$	pag. 153
4.3	Analisi della rugosità superficiale	pag. 161
Conclusioni		pag. 168
Bibliografia		pag. 170
Appendice		
A	Scheda tecnica della resina epossidica <i>Mates</i> [®] <i>SX10</i>	pag. 174
B	Scheda tecnica dell'adesivo strutturale <i>Araldite</i> [®] <i>2021</i>	pag. 175



INTRODUZIONE

L'uso dei laminati plastici fibro-rinforzati (FRP) è cresciuto enormemente negli ultimi decenni, non solo nel settore aeronautico ed aerospaziale, ma anche in ambito *automotive*, marino, sportivo e civile.

Ciò è dovuto principalmente alle loro attrattive proprietà di leggerezza, resistenza alla corrosione ed a fatica, combinate con gli alti valori del modulo elastico, e le elevate proprietà di rigidità e resistenza specifiche. Tali caratteristiche, infatti, offrono notevoli vantaggi di utilizzo negli svariati settori rispetto ai materiali convenzionali come gli acciai e le leghe metalliche leggere.

Sebbene i metodi produttivi adoperabili per questi materiali implicino che anche strutture complesse possano essere fabbricate nella loro forma quasi definitiva (*near-net-shape*), molto spesso sono necessarie lavorazioni aggiuntive per soddisfare i requisiti di tolleranze dimensionali e di assemblaggio del pezzo prodotto. Per tale motivo si potrebbe optare per la scelta di lavorazioni non convenzionali quali *laser cutting*, *water jet cutting*, le cui caratteristiche fanno immediatamente pensare alla soluzione di problemi riguardanti l'usura dell'utensile e la qualità della superficie lavorata. Tuttavia le lavorazioni convenzionali, quali ad esempio taglio, fresatura e foratura, sono ancora da preferirsi, per esigenze di economicità e produttività.

Dopo più di un secolo di studi, oggi si può vantare un'ampia comprensione dei fenomeni che intervengono nel taglio dei materiali metallici, sia riguardo ai meccanismi di formazione del truciolo, sia sulla scelta dei parametri per l'ottimizzazione dei processi, dove gli obiettivi primari sono la riduzione del tempo di lavorazione e della quantità di energia spesa.

Per quanto riguarda lo studio del taglio dei materiali compositi, invece, si è ancora in una fase di ricerca, e gli studi di ottimizzazione devono essere rivolti a migliorare la qualità del taglio.

Infatti, le caratteristiche intrinseche di disomogeneità, anisotropia, e struttura laminare dei compositi a matrice polimerica rendono i processi di taglio di difficile realizzazione, che spesso possono provocare gravi danni al pezzo, compromettendone la qualità e le tolleranze dimensionali, o addirittura condurre ad



un conseguente rifiuto del prodotto finito [1-4]. L'obiettivo principale per questi materiali diventa, quindi, ottenere un taglio pulito ed esente da difetti, preservando l'affilatura dell'utensile e riducendo le forze di taglio.

Basti pensare alla foratura degli FRPs, processo frequentissimo in ambito aeronautico perché necessario per rendere il pezzo assemblabile alle altre parti della struttura. Tra i vari difetti causati durante questo tipo di lavorazione, la delaminazione all'uscita del foro è uno dei più critici, che comporta una diminuzione della durabilità delle parti lavorate a causa di una riduzione della vita utile sotto carichi a fatica, essendo innesco di cricca e possibile ingresso di agenti atmosferici e corrosivi. È stato notato che, nell'industria aeronautica, questo difetto è responsabile per circa il 60% degli scarti dei componenti realizzati [5]. Esso è strettamente relazionato alla forza verticale richiesta per la foratura, che è legata, a parità di tutti gli altri parametri, al *feed rate*, ossia al rapporto di avanzamento [2, 6-11]. È sperimentalmente verificato che la forza di spinta diminuisce al diminuire del *feed rate*, e quindi anche la probabilità di delaminazione in uscita. Ma adottare bassi *feed rate* incide negativamente sulla produttività, l'aspetto vantaggioso delle lavorazioni convenzionali rispetto ai processi di taglio non tradizionali, così questa non è una buona soluzione. Difficoltà aggiuntive nascono nella foratura dei materiali compositi, quali ad esempio il taglio incompleto delle fibre, errori geometrici ed inaccettabile rugosità delle pareti del foro.

La geometria dell'utensile è quindi considerata il fattore principale che influenza la *performance* della foratura [12,13]. Parecchi autori [8,9,14-16] hanno proposto varie speciali/alternative geometrie di punte per ottenere un foro esente da difetti e di buona finitura. Ma queste geometrie necessitano di ottimizzazione su basi scientificamente valide. A tal fine vanno capiti a fondo i fenomeni d'interazione che nascono sull'interfaccia pezzo-utensile e che governano la formazione del truciolo.

La più semplice condizione di lavorazione per rivelare i meccanismi base dell'asportazione di materiale è il taglio libero ortogonale, attraverso il quale è possibile estrapolare dei risultati facilmente trasferibili alle lavorazioni di taglio più complesse, fornendo così informazioni fondamentali per ogni tipo di operazione di taglio basata su utensili tradizionali.

Questo particolare processo di lavorazione permette di effettuare l'analisi semplificata su uno schema di forze bidimensionale senza comunque perdere



validità: è possibile passare ad uno schema di forze tridimensionale in base a semplici considerazioni trigonometriche.

Più in particolare, lo studio del taglio libero ortogonale permette di approfondire tutti gli aspetti del processo di asportazione di truciolo quali l'analisi delle forze di taglio necessarie alla lavorazione, la valutazione dei meccanismi di formazione di truciolo e della qualità della superficie lavorata in funzione dei parametri di taglio, ed anche di trarre indicazioni utili riguardo l'usura dell'utensile.

Dall'analisi critica della letteratura esistente scaturisce la consapevolezza che a riguardo, ci sono pochi dati a disposizione, ed analisi incomplete delle forze al variare dei parametri di taglio. Inoltre i dati registrati relativi alle forze di taglio durante le prove effettuate non sono comparabili tra i diversi studi, e quindi è impossibile provare a raccogliarli tra differenti sperimentazioni per ulteriori analisi. Ancora, ci sono pochi tentativi di relazionare perfettamente tutti gli aspetti del processo di asportazione di truciolo contemporaneamente. A tutto questo, va ad aggiungersi il problema della nascita dei difetti di *burrs*, ossia del taglio incompleto delle fibre, per alcune orientazioni, la cui variabilità non permette di ottenere dati delle forze di taglio da poter analizzare correttamente, ed associarli al meccanismo di formazione di truciolo ed alla qualità superficiale, e ben conoscere l'influenza dei parametri di taglio su di essi.

Per tale motivo in questo elaborato si presenteranno i risultati di una particolare sperimentazione ideata di taglio ortogonale ad alta velocità su dischi in GFRP e CFRP UD. La forma speciale dei provini permette di cambiare continuamente l'orientazione delle fibre rispetto alla direzione di taglio durante una singola prova.

In particolare, sulle superfici inferiore e superiore di alcuni dischi sono stati incollati dei rinforzi in policarbonato mediante Araldite®2021 per ovviare al problema della formazione dei già citati *burrs*, e dal confronto dei risultati ottenuti dal taglio di provini senza supporto laterale dove questi difetti hanno avuto luogo, si è potuta eseguire anche l'analisi della loro variabilità e della loro influenza sui vari aspetti del processo.

Eseguendo prove sui dischi rinforzati in policarbonato, inoltre, è stato possibile acquisire correttamente segnali in continuo delle forze di taglio per tutto il *range* di orientazione delle fibre rispetto alla direzione di taglio, e valutare l'influenza di tale parametro su di esse. Inoltre, il processo di taglio è stato costantemente monitorato



da una videocamera ad alta velocità che ha permesso di acquisire immagini del meccanismo di formazione di truciolo. Con la successiva analisi della superficie lavorata si sono avuti a disposizione tutti i dati relativi ad ogni aspetto del processo ed è stato possibile così relazionarli insieme, valutando l'influenza dei diversi parametri di taglio su di essi.

Questa analisi approfondita di tutte le variabili della lavorazione ha permesso una completa conoscenza di tutti i fenomeni che intervengono durante il taglio di compositi. Ciò, unitamente ai dati raccolti delle forze al variare dei parametri di taglio non solo durante il taglio dei dischi con fibre disposte in modo unidirezionale, ma anche di altri realizzati in GFRP MAT, potrà condurre alla stesura di modelli teorico previsionali di forze, di cui pochi tentativi, ad oggi sono presenti in letteratura.

Da sottolineare che la scelta dei parametri di taglio, del tipo di composito e della geometria degli utensili è stata fatta con l'obiettivo di ricavare dei dati da poter confrontare, in modo diretto, per valutare gli effetti di ogni parametro su tutti gli aspetti del taglio. Le considerazioni che scaturiscono dai vari confronti sono utili non solo per comprendere i meccanismi che occorrono durante altri tipi di lavorazioni ma anche per determinare in modo ottimale i parametri di taglio, la geometria e il materiale dell'utensile da adottare nelle lavorazioni dei materiali compositi. Ciò è, ovviamente, necessario per aumentare la capacità produttiva e la qualità del pezzo finito nei processi di lavorazione dei compositi ottenendo, in definitiva, una riduzione dei costi di lavorazione.

Un esempio tangibile di traduzione di questa tematica di ricerca scientifica in potenziale ritorno economico è la realizzazione del brevetto (domanda N°ITNA20110038) di una particolare geometria di punta per forare materiali compositi che parallelamente allo studio teorico del taglio ortogonale è stata portata avanti. Esso richiede ulteriore ottimizzazione per la sua industrializzazione definitiva, che i risultati di questo studio si auspica potranno sicuramente facilitare.



CAPITOLO 1

IL TAGLIO LIBERO ORTOGONALE NEI MATERIALI COMPOSITI

1.1 INTRODUZIONE

La lavorazione dei materiali compositi è resa difficile dalla loro natura non omogenea ed anisotropa che determina, durante le lavorazioni, vari danneggiamenti quali fessurazioni della matrice, rottura dell'interfaccia fibra-matrice, delaminazione. Pertanto, per l'ottimizzazione delle lavorazioni per asportazione di truciolo nei materiali compositi è necessario capire quali sono i meccanismi che portano alla formazione del truciolo e trovare un legame tra le proprietà ed i parametri che intervengono nel processo di taglio. Come accennato nel paragrafo introduttivo della tesi, l'attenzione si rivolgerà allo studio del modello semplificato del taglio libero ortogonale, da cui trarre indicazioni per i meccanismi di taglio reali più complessi. Nei prossimi paragrafi, dapprima, si richiameranno le ipotesi alla base del taglio libero ortogonale in generale, ed un accenno alle più accreditate teorie conseguite nel caso dei metalli. Successivamente, si analizzeranno i risultati delle recenti sperimentazioni inerenti i vari aspetti del processo di taglio specificatamente nei materiali compositi.

1.2 IL TAGLIO LIBERO ORTOGONALE

Il processo di taglio consiste nell'asportare uno strato di materiale da un pezzo grezzo in maniera da ottenere un prodotto di forma e dimensioni richieste, con opportuni valori della finitura superficiale. Il taglio viene effettuato con macchine su cui sono montati opportuni attrezzi denominati utensili; l'utensile è quel particolare di una macchina che agisce direttamente sul grezzo portando via da esso il materiale sotto forma di truciolo per ottenere il pezzo finito.

Per poter effettuare un'operazione di taglio occorre definire in maniera precisa i parametri di taglio che consistono in [17]:

- **moto di avanzamento:** è lo spostamento relativo tra pezzo da lavorare e utensile, in maniera tale che quest'ultimo entri in contatto con materiale non ancora lavorato. Se tale moto è intermittente allora lo spostamento relativo è espresso in mm/min , se continuo in $mm/giro$;
- **moto di taglio:** consiste nel movimento relativo tra pezzo e utensile mediante il quale quest'ultimo effettua l'asportazione di materiale; è espresso in m/min ;
- **profondità di passata:** la profondità dello strato di materiale da asportare;
- **moto di registrazione:** è il posizionamento dell'utensile e del pezzo nel modo opportuno richiesto ad inizio di lavorazione.

Oltre ai suddetti parametri, particolare importanza riveste anche la forma geometrica dell'utensile adoperato; per definirne le caratteristiche geometriche è opportuno riferirsi agli utensili cosiddetti "tipo tornio" (unificati dall'UNI nelle tabelle 3401-3406):

- Lo **stelo** è la parte della barretta, a sezione quadrata, rettangolare e talvolta anche circolare, che serve come sostegno dell'utensile e viene fissata al portautensili della macchina;
- La **base** è quella faccia dello stelo che viene a contatto con il portautensili;
- Il **petto** rappresenta la superficie della testa su cui scorre il truciolo;
- I **fianchi** sono le superfici attive della testa adiacente al petto: si distinguono in **fianco principale** (quello rivolto verso la superficie in lavorazione), e **fianco secondario**;
- I **taglienti** sono costituiti dalle intersezioni dei due fianchi con il petto; anch'essi si distinguono in **principale** e **secondario** a seconda che l'intersezione del petto avvenga con il fianco principale o con quello secondario.

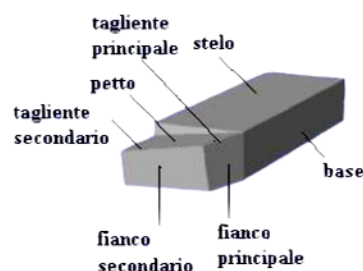


Figura 1.1 - Utensile tipo tornio

Occorre dire, per precisione, che esistono diversi tipi di utensili e che, seppure con le dovute modifiche, molti degli elementi geometrici definiti, restano in sostanza inalterati.

Definiti i parametri di taglio e gli elementi geometrici dell'utensile, un modello che consente un primo grossolano approccio allo studio di questa tecnologia è il cosiddetto taglio libero e ortogonale secondo il quale il materiale, che si separa dal pezzo in lavorazione sotto forma di truciolo, fluisce seguendo traiettorie abbastanza semplici. Il tagliente, determinato dall'intersezione del petto con il dorso, è perpendicolare alla direzione del moto di taglio, e così il truciolo non sarà vincolato nel suo movimento da altre superfici se non da quella dell'utensile che contiene il tagliente. Si ammette inoltre che la larghezza del truciolo risulta uguale alla larghezza del materiale prima della lavorazione. In questo modo l'analisi delle forze di taglio potrà essere trattata in forma bidimensionale.

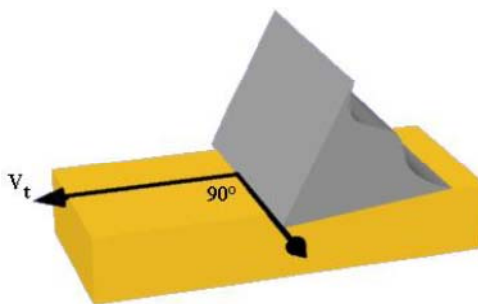


Figura 1.2 – Schema taglio ortogonale

Gli utensili adoperati in questo tipo di taglio hanno una forma geometrica semplificata rispetto a quelli utilizzati nel taglio obliquo o tridimensionale. Gli elementi geometrici fondamentali che li caratterizzano sono:

- **angolo di spoglia inferiore α** : è formato dall'intersezione del fianco principale con un piano perpendicolare al piano di riferimento (piano passante per la punta dell'utensile e parallelo al piano di base dell'utensile o dell'eventuale portautensile) e contenente il tagliente principale; ha lo scopo di evitare il contatto, e quindi lo strisciamento, tra il fianco dell'utensile e la parte già lavorata. Infatti quest'ultima, non più compressa tenderebbe a dilatarsi per effetto della sua elasticità venendo a contatto con il fianco dell'utensile; ciò evidentemente porterebbe ad un'usura e ad un riscaldamento indesiderato.

- **angolo di spoglia superiore γ** : è formato dall'intersezione del petto dell'utensile con il piano di riferimento; esso influisce sulla formazione del truciolo dal momento che il distacco di quest'ultimo avviene per effetto dell'azione del tagliente e del petto.
- **angolo di taglio β** : è formato dall'intersezione del petto con il fianco principale. Per come sono stati definiti gli angoli della sezione normale risulta:

$$\beta = 90 - (\alpha + \gamma) \quad (1.1)$$

Non conviene adottare valori elevati di γ perché così facendo si avrebbe una riduzione dell'angolo dell'utensile β il quale conferisce la necessaria robustezza all'utensile per poter sopportare le azioni dinamiche che si sviluppano durante il taglio. Per lo stesso motivo, non conviene adottare un angolo α elevato per non determinare una diminuzione della resistenza dell'utensile.

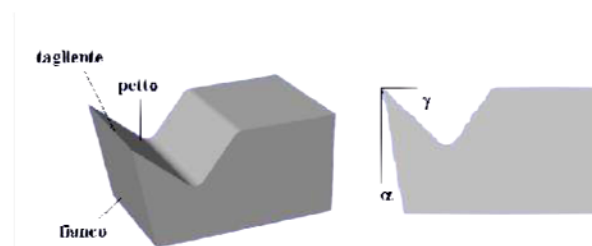
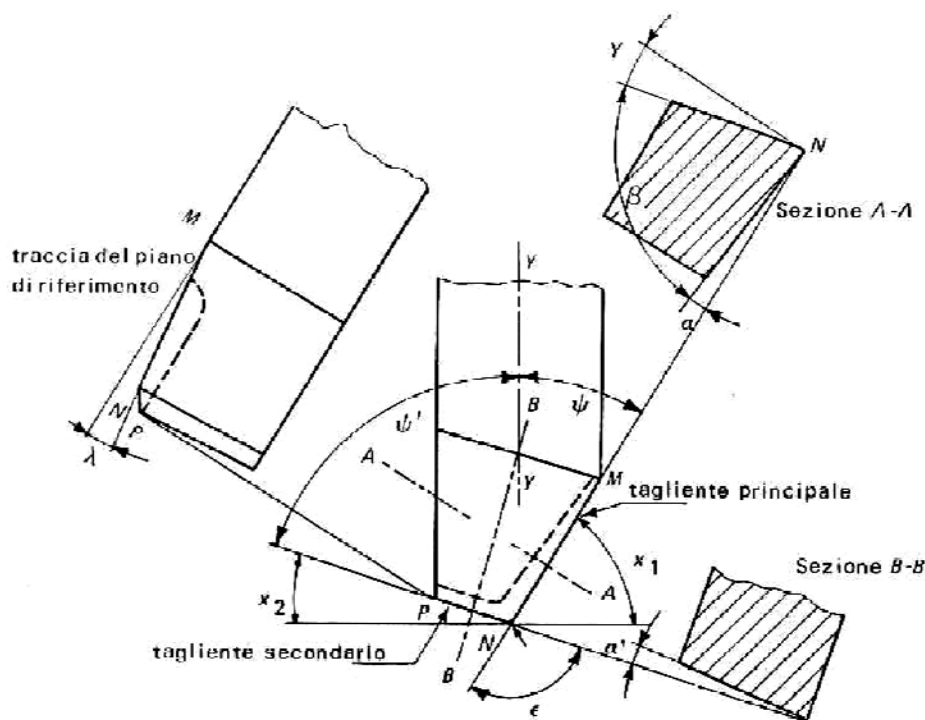


Figura 1.3 – Angoli caratteristici di un utensile

1.3 IL TAGLIO LIBERO ORTOGONALE NEI MATERIALI METALLICI

Oggi a valle dello studio di numerosi ricercatori, durato per oltre un secolo, si può vantare una completa comprensione dei fenomeni che intervengono nel taglio dei materiali metallici. In questo settore sono stati raggiunti risultati soddisfacenti che hanno permesso di acquisire nuove conoscenze sia sui meccanismi di formazione del truciolo, che sulla scelta dei parametri per l'ottimizzazione dei processi.

L'assunzione di base per la trattazione del processo di taglio dei metalli è che, durante la lavorazione, il materiale si deforma plasticamente e la deformazione è nel piano contenente la velocità e la direzione di avanzamento. Si può sintetizzare il processo di taglio nel seguente modo [18]:

- 1) penetrazione del tagliente dell'utensile nello spessore del materiale da lavorare;
- 2) compressione e conseguente deformazione plastica per scorrimento secondo il piano di scorrimento;
- 3) distacco dello strato metallico attaccato dall'utensile che si trasforma in truciolo;
- 4) scorrimento del truciolo sul petto dell'utensile.

In condizioni di taglio ortogonale, i fenomeni della formazione del truciolo possono ricondursi a fenomeni bidimensionali, in quanto nessuna deformazione si produce nel senso della larghezza del taglio, come mostrato sperimentalmente; di conseguenza le deformazioni del materiale metallico, per ragioni di simmetria, sono identiche nei piani paralleli tra loro e non sono presenti componenti di forza perpendicolare al piano in cui il processo viene studiato.

Molti sono in letteratura i modelli proposti per la schematizzazione del processo di formazione del truciolo, uno dei più semplici è il modello di Piispanen. In questo modello si suppone che la deformazione avvenga per scorrimento di blocchi rigidi a forma di parallelogramma in corrispondenza del piano di scorrimento, come in un mazzo di carte:

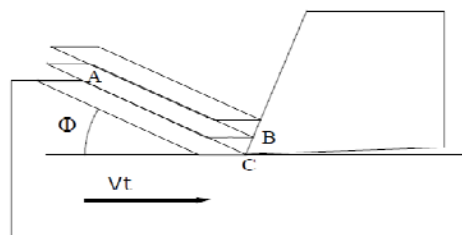


Figura 1.4 – Schema del Modello di Piispanen proposto per il taglio ortogonale nei metalli

La forza che l'utensile applica sul materiale in lavorazione deve essere tale da generare sul piano di scorrimento la tensione tangenziale necessaria a provocare lo scorrimento relativo dei due strati a contatto.

La teoria di Ernst e Merchant, invece, effettua un'analisi grafica delle forze necessarie per assicurare la formazione del truciolo, stabilendo semplici relazioni geometriche tra l'angolo di scorrimento, l'angolo di spoglia frontale dell'utensile e l'angolo di attrito truciolo-utensile [19].

Le ipotesi su cui si basa questo modello sono le seguenti:

- taglio ortogonale;
- formazione di truciolo continuo secondo un piano di scorrimento;
- assenza di attrito nel contatto fianco utensile – superficie in lavorazione;
- strisciamento del truciolo sul petto dell'utensile con coefficiente di attrito costante.

Lo studio delle forze di taglio considera il truciolo in equilibrio sotto l'azione della forza risultante R applicatagli dall'utensile e della reazione uguale e contraria R^I applicata dal pezzo in lavorazione in corrispondenza del piano di scorrimento. R ed R^I giacciono su due rette parallele la cui distanza è considerata trascurabile, avendo un valore molto piccolo rispetto ai valori di R e di R^I ; ciò corrisponde a trascurare la curvatura del truciolo:

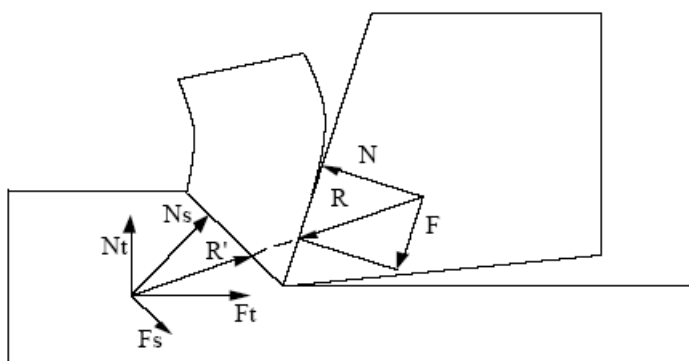


Figura 1.5 – Forze applicate al truciolo nel modello di Ernst e Merchant

La forza R può essere considerata risultante della forza N , normale al petto dell'utensile e della forza di attrito truciolo-utensile F . Mentre la forza R^I è la risultante della forza di scorrimento F_s agente sul piano di scorrimento, e della forza normale a tale piano N_s . E' possibile determinare graficamente i valori di tali



componenti, e anche delle componenti F_t e N_t , rispettivamente parallela e perpendicolare alla velocità di taglio. Indicando con b la larghezza del truciolo e con t la profondità di taglio, è possibile ottenere relazioni per la tensione tangenziale e normale sul piano di scorrimento:

$$\tau_s = \frac{(F_t \cdot \cos \phi - N_t \cdot \sin \phi) \sin \phi}{b \cdot t} \quad (1.2)$$

$$\sigma_s = \frac{(F_t \cdot \sin \phi + N_t \cdot \cos \phi) \sin \phi}{b \cdot t} \quad (1.3)$$

La teoria di Ernst e Merchant si basa sull'applicazione del principio della minima energia nel quale la forza di taglio F_t è responsabile del lavoro fatto nel taglio. La forza F_s , necessaria per provocare lo scorrimento lungo il piano individuato da Φ dove la tensione tangenziale è massima, è allora la più piccola forza di taglio atta a generare il truciolo. E' possibile quindi valutare l'angolo di scorrimento, per un determinato angolo di attrito ρ e di spoglia frontale γ che rende minima la F_s :

$$\phi = 45 - \frac{\rho}{2} + \frac{\gamma}{2} \quad (1.4)$$

Questa semplice relazione mette in evidenza che l'angolo di scorrimento Φ diminuisce all'aumentare dell'angolo di attrito ρ e aumenta all'aumentare dell'angolo di spoglia frontale γ dell'utensile. Il tipo di truciolo che si forma dipende da diversi fattori quali la duttilità e la fragilità del materiale lavorato, l'attrito tra il pezzo lavorato e l'utensile di taglio.

Ulteriori evidenziazioni di risultati di sperimentazioni effettuate nel caso dei taglio nei materiali metallici non saranno riportate, perché esulano dallo scopo di questo studio.

1.4 IL TAGLIO LIBERO ORTOGONALE NEI MATERIALI COMPOSITI

In letteratura sono molteplici le teorie proposte per il taglio dei metalli mentre sono ancora poche quelle riguardanti i materiali compositi. Ma, poiché questi materiali hanno visto negli ultimi decenni aumentare esponenzialmente la loro diffusione nelle più variegata applicazioni, è necessario analizzare e ottimizzare i processi di lavorazione, come il taglio.

Tutti gli studi che verranno esaminati riguardano essenzialmente compositi con fibre unidirezionali, pertanto è utile definire uno dei parametri principali, ossia l'angolo di orientazione delle fibre, indicato con θ , formato dalla direzione delle fibre con la velocità di taglio; questo angolo viene misurato in senso orario partendo dalla direzione di taglio nel piano perpendicolare alla superficie lavorata:

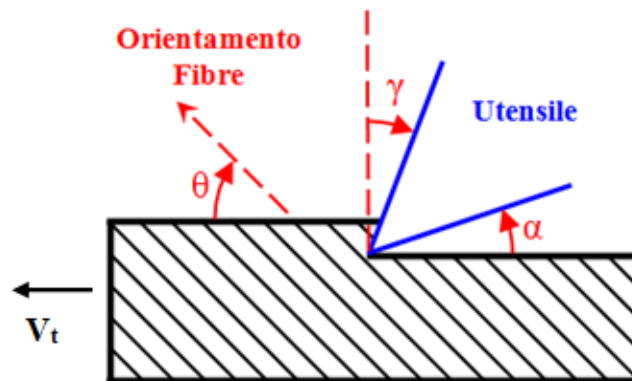


Figura 1.6 – Definizione dell'angolo di orientazione delle fibre

I meccanismi dinamici che si generano durante l'operazione di taglio dei materiali compositi sono completamente diversi da quelli che si verificano nel taglio dei materiali tradizionali e la differenza tra essi è dovuta al fatto che i compositi, proprio per come sono costituiti, sono materiali eterogenei e anisotropi per cui non si è in grado di effettuare una lavorazione con l'utensile con lo stesso grado di precisione ed accuratezza che si ha lavorando i materiali metallici.

Inoltre se la lavorazione dei metalli è caratterizzata da deformazione plastica, quella dei compositi, essendo questi materiali fragili, è caratterizzata da una serie di fratture fragili che portano alla formazione di truciolo discontinuo.

Altro motivo per cui le teorie esposte per i metalli non sono estendibili ai compositi è nella peculiare struttura di questi ultimi, responsabile di danneggiamenti caratteristici, quali *pull-out* delle fibre e delaminazione.

Per questi motivi non è possibile utilizzare per il taglio dei compositi le ipotesi fatte per i metalli.

Per ottimizzare il processo di taglio nel caso dei materiali compositi è necessario quindi capire quali sono i meccanismi che nascono durante la formazione del truciolo e trovare un legame tra le proprietà del materiale e i parametri che intervengono nel processo di taglio. In funzione di ciò, gli aspetti da approfondire principalmente sono:



- a) lo studio delle forze di taglio e della lavorabilità del composito;
- b) il meccanismo di formazione del truciolo;
- c) la qualità del taglio;
- d) l'usura dell'utensile.

Alcune ricerche sono state realizzate su questi aspetti, in particolare sono state fatte variando i parametri di processo quali:

- geometria e materiale dell'utensile;
- profondità di passata;
- velocità di taglio;
- tipo di composito.

In seguito saranno rivisitati i risultati ottenuti dalle recenti sperimentazioni riguardo questi aspetti del processo, facendo riferimento principalmente ad un recente lavoro di *review* sull'argomento [20]. Ma si anticipa che in letteratura esistono pochi dati disponibili ed una analisi incompleta delle forze al variare dei parametri di taglio. Inoltre, va notato che i dati relativi alle forze di taglio registrati durante le prove non sono comparabili tra i diversi studi, quindi è impossibile cercare di raccogliere i risultati dei differenti esperimenti per eseguire ulteriori analisi.

Inoltre, ci sono pochi tentativi di collegare perfettamente tutti gli aspetti del processo di asportazione di truciolo insieme, e limitati a valori discreti dell'angolo di orientazione delle fibre. Oltre a ciò, il problema del taglio incompleto delle fibre non consente di ottenere i dati delle forze di taglio da poter essere correttamente analizzati, associati al meccanismo di formazione del truciolo ed alla qualità del taglio, e ben conoscere l'influenza dei parametri di taglio su tali aspetti, soprattutto per angoli di orientazione delle fibre oltre i 90°.

Ancora, non sono stati sviluppati modelli matematici accurati e generali in grado di spiegare la dinamica dei fenomeni che si verificano e di permettere una scelta opportuna dei parametri di taglio (velocità di avanzamento, velocità di taglio, profondità di passata) e della geometria dell'utensile in relazione al tipo di lavorazione e al grado di finitura che si vuole ottenere. E ciò è dovuto principalmente alla complessità del fenomeno di cui non si conoscono a fondo tutti gli aspetti e l'influenza reciproca connessa ai vari parametri di processo.

1.4.1 Forze di taglio ed usura dell'utensile

Come accennato in precedenza, particolare importanza hanno le forze di taglio nel tentativo di comprendere i meccanismi dinamici che si verificano durante la lavorazione dei materiali compositi.

Le forze di taglio sono dovute all'interazione dell'utensile con il materiale, e nel caso del taglio ortogonale si ha la possibilità di acquisire i segnali della forza principale (indicata con F_p oppure F_h) e di quella verticale (indicata con F_t oppure F_v), rispettivamente in direzione parallela e perpendicolare alla velocità di taglio. Generalmente esse vengono misurate con un apposita apparecchiatura costituita da un dinamometro ad almeno due canali, relativi amplificatori e scheda di acquisizione collegati ad un computer così come mostrato in figura 1.7.

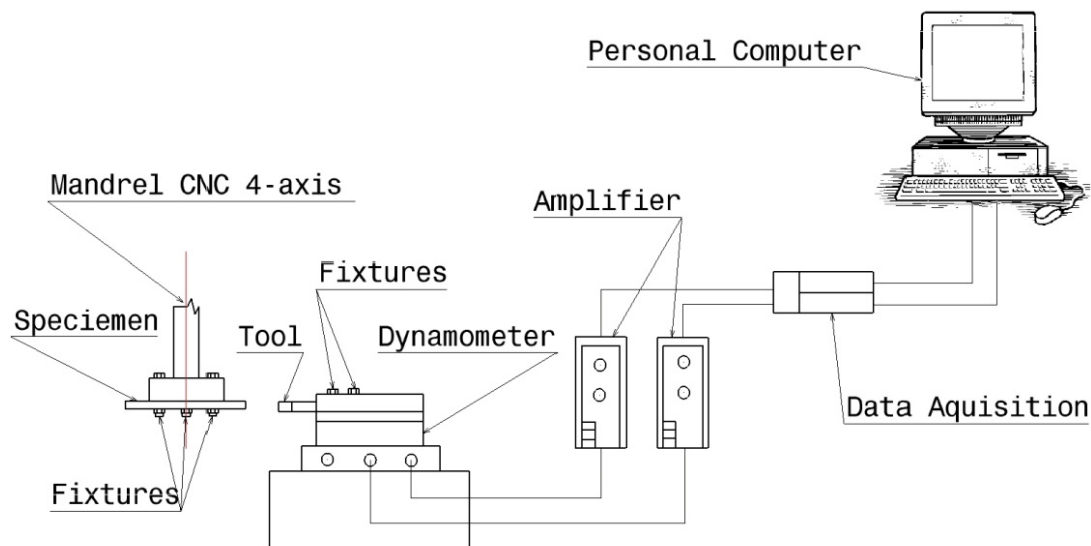


Figura 1.7 - Sistema di acquisizione delle forze di taglio

Entrambe queste componenti sono affette da oscillazioni ad alta frequenza dovute alla natura frammentaria del truciolo durante il processo che possono essere registrate dal sistema di acquisizione. Infatti, dopo alcuni tentativi di associare tali fluttuazioni alle dimensioni dei trucioli [3], è stata verificata questa correlazione [21,22]. In particolare, nel lavoro [22], adottando una velocità di taglio particolarmente bassa (10 mm/min), gli autori sono stati in grado di associare con precisione l'evoluzione della forza principale allo sviluppo ed ottenimento del truciolo, almeno nell'intervallo $0^\circ \leq \theta < 90^\circ$. Questo aspetto verrà evidenziato con più accortezza nel paragrafo successivo.

Un confronto dei dati delle forze di taglio disponibili in letteratura è quasi impossibile, a causa della molteplicità di parametri operativi e dei materiali che li influenzano. Tuttavia, dalla loro analisi alcune tendenze possono essere individuate, utili a suggerire alcune indicazioni riguardo l'appropriata geometria dell'utensile da adoperare e la scelta di alcuni parametri di taglio.

Una piccola precisazione, molto spesso le forze di taglio che andiamo a misurare possono essere uniformate in funzione della larghezza del materiale da tagliare, e quindi possono essere riportate in $[N/mm]$, avendo la possibilità di studiare sullo schema bidimensionale.

Per quanto riguarda l'influenza della velocità di taglio V_t , è stato osservato che le forze di taglio sono abbastanza insensibili ad essa [21,23,24]. Tuttavia alcuni risultati contrastanti con questa conclusione sono stati presentati in [25], dove, nella tornitura circonferenziale di dischi in CFRP di diametro pari a 100 mm , le forze di taglio, in particolare le F_p (vedi fig. 1.8), hanno subito una notevole diminuzione all'aumentare della velocità.

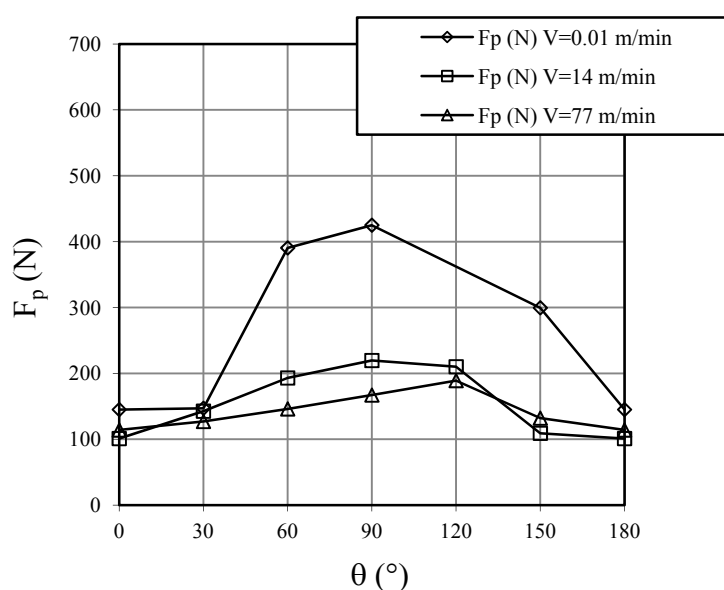


Figura 1.8 – [25] Forze principali (F_p) in funzione dell'angolo di orientazione delle fibre (θ), per differenti velocità di taglio. Profondità di passata $t=0.24\text{ mm}$, utensile $\gamma=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$

Analizzando l'influenza dell'angolo di spoglia inferiore α dell'utensile, in generale, per una data orientazione delle fibre, all'aumentare del suo valore si registra una diminuzione della forza verticale di spinta, mentre è trascurabile il decremento dei valori della forza principale [24,26].

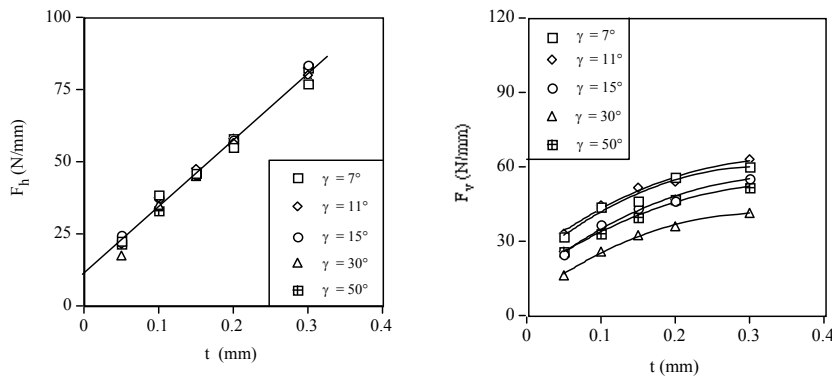


Figura 1.9 – [26] Forze principali (F_h) e Forze verticali (F_v) in funzione della profondità di taglio, per differenti valori dell'angolo di fianco γ , angolo di petto $\alpha=0^\circ$, $\theta=0^\circ$

Adottando, invece, utensili con valori dell'angolo di spoglia superiore γ più grandi, si registrano valori più bassi della forza di taglio principale [23,24,27-29]. Tuttavia, recentemente Nayak et al. [27] hanno rilevato che al di là di $\gamma=30^\circ$ la forza di taglio principale, indipendentemente dall'orientazione delle fibre, inizia a risalire, quindi si affermava che nell'ottica di minimizzare la F_p , il valore ottimale di γ debba essere pari a 30° .

L'effetto di γ sulla forza verticale F_t è piuttosto controverso. Koplev et al. [23] non hanno trovato una chiara tendenza della F_t in funzione dell'angolo del petto dell'utensile. Wang e al. [24] hanno osservato un aumento della F_t all'aumentare di γ fino a valori dell'angolo di orientazione delle fibre $\theta=60^\circ$; nell'intervallo $\theta=75^\circ\div 90^\circ$ l'angolo γ dell'utensile ha avuto un'influenza meno significativa sulle forze di taglio. Caprino e al. [30], durante il taglio di campioni in CFRP lungo la direzione parallela alle fibre, hanno registrato una notevole influenza dell'angolo di spoglia superiore dell'utensile sulla forza di spinta F_t , che diminuiva all'aumentare di esso. Inoltre, maggiore era la profondità di taglio adottata, maggiore era la diminuzione.

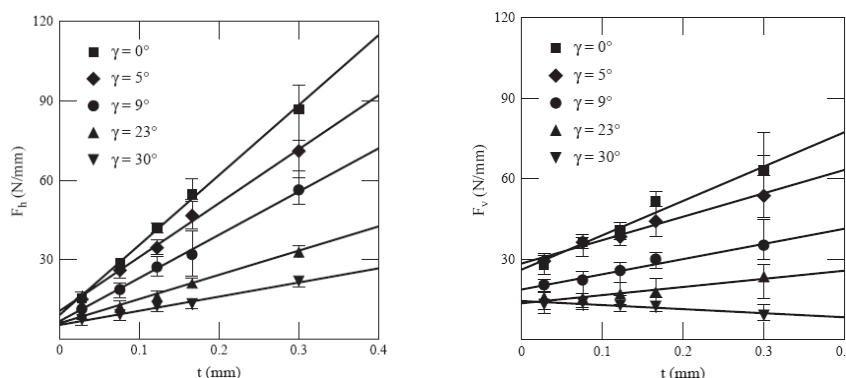


Figura 1.9 – [30] Forze principali (F_h) e Forze verticali (F_v) in funzione della profondità di taglio, per differenti valori dell'angolo di petto γ . Angolo di fianco $\alpha=7^\circ$, $\theta=0^\circ$



Uno dei temi che richiede indagini più profonde è la correlazione delle forze di taglio alla profondità di passata t . Secondo alcuni ricercatori [23,24,30], la forza di taglio principale F_p cresce quasi linearmente con t . In tal caso, il concetto di "forza di taglio unitaria" (conosciuta anche come "energia specifica di taglio"), definita come il rapporto tra la F_p e la sezione di truciolo trasversale, potrebbe essere utile per prevedere facilmente la forza principale di taglio.

Purtroppo, esistono alcune evidenze sperimentali in cui si è registrato che la forza di taglio unitaria, oltre ad essere influenzata dall'orientazione delle fibre, è anche fortemente sensibile alla profondità di taglio [27,30] ed all'angolo di spoglia superiore [30], ed è decrescente all'aumentare di entrambi questi parametri. Questo fenomeno, ben conosciuto anche nella lavorazione dei metalli, e noto come "*size effect*", è rappresentato graficamente dalla intercetta positiva sull'asse delle ordinate della retta che interpola i punti sperimentali nel diagramma F_p - t (fig. 1.9).

Una interpretazione fisica del *size effect* è offerta da Nayak e al. [27], che hanno eseguito prove di taglio a $t=0,1$ e $0,2$ mm, controllando attentamente il raggio di raccordo dell'utensile: entrambe le forze di taglio principale e di spinta aumentano con l'aumentare del raggio di raccordo, ed il suo effetto diminuisce alla maggiore profondità di taglio.

Gli autori hanno osservato che il *size effect* è probabilmente correlato allo strisciamento della superficie del fianco dell'utensile, che conduce a forze di taglio più elevate. Il *size effect* è stato anche rivelato dai risultati di prove di taglio eseguite da Santo e al. [31] su provini in CFRP unidirezionale ottenuti da pultrusi aventi una frazione volumetrica in fibre V_f relativamente bassa (30%). In queste osservazioni, la relazione lineare che collega F_p e t è stata trovata solo nel caso di $\theta=0^\circ$, per tutte le altre orientazioni, la curva F_p - t era non lineare, esibendo una pendenza decrescente all'aumentare della profondità di taglio.

Un'ulteriore verifica, anche se indirettamente provata, dell'influenza del raggio di raccordo dell'utensile sulla determinazione delle forze di taglio è fornita dalla loro rapida variazione con l'usura dell'utensile. In [23,32], dove sono stati tagliati provini in CFRP lungo la direzione delle fibre utilizzando utensili in HSS, sono stati ottenuti risultati qualitativamente simili, che dimostrano che la forza di spinta è molto più sensibile rispetto alla forza principale in funzione dell'usura degli utensili.

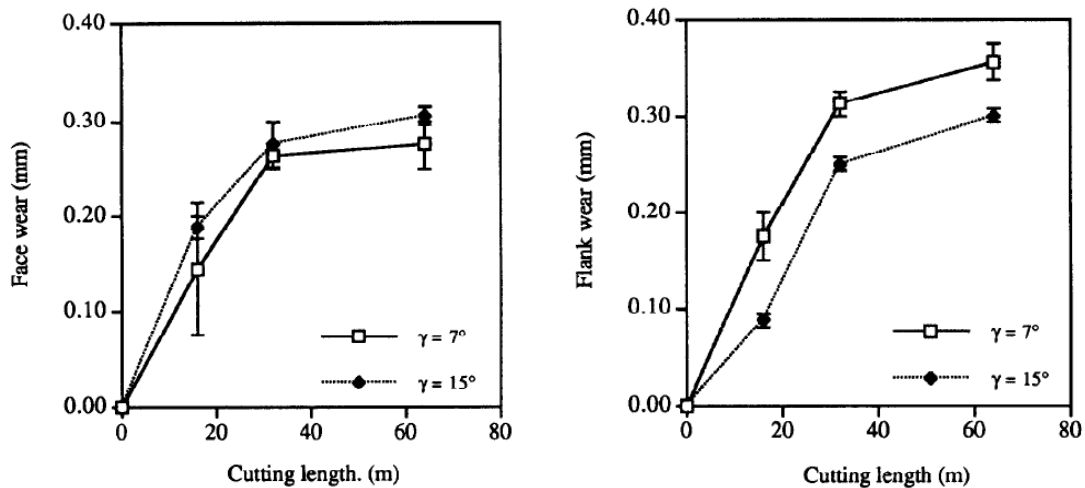


Figura 1.10 - [32] Evoluzione dell'usura del petto e del fianco dell'utensile in funzione della lunghezza di taglio. Materiale CFRP, $\theta=0^\circ$, $t=0,25$ mm. $V_t=460$ mm/min. Utensili in HSS, angolo di petto $\alpha=0^\circ$, angolo di fianco $\gamma=7^\circ\div 15^\circ$

In entrambe le sperimentazioni, è stato dedotto che le forze originate sul fianco dell'utensile, rispetto a quelle che si generano sul petto, sono responsabili di questo comportamento.

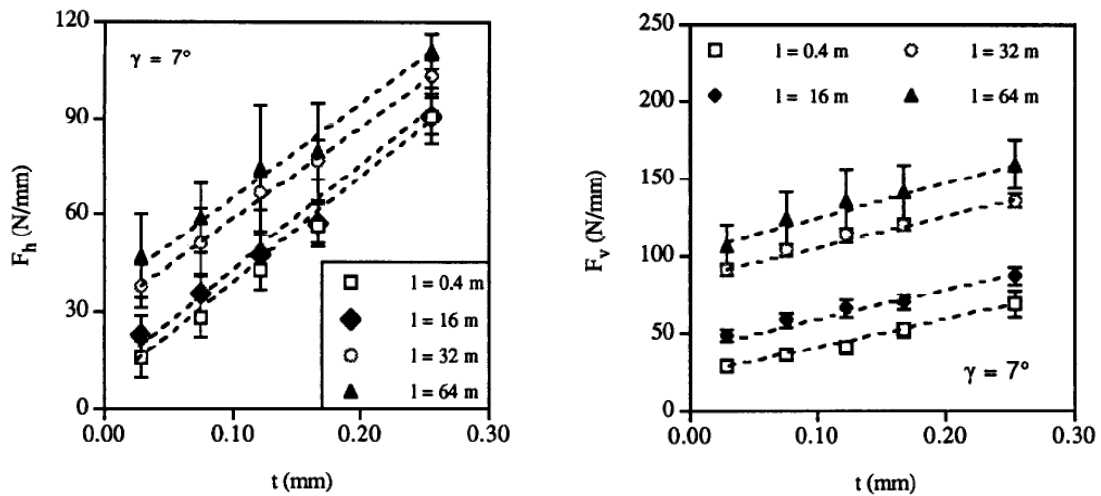


Figura 1.11 - [32] Forze principali (F_h) e Forze verticali (F_v) in funzione della profondità di taglio, per differenti lunghezze di taglio. Materiale CFRP, $\theta=0^\circ$, $t=0,25$ mm. $V_t=460$ mm/min. Utensile in HSS angolo di petto $\alpha=0^\circ$, angolo di fianco $\gamma=7^\circ$, $\theta=0^\circ$

Naturalmente, le forze di taglio sono molto sensibili all'angolo di orientazione delle fibre rispetto alla velocità di taglio θ , riflettendo la forte anisotropia dei compositi unidirezionali. Infatti, questo è il parametro che influenza più di tutti le forze di taglio principali e verticali.

Molti autori [1,24,27,31,33] hanno trovato il massimo dei valori della forza principale a 90° , mentre i minimi si registrano tra $\theta=15^\circ\div 30^\circ$. Tuttavia, a seconda del

materiale da lavorare, degli angoli caratteristici dell'utensile, e della profondità di taglio adottata, il massimo delle F_p a volte è stato osservato a $\theta=60^\circ$ [1,31] o 120° [31].

Alcuni risultati sperimentali selezionati da [31], che illustrano gli andamenti generali delle forze di taglio per unità di larghezza del materiale da processare al variare dell'angolo di orientazione delle fibre, sono riportati nella fig. 1.12. È interessante notare che, ad eccezione del caso $\theta=0^\circ$, la forza principale è inferiore alla forza verticale per valori bassi di orientazione delle fibre [4,24,33], il contrario si verifica per valori sufficientemente grandi di θ .

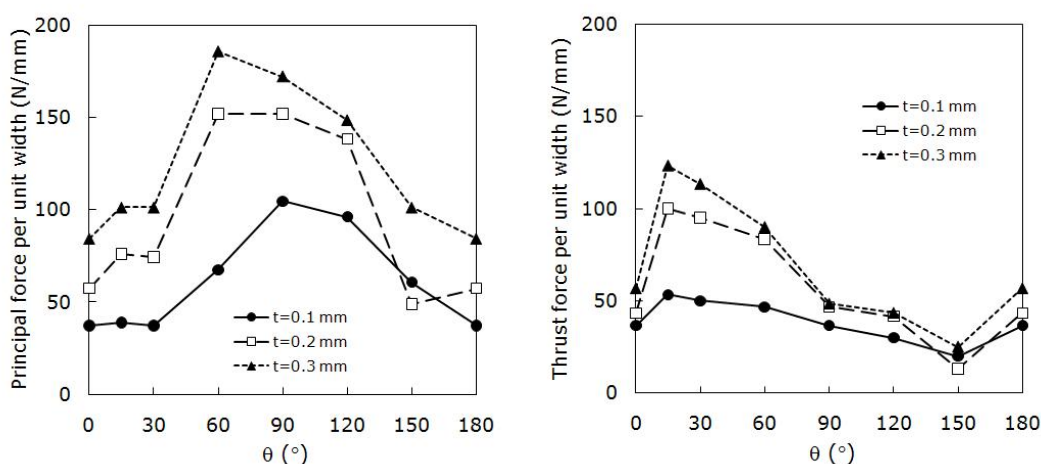


Figura 1.12 – [31] Forze principali (F_p) e Forze verticali (F_t) in funzione dell'angolo di orientazione delle fibre (θ), per differenti profondità di passata. Utensile in HSS $\gamma=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$. $V_t=460$ mm/min. Materiale CFRP

Tipici valori delle forze di taglio unitarie registrate nel taglio dei compositi unidirezionali coprono la gamma da 500 a 1000 MPa per i materiali più difficili da lavorare, e 100 a 250 MPa per quelli più facilmente lavorabili. Questi valori sembrano essere influenzati in maniera trascurabile dal processo di cura della matrice [29].

Invece, un parametro critico che influenza tali valori, dovrebbe essere il contenuto di fibre, anche se dati precisi a sostegno di questa affermazione non sono ancora disponibili.

1.4.2 Schemi di scomposizioni delle forze di taglio alla base di alcuni modelli analitici previsionali

Al fine di comprendere l'interazione dell'utensile con il materiale da lavorare ed i meccanismi di formazione di truciolo, si ha la necessità di scomporre le forze di taglio principale e di spinta sul petto dell'utensile, che contribuisce alla formazione del truciolo ed al suo distacco, e sul fianco, principale responsabile di fenomeni secondari. In linea di principio, questo compito può essere facilmente realizzato, se esiste la validità del legge di attrito di Amontons [34]:

$$T = \eta N \quad (1.5)$$

Essa correla la forza di strisciamento T con la forza normale N che agiscono su due superfici a contatto ed in moto relativo tra loro. Nell'equazione (1.5), η è il coefficiente di attrito dinamico, che si ipotizza essere costante, e dipendente unicamente dai due corpi in contatto tra loro.

Dopo aver mostrato la legge di riferimento che lega la forza di chiusura, normale alle superfici dei corpi a contatto che posseggono moto relativo fra loro, con quella di strisciamento, parallela a queste ultime, tramite il coefficiente d'attrito dinamico, ragionando sulla possibile distribuzione delle forze sulle diverse superfici dell'utensile a contatto con il materiale da lavorare, è possibile quindi scomporre le forze totali principale e di spinta registrate durante la lavorazione, su tali superfici.

Per quanto riguarda i metalli lo schema cui riferirsi per la scomposizione delle forze è semplificato, (fig.1.13). E questa schematizzazione viene adottata da vari modelli classici nel caso del taglio dei metalli, quali ad esempio quello di Ernst e Merchant visto prima, o di Lee e Shaffer, etc. [19].

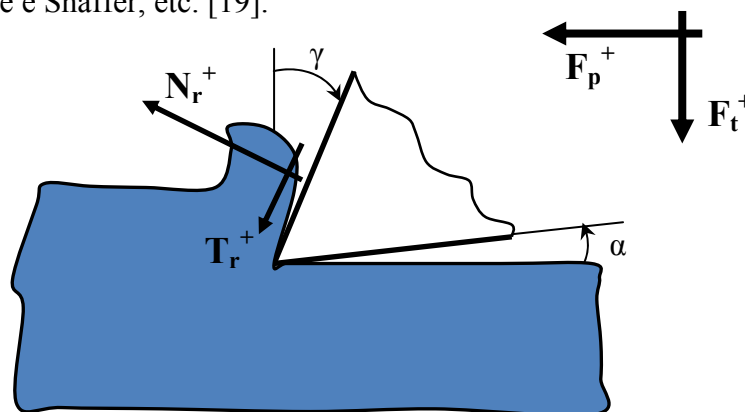


Figura 1.13 - Schema di scomposizione delle forze di taglio valido nel caso dei metalli



Infatti, scegliendo opportunamente il valore dell'angolo di spoglia inferiore dell'utensile in funzione del materiale da lavorare, ed in ausilio di ciò le norme rendono disponibili anche delle tabelle, si può immaginare di trascurare il contatto esistente tra il fianco dell'utensile e la superficie lavorata, dovuto al ritorno elastico del materiale in lavorazione. Questo perché le forze agenti sul fianco comunque presenti hanno valori molto piccoli rispetto a quelle che agiscono sul petto dell'utensile.

Così facendo, e ferma restante la condizione di perfetta affilatura dell'utensile e quindi dell'assenza del raggio di raccordo, le uniche forze in gioco sono quelle che si realizzano sul petto dell'utensile, e quindi scomporre le forze totali principale e verticale diviene semplice, eseguendo dei semplici passaggi geometrici.

Con riferimento allo schema delle forze riportato in figura 1.13 valgono le seguenti relazioni:

$$Tr = \eta * Nr \quad (1.6)$$

$$Fp = Nr * \cos\gamma + Tr * \sin\gamma \quad (1.7)$$

$$Ft = Tr * \cos\gamma - Nr * \sin\gamma \quad (1.8)$$

ed quindi è possibile ricavare il coefficiente di attrito come:

$$\eta = \frac{Fp * \sin\gamma + Ft * \cos\gamma}{Fp * \cos\gamma - Ft * \sin\gamma} \quad (1.9)$$

dove, quindi la forza orizzontale e quella verticale possono essere direttamente ricavate durante le prove di taglio ortogonale.

Il rapporto tra la forza orizzontale (già relazionata in funzione della larghezza del materiale da tagliare, e quindi espressa in $[N/mm]$) e la profondità di passata t , come precedentemente evidenziato, rappresenta l'*energia specifica di taglio (unit cutting force)* $[N/mm^2]$, che è l'energia necessaria per rimuovere un volume unitario di materiale; ovviamente maggiore è il valore di X^* , maggiore sarà la difficoltà a lavorare il materiale, per cui è possibile definire la *lavorabilità* di un materiale come l'inverso dell'*energia specifica di taglio*.

$$X^*[N/mm^2] = \frac{Fp \left[\frac{N}{mm} \right]}{t [mm]} \quad (1.10)$$

Quindi come anche detto prima, se X^* fosse costante per un dato materiale, si potrebbe conoscere anche la F_p .

Ma questo non è valido nel caso del taglio dei compositi. Infatti, l'ipotesi di assenza di contatto tra il fianco dell'utensile ed il materiale lavorato e quindi di assenza di forze che si generano su questa superficie è stata utilizzata con esiti non soddisfacenti da alcuni autori anche nella lavorazione dei compositi [1,4,35,36], nonostante alcune evidenze sperimentali in contrasto con essa: innanzitutto è stato trovato che in particolare la forza di spinta è sensibilmente influenzata dal valore dell'angolo α del fianco, e generalmente diminuisce con l'aumentare di quest'ultimo [23,26]; in secondo luogo, nel taglio dei compositi si è verificata l'usura intensa sul fianco dell'utensile [32,37].

Entrambe queste osservazioni suggeriscono che si verifica una significativa interazione tra il fianco utensile ed il materiale in lavorazione. Per tale motivo, sempre ipotizzando la perfetta affilatura dell'utensile e quindi l'assenza del raggio di raccordo, si può immaginare di proporre nel caso dei compositi uno schema del tipo:

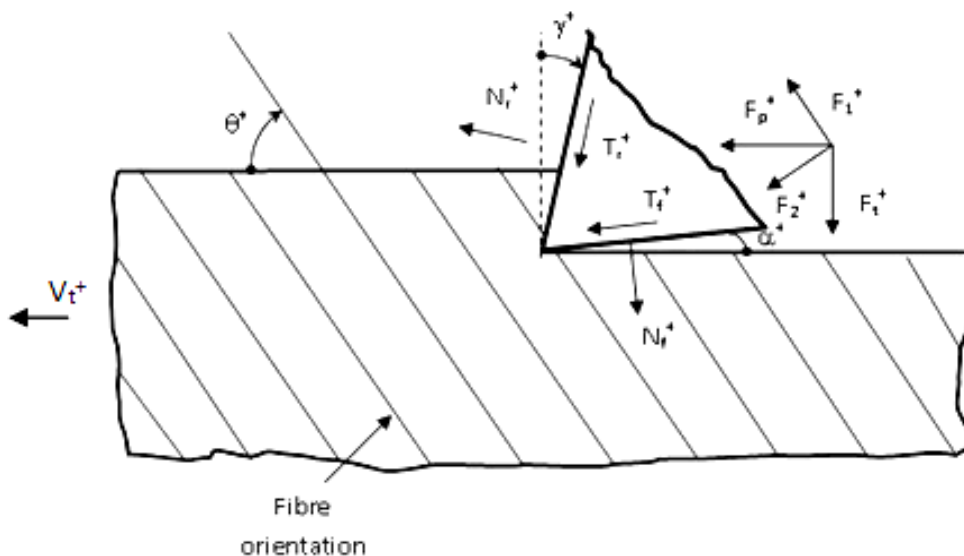


Figura 1.14 – Schema di scomposizione delle forze di taglio e convenzioni adottate nel caso dei materiali compositi

Applicando la legge di Amontons dell'equazione (1.5) alle forze normali e tangenziali che nascono sul petto e sul fianco dell'utensile durante la lavorazione si ottengono:

$$Tr = \eta_r * Nr \quad (1.11)$$

$$Tf = \eta_f * Nf \quad (1.12)$$

dove gli indici "r" ed "f" si riferiscono al petto ed al fianco, rispettivamente.

E quindi, da semplici considerazioni di equilibrio di forze orizzontali e verticali, e riferendosi alle convenzioni ed ai segni adottati nel precedente schema, valgono le seguenti relazioni tra le forze:

$$N_r = \frac{F_t(\eta_f \cos \alpha - \sin \alpha) - F_p(\eta_f \sin \alpha + \cos \alpha)}{(\eta_r \cos \gamma - \sin \gamma)(\eta_f \cos \alpha - \sin \alpha) - (\eta_r \sin \gamma + \cos \gamma)(\eta_f \sin \alpha + \cos \alpha)} \quad (1.13)$$

$$N_f = \frac{F_p(\eta_r \cos \gamma - \sin \gamma) - F_t(\eta_r \sin \gamma + \cos \gamma)}{(\eta_r \cos \gamma - \sin \gamma)(\eta_f \cos \alpha - \sin \alpha) - (\eta_r \sin \gamma + \cos \gamma)(\eta_f \sin \alpha + \cos \alpha)} \quad (1.14)$$

La risoluzione delle equazioni (1.11-1.14) sembra essere semplice nel restituire le forze che si sviluppano sul petto e sul fianco dell'utensile. Tuttavia, nella pratica si presentano alcuni gravi inconvenienti, derivanti dagli effettivi valori dei coefficienti di attrito di adottare.

Dato che un composito unidirezionale è fortemente anisotropo, ci si aspetta che il suo coefficiente di attrito dovrebbe variare con l'orientazione delle fibre. Per questo motivo, si dovrebbero assumere due diversi valori nelle equazioni (1.11) e (1.12) rispettivamente per le coppie petto-materiale e fianco-materiale.

Una prova diretta della dipendenza del coefficiente d'attrito dall'orientazione delle fibre è stata data in [38] e [39]. In [38], su alcuni provini che sono stati ricavati con diversi angoli di fibre $\theta = 0^\circ - 180^\circ$ da pultrusi realizzati in fibre carbonio e matrice vinilestere, è stato fatto scorrere un punzone in HSS con le superfici raccordate con forze di chiusura controllate. In [39], il coefficiente di attrito è stato misurato nell'intervallo $\theta = 0^\circ - 90^\circ$ mediante classiche prove *pin-on-disk* eseguite su campioni GFRP.

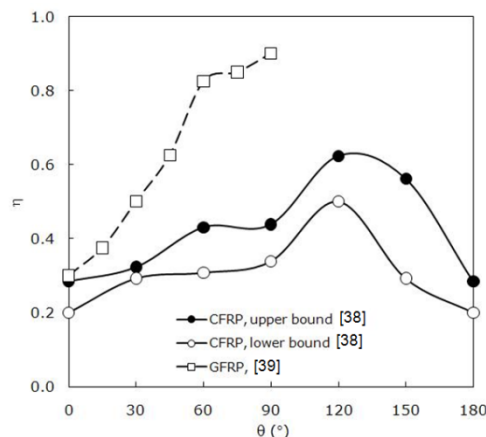


Figura 1.15 – [38,39] Coefficiente di attrito dinamico, η , in funzione dell'orientazione delle fibre θ ; materiali CFRP e GFRP



I risultati ottenuti in [38,39] sono riportati in fig. 1.15, dove viene riportato il coefficiente di attrito dinamico, η , in funzione dell'orientazione delle fibre θ . Dal grafico si può notare che η , indipendentemente dal tipo di materiale costituente le fibre, aumenta costantemente fino a $\theta=90^\circ\div 120^\circ$, per poi diminuire. Inoltre, è stato dimostrato in [38] che la relazione lineare postulata nell'equazione 1.5 perde la sua validità oltre un certo valore soglia della pressione di chiusura p . La sensibilità di η in funzione di p è diversa per i diversi angoli di orientazione delle fibre, come può essere apprezzato dal grafico di fig. 1.15, dove i dati riportati con il simbolo a forma di cerchio bianco sono stati ottenuti con un valore irrisorio della pressione, mentre quelli riportati mediante cerchi neri sono stati misurati applicando una pressione $p=30 \text{ N/mm}^2$. È importante rendersi conto che quest'ultimo valore è comunque ben inferiore alla pressione effettivamente esistente in una operazione di taglio [40], e quindi ciò induce ad immaginare che si potrebbero avere variazioni del coefficiente di attrito dinamico più grandi durante la lavorazione vera e propria di taglio.

Un'ulteriore difficoltà nell'utilizzazione delle equazioni 1.11–1.14 nasce dal fatto che, mentre il fianco dell'utensile scorre indubbiamente lungo la superficie del materiale appena lavorata, lo stesso non accade evidentemente all'interfaccia petto-materiale. Infatti come si evidenzierà nel prossimo paragrafo relativo al meccanismo di formazione del truciolo, è ragionevole attendersi in determinate condizioni di lavoro che il truciolo non scorre sul petto dell'utensile. Per tale motivo, più correttamente per alcuni calcoli si dovrebbe scegliere per η_r il valore del coefficiente di attrito statico, generalmente superiore a quello dinamico.

Naturalmente, entrambe le forze sul petto e sul fianco (fig. 1.14) contribuiscono alle F_p e F_t secondo le relazioni:

$$F_p = F_{pr} + F_{pf} \quad (1.15)$$

$$F_t = F_{tr} + F_{tf} \quad (1.16)$$

Dove, dall'equilibrio:

$$F_{pr} = N_r \cos \gamma + T_r \sin \gamma \quad (1.17)$$

$$F_{pf} = T_f \cos \alpha - N_f \sin \alpha \quad (1.18)$$

$$F_{tr} = T_r \cos \gamma - N_r \sin \gamma \quad (1.19)$$

$$F_{tf} = N_f \cos \alpha + T_f \sin \alpha \quad (1.20)$$

Dato che in genere la caratterizzazione di un composito unidirezionale viene di solito eseguita lungo le sue direzioni principali 1 e 2, parallela ed ortogonale alla disposizione delle fibre nel piano, è utile riportare anche le forze di taglio in funzione di queste stesse direzioni (fig. 1.14), ottenendo:

$$F_1 = F_p \cos\theta - F_t \sin\theta \quad (1.21)$$

$$F_2 = F_p \sin\theta + F_t \cos\theta \quad (1.22)$$

Una variazione semplificativa a questo schema (fig. 1.14) di scomposizione delle forze di taglio nelle componenti sulle superfici caratteristiche dell'utensile, è stata proposta da alcuni autori in studi [26,30,41] condotti su compositi sia con fibre di carbonio che con fibre di vetro.

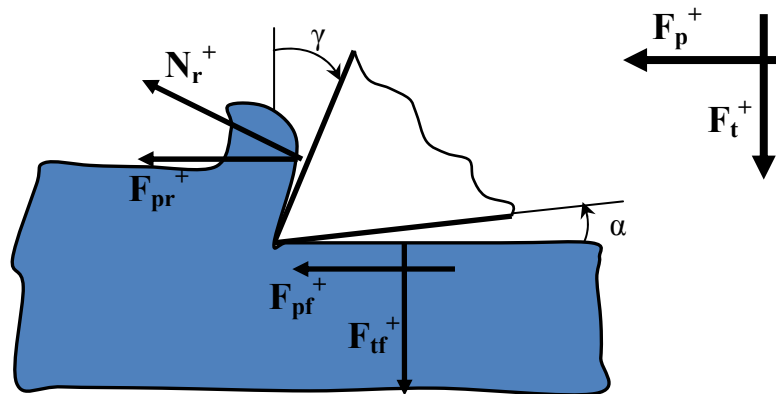


Figura 1.16 – Schema semplificato ($T_r=0$) di scomposizione delle forze di taglio e convenzioni adottate[26,30,41] nel caso dei materiali compositi

La figura 1.16 riporta lo schema semplificato ipotizzato dagli autori, che vede l'inesistenza della componente dovuta allo strisciamento sul petto dell'utensile da parte del truciolo, prima indicata con T_r .

Ciò è stato indotto, oltreché da studi precedenti riguardanti il meccanismo di formazione di truciolo a basse velocità di taglio, da analisi di usura dell'utensile in HSS adoperato per le prove.

Infatti, esaminando al microscopio le superfici di interazione dell'utensile con il materiale da lavorare, si osservava che, mentre lungo il fianco sono presenti numerose striature parallele alla direzione di taglio, dovute ad un intenso scorrimento del materiale lungo il fianco, il petto presenta pochissime graffiature; e ciò è stato verificato indipendentemente dalla geometria dell'utensile.

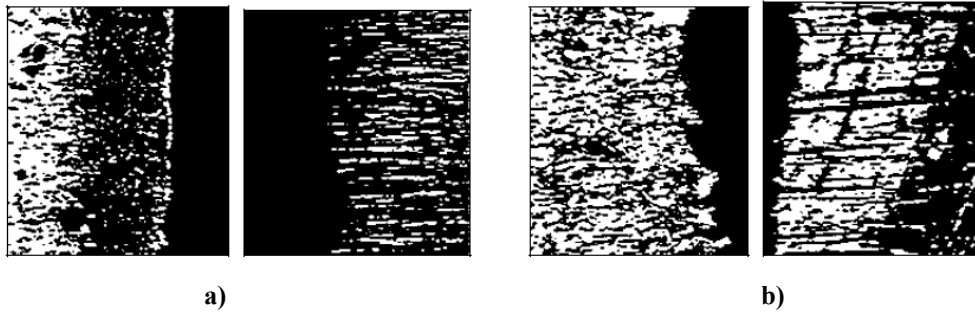


Figura 1.17 – [30] Petto e fianco dell'utensile $\alpha=7^\circ/\gamma=0^\circ$; Petto e fianco dell'utensile $\alpha=15^\circ/\gamma=30^\circ$

Relativamente allo schema di fig.1.16 valgono le seguenti relazioni:

$$F_p = F_{pf} + N_r \cos\gamma \quad (1.23)$$

$$F_t = F_{tf} - N_r \sin\gamma \quad (1.24)$$

$$N_r \cos\gamma = F_{pr} \quad (1.25)$$

$$F_{pf} = \eta_f \cdot F_{tf} \quad (1.26)$$

dove F_p ed F_t sono rispettivamente la forza orizzontale e la forza verticale per unità di larghezza, mentre η_f è il coefficiente di attrito dinamico sul fianco dell'utensile.

Ma l'adozione di questo schema semplificato per la stesura di un modello analitico previsionale delle forze, unita alle problematiche della incertezza sulla correttezza dei valori da utilizzare per i coefficienti d'attrito dinamico sul fianco dell'utensile al variare dei parametri di processo, ed alle difficoltà vere e proprie dell'esecuzione delle prove di taglio (la nascita dei difetti di *burrs* che gli stessi autori evidenziano in questi lavori) ha portato a risultati non proprio soddisfacenti in termini di coincidenza tra i valori sperimentali e quelli previsionali delle forze.

Si riportano i grafici (fig. 1.18) dei valori delle forze principali di taglio misurati sperimentalmente (simboli pieni) per alcune prove eseguite in [25], e di quelli previsti (simboli vuoti) [41] in base all'adozione dello schema di forze di figura 1.16 ed alle relazioni 1.23-1.26.

Da essi si vede che, in generale, l'accordo tra teoria ed esperimenti non è precisamente corretto. La peggiore correlazione si trova per $V=46$ giri/min e $t=0,48$ mm nel range $\theta=90^\circ\div 120^\circ$, dove i valori previsti sopravvalutano quelli reali di oltre il 30%. L'autore indica che probabilmente, questo fenomeno è dovuto alle modalità di rottura indotte nel pezzo, che abbassano la resistenza apparente del materiale in lavorazione.

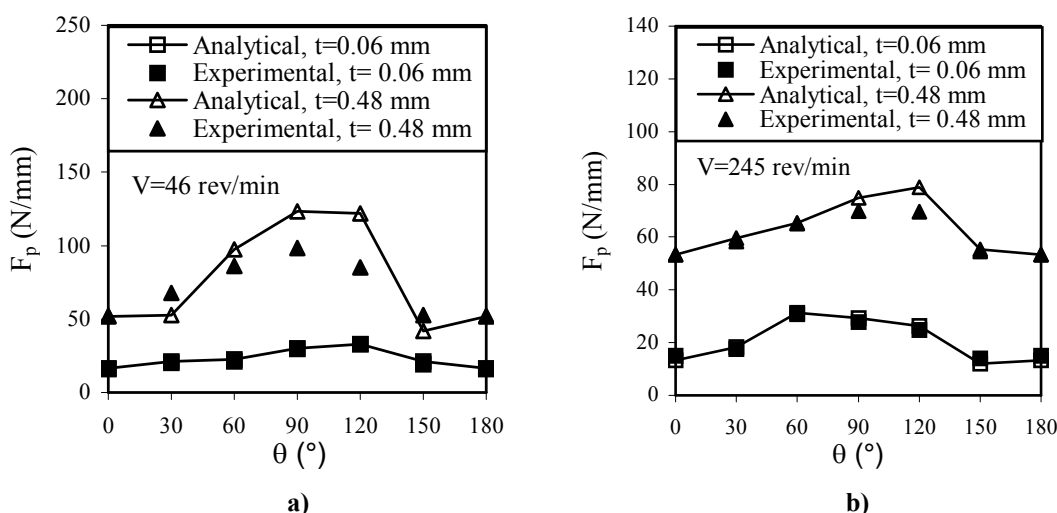


Figura 1.18 – Forza principale F_p in funzione dell'orientazione delle fibre θ per diverse profondità di passata t . Velocità del mandrino: a) $V=46$ giri/min; b) $V=245$ giri/min

Osservando i bassi valori dei coefficienti d'attrito misurati nel caso dei CFRP e riportati nel grafico di figura 1.15 per diverse orientazioni delle fibre, si potrebbe immaginare che la componente T_r , eventualmente esistente, dovuta allo strisciamento sul petto dell'utensile sia piccola. Gli scarti tra i valori misurati e previsti delle forze di taglio adottando questa semplificazione dello schema di forze (fig. 1.16) rispetto a quello proposto in figura 1.14, potrebbero essere comunque relazionati alla sua trascuratezza.

Un altro punto a sfavore della correttezza di adozione di questo schema di forze semplificato potrebbe derivare dal fatto che le considerazioni che inducono a trascurare la componente T_r nascono dall'analisi delle superfici usurate di utensili che hanno lavorato a bassissima velocità di taglio. Quindi è da verificare l'estensione della validità di questo risultato anche per prove di taglio ad alte velocità, che usualmente si adottano nella pratica industriale.

Infine, è importante notare che entrambe queste schematizzazioni delle forze precedentemente mostrate (fig. 1.14 e 1.16) sono valide nel caso ideale di un utensile perfettamente affilato. Ma come anche già accennato nel precedente paragrafo, vari autori [27,29,33] hanno dimostrato che il tagliente dell'utensile a causa della forte abrasività delle fibre è sempre interessato da un arrotondamento, e quindi diviene caratterizzato da un raggio di raccordo che è conseguenza della deviazione della geometria reale da quella ideale. Sempre come prima evidenziato, l'effetto del raggio di raccordo dovrebbe essere più rilevante per le minori profondità di taglio [27,42].

Per questo motivo, si riporta la schematizzazione (fig. 1.19a-d) alla base dell'interessante modello analitico previsionale proposto da Zhang [33] che tiene conto di questo ulteriore elemento caratteristico dell'utensile.

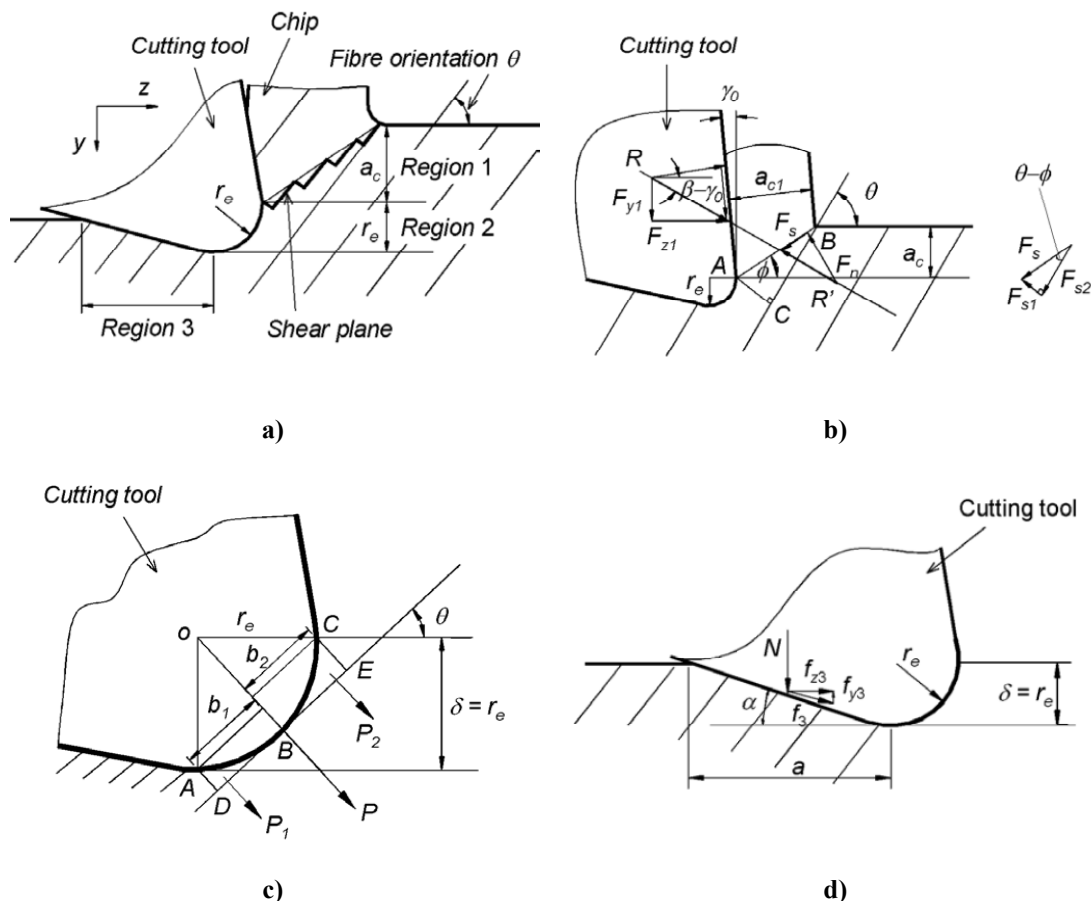


Figura 1.19 – [33] a) Schema di scomposizione delle forze nel taglio dei compositi proposto da Zhang; b) *chipping region*; c) *pressing region*; d) *bouncing region*

L'autore separa le zone di taglio e di interazione dell'utensile con il materiale da processare in tre regioni distinte: il petto (*chipping region*), il raggio di raccordo (*pressing region*), ed il fianco (*bouncing region*), e calcola le aliquote delle forze di taglio su di esse sviluppate separatamente. Le forze che si generano in corrispondenza della zona del petto, corrispondenti alla formazione del truciolo sono state valutate secondo la teoria classica del taglio dei metalli. L'azione del raggio di raccordo dell'utensile è stata assimilata ad un punzone cilindrico che preme il materiale da processare. Le forze sul fianco sono state attribuite al ritorno elastico della superficie lavorata che viene in contatto con l'utensile, e vengono trattate di conseguenza.

Già dalle schematizzazioni delle tre regioni proposte in fig. 1.19 si può capire la complessità delle equazioni ottenute, per tale motivo non sono riportate per brevità. Le previsioni del modello sono in ragionevole accordo con gli esperimenti, effettuati su due tipi di CFRP, in cui sono state variate la geometria dell'utensile, la profondità di taglio e l'orientazione delle fibre nell'intervallo $\theta=0^\circ\div 90^\circ$.

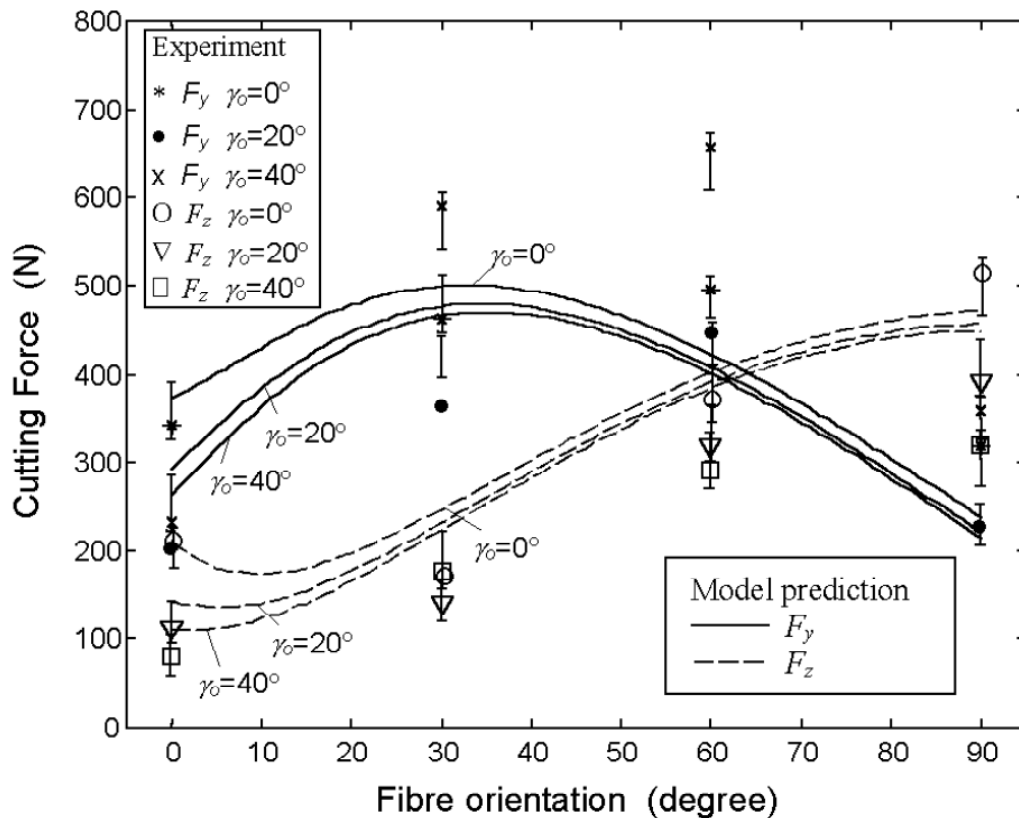


Figura 1.20 – [33] Forze di taglio Principali (F_y) e Verticali (F_z) misurate sperimentalmente (punti discreti) e previste (linee continue e tratteggiate) in funzione dell'angolo di orientazione delle fibre, per diversi angoli del petto dell'utensile

In figura 1.20 si riportano le forze di taglio misurate sperimentalmente e previste dal modello in funzione dell'orientazione delle fibre, ed a titolo esemplificativo per diversi angoli del petto. Si può notare che gli errori di previsione massimi ottenuti sono del 37% per la forza verticale e del 27% per quella principale. Anche in questo caso l'autore trova la spiegazione della non perfetta correlazione dei risultati nelle problematiche inerenti le sperimentazioni di taglio. Ancora, da sottolineare oltre alla complessità delle relazioni proposte, il richiamo ad alcune costanti, funzione del materiale, le cui misurazioni non vengono perfettamente chiarite nel lavoro in questione.



Questi modelli analitici previsionali esistenti ad oggi in letteratura, e criticamente analizzati, cercano di calcolare le forze di taglio per orientazioni di fibre fino a 90° . Oltre questo valore di θ , i meccanismi di formazione del truciolo diventano troppo complessi per sperare ragionevolmente che semplici soluzioni analitiche possano ben catturare le principali caratteristiche di interazione utensile-materiale.

Inoltre, essi sono stati sviluppati sulla base di diverse sperimentazioni, affette da vari errori sperimentali (ad esempio i difetti di *burrs*), e la verifica della loro fragile validità sui loro stessi dati deve essere estesa anche ad altri casi possibili. Si dubita in tal caso che tali modelli di previsione, basati sull'analisi del meccanismo di formazione del truciolo, possano presentare correlazioni più corrette tra i risultati.

Oltre a questi modelli previsionali scaturiti dall'analisi del meccanismo di formazione del truciolo, sono state proposte più recentemente da diversi autori anche simulazioni numeriche basate sull'analisi ad elementi finiti (FE). Anche in questo caso, alla variabilità dei dati sperimentali su cui essi sono validati si associa l'incertezza dei valori dei vari parametri del materiale da inserire nel modello di calcolo. La loro revisione esula dallo scopo di questo lavoro che vuole dapprima incrementare la conoscenza riguardo l'analisi di tutti gli aspetti del processo di taglio, e proporre una tipologia di sperimentazione che possa restituire risultati sperimentali corretti su cui basare la stesura di modelli futuri.

1.4.3 Meccanismi di formazione del truciolo e qualità del taglio

In generale la formazione del truciolo nel caso del taglio dei materiali compositi avviene senza deformazione plastica così come accade nei metalli. Essa consiste in una serie di fratture di tipo fragile, che portano alla formazione di un truciolo discontinuo, polveroso, il cui spessore coincide quasi con il valore della profondità di passata settata. Quindi, il fenomeno di ricalcamento tipico dei metalli in questo caso è assente.

Innanzitutto dalle sperimentazioni eseguite si afferma che i meccanismi di formazione del truciolo sono fortemente dipendenti dall'angolo di orientazione delle fibre θ , parametro così come definito in figura 1.6. E questo è valido essendo trascurabile l'influenza, eccetto per il caso particolare di $\theta=0^\circ$, degli altri parametri del processo, quali il tipo di fibra e matrice, gli angoli caratteristici dell'utensile, la

profondità di passata e la velocità di taglio. Pertanto, l'evoluzione dello sviluppo del truciolo e relativo distacco verrà illustrata facendo riferimento ai diversi valori dell'angolo θ .

Orientazione delle fibre $\theta=0^\circ$

Che questa condizione di taglio parallela alle fibre fosse particolare già fu evidenziato dai preliminari studi sull'argomento in questione condotti da Koplev [23,43]. Egli, infatti, a valle degli esperimenti condotti sul taglio di provini in CFRP alle due diverse orientazioni di taglio parallelo ed ortogonale alle fibre (fig. 1.21), già notava che nella condizione di $\theta=0^\circ$ il truciolo si presentava di forma piuttosto regolare e di sezione rettangolare (fig. 1.22b).

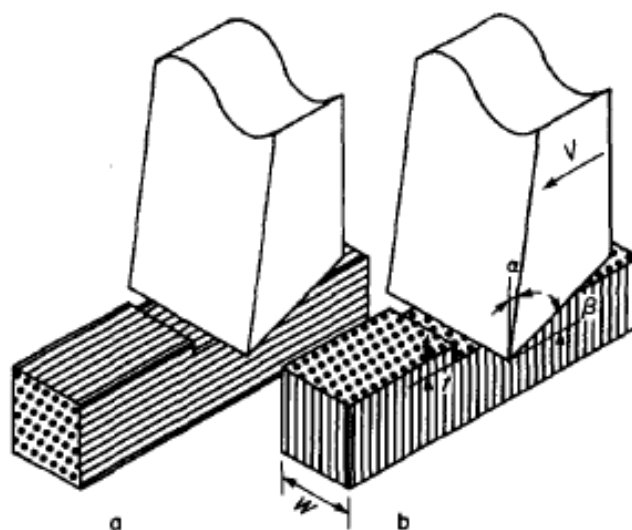


Figura 1.21 – Definizione delle direzioni e dei parametri di taglio: (a) Taglio parallelo alle fibre, (b) Taglio perpendicolare alle fibre. W =larghezza del materiale, t =profondità di passata, V =velocità di taglio, α =angolo di spoglia superiore, β =angolo di spoglia inferiore

Da sottolineare che l'autore essendo il primo ad effettuare studi sperimentali sul taglio dei compositi, si trovò di fronte al problema delle piccole dimensioni del truciolo che ne rendevano difficoltosa la raccolta e quindi lo studio. Il metodo per risolvere questa problematica fu l'adozione del "macrochip method" (fig. 1.22a): in pratica, sulla superficie del materiale da lavorare fu incollato un sottile strato plastico in modo tale che, durante la lavorazione, i vari frammenti restassero attaccati ad esso ricostruendo così non solo una sorta di macrotruciolo ma anche tutto il processo di asportazione.

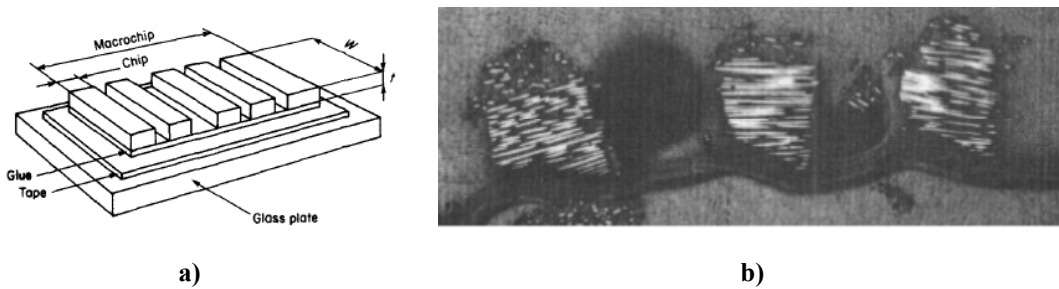


Fig. 1.22 – a) Rappresentazione schematica del *macrochip method*; b) truciolo ottenuto per $\theta=0^\circ$

Da allora altri autori si sono spinti nella ricerca del taglio nei materiali compositi ed in particolare sull'aspetto inerente la formazione del truciolo. In seguito si mostrano i risultati più esplicativi [21,22] ottenuti per questa particolare condizione di taglio. Gli autori infatti svolsero ricerche su provini realizzati da pultrusi in CFRP con un contenuto di fibre V_f pari a 30% e matrice vinilestere, adoperando utensili in acciaio super rapido (High speed steel-HSS). Durante le prove furono adottati due diversi valori dell'angolo di spoglia superiore ($\gamma=0^\circ$ e $\gamma=30^\circ$), con l'angolo di spoglia inferiore fisso ($\alpha=15^\circ$); quest'ultima scelta fu dettata dal fatto che gli autori ritennero poco significativa l'influenza di α sui processi di taglio, osservazione questa che è in parte concorde con i risultati di Koplev et al.[23,43] e di Caprino et al. [28,30]. Oltre ai parametri geometrici dell'utensile, durante le sperimentazioni fu variato l'angolo di orientazione delle fibre θ nel *range* $0^\circ \div 180^\circ$ mentre la profondità di taglio t è stata fissata, dato che in ricerche precedenti [28,30] si era già notata la non rilevante l'influenza di tale parametro sul processo di formazione del truciolo. Fu adottata una velocità di taglio bassa (10 m/min) per evitare effetti termici e per agevolare l'osservazione dei meccanismi di interazione utensile-materiale in base a considerazioni riguardo le oscillazioni dei segnali delle forze registrate.

Solo in questo caso di $\theta=0^\circ$, la formazione del truciolo è influenzata dall'angolo di spoglia superiore γ dell'utensile. In particolare si fa distinzione tra angoli γ pari a 0° , e angoli γ positivi ($\gamma>0^\circ$).

Per $\gamma=0^\circ$ l'asportazione di truciolo avviene a causa di uno stato tensionale di compressione indotto dal petto dell'utensile nel materiale in lavorazione, a cui seguono fenomeni di *microbuckling*, e la formazione di fratture multiple e casualmente distribuite nello spessore del materiale (*brooming failures*) (fig. 1.23); quindi il materiale è soggetto, oltreché a compressione, a modo I e modo II di carico; fibre e matrice tendono ad assumere, a causa della loro diversa resistenza,

deformazioni di differente entità che portano a rotture sia lungo la direzione delle fibre sia in direzione trasversale che diminuiscono la resistenza del materiale. E questa è una condizione simile a quanto si verifica nei test di compressione in direzione delle fibre.

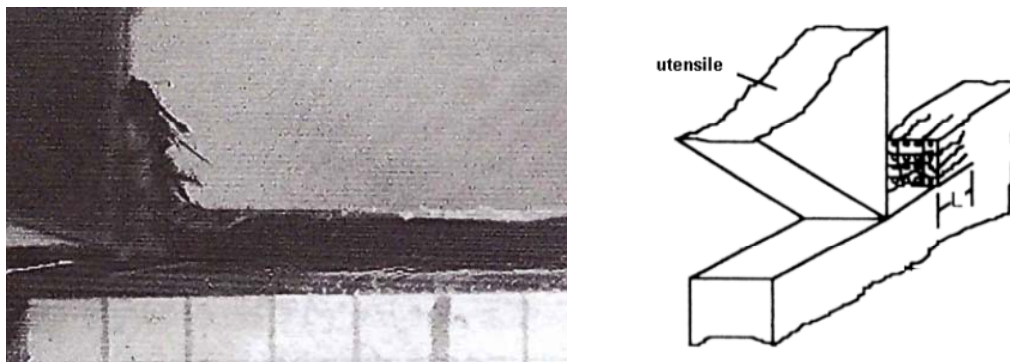


Figura 1.23 - Formazione del truciolo nel caso $\theta=0^\circ$, $\gamma=0^\circ$

L'avanzamento dell'utensile determina la separazione del truciolo dopodiché il fenomeno si ripete.

Dall'esame dei grafici delle forze di taglio, in particolare quello della Forza principale (fig. 1.24), è anche possibile associare il suo andamento al meccanismo di formazione del truciolo, che riviene descritto più accuratamente.

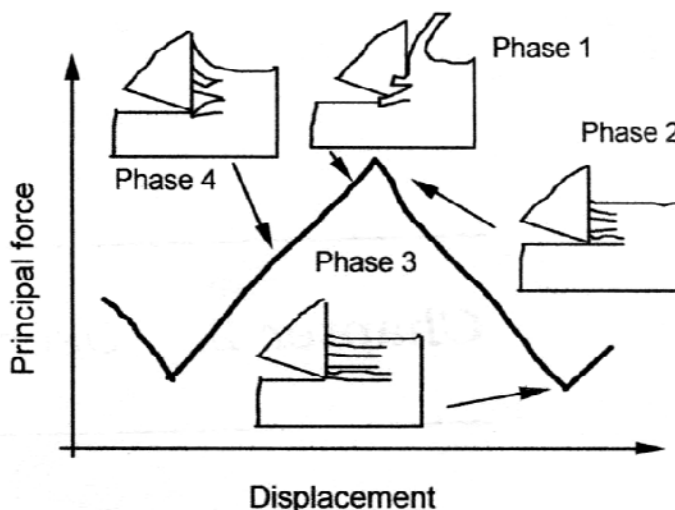


Figura 1.24 – Forza principale in funzione dell'avanzamento dell'utensile, ed associazione del suo andamento alle fasi del meccanismo di formazione del truciolo per $\theta=0^\circ$, $\gamma=0^\circ$

Durante la lavorazione, nel momento in cui la forza F_p raggiunge il suo massimo (fase 1), le tensioni di compressione nella zona di contatto utensile-materiale diventano critiche al punto tale che si sviluppano una serie di fratture (*brooming*

failures) che si propagano a piccola distanza dal petto dell'utensile. Esse provocano una diminuzione della rigidità del materiale con conseguente caduta della F_p (fase 2). Quindi, queste varie fratture aumentano di dimensioni fino ad arrivare a lunghezze paragonabili ai valori della profondità di passata adottata e tale fenomeno porta la forza F_p ad assumere un valore minimo (fase 3). Successivamente i sottili filamenti formati, caricati di punta (*buckling*), cedono e si fratturano, costituendo i trucioli. Contemporaneamente, la forza F_p aumenta di nuovo (fase 4) fino a raggiungere un valore massimo in corrispondenza del quale ha inizio una nuova propagazione di cricche nella direzione delle fibre, ed il fenomeno appena esposto si ripete.

In questo caso $\gamma=0^\circ$, i meccanismi di formazione del truciolo descritti sono essenzialmente indipendenti dai valori che assume la profondità di passata t .

La forza F_p subisce oscillazioni periodiche in funzione dell'avanzamento dell'utensile: ciò conferma il processo discontinuo nella generazione del truciolo; variazioni simili, ma meno evidenti, si hanno anche per la forza F_t (fig. 1.25):

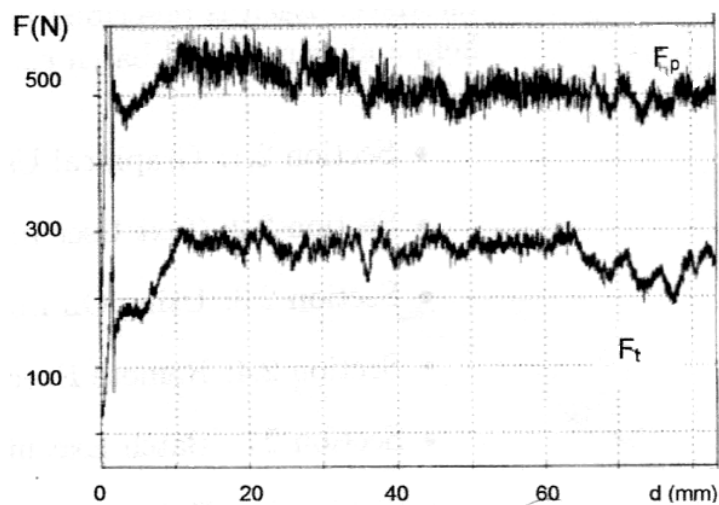


Figura 1.25 – Evoluzione delle forze di taglio in funzione dell'avanzamento dell'utensile, nel caso di $\theta=0^\circ$ e $\gamma=0^\circ$

È interessante notare la stretta correlazione tra le oscillazioni dei due andamenti delle forze di taglio che risultano essere in fase tra loro.

Diverso è il meccanismo che regola la formazione del truciolo nel caso dell'utensile avente un angolo di spoglia superiore positivo $\gamma>0^\circ$. In questo caso l'avanzamento dell'utensile sollecita il materiale a compressione e si ha la formazione di una cricca longitudinale principale in corrispondenza del tagliente dell'utensile (fig.1.26b), che si propaga parallelamente alla direzione di orientazione delle fibre, seguita da una

secondaria a metà spessore del truciolo nel caso di più alte profondità di passata. Quindi il materiale è soggetto a compressione e a modo I di carico.

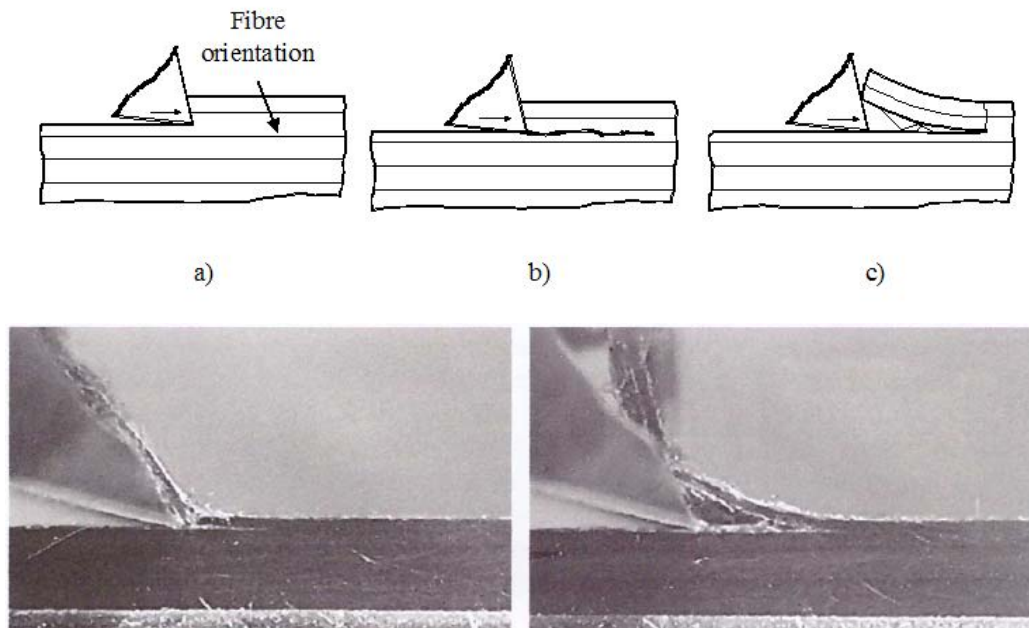


Figura 1.26 – Schematizzazione ed immagini del meccanismo di formazione del truciolo nel caso di $\theta=0^\circ$, $\gamma>0^\circ$. Basse t

La F_p raggiunge il valore massimo nell'istante che precede la propagazione della cricca all'interno del materiale. La cricca avanza più velocemente dell'utensile, aprendo perciò il materiale prima del suo passaggio (fig. 1.26c) e ciò comporta, dunque, un decremento del carico.

Il truciolo può essere schematizzato come una trave incastrata rigidamente soggetta a flessione e taglio che viene sollecitata secondo il I modo di carico e successivamente si rompe a flessione perpendicolarmente all'asse delle fibre. Anche in questo caso si osserva la ciclicità del fenomeno.

La larghezza del truciolo, generato secondo il meccanismo descritto, coincide con la larghezza del materiale in lavorazione ed il suo spessore è determinato dalle coordinate del punto di innesco della cricca longitudinale principale.

Generalmente la forza principale F_p aumenta poco prima della rottura del truciolo mentre diminuisce nuovamente quando quest'ultimo viene evacuato finché non si manifesta un nuovo avanzamento dell'apice della cricca in corrispondenza del quale la F_p assume, per l'ennesima volta, il suo valore massimo.

Il succedersi di queste diverse fasi può essere visualizzato nel diagramma riportato in fig. 1.27, presentato nello studio svolto da Caprino et al [21], nel quale la linea

continua rappresenta la posizione del tagliente mentre quella spezzata la posizione dell'apice della cricca.

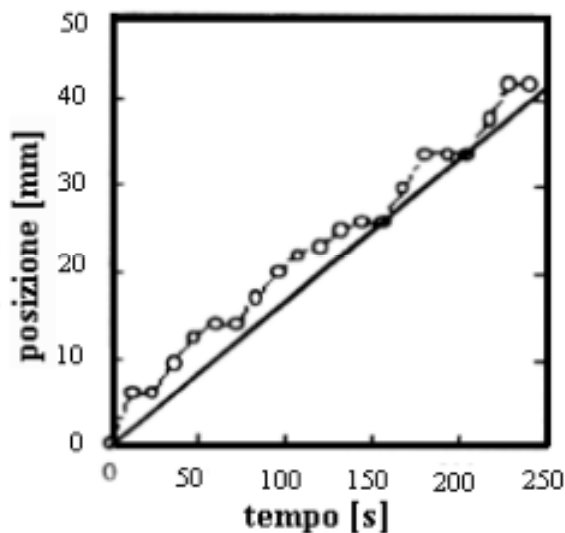


Figura 1.27 – Avanzamento dell'apice della cricca (linea tratteggiata e cerchi) e del tagliente dell'utensile (linea continua) nel materiale da processare, per $\theta=0^\circ$, $\gamma>0^\circ$. Basse t

La natura periodica della formazione del truciolo si manifesta nella sua morfologia: presenta rotture non solo in direzione parallela alla direzione delle fibre ma anche in direzione normale; la distanza tra queste ultime fratture individua la lunghezza del truciolo.

Per profondità di taglio elevate, adottate in [21], si è verificata la formazione di una seconda cricca parallela alla prima, sviluppata circa a metà della profondità di taglio. (fig. 1.28).

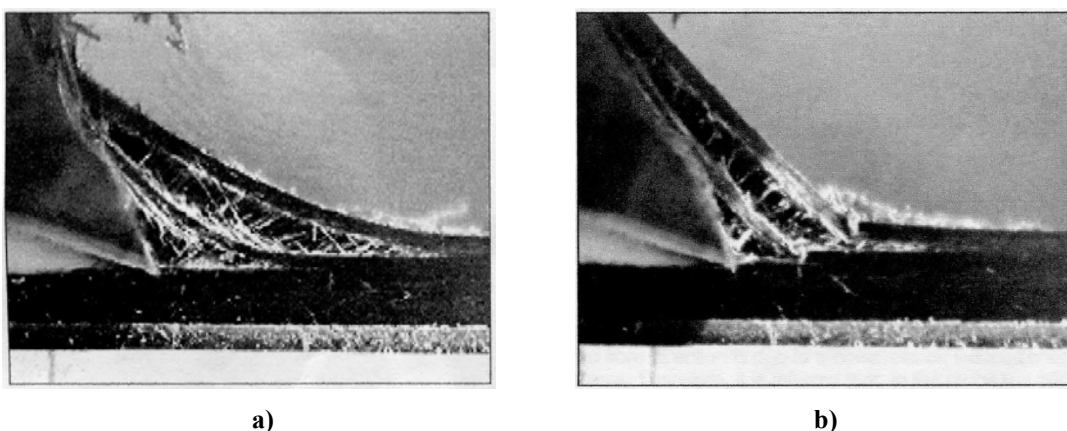


Figura 1.28 – a) Formazione della cricca principale e secondaria, e b) successiva rottura del truciolo per $\theta=0^\circ$, $\gamma>0^\circ$. Alte t

La formazione di questa ulteriore cricca è dovuta ad una frattura di taglio creata dalla faccia dell'utensile quando questo si trova alla minima distanza dall'apice della cricca principale. Lo sviluppo di questa frattura secondaria segue qualitativamente la stessa legge della cricca principale (fig. 1.29).

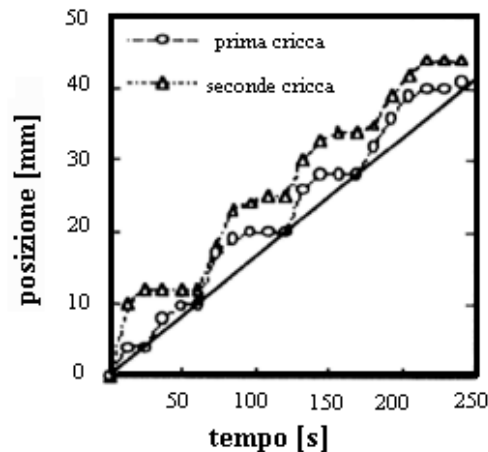


Figura 1.29 – Avanzamento degli apici della cricche principale (linea tratteggiata e cerchi) e secondaria (linea tratteggiata e triangoli), e del tagliente dell'utensile (linea continua) nel materiale da processare, per $\theta=0^\circ$, $\gamma>0^\circ$. Alte t

Ritornando agli studi di Lopresto et al [22], come si può facilmente dedurre dalle oscillazioni, in opposizione, delle forze di taglio rilevate (fig.1.30), anche in questa sperimentazione il processo è risultato discontinuo.

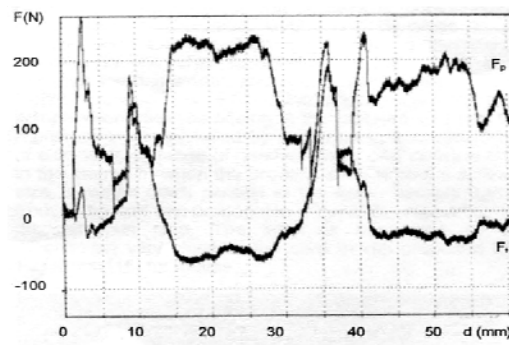


Figura 1.30 - Evoluzione delle forze di taglio in funzione dell'avanzamento dell'utensile nel materiale da processare. $\theta=0^\circ$, $\gamma>0^\circ$

Osservando gli andamenti delle forze di taglio sia per $\gamma=0^\circ$ che per $\gamma>0^\circ$ si nota che i valori di queste ultime non si azzerano: ciò è dovuto al fatto che la nuova superficie creata dalla frattura nella matrice originariamente ha una forma irregolare, mentre ha una qualità migliore dopo il passaggio dell'utensile. Questo suggerisce una forte interazione tra il fianco dell'utensile e la superficie lavorata (in accordo con gli studi di Koplev et al.[23,43]) il che giustifica anche l'usura del fianco stesso.

Inoltre si nota che la F_p ha un peso considerevole su quelli che sono gli sforzi complessivi di taglio, e ciò induce a pensare che è più legata al meccanismo di formazione di truciolo che si verifica principalmente sul petto.

Simili risultati sono stati trovati da Arola, Ramulu e Wang [3,24]. Gli autori hanno effettuato prove di taglio ortogonale su provini in CFRP unidirezionale di 4 mm di spessore lavorati con utensili rivestiti con diamante policristallino (PCD). L'obiettivo di questo studio era quello di determinare l'influenza dell'orientazione delle fibre e della geometria dell'utensile sui meccanismi di formazione del truciolo nonché sulla qualità superficiale ottenuta dalla lavorazione. Sono stati utilizzati utensili aventi differente geometria e sono stati condotti test a diversa profondità di passata e velocità di taglio. Le prove sono state registrate mediante videocamera ad alta velocità; i trucioli ottenuti durante le lavorazioni sono stati raccolti utilizzando il "macrochip method" e successivamente analizzati mediante microscopio a scansione elettronica (SEM), così come le caratteristiche morfologiche delle superfici lavorate. Informazioni aggiuntive relative al meccanismo di formazione del truciolo sono state ottenute mediante il metodo "quick-stop". Le forze di taglio sono state acquisite mediante un dinamometro ed i profili delle superfici lavorate sono stati rilevati mediante rugosimetro. I meccanismi di formazione del truciolo sono variati al variare dell'orientazione delle fibre, ma il truciolo generato è stato sempre discontinuo.

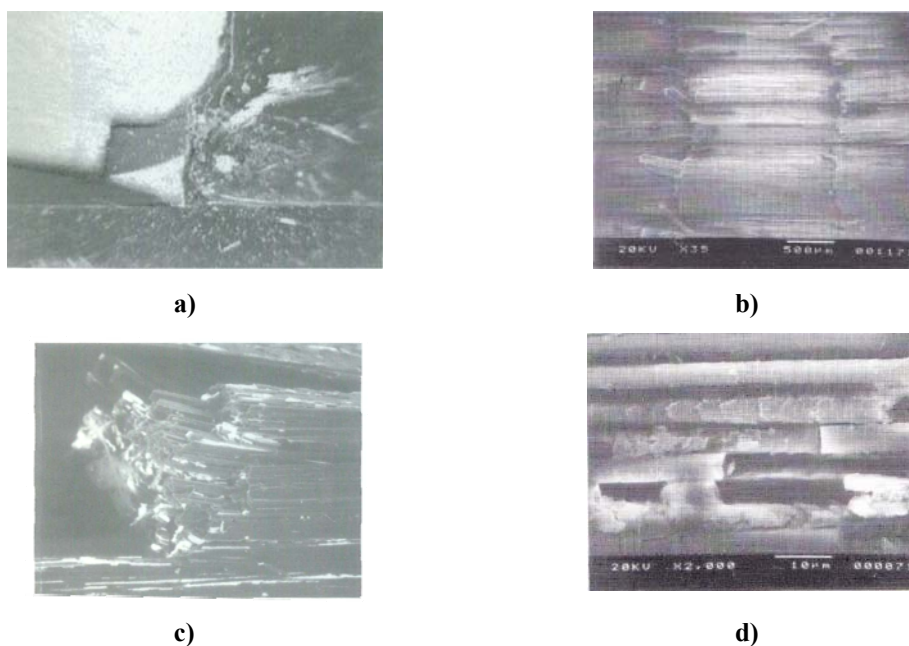


Figura 1.31 – Taglio ortogonale per $\theta=0^\circ$: a) Formazione del truciolo; b) macrochip; c) immagine quick-stop della superficie in lavorazione; d) immagine al SEM della superficie lavorata



I risultati di questa sperimentazione hanno evidenziato lo stesso meccanismo di formazione del truciolo per il caso $\theta=0^\circ$ descritto da [22], di cui si riporta in fig. 1.31a l'immagine acquisita mediante la videocamera.

I trucioli ottenuti a $\theta=0^\circ$ (fig. 1.31b) presentano una superficie molto irregolare, e per ciascun truciolo è ben visibile la sezione dove è avvenuta la rottura in senso ortogonale a seguito della sollecitazione di flessione a cui esso, schematizzato come una trave incastrata, è soggetto come prima descritto.

Nella figura 1.31c relativa all'immagine della superficie di taglio del materiale in lavorazione acquisita con il metodo *quick-stop* per $\theta=0^\circ$ si nota come la rottura del truciolo sia avvenuta perpendicolare alla direzione delle fibre, in accordo con il meccanismo di formazione del truciolo che si ha per questa particolare orientazione.

A completezza dei risultati, l'immagine al SEM della superficie lavorata per $\theta=0^\circ$ e per $\gamma=0^\circ$ (fig. 1.31d) mostra la presenza di fibre nude sulla superficie, che si sono rotte perpendicolarmente all'asse longitudinale per effetto di una combinazione di microbuckling e compressione indotte dall'avanzamento dell'utensile. Inoltre gli autori precisano che per il caso dell'utensile con $\gamma>0^\circ$ si è notata la presenza di un gran numero di vuoti laddove le fibre sono state sollevate a seguito della propagazione della cricca principale dovuta al I modo di carico.

Altri studi sono stati effettuati per valutare il meccanismo di formazione di truciolo nel caso specifico del taglio parallelo alla direzione delle fibre, ma sostanzialmente quanto descritto dai risultati di queste sperimentazioni mostrate è esaustivo ai fini della comprensione del fenomeno.

Infine si precisa che pochi dati sperimentali sono a disposizione per valutare come avviene il meccanismo di formazione del truciolo nel caso di utensili con angoli di spoglia negativi, ma questa è una soluzione raramente utilizzata nella pratica industriale della lavorazione dei compositi.

Orientazione delle fibre $0^\circ<\theta\leq 90^\circ$

In questo *range* il processo di taglio è sostanzialmente indipendente dai valori dell'angolo γ e si sviluppa ancor più in maniera discontinua.

Sempre dai risultati di Lopresto et al [22] emerge che osservando la formazione del truciolo si possono distinguere due fasi. Il petto dell'utensile impegna nuovo materiale applicando una forza di compressione localizzata vicino al tagliente

(fig.1.32b); le sollecitazioni di compressione agenti danno luogo ad una zona di processo denotata da un cambiamento di riflettività della superficie lavorata composta da fibre rotte e microfratture della matrice, come si nota anche dall'immagine di fig. 1.32d relativa al caso $\theta=30^\circ$ e $\gamma=30^\circ$. Quando la zona di processo raggiunge delle dimensioni critiche, si assiste al fenomeno di “*debonding*”, ovvero della separazione della fibra dalla matrice, mediante la propagazione di cricche parallelamente all'orientazione delle fibre e quindi la formazione di un truciolo discontinuo (fig. 1.32c); quest'ultimo viene evacuato con un meccanismo molto simile al modello proposto da Piispanen nei metalli.

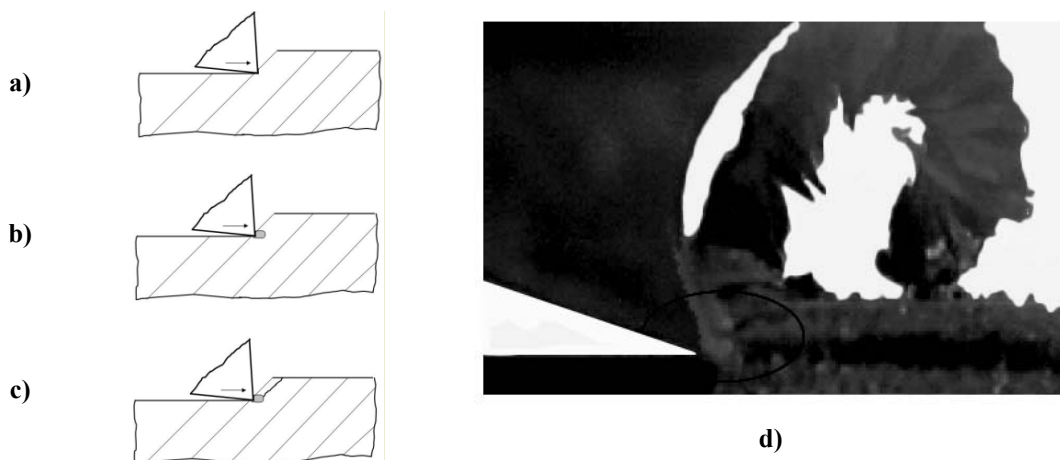


Figura 1.32 - Meccanismo di formazione del truciolo per $\theta=30^\circ$ e $\gamma=30^\circ$

Dai grafici (fig.1.33) delle forze di taglio in funzione dell'avanzamento dell'utensile [22] si osserva che durante la prima fase la F_p subisce un incremento approssimativamente lineare in funzione dello spostamento dell'utensile. Quando nella seconda fase la cricca che recide le fibre in senso ortogonale al loro asse si propaga anche all'interfaccia fibra-matrice, si ha il distacco del truciolo così formatosi, associato ad un crollo del valore della F_p . Dunque la forza di taglio principale ha un andamento a dente di sega dove ogni picco corrisponde allo sviluppo di un singolo truciolo:

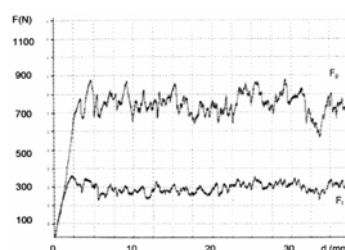


Figura 1.33 – [22] Evoluzione delle forze di taglio per $\theta=0^\circ$, $\gamma=30^\circ$

Dai meccanismi di formazioni di truciolo rilevati si deduce che per queste orientazioni la forza di taglio è correlata alla resistenza al taglio τ_{12} del composito unidirezionale lungo la direzione principale.

Questa considerazione ha condotto altri autori a proporre nei loro studi tentativi di modelli analitici previsionali delle forze che tenessero conto proprio dei parametri di resistenza a taglio del materiale.

Già in questo studio, per orientazioni delle fibre oltre i 60° , si osservava un ulteriore fenomeno, ovvero la nascita di difetti di “burrs” (fig. 1.34): sotto l’azione tagliente dell’utensile due strati sottili, posti ciascuno sul bordo del materiale, passano sotto l’utensile senza essere tagliati a causa della mancanza di sostegno nella zona interessata, scorrono sul fianco e vengono piegati fuori dal piano di taglio. Ad essi si accompagna anche la formazione di cricche negli strati laterali non tagliati che si propagano nella matrice sia in direzione longitudinale che trasversale; ciò provoca, oltreché una scarsa qualità di taglio, anche dei seri danni sub-superficiali nel pezzo.

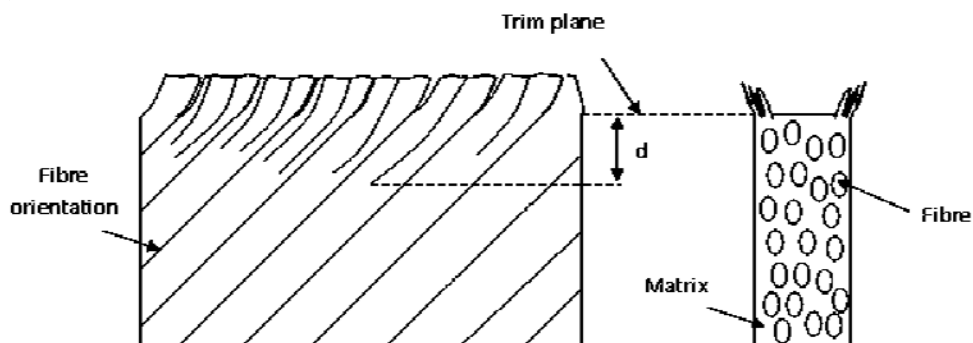


Figura 1.34 - Formazione del truciolo per $\theta=60^\circ$: nascita dei burrs

Per tale motivo, la nascita di questi difetti rende l’interpretazione della storia delle forze di taglio molto complicata, oltreché difficoltosa la rilevazione eventuale della rugosità superficiale ed incerte le osservazioni riguardanti tutti gli aspetti del processo. E questa problematica si presenta in tutti gli altri lavori.

Per la condizione di taglio ortogonale alle fibre ($\theta=90^\circ$) questi difetti si presentano in maniera più marcata. Ma analizzando il meccanismo di formazione di truciolo si osserva che in questo caso è leggermente diverso rispetto alle altre orientazioni dell’intervallo in esame. Anche per $\theta=90^\circ$ l’angolo del petto dell’utensile non influenza la modalità di taglio. Sotto la forza di compressione applicata in

corrispondenza del petto dell'utensile (fig. 1.35a) le fibre vengono piegate (fig. 1.35b) e rotte (fig. 1.35c) in corrispondenza del tagliente creando un truciolo polveroso, e si generano una serie di fessurazioni che si propagano in profondità parallelamente alla direzione delle fibre (fig. 1.35d).

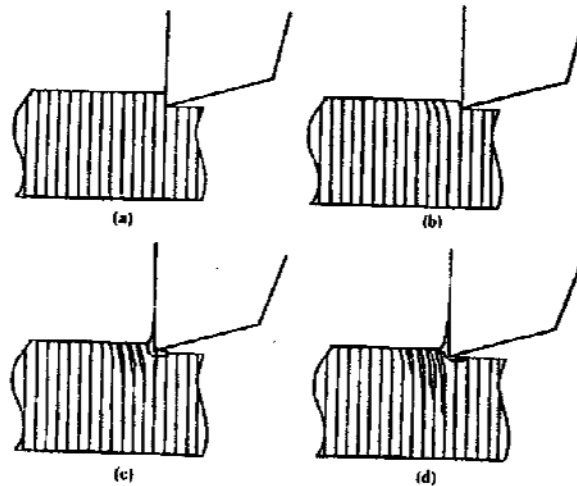


Figura 1.35 - Meccanismi di formazione del truciolo per $\theta=90^\circ$, $\gamma=0^\circ$

Le fibre non supportate sui bordi al passare dell'utensile non vengono tagliate ma piegate fuori piano (burrs); invece le fibre centrali vengono effettivamente rimosse. Simile meccanismo di formazione di truciolo per flessione a $\theta=90^\circ$ è stato osservato da Pwu ed Hocheng [44]. Nella prima fase di contatto iniziale, l'utensile non taglia le fibre e la matrice ma preme sul materiale causandone il piegamento (fig. 1.36a), e ciò genera uno stato di sollecitazione flessionale interno.

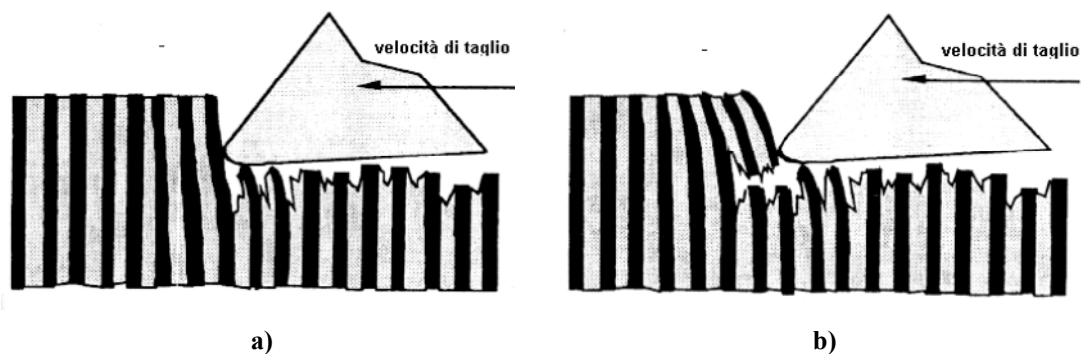


Figura 1.36 – [44] Azione dell'utensile sul composito e b) rottura delle fibre.

Nella seconda fase la tensione di flessione raggiunge un valore critico tale da provocare la rottura delle fibre e della matrice in punti al di sotto della superficie lavorata, quindi lo spessore del truciolo polveroso così formatosi è maggiore rispetto

alla profondità di passata settata; in questa fase l'interfaccia tra fibre e matrice gioca un ruolo molto importante in quanto permette la trasmissione dello stato tensionale; essendo la matrice molto più debole delle fibre, la formazione del truciolo avviene con considerevoli fratture della matrice stessa (fig. 1.36b).

A seguito di queste osservazioni, gli autori hanno proposto un modello analitico per la formazione del truciolo in grado di legare la forze di taglio alla lunghezza ed allo spessore del truciolo stesso.

A conferma e complemento di questi studi [22,44], sono stati svolte ulteriori sperimentazioni riguardo il meccanismo di formazione di truciolo in questo *range* di orientazione dell'angolo delle fibre.

In particolare, risultati ancor più soddisfacenti sono stati ottenuti nel lavoro di Arola, Ramulu e Wang [3,24] presentato nel paragrafo precedente. In esso si osservava che la formazione del truciolo per orientazioni positive delle fibre ($0^\circ < \theta \leq 90^\circ$) cambia distintamente rispetto a $\theta=0^\circ$.

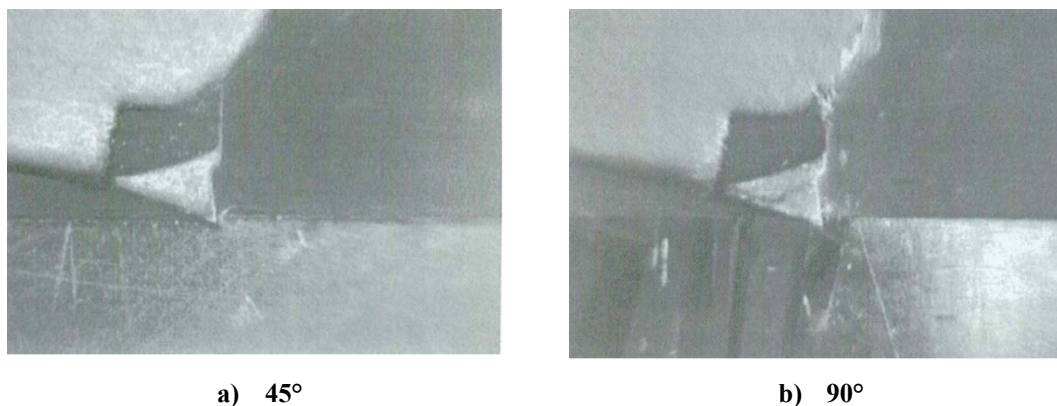


Figura 1.37 - Formazione del truciolo durante il taglio ortogonale: (a) $\theta=45^\circ$; (b) $\theta=90^\circ$

L'utensile comincia a deformare una zona in prossimità del tagliente, determinando delle fratture che si propagano dapprima in senso ortogonale alle fibre e poi lungo la direzione parallela che portano alla separazione del truciolo così formatosi. Altra osservazione, i trucioli vengono rilasciati secondo una direzione coincidente con l'orientazione delle fibre.

Le dimensioni dei trucioli al crescere di θ si riducono sempre più fino a raggiungere dimensioni piccolissime per $\theta=90^\circ$. Al crescere dell'orientazione delle fibre, il piano di *debonding* del truciolo cambia orientazione e l'area della superficie lavorata a contatto con il petto dell'utensile decresce. Questo piano di taglio quindi può essere

visto come il piano di scorrimento nel caso dei metalli, con relativo angolo che coincide con la direzione delle fibre (fig. 1.38).

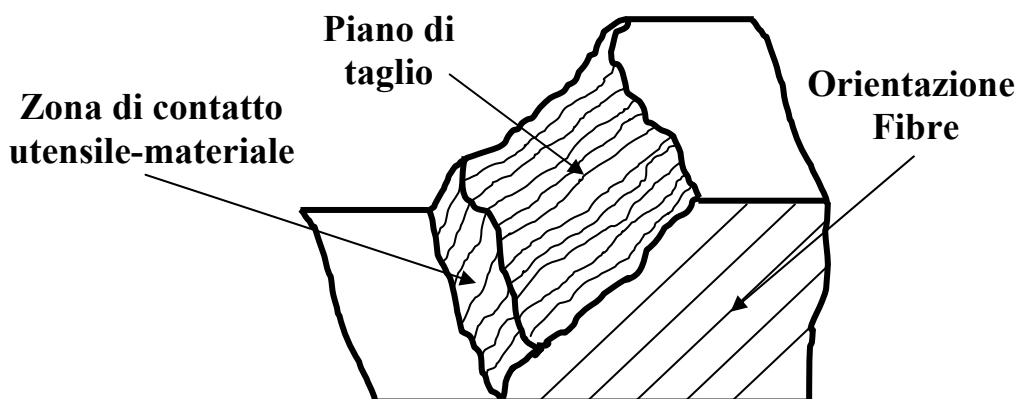


Figura 1.38 – Piano di taglio e zona di contatto del materiale con l'utensile durante la lavorazione per $0^\circ < \theta \leq 90^\circ$

Mediante il metodo *quick-stop* e l'analisi al SEM dei provini in lavorazione è stato possibile acquisire informazioni relative alle dimensioni della zona di contatto tra materiale ed utensile ed analizzare meglio i meccanismi di formazione e le dimensioni dei trucioli.

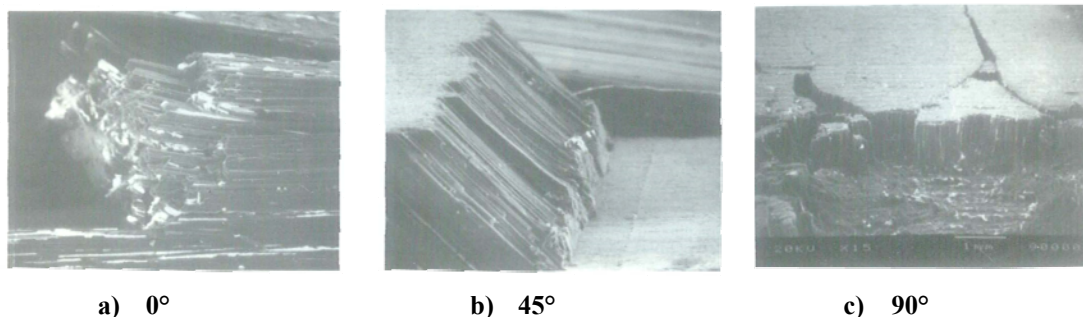


Figura 1.39 – Immagini superficie in lavorazione acquisite mediante *Quick-stop method*, utensile in PDC $\gamma=10^\circ$, $\alpha=17^\circ$, $t=0.381\text{ mm}$: (a) $\theta=0^\circ$; (b) $\theta=45^\circ$; (c) $\theta=90^\circ$

La zona di contatto tra utensile e materiale per $\theta=45^\circ$ (fig. 1.39b) si è ridotta rispetto al caso $\theta=0^\circ$ (fig. 1.39a); si nota molto bene il piano di taglio inclinato secondo la direzione delle fibre, ed anche la concordanza con la schematizzazione proposta in fig. 1.38. Per $\theta=90^\circ$ (fig. 1.39c) la zona di contatto tra utensile e materiale è molto più piccola rispetto a quella osservata a $\theta=45^\circ$. È stato riscontrato anche che generalmente le dimensioni della zona di contatto diminuiscono al crescere dell'angolo di petto γ .

Mediante esame al microscopio elettronico sono stati condotti anche studi accurati sulle dimensioni dei trucioli e sull'influenza dei vari parametri di processo su di essi, ed i risultati sono stati riportati nella tabella 1.1. Si è indicato con a lo spessore del truciolo, con b la larghezza e con l la lunghezza, così come evidenziati nell'immagine di un macrotruciolo in figura 1.40.

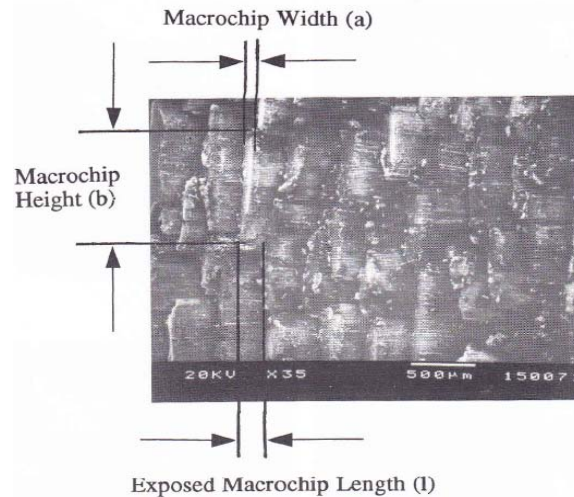


Figura 1.40 - Tipico macrotruciolo con indicazione delle sue dimensioni caratteristiche

geometria utensile	dimensioni (mm)	orientamento fibre				
		0°	15°	30°	45°	60°
0° γ / 7° α	a	irregolare	0,04-0,09	0,07-0,15	0,03-0,05	0,03-0,05
	b	irregolare	0,50-0,77	0,35-0,64	0,12-0,62	0,13-0,36
	l	irregolare	0,18-0,24	0,05-0,09	0,01-0,03	0,03-0,07
5° γ / 7° α	a	irregolare	0,03-0,06	0,09-0,16	0,05-0,07	0,02-0,03
	b	4,00	0,53-0,82	0,44-0,97	0,20-0,53	0,13-0,33
	l	2,21	0,44-0,59	0,06-0,12	0,02-0,05	0,03-0,07
10° γ / 7° α	a	irregolare	0,04-0,09	0,08-0,10	0,05-0,07	0,02-0,03
	b	4,00	0,62-0,88	0,35-0,88	0,25-0,50	0,09-0,17
	l	2,18	0,33-0,65	0,03-0,09	0,01-0,05	0,04-0,07
0° γ / 17° α	a	irregolare	0,08-0,12	0,05-0,08	0,03-0,06	0,03-0,05
	b	4,00	0,50-1,62	0,42-1,03	0,25-0,60	0,13-0,33
	l	1,32	0,29-0,53	0,08-0,11	0,03-0,06	0,02-0,04
5° γ / 17° α	a	0,15	0,07-0,10	0,07-0,09	0,03-0,05	0,02-0,04
	b	4,00	0,53-1,00	0,59-1,00	0,20-0,60	0,18-0,50
	l	2,21	0,29-0,44	0,07-0,10	0,04-0,06	0,03-0,06
10° γ / 17° α	a	0,06-0,11	0,07-0,10	0,05-0,07	0,04-0,07	0,03-0,05
	b	4,00	0,76-1,18	0,44-0,90	0,23-0,59	0,12-0,33
	l	1,15	0,32-0,50	0,08-0,14	0,02-0,07	0,01-0,03

Tabella 1.1 – [3] Dimensioni del truciolo al variare dei parametri caratteristici dell'utensile per diverse orientazioni delle fibre.

Dalla tabella 1.1 si nota che, con l'aumentare dell'angolo θ di orientazione delle fibre da 0° a 15° , le dimensioni l e b decrescono rapidamente. Per variazioni di θ da 15° a 30° , l e b diminuiscono mentre a rimane essenzialmente costante; invece da 45° a 60° , diminuiscono tutte e tre le dimensioni.

A corollario si riportano anche le immagini (fig. 1.41) dei macrotrucioli formatisi alle orientazioni θ pari a 0° , 15° , 30° , 45° e 60° durante le lavorazioni con l'utensile PCD avente $\gamma=10^\circ$ e $\alpha=17^\circ$.

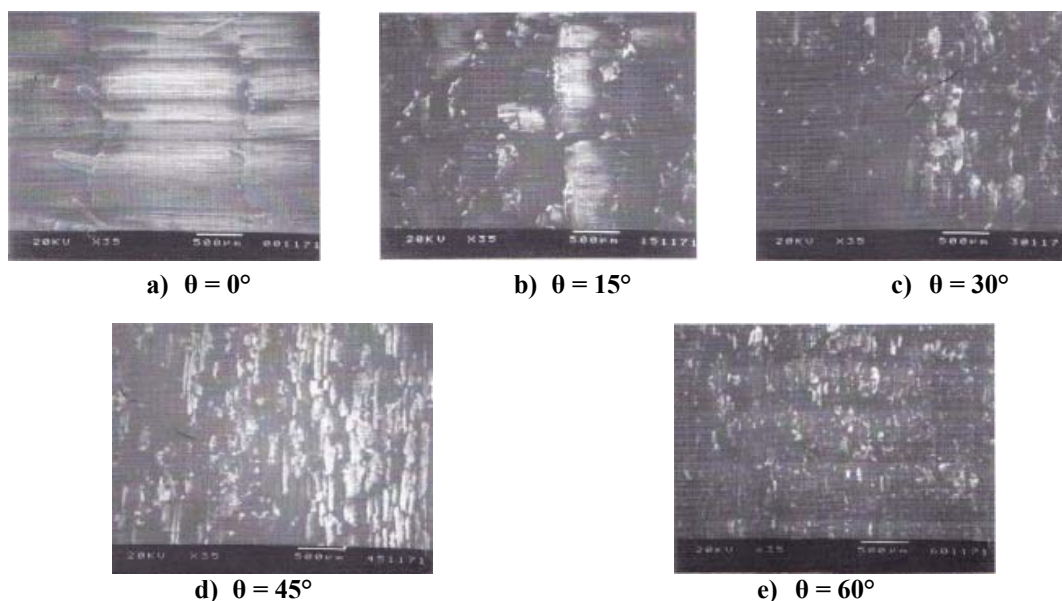


Figura 1.41 - Macrotrucioli ottenuti con utensile in PCD avente $\gamma=10^\circ$, $\alpha=17^\circ$, per orientazioni: (a) $\theta=0^\circ$; (b) $\theta=15^\circ$; (c) $\theta=30^\circ$; (d) $\theta=45^\circ$; (e) $\theta=60^\circ$

Per quanto riguarda l'influenza della geometria dell'utensile sulle dimensioni del truciolo è possibile osservare che: ad un aumento dell'angolo di spoglia superiore γ da 0° a 5° , la lunghezza l aumenta leggermente, come è anche possibile apprezzare in fig. 1.42, mentre da 5° a 10° non si rivelano cambi significativi delle dimensioni del truciolo; invece, con l'aumentare dell'angolo di spoglia inferiore α , la lunghezza e la larghezza del truciolo aumentano in maniera irrisoria.

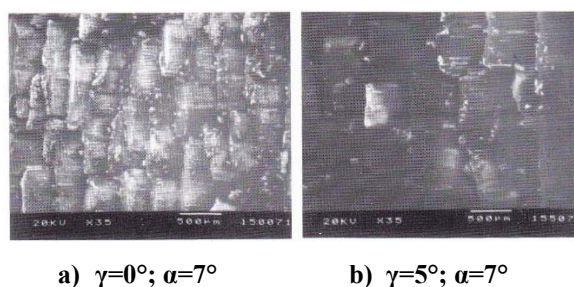


Figura 1.42 - Influenza della geometria dell'utensile sulle caratteristiche del macrotruciolo per $\theta=15^\circ$: (a) $\gamma=0^\circ$, $\alpha=7^\circ$; (b) $\gamma=5^\circ$, $\alpha=7^\circ$

sequenza delle fratture e le misurazioni delle sue dimensioni. Ciò è arduo anche se si utilizzano sofisticati metodi di analisi, quali le tecniche precedentemente citate del *macrochip method* e *quick-stop method* [3,24]. Ulteriori importanti complicazioni nascono dai difetti di *burrs* che si verificano per queste orientazioni, ossia dagli strati di fibre non supportati che passano al di sotto dell'utensile, escono fuori dal piano di taglio e non vengono tagliati. Ciò si traduce in un danneggiamento sub-superficiale molto esteso all'interno del provino. Tutte queste difficoltà sono sorte in tutte le recenti sperimentazioni eseguite.

Così, a titolo esemplificativo, si riportano alcune considerazioni sul meccanismo di formazione di truciolo per queste ostiche orientazioni riportate nei lavori [3,22,24] già presi in considerazione nei due precedenti paragrafi.

Anche per questa condizione di taglio l'angolo di spoglia γ non ha alcuna influenza sul meccanismo di formazione del truciolo.

Similmente alla condizione di taglio $\theta=90^\circ$, l'avanzamento del petto dell'utensile inizia a sollevare i fasci di fibre, piegandoli (fig. 1.44), e generando delle fessurazioni che si propagano all'interno del materiale (*burrs*). Nasce una cricca che si propaga nel fascio in corrispondenza del tagliente ed in direzione perpendicolare alle fibre. Si ha poi la fase di *debonding* all'interfaccia fibre matrice che causa il distacco del truciolo così formatosi.

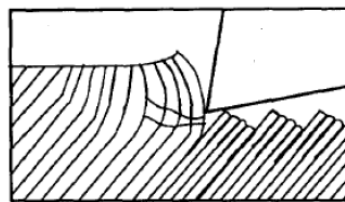


Figura 1.44 – Formazione del truciolo per orientazioni delle fibre $90^\circ < \theta < 180^\circ$

Quindi anche per questo intervallo di θ , ha luogo la formazione dei *burrs*. Solo il materiale al centro (in direzione della larghezza) viene reciso, e dopo il passaggio dell'utensile si ha un suo ritorno elastico. Il volume di materiale non asportato risulta essere dipendente sia dal valore dell'angolo di orientazione delle fibre θ che dall'angolo del petto dell'utensile γ : addirittura adoperando un utensile con $\gamma=0^\circ$ e $\theta=120^\circ$ si ottengono le peggiori condizioni di taglio e tutto il materiale passa sotto l'utensile senza essere tagliato. Inoltre, la lunghezza dei danneggiamenti sub-superficiali del provino aumenta fortemente con l'aumento della profondità di passata [45].



CAPITOLO 2

MATERIALI E METODI SPERIMENTALI

2.1 INTRODUZIONE

Nel seguente capitolo verranno esposte le tecnologie e le modalità di realizzazione degli speciali provini su cui sono state eseguite le prove di taglio ortogonale ad alta velocità. Seguirà la definizione del piano sperimentale adottato, di cui saranno motivate le scelte, ed una descrizione accurata delle attrezzature impiegate nelle varie fasi della sperimentazione.

2.2 REALIZZAZIONE DEI PROVINI

Ai fini della particolare sperimentazione ideata che prevede prove di tornitura circonferenziale ad alta velocità, sono stati realizzati dei provini di forma circolare (fig. 2.1) in materiale plastico fibrorinforzato aventi un diametro variabile tra $145 \div 130 \text{ mm}$ ed uno spessore di circa 4 mm .

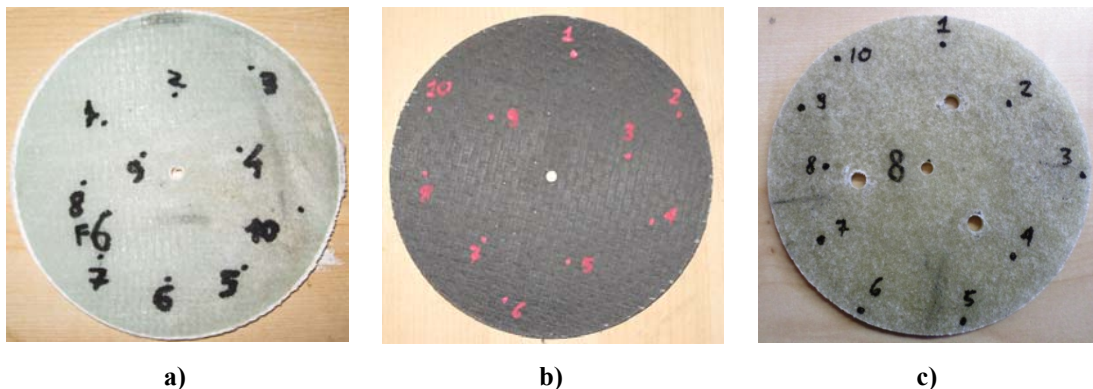


Figura 2.1 – Tipologia di provini utilizzati per la fase sperimentale:
a) vetroresina UD; b) carboresina UD; c) vetroresina MAT

I suddetti dischi sono stati ricavati da pannelli rettangolari/quadrati (fig. 2.2) realizzati in resina termoindurente rinforzata con fibre di vetro in formato unidirezionale, MAT unifilo, e fibra di carbonio unidirezionale:

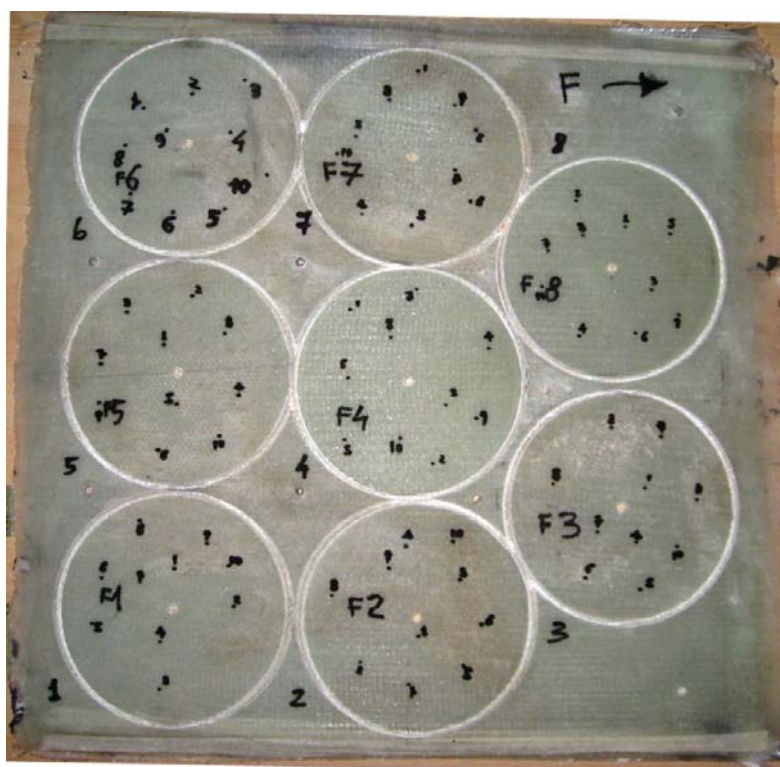


Figura 2.2 – Pannello realizzato con resina epossidica e fibre di vetro unidirezionali

Per la formatura dei pannelli, si è scelto di impiegare la tecnica di infusione di resina sotto vuoto (*RIFT*), una tecnologia facilmente realizzabile e consolidata nel laboratorio del DICMAPI, ma che allo stesso tempo permette di ottenere laminati di buone caratteristiche meccaniche, bassa percentuale di vuoti e frazione volumetrica di fibre anche circa del 60% nel caso di utilizzo di rinforzo in formato UD.

2.2.1 Il ciclo di fabbricazione *RIFT*

La tecnica *RIFT* (*Resin Infusion under Flexible Tool*) è una tecnologia a stampo chiuso che prevede l'uso di uno stampo rigido e di un sacco elastomerico flessibile al posto del controstampo rigido. Questa tecnica permette di realizzare laminati in materiale composito a matrice polimerica attraverso il trasferimento della resina catalizzata all'interno della preforma in formato fibroso del pezzo da realizzare grazie ad una depressione imposta da una pompa.

Con la tecnica *RIFT* l'impregnazione delle fibre avviene principalmente in senso normale al laminato, cioè nella terza direzione rispetto al piano del laminato, oltre che anche in senso parallelo ad esso (fig. 2.3).

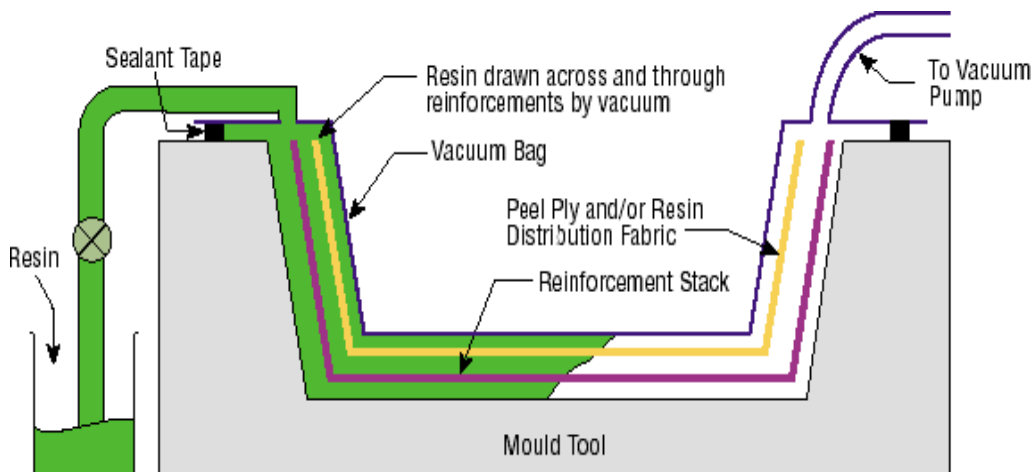


Figura 2.3 - Schematizzazione del processo di formatura con sacco sotto vuoto (RIFT)

Le fasi in cui si articola un processo di formatura RIFT sono le seguenti:

- 1) pulizia dello stampo;
- 2) applicazione del distaccante;
- 3) applicazione del *gel-coat* (eventuale);
- 4) posizionamento del rinforzo;
- 5) posizionamento del *peel-ply* e del distributore;
- 6) applicazione del sigillante;
- 7) chiusura con il sacco e sigillatura dei canali per il vuoto e l'iniezione;
- 8) iniezione e cura della resina;
- 9) eliminazione del sacco, del *peel-ply*, del distributore ed estrazione del pezzo;
- 10) operazioni di rifinitura.

Una variante di questo processo di infusione, più diffusa per la produzione di elementi in materiale composito di grosse dimensioni, quali ad esempio scafi di imbarcazioni, è nota come *SCRIMP* (*Seemann Composites Resin Infusion Moulding Process*).

2.2.2 Formatura dei pannelli

La prima operazione eseguita per la realizzazione dei pannelli consiste nel taglio dei diversi strati di rinforzo delle dimensioni desiderate partendo da bobine (fig. 2.4) di tessuto di fibre di vetro UD e MAT unifilo di grammatura 300 g/m^2 , e di fibre di carbonio UD 400 g/m^2 , già disponibili in laboratorio.



a)



b)

Figura 2.4 – Tessuto di a) fibre di carbonio UD 400 g/m² e di b) fibre di vetro UD 300 g/m²

Da precisare che nel caso della realizzazione dei pannelli in vetroresina, sia UD che MAT, si è proceduti al taglio dei diversi strati di rinforzo aventi dimensioni di 450/460 x 450/460 mm², mentre per la formatura dei pannelli in carboresina UD gli strati di rinforzo sono stati tagliati di dimensioni minori, 150 x 150 mm², per ovviare ai problemi di infusione che si sono verificati nella fase di prova di fabbricazione del laminato, e dovuti principalmente alla grammatura più grossolana del tessuto di partenza.

Per la determinazione del numero di strati del rinforzo da impiegare nella produzione dei laminati si sono svolti dei semplici calcoli, di cui si mostrano a titolo esemplificativo quelli per la vetroresina UD, che si basano sulle seguenti considerazioni:

- si vuole ottenere un laminato di circa 4 mm di spessore, valore scelto per evitare problemi tecnologici di processo del laminato e che richiederà forze per il taglio non troppo elevate così da non mettere in crisi il sistema di acquisizione e quello della prova vera e propria;
- è nota la grammatura effettiva delle fibre di vetro, comunicata dal produttore e pari a 300 g/m²;
- si conosce la densità del vetro, pari a 2,5 g/cm³;

Il volume di una lastra avente superficie di dimensione unitaria (1 m²) e spessore unitario (1 mm/strato), è dato dal rapporto tra la grammatura e la densità per cui:

$$\text{Spessore rinforzo/strato} = \frac{\text{grammatura}}{\text{densità}} = \frac{0.03 \text{ [g/cm}^2\text{]}}{2.5 \text{ [g/cm}^3\text{]}} = 0.012 \text{ cm/strato} = 0.12 \text{ mm/strato} \quad (2.1)$$

Ottenuto lo spessore di un singolo strato (0,12 mm), sulla base dello spessore di progetto del laminato, è stato possibile ricavare il numero di strati di rinforzo da impiegare:

$$\text{nr. strati rinforzo totale} = \frac{4}{0.12} \frac{[mm]}{[mm/\text{strato}]} = 33.33 \text{ strati rinforzo} \quad (2.2)$$

Per ottenere una frazione volumetrica di fibre $V_f \approx 60\%$, si è calcolato il numero di strati effettivo del laminato in questo modo:

$$\text{nr. strati rinforzo effettivo} = 33.3 \cdot 0.6 \cong 20 \text{ strati} \quad (2.3)$$

Allo stesso modo si è proceduti per il calcolo del numero degli strati effettivi di rinforzo nel caso delle fibre di carbonio UD e delle fibre di vetro MAT unifilo, rispettivamente pari a 11 (sempre $V_f \approx 60\%$, ma diversa grammatura del tessuto e densità delle fibre) e 10 strati (stessa grammatura del tessuto e densità delle fibre, ma $V_f \approx 30\%$).

Ultimato il taglio delle fibre, eseguito con molta accortezza disponendo ai bordi degli strati da tagliare dello scotch carta per evitare lo sfilacciamento, si è proseguiti con la sagomatura del sacco, della rete e del *peel-ply* (fig.2.5).

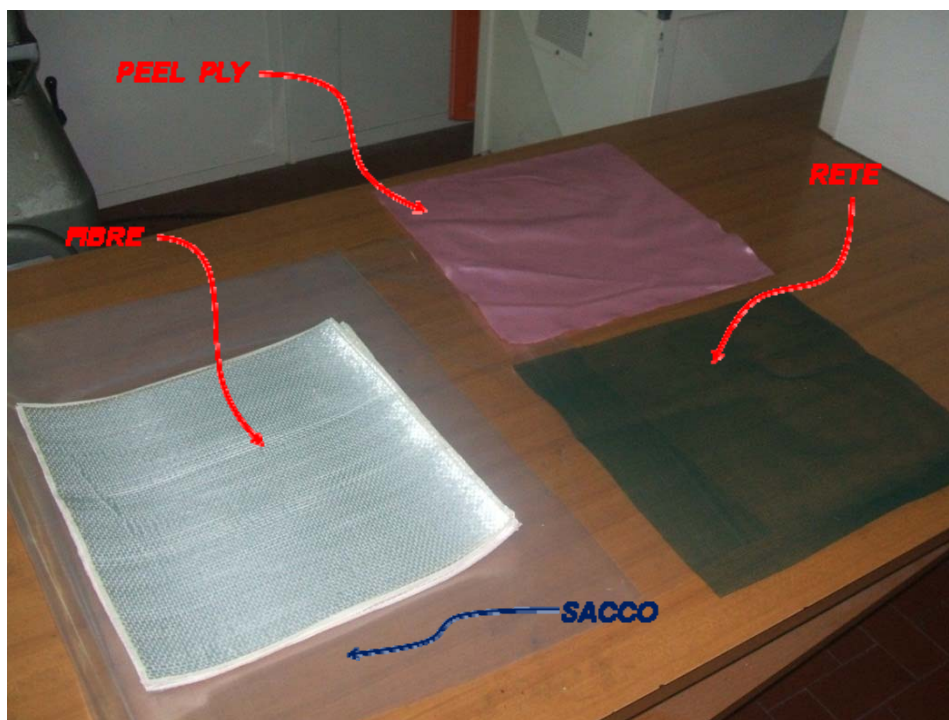


Figura 2.5 – Materiali necessari per il processo di infusione

Per la realizzazione dei pannelli con la tecnica dell'infusione si è utilizzato come stampo rigido una base in vetro dallo spessore elevato, per resistere alle sollecitazioni derivanti dall'esecuzione del vuoto. Tale stampo, anche se non importante ai fini di questa sperimentazione, garantisce anche una migliore finitura superficiale del pannello proprio dal lato "*tool-side*", rispetto al "*front-side*" dove la finitura superficiale è inficiata oltreché dal *peel-ply*, anche dal tipico effetto forma che si verifica quando la resina si riduce di volume a seguito della fase di polimerizzazione esotermica.

Si è reso necessario pulire lo stampo (fig. 2.6) con carta imbevuta di acetone in maniera accurata liberandolo dai residui di utilizzazioni precedenti.



Figura 2.6 - Pulitura dello stampo

Dopo la pulizia dello stampo, su di esso si è disposto il sigillante, fondamentale per l'adesione del sacco allo stesso, ed è stato distribuito l'elemento distaccante (fig. 2.7a), che in base alla disponibilità del momento si è trattato di un'agente chimico *ad hoc*, un film spray silconico o anche semplice cera per mobili, il quale permetterà una maggiore facilità nell'estrazione del pezzo una volta completata la polimerizzazione della resina. Durante questa operazione è stata posta molta attenzione a non lasciare spazi non ricoperti del distaccante, evitando altresì di intaccare il sigillante per non compromettere il suo grado di adesione al sacco.



a)



b)

Figura 2.7 – Disposizione a) del sigillante e del distaccante e b) dei materiali per l'infusione

Atteso il tempo necessario affinché il distaccante si sia asciugato, si è proceduti a disporre gli strati di rinforzo, sovrapposti progressivamente con orientazione delle fibre rivolte tutte nella stessa direzione parallela a quella che sarà la direzione del flusso della resina per facilitare l'infusione. Ciò vale nel caso della realizzazione dei pannelli UD, nel caso del MAT unifilo ovvio la disposizione delle fibre rispetto alla direzione del flusso di resina è casuale. Il processo continua con il posizionamento del *peel-ply*, un tessuto che svolge la triplice azione di permeare la resina, avendo una bassa permeabilità trasversale, di bloccare eventuali bolle d'aria che possano entrare insieme alla resina, e di evitare che gli altri elementi successivi da sovrapporre, aderiscano al pannello prodotto. Segue infatti il posizionamento del distributore a rete in materiale plastico rigido con maglia quadrata o romboidale, che serve a favorire il processo di impregnazione del rinforzo. Inoltre, per ciò che concerne l'immissione e il tiraggio della resina, sono state impiegate delle canaline in plastica, per favorire una distribuzione uniforme del flusso di resina lungo il rinforzo. Esse vengono riposte con cura sulla rete, e bloccate con del sigillante che viene utilizzato anche per coprire eventuali spigoli che possano bucare il sacco.

La chiusura dello stampo avviene stendendo direttamente il sacco in nylon sul distributore e facendolo aderire al sigillante (fig. 2.8). In questa fase, però, è consigliabile creare delle pieghe al sacco. Questo accorgimento rende sicuramente più difficoltosa la chiusura ermetica, ma ha il vanto di restituire al sacco maggior libertà una volta azionata la pompa per creare il vuoto, in modo tale che esso possa stendersi sul distributore senza pericolo che vada in tensione in qualche zona, con il rischio di lacerarsi.



Figura 2.8 – Assemblaggio ultimato per l'esecuzione dell'infusione



Dopo aver chiuso lo stampo, si procede a creare il vuoto nella cavità per mezzo di una pompa e di una valvola di controllo, associata ad un manometro per regolare e verificare le condizioni di vuoto. Un'ultima avvedutezza da menzionare è l'essenziale presenza di una "trappola" lungo il tubo di aspirazione, che permette di immagazzinare eventuale resina che venga aspirata durante l'infusione ed impedirle il passaggio nella pompa, preservando quest'ultima, così, da una sicura rottura nel caso in cui ciò accadesse.

Prima di iniziare l'infusione è stata effettuata una prova di vuoto per verificare la perfetta tenuta del sacco.

Ottenuto l'esito positivo di questa prova si è proceduti con la miscelazione, nelle giuste porzioni, tra i due componenti A e B della resina epossidica del tipo *SX10* della Mates, le cui caratteristiche si riportano in Appendice A.

Da precisare che questo tipo di resina utilizzato è un prodotto più specifico per la tecnica di impregnazione manuale, data la sua più elevata viscosità che mal si presta per il processo di infusione.

Ma è una resina per applicazioni prototipali, scelta per le sue buone caratteristiche meccaniche, quindi con un po' di esperienza si può adottare per la tecnologia di fabbricazione in questione.

E' stato necessario operare la miscelazione dei due componenti nell'istante più vicino possibile all'inizio della fase successiva di infusione, garantendosi in questo modo la massima disponibilità di tempo (20/30 min circa, molto variabile in base alle condizioni ambientali, alla quantità di resina ed ad altri fattori) per l'impregnazione delle fibre prima che si fosse completata la gelificazione della resina.

Visivamente è stato possibile constatare l'avanzamento della resina (fig. 2.9), avvenuta superficialmente in modo rapido per poi rallentare durante l'impregnazione degli strati inferiori del laminato:

Raggiunta la certezza che le lamine fossero uniformemente impregnate, si è occluso il canale di immissione della resina e si è lasciato ancora aperto quello collegato alla macchina del vuoto, essendo quest'ultima ancora in opera. In tal modo, la depressione ancora esercitata sul sacco permette di espellere la resina in eccesso che porta via con se qualche altra bollicina d'aria intrappolata nel rinforzo, ottenendo una frazione volumetrica in fibre più elevata.

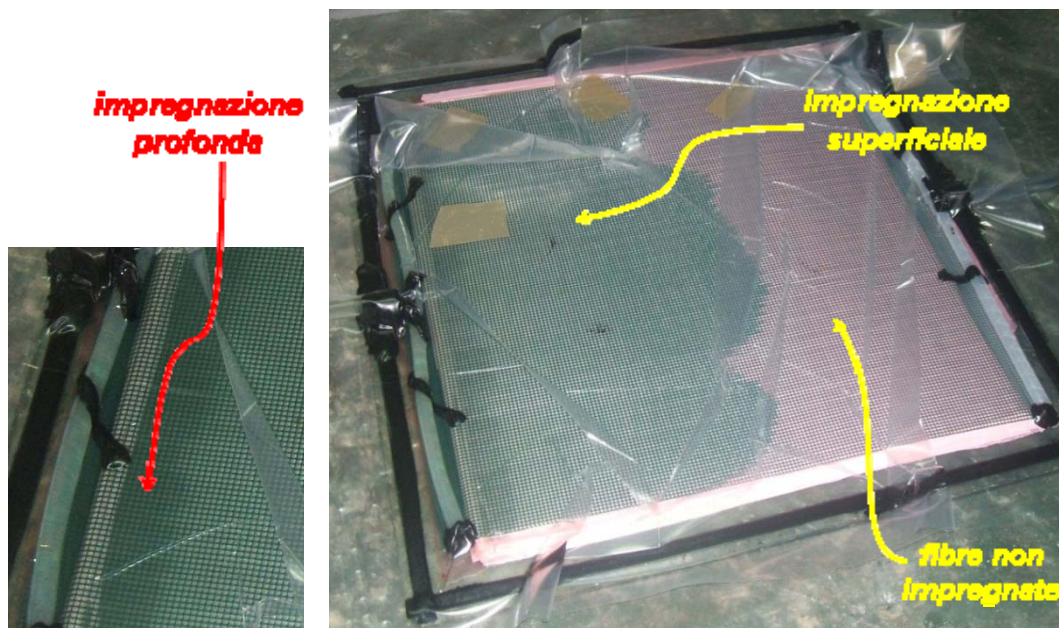


Figura 2.9 – Infusione della resina negli strati di rinforzo

Terminata quest'ultima fase, si è bloccato anche il canale di aspirazione collegato alla pompa che viene successivamente scollegata, lasciando il laminato sotto vuoto per il *gel-time*, ossia il tempo necessario per la gelificazione della resina (24÷48 ore, come da scheda tecnica).

Dopo l'attesa si è proceduti con l'estrazione manuale del pezzo verificandone visivamente ed acusticamente l'impregnazione totale delle lamine. Ad operazione ultimata, si è passati alla pesatura del laminato ottenuto per un calcolo di massima della frazione volumetrica di fibre, ed alla rifilatura.

2.2.3 Realizzazione dei dischi

Dal pannello ottenuto tramite la tecnica dell'infusione così descritta precedentemente, si sono ricavati i provini a forma discoidale, eseguendo una lavorazione nota come "*barenatura*" (fig. 2.10b), che deve il nome all'attrezzo utilizzato per tale operazione: il bareno (fig. 2.10a), acquistato appositamente per la sperimentazione e ora disponibile presso il laboratorio del DICMAPI.

Il bareno è un attrezzo utilizzato per la lavorazione, tramite asportazione di materiale, di cavità cilindriche ed è costituito da un mozzo centrale all'interno del quale è disposta un'asta scorrevole regolabile dotata di un utensile all'estremità, che

realizza il taglio offrendo altresì la possibilità di ottenere il diametro desiderato entro i limiti consentiti dall'attrezzatura.

Come è possibile notare dalla figura 2.10a, il barenò è dotato anche di una punta elicoidale, allineata con l'asse attorno al quale ruota l'attrezzatura, che fora il disco che si vuole ottenere esattamente nel centro; tale punta svolge due funzioni: restituisce un riferimento per il centro del disco ed offre un sostegno contro le oscillazioni dell'asse dell'attrezzo, le quali sono una diretta conseguenza della forza centrifuga che nasce durante la rotazione. Il barenò, grazie al suo sistema di afferraggio conico unificato, può essere montato ed utilizzato su diverse macchine. Nel caso specifico, è stato montato su di un trapano a colonna disponibile presso il laboratorio del DICMAPI.

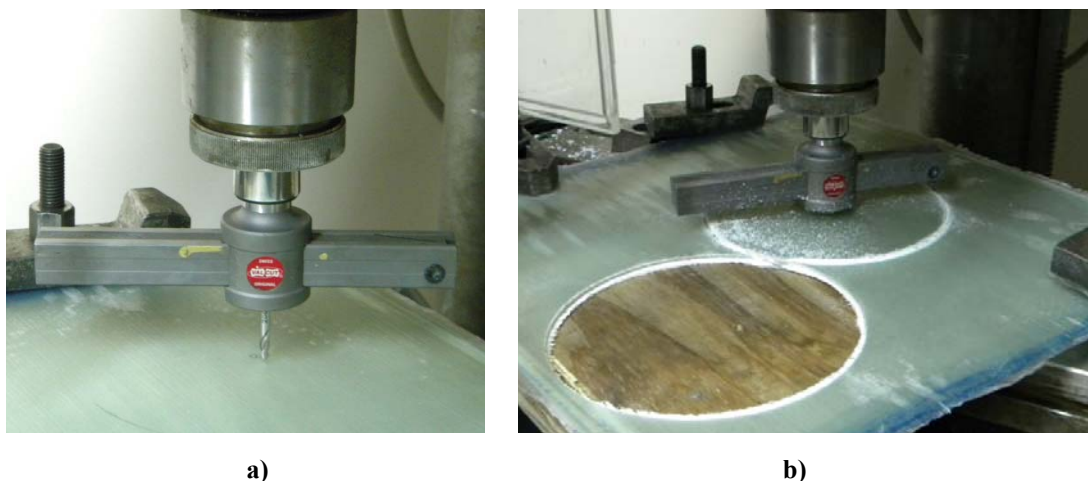


Figura 2.10 – a) Barenò ed b) esecuzione della barenatura

Una piccola precisazione, anche utilizzando questo sistema per la produzione dei provini, nel caso dei laminati UD la differente rigidità del materiale a seconda dell'orientazione delle fibre ha condotto all'ottenimento di dischi non esattamente di forma circolare, bensì ellittica con asse maggiore lungo l'orientazione delle fibre. Per cui si è resa necessaria un'ulteriore fase di rifinitura al tornio del disco, eseguita con profondità di passata basse per non danneggiare il provino, ed ottenere la forma circolare finale desiderata.

Per valutare lo spessore, su ogni provino sono stati individuati e misurati, mediante l'utilizzo di un comparatore digitale, 10 punti caratteristici (fig. 2.1).

Nelle tabelle 2.1-2.3 si riportano gli spessori dei provini in vetroresina UD e MAT, e carboresina UD:



Tabella 2.1 – Spessore dei dischi in vetroresina UD

Punti	F1	F2	F3	F4	F5	F6	F7	F8	C2	C3
1	3.94	4.01	3.98	3.94	3.96	4.06	3.98	3.93	3.82	3.87
2	4.12	4.09	3.96	3.9	4.03	4	3.94	3.99	3.87	3.97
3	4.11	3.93	4.02	4	3.99	4.09	4.01	3.92	4	3.95
4	4.1	4.07	4.06	4.06	4.05	3.9	3.9	3.99	3.94	3.90
5	4.04	3.96	3.99	3.98	4	3.94	3.96	4.06	4	3.91
6	4	3.98	3.98	3.98	3.96	4	3.89	3.97	3.93	3.96
7	4.12	3.98	3.98	3.92	4.03	3.95	3.93	3.97	3.87	3.97
8	3.98	3.88	3.99	3.9	3.97	3.97	4.08	3.96	3.95	3.99
9	4.01	3.89	4.04	4.06	4.02	4.1	3.94	3.96	3.93	3.96
10	3.94	3.86	4.03	3.92	4.28	3.97	3.89	3.95	3.85	3.91
Δ	0.18	0.23	0.1	0.16	0.32	0.2	0.19	0.14	0.18	0.12
Spessore medio	4.04	3.97	4	3.97	4.03	4	3.95	3.97	3.92	3.94

Tabella 2.2 – Spessore dei dischi in vetroresina MAT unifilo

Punti	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8
1	3.87	3.95	3.93	4	3.93	3.83	3.88	3.87
2	3.98	3.97	3.99	3.94	3.99	3.88	3.87	3.9
3	3.89	3.87	3.97	4	3.99	3.97	4.01	3.92
4	4	3.95	3.96	3.94	3.95	3.76	4	3.88
5	3.98	3.98	4	3.98	3.97	3.95	3.99	4.01
6	3.79	3.89	3.98	4	4	3.89	3.89	3.97
7	3.83	3.98	4	3.95	4.03	3.77	3.9	3.99
8	3.96	4.08	4.06	3.9	3.97	3.89	4.08	3.96
9	3.99	3.94	3.98	3.79	3.96	4.01	3.89	3.96
10	3.89	3.85	3.87	3.89	3.91	3.88	3.89	3.95
Δ	0.27	0.23	0.19	0.11	0.12	0.25	0.21	0.14
Spessore medio	4.04	3.97	4	3.97	4.03	4	3.95	3.97

Tabella 2.3 – Spessore dei dischi in carboresina UD

Punti	1	6	7
1	3.97	4.05	3.99
2	3.82	4.04	3.75
3	3.82	4.17	3.98
4	3.91	4.26	3.8
5	3.99	4.23	3.9
6	4.07	4.17	4.08
7	3.99	4.21	4.08
8	4	4.04	4.09
9	3.97	4.11	4.09
10	3.95	4.16	3.97
Δ	0.25	0.22	0.34
Spessore medio	3.95	4.14	3.97

Alcuni dei provini così ottenuti, in particolare tra quelli con rinforzo UD, sono stati muniti di supporti in policarbonato trasparente di 1 mm di spessore, anch'essi sotto forma di disco, su entrambe le superfici circolari piane.

Questa operazione si è resa necessaria per evitare, su tali dischi, l'insorgere dei "burrs", ossia dislocamenti delle fibre fuori dal piano di taglio che passano sotto l'utensile senza essere tagliate, difetti di cui si è già accennato nel capitolo precedente, e che saranno accuratamente analizzati nel corso della trattazione inerente i risultati delle prove.

Per l'incollaggio dei dischi di policarbonato su entrambe le facce di ciascun provino scelto di vetroresina e carboresina UD si è adoperato un adesivo metacrilico bicomponente, meglio noto con il nome di "Araldite® 2021", di cui si riporta la scheda tecnica in Appendice B, caratterizzato da un brevissimo tempo di gelificazione (circa 3 minuti).

Durante questa fase è stato molto importante evitare la formazione di bolle d'aria, che avrebbero compromesso l'incollaggio dei provini e, sotto l'esercizio della lavorazione, avrebbero potuto innescare il distacco dei supporti in policarbonato. Una volta completata questa operazione i dischi sono stati sottoposti per alcune ore ad un carico costante con interposte delle battute, il cui spessore è stato scelto *ad hoc*, fino ad essere sicuri della completa polimerizzazione della colla, in modo tale da espellere il quantitativo in eccesso ed ottenere l'uniformità dello spessore finale voluto.



a)



b)

Figura 2.11 – Provino in a) vetroresina UD e in b) carboresina UD supportati con policarbonato



L'operazione di misura si è ripetuta, una volta muniti i provini dei supporti in policarbonato, in corrispondenza degli stessi punti precedentemente considerati (tabelle 2.4 e 2.5).

Tabella 2.4 – Spessore dei dischi in vetroresina UD muniti di supporti in policarbonato

Punti	F1	F2	F3	F4	F5	F6	F7	F8	C2	C3
1	6.76	6.72	7.17	7.02	6.87	7.21	6.94	7.15	6.76	6.72
2	6.96	6.74	6.89	7.14	6.84	7.36	6.75	6.87	6.96	6.74
3	6.98	6.60	7.12	7.27	6.87	7.34	6.80	7.06	6.98	6.60
4	6.75	6.71	7.22	6.93	6.92	7.20	6.74	7.01	6.75	6.71
5	7.06	6.78	7.03	7.09	6.73	7.31	6.80	7.06	7.06	6.78
6	6.88	6.73	6.91	7.00	6.83	7.30	6.70	6.90	6.88	6.73
7	6.72	6.86	7.35	7.05	6.95	7.29	6.70	6.90	6.72	6.86
8	7.02	6.73	7.03	7.11	6.87	7.18	6.86	7.13	7.02	6.73
9	6.72	6.77	7.08	7.16	7.10	7.33	6.85	6.81	6.72	6.77
10	6.83	6.71	6.96	7.03	6.92	7.18	6.72	6.91	6.83	6.71
Δ	0.34	0.26	0.46	0.34	0.37	0.18	0.24	0.34	0.34	0.26
Spessore medio	6.87	6.74	7.08	7.08	6.89	7.27	6.79	6.98	6.87	6.74

Tabella 2.5 – Spessore dei dischi in carboresina UD muniti di supporti in policarbonato

Punti	1	6	7
1	6.98	7.22	7.23
2	6.89	7.34	7.19
3	6.92	7.34	7.09
4	7.1	7.38	7.07
5	7.13	7.35	7.15
6	7.12	7.41	7.08
7	7.06	7.31	7.12
8	7.03	7.3	7.18
9	6.99	7.35	7.21
10	6.97	7.34	7.21
Δ	0.24	0.19	0.16
Spessore medio	7.02	7.33	7.15

Come si può osservare dai valori riportati nelle tabelle, partendo da uno spessore dei dischi di circa 4 mm e considerando che ciascuno dei supporti in policarbonato è di 1mm, per i provini rinforzati di circa 7 mm di spessore lo strato di colla presente su ciascuna superficie è di circa 0.5 mm.

A completare la realizzazione dei dischi, infine, si è realizzato, su ogni provino, un intaglio radiale per avere un riferimento nell'ambito dell'acquisizione del segnale durante le lavorazioni al variare di θ .



2.3 DEFINIZIONE DEL PIANO SPERIMENTALE

Una volta realizzati i provini in materiale composito a forma di dischi come descritto nel precedente paragrafo, si è passati alla stesura del piano sperimentale per eseguire le prove di taglio ortogonale ad alta velocità e studiarne tutti gli aspetti.

Il primo parametro cinematico definito, appunto, è stato la velocità di taglio V_t . Per essa si è scelto un valore elevato, pari a 50 m/min , prossimo ai valori adottati industrialmente per i vari processi di taglio convenzionali applicati ai materiali compositi quali foratura e fresatura. Tale velocità è stata adottata per tutte le prove eseguite. Infatti, dai lavori precedenti di altri autori a riguardo è emerso che l'influenza di tale parametro di processo sugli aspetti della lavorazione non è ben definita, e quindi, almeno nella fase iniziale si è scelti di non studiarne gli effetti.

Si è poi passati alla definizione dei valori della profondità di passata t , pari a $0.05 - 0.10 - 0.15 - 0.20 \text{ mm}$, anche questi selezionati in base a precedenti studi, e di valori prossimi alla pratica industriale.

Per studiare l'influenza della geometria dell'utensile sulla lavorazione sono stati selezionati otto diversi utensili aventi angoli di spoglia superiore γ (*rake angle*) pari a 0° , 15° e 30° e angolo di spoglia inferiore α (*relief angle*) pari a 5° , 15° e 30° . Essi sono in acciaio super rapido (HSS) con la larghezza del tagliente di 10 mm , maggiore, appunto, dello spessore dei dischi da lavorare e quindi tale che si potessero garantire le condizioni per l'esecuzione del taglio libero ortogonale.

Si precisa che il piano sperimentale completo (32 prove) così definito e mostrato schematicamente nella tabella 2.6, è stato adottato per le sole prove su dischi in vetroresina UD supportati e MAT unifilo.

Tabella 2.6 – Piano sperimentale per la vetroresina UD supportata e MAT unifilo

		$V_t = 50 \text{ [m/min]}$			
$t \text{ [mm]}$		0.05	0.1	0.15	0.2
UTENSILI	$\gamma 30^\circ - \alpha 15^\circ$	X	X	X	X
	$\gamma 30^\circ - \alpha 5^\circ$	X	X	X	X
	$\gamma 15^\circ - \alpha 30^\circ$	X	X	X	X
	$\gamma 15^\circ - \alpha 15^\circ$	X	X	X	X
	$\gamma 15^\circ - \alpha 5^\circ$	X	X	X	X
	$\gamma 0^\circ - \alpha 30^\circ$	X	X	X	X
	$\gamma 0^\circ - \alpha 15^\circ$	X	X	X	X
	$\gamma 0^\circ - \alpha 5^\circ$	X	X	X	X



Nella esecuzione delle prove di taglio sui provini in carboresina, invece, si sono verificate notevoli difficoltà alle più alte profondità di passata ($t=0.15\text{ mm}$, $t=0.20\text{mm}$). Infatti per questi valori elevati di t e di V_t , le forze di taglio necessarie alla lavorazione raggiungono valori molto elevati, ed i dischi si danneggiano al punto tale da delaminarsi in corrispondenza delle lamine centrali ed aprirsi, rendendo non più possibile il taglio corretto. Ciò, aggiunto alle difficoltà di realizzazione dei provini, ha portato alla scelta di un piano sperimentale ridotto per l'esecuzione delle prove di questo materiale. Tale piano sperimentale, riportato in tabella 2.7, permette ancora i confronti per valutare l'influenza dei vari parametri di processo sugli aspetti del taglio.

Tabella 2.7 – Piano sperimentale per la carboresina UD supportata

		$V_t = 50\text{ [m/min]}$			
		0.05	0.1	0.15	0.2
$t\text{ [mm]}$					
UTENSILI	$\gamma\ 30^\circ - \alpha\ 15^\circ$	x	x		
	$\gamma\ 15^\circ - \alpha\ 30^\circ$	x	x	x	x
	$\gamma\ 15^\circ - \alpha\ 15^\circ$	x	x		
	$\gamma\ 15^\circ - \alpha\ 5^\circ$	x	x		
	$\gamma\ 0^\circ - \alpha\ 15^\circ$	x	x		

2.4 MODALITÀ DI ESECUZIONE DELLE PROVE

La grande innovazione di questa sperimentazione ideata deriva dalla particolare forma circolare dei provini realizzati per le prove di taglio, in particolare di quelli rinforzati con lamine di fibre di vetro e carbonio unidirezionali disposte lungo la stessa direzione.

La modalità di esecuzione delle prove di taglio ortogonale ad alta velocità, infatti, prevede di realizzare un processo di tornitura circonferenziale sui dischi fibrorinforzati.

In tal caso, com'è noto, tra i parametri di lavorazione subentra anche l'angolo θ d'inclinazione delle fibre rispetto alla direzione di taglio. La particolare conformazione del provino adottato per questa sperimentazione fa sì che, durante la rotazione, si abbia una continua variazione dell'angolo di orientazione delle fibre rispetto alla velocità di taglio, permettendo di acquisire dati sulle forze che si



generano durante la lavorazione e sugli altri aspetti del processo per ogni valore di tale parametro θ nel *range* da 0° a 180° .

Al fine di rendere un'idea dei meccanismi di lavorazione, si riporta una visione schematica (fig. 2.12) della disposizione relativa dell'utensile e del pezzo durante l'esecuzione delle prove; dalla stessa figura è possibile osservare la direzione e il verso delle forze di taglio principale F_p e trasversale F_t che si generano sull'utensile, nonché la convenzione adottata per il verso dell'orientazione delle fibre θ rispetto alla velocità di taglio:

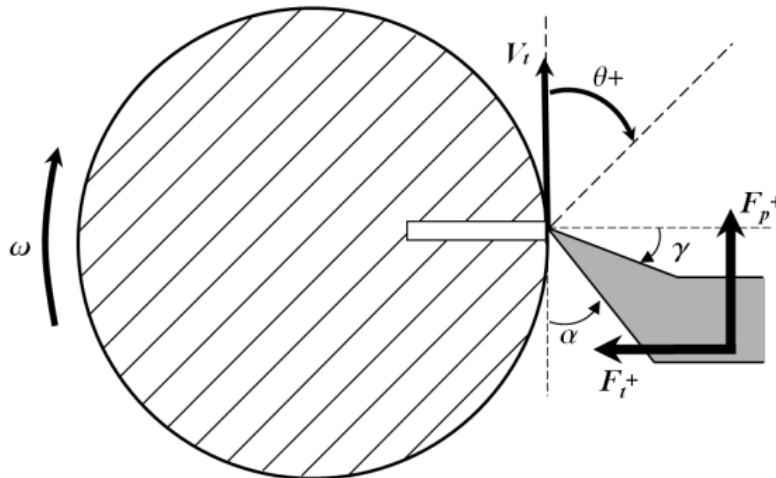


Figura 2.12 – Schema di lavorazione delle prove di taglio eseguite

Ovvio, nel caso delle prove eseguite sui dischi in vetroresina realizzati con MAT unifilo, tale parametro di orientazione delle fibre non interviene, essendo tutte disposte in modo casuale, ma per praticità, e soprattutto per rendere possibile l'adozione di una velocità di taglio così elevata, si è eseguito anche per esse un processo di tornitura circonferenziale.

Un'altra precisazione: come è possibile anche notare dallo schema di lavorazione in fig. 2.12, si è reso necessario per le prove dei dischi in composito unidirezionale realizzare su di essi un intaglio radiale, in modo tale da avere un riferimento dell'angolo di orientazione delle fibre rispetto alla velocità di taglio durante l'acquisizione delle forze.

Data la forte abrasività delle fibre di vetro e di carbonio che comporta un'usura precoce dell'utensile, soprattutto sul fianco [23,32], in corrispondenza di ciascuna profondità di passata prevista dal piano sperimentale, si è utilizzato un utensile perfettamente affilato, per evitare che l'inizio del manifestarsi del fenomeno in

questione potesse inficiare in qualche modo le prove. Inoltre, le prove sono state eseguite sui dischi, in maniera sequenziale, partendo dalla lavorazione con profondità di passata più bassa ($t=0.05\text{ mm}$) fino ad arrivare a quella più alta ($t=0.20\text{ mm}$) in quanto i difetti che si generano per un determinato valore di t non influiscono sulla prova successiva, corrispondente al valore di t più elevato.

2.5 ATTREZZATURA SPERIMENTALE

La quasi totalità delle prove di tornitura circonferenziale sono state eseguite sul centro di lavoro a controllo numerico “C.B. Ferrari” a 4 assi, disponibile presso i laboratori del DICMAPI (fig. 2.13).

Si è deciso di lavorare su questa macchina perché permette di variare in continuo la velocità di rotazione del mandrino: in questo modo è possibile ottenere la costanza della velocità di taglio pur variando il diametro del disco per effetto della lavorazione.



Figura 2.1 – a) Centro di lavoro C.B. Ferrari e disposizione per eseguire b) le prove di taglio

Al mandrino della macchina, a cui è stato fissato il disco in composito, è affidato sia il moto di taglio (rotazione attorno all'asse verticale), sia quello di alimentazione, (traslazione in direzione dell'utensile).

Quindi l'utensile, al quale non è stato conferito alcun moto, è stato fissato sulla piastra dinamometrica (fig. 2.14), che, insieme agli altri elementi del sistema di acquisizione, permettono di rilevare le forze generate durante il taglio.



Figura 2.14 – Utensile fissato alla piastra dinamometrica

Dalla Figura 2.15, è possibile apprezzare le modalità di interazione tra il pezzo e l'utensile che si verificano durante l'esecuzione della tornitura circonferenziale oggetto di studio, la cui visione schematica è stata già proposta in fig. 2.12.

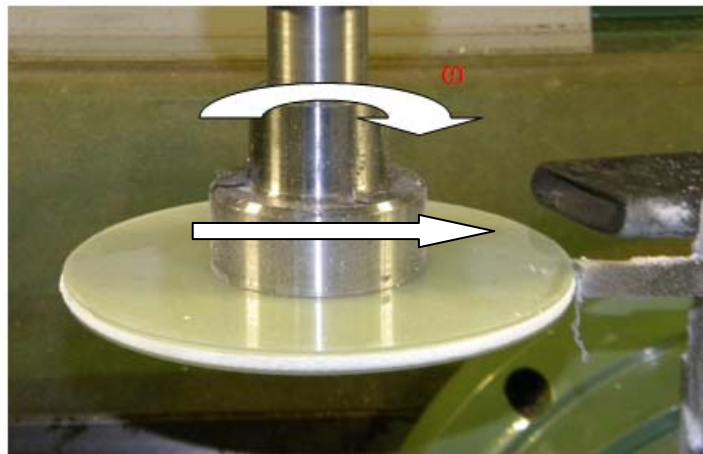


Figura 2.15 – Esecuzione delle prove di tornitura circonferenziale

Al fine di acquisire immagini durante la lavorazione che dessero maggiori informazioni riguardo i meccanismi di formazione del truciolo al variare dell'orientazione delle fibre, sono state eseguite alcune prove al tornio parallelo, anch'esso disponibile nel laboratorio del D.I.C.MA.PI. Non si è fatto ricorso al centro di lavoro "C.B. Ferrari" data l'impossibilità di posizionare la strumentazione per effettuare le riprese video.

I dischi sono stati montati sul mandrino del tornio ed in tal caso il moto di taglio è dato dalla rotazione di quest'ultimo, mentre il moto di alimentazione è dovuto all'utensile che, solidamente montato su una torretta fissata alla piastra dinamometrica, scorre perpendicolarmente all'asse di rotazione del mandrino (fig. 2.16).

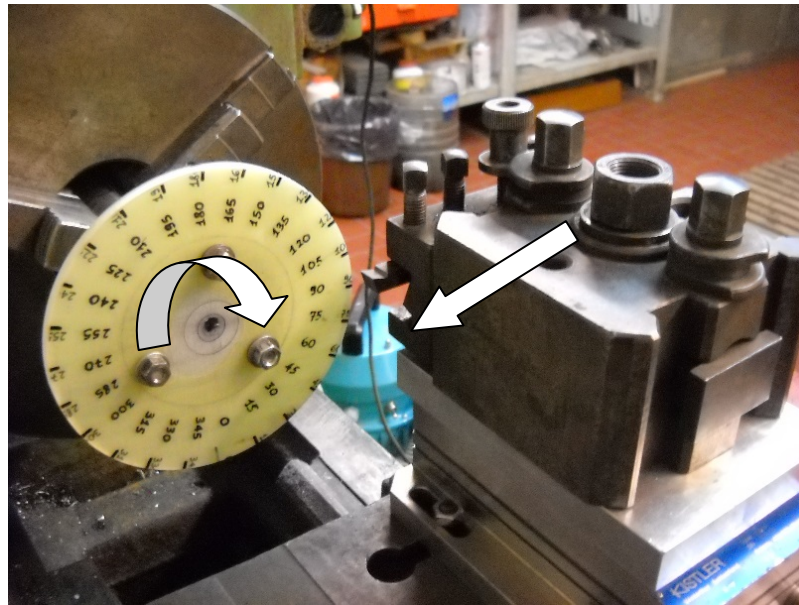


Figura 2.16 – Disposizione per l'esecuzione delle prove al tornio per effettuare le riprese

Il tornio ha un cambio con 12 velocità di rotazione e diverse velocità di avanzamento longitudinale e trasversale riportate su tabelle presenti sulla macchina, e mostrate in figura 2.17, dove sono anche evidenziati i valori scelti per le prove in questione.

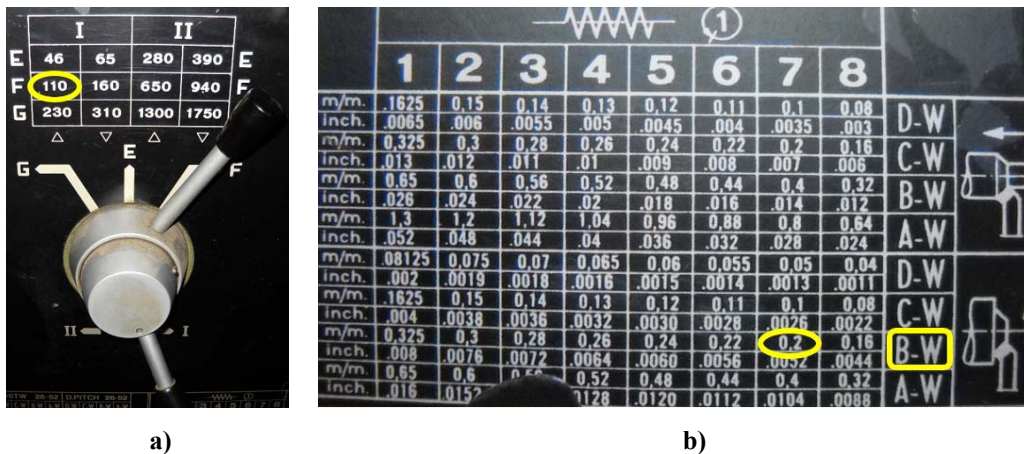


Figura 2.17 – Tabella velocità di a) rotazione del mandrino e b) di avanzamento dell'utensile

Per queste lavorazioni al tornio, quindi, si è scelta una velocità di rotazione del mandrino pari a 110 giri/min. Per garantire una velocità di taglio di 50 m/min, i dischi su cui sono state eseguite le prove per l'acquisizione delle immagini della lavorazione sono stati rifiniti fino a portarli ad un diametro di 145 mm. Data la brevità delle prove ed i valori bassi delle profondità di passata, l'intervallo di variazione della velocità di taglio è molto contenuto e garantisce la validità delle prove.

Le prove di tornitura sono state riprese mediante una videocamera ad alta definizione OLYMPUS® i-SPEED PL da poco acquistata dal D.I.C.MA.PI., in modo da poter monitorare la formazione del truciolo durante la lavorazione. Per una corretta illuminazione della zona di lavorazione, in prossimità del tornio si è provveduto all'installazione di due riflettori fotografici.

Oltre agli intagli radiali per il riferimento angolare del segnale acquisito delle forze, sui provini si è reso necessario indicare l'angolo di orientazione delle fibre mediante tratti creati con un pennarello indelebile a partire da $\theta=0^\circ$ con passo di 15° , in modo esser facilmente individuabile nelle immagini video.

Il sistema di acquisizione delle forze di taglio (fig. 2.18) impiegato per tutte le prove è costituito da:

- una piastra dinamometrica a tre canali della *Kistler*, mod.9257A per la rilevazione delle forze;
- due amplificatori *Kistler* mod.5007, uno per la forza principale (F_p) e l'altro per la forza trasversale (F_t);
- una scheda di acquisizione esterna *Ni 9239* della *National Instruments*, con quattro canali disponibili per l'acquisizione dei segnali, che permette di adottare valori della frequenza di campionamento compresi nell'intervallo $1613\div 50000\text{Hz}$;
- un computer provvisto di software *VBA®* (Vibration Basic Analyzer) della "National Instruments" per l'acquisizione e la registrazione dei segnali proveniente dagli amplificatori.

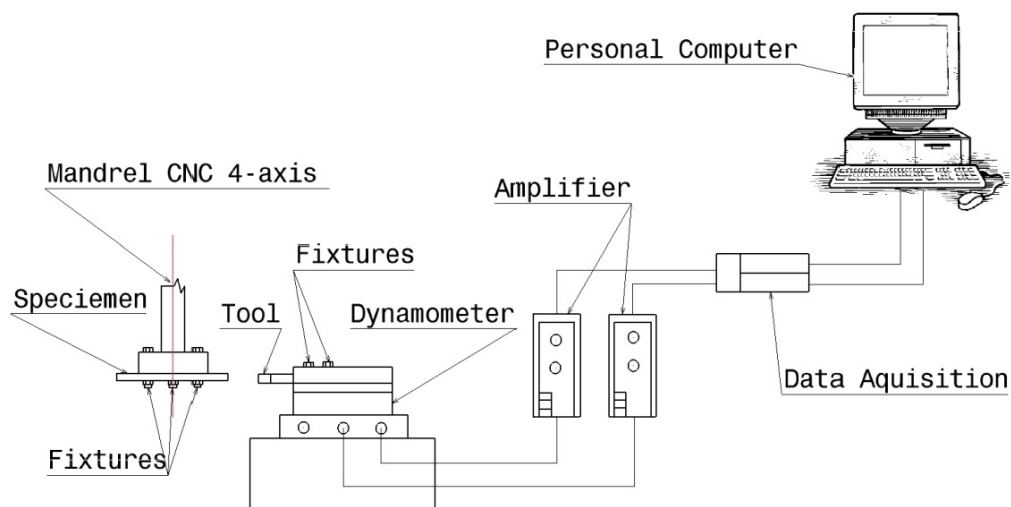


Figura 2.18 – Schema del sistema di acquisizione delle forze di taglio nel caso delle prove eseguite al centro di lavoro a controllo numerico

Prima che s'iniziasse la lavorazione, si è posta particolare attenzione alle operazioni di controllo e taratura degli strumenti, e d'impostazione del programma di acquisizione, selezionando per il caso specifico una frequenza di campionamento di 25000 Hz. La scelta di tale valore sarà motivata nel paragrafo successivo di elaborazione dei segnali delle forze di taglio.

Dopo le lavorazioni di tornitura circonferenziale, i dischi sono stati oggetto di un'analisi mediante microscopio ottico al fine di indagare sulle caratteristiche morfologiche presentate dalle superfici lavorate in corrispondenza delle diverse orientazioni delle fibre. Le superfici da analizzare sono state opportunamente illuminate mediante il sistema di luci corredato al microscopio. Sul microscopio (fig. 2.19) è stata installata una fotocamera in modo da poter acquisire per ogni orientazione anche le immagini delle superfici lavorate. Questo sistema ha permesso, inoltre, di analizzare qualitativamente l'usura degli utensili a seguito delle lavorazioni.



Figura 2.19 - Microscopio ottico e fotocamera installata per l'acquisizione delle immagini della morfologia superficiale e dell'usura dell'utensile

A corredo delle immagini della superficie lavorata, sono stati acquisiti i valori della rugosità superficiale alle diverse orientazioni delle fibre mediante profilometro *Taylor-Hobson*, modello *Talysurf-50* (fig. 2.20), presente nel laboratorio del D.I.C.MA.PI., per avere a disposizione per l'analisi della qualità del taglio sia dati qualitativi che quantitativi della morfologia superficiale.

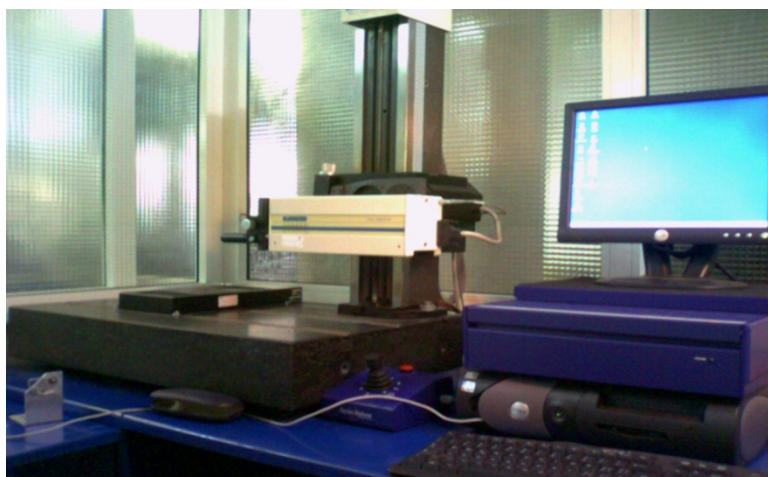


Figura 2.20 - Profilometro *Taylor-Hobson*, modello *Talysurf-50*, utilizzato per la rilevazione della rugosità superficiale

2.5 - ELABORAZIONE DEI DATI RELATIVI ALLE FORZE DI TAGLIO

Attraverso il software *MATLAB*[®] è stato possibile elaborare in forma grafica i dati acquisiti dal software *VBA*[®], riguardanti la forza principale F_p e la forza trasversale F_t per tutte le prove eseguite.

Per quanto riguarda le prove relative ai dischi unidirezionali, il valore della frequenza di campionamento di 25000 Hz adottato per la rilevazione dei segnali delle forze di taglio, è stato scelto in funzione dei parametri cinematici del processo previsti dal piano sperimentale. Infatti, considerando un diametro medio del disco di 130 mm, alla velocità di taglio V_t pari a 50 *m/min*, questo valore di frequenza di acquisizione permette di registrare oltre 12000 punti del segnale delle forze nel *range* di θ da 0° a 180°, per una durata di circa 0,5 secondi. Ovvio man mano che si riduce il diametro del disco i punti registrati diminuiscono leggermente, ma rimane comunque un numero molto elevato, e disponendoli in forma grafica si ottengono delle curve dei segnali delle forze che possono considerarsi “continue”.

In prima analisi sono stati estrapolati, quindi, per ciascuna prova, i segnali continui delle forze in funzione del tempo; facendo riferimento alla figura 2.21, si osserva come in questa fase si è resa necessaria l’elaborazione ulteriore dei segnali eseguendo una media mobile su 50 punti (rappresentati nelle figure in colore rosso) in modo da mediare le forti oscillazioni registratesi che caratterizzano i segnali originari (rappresentati nelle figure con colore blu) restituendo, così, dei valori

mediati delle forze acquisite che permettono grafici di confronto più chiari ma che, al contempo, mantengono la storia della lavorazione.

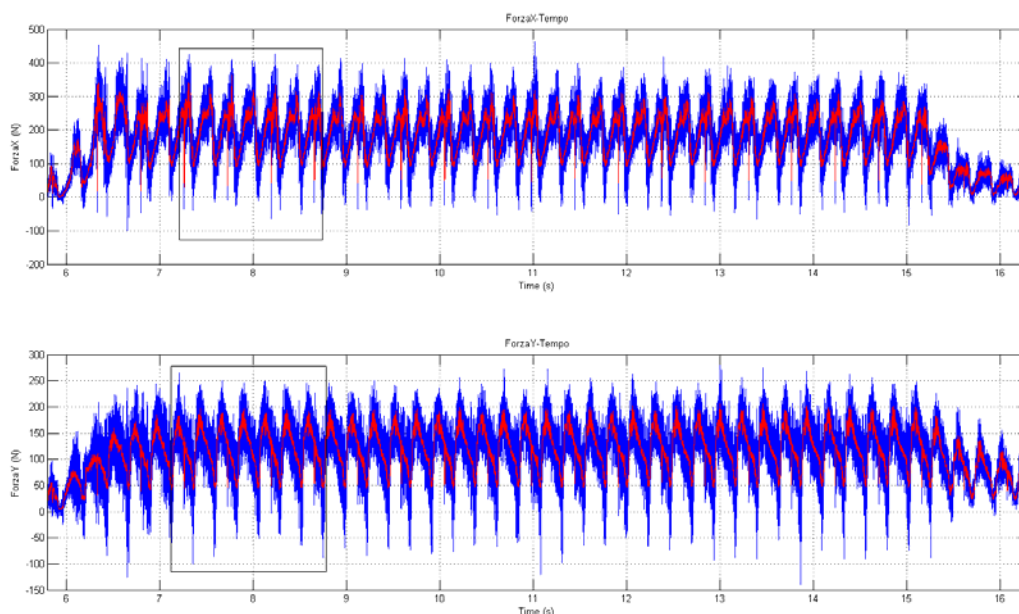


Figura 2.21 - Esempio di elaborazione dei segnali delle forze in funzione del tempo, corrispondenti alla lavorazione della vetroresina UD rinforzata con policarbonato, utensile $\gamma=0^\circ$, $\alpha=30^\circ$, $t=0.10\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$

Si osserva, inoltre, che i segnali di ciascuna prova hanno un andamento tipico costituito da una fase iniziale, in cui si registra un transitorio derivante dall'accostamento dell'utensile e successivo inizio della lavorazione, una fase di regime in cui si verifica il processo di taglio regolare del provino, ed una fase finale corrispondente al termine della lavorazione e successivo allontanamento dell'utensile dal provino.

Con riferimento ai riquadri presenti sempre in figura 2.21, ai fini dello studio sperimentale, per ogni prova, sono stati estrapolati tre periodi consecutivi corrispondenti a tre giri completi del disco, appartenenti proprio ai tratti di segnali a regime, necessari per valutare univocamente il valore delle forze in gioco attraverso il calcolo della media dei valori puntuali; il criterio di scelta mira a considerare i primi cicli dei segnali a regime in modo da scongiurare possibili effetti di inizio di usura dell'utensile sugli stessi, o forti incrementi di danneggiamenti dei provini. Quest'ultima considerazione vale per lo più per le prove eseguite sui dischi in carboresina, dove si sono avute più difficoltà di sperimentazione come precedentemente accennato.



Ai fini dell'analisi, i segnali delle forze F_p ed F_t registrati per le prove eseguite sui dischi rinforzati con supporti in polycarbonato sono stati decurtati delle aliquote necessarie al taglio di questi materiali aggiuntivi e dell'araldite 2021 necessaria per il loro incollaggio. Infatti, trattandosi di materiali omogenei ed isotropi, tali aliquote di forze sono delle quantità costanti da sottrarre ai segnali originari.

Per conoscere la loro entità, si è avviata una ulteriore campagna sperimentale andando a rilevare, tramite il sistema di acquisizione già utilizzato in precedenza, le forze di taglio che nascono durante la lavorazione di un provino composto dai due strati di polycarbonato (1 mm di spessore ciascuno) uniti tra loro con la stessa quantità di colla utilizzata per l'incollaggio dei dischi rinforzati (un unico strato di 1 mm di spessore, equivalente ai due strati di 0,5 mm nel caso dei provini in composito rinforzati). In virtù di ciò si sono ottenuti i valori delle forze di taglio per ogni prova prevista dal piano sperimentale completo, ed i risultati sono riportati in tabella 2.8.

Tabella 2.8 – Valori delle forze di taglio registrati per le prove eseguite sui materiali di supporto dei dischi rinforzati (adesivo più polycarbonato) previste dal piano sperimentale completo

Profondità di passata t [mm/giro]	UTENSILE															
	30°/15°		30°/5°		15°/30°		15°/15°		15°/5°		0°/30°		0°/15°		0°/5°	
	F_p [N]	F_t [N]	F_p [N]	F_t [N]	F_p [N]	F_t [N]	F_p [N]	F_t [N]	F_p [N]	F_t [N]	F_p [N]	F_t [N]	F_p [N]	F_t [N]	F_p [N]	F_t [N]
0.05	22	1	22	1	27	4	27	4.5	27	5	34	12	34	12	34	12
0.1	32	-3	32	-3	39	2	39.5	3	40	4	50	13	50	13	50	13
0.15	40	-7	40	-7	51	0	51.5	1.5	52	3	70	15	70	15	70	15
0.2	50	-12	50	-12	65	-2	65	-0.5	65	1	85	17	85	17	85	17

Quello che si evince dall'analisi dei risultati delle forze di taglio in tabella 2.8 è che:

- Al variare della profondità di passata, variano i valori delle forze di taglio: in particolare all'aumentare di t i valori delle forze principali aumentano sempre, mentre nel caso delle forze verticali si osserva una loro diminuzione ad eccezione delle prove eseguite impiegando un utensile con angolo di spoglia superiore $\gamma=0^\circ$;
- all'aumentare dell'angolo del petto γ , a parità di angolo del fianco α , i valori delle F_p ed F_t diminuiscono;
- all'aumentare dell'angolo α , a parità di γ , i valori delle forze di taglio non variano di molto.

Ciò induce a dire che, per quanto riguarda la lavorazione di questi materiali di supporto, a parità di profondità di passata, il parametro geometrico dell'utensile che

influenza maggiormente i valori delle forze è l'angolo di spoglia superiore γ , a differenza dell'angolo di spoglia inferiore α .

A questo punto, sempre attraverso l'utilizzo del software *MATLAB*[®], si sono ricavati i segnali in continuo di F_p e di F_t al variare dell'angolo di orientazione delle fibre θ , sui quali si sono eseguiti i vari confronti che saranno analizzati nei capitoli successivi. Come precedentemente accennato, per ciascuna prova si sono scelti dei tratti di segnale corrispondenti a tre giri consecutivi da 0° a 360° (ovvero sei cicli da 0° a 180°) del provino nella fase di lavorazione a regime (riquadro in fig. 2.21), per poter eseguire l'analisi ed il confronto tra le diverse prove.

Per verificare la bontà di estrapolazione dei dati e quindi la loro regolarità nella fase di regime, si è verificata la sovrapposizione dei tre periodi suddetti per ogni prova. Nella figura 2.22 si riporta un esempio, relativo alla prova sul disco in carboresina supportato, con utensile avente $\gamma=15^\circ$, $\alpha=30^\circ$ e profondità di passata $t=0.10$ mm, mostrante la quasi perfetta sovrapposizione dei tratti di segnali in funzione di θ , riscontratasi anche per tutti gli altri casi analizzati. Dal grafico si può notare anche la brusca diminuzione dei valori delle forze in corrispondenza di $\theta=0^\circ \div 360^\circ$, a causa dell'intaglio eseguito radialmente sul provino prima della lavorazione, necessario per avere il riferimento angolare dei segnali delle forze.

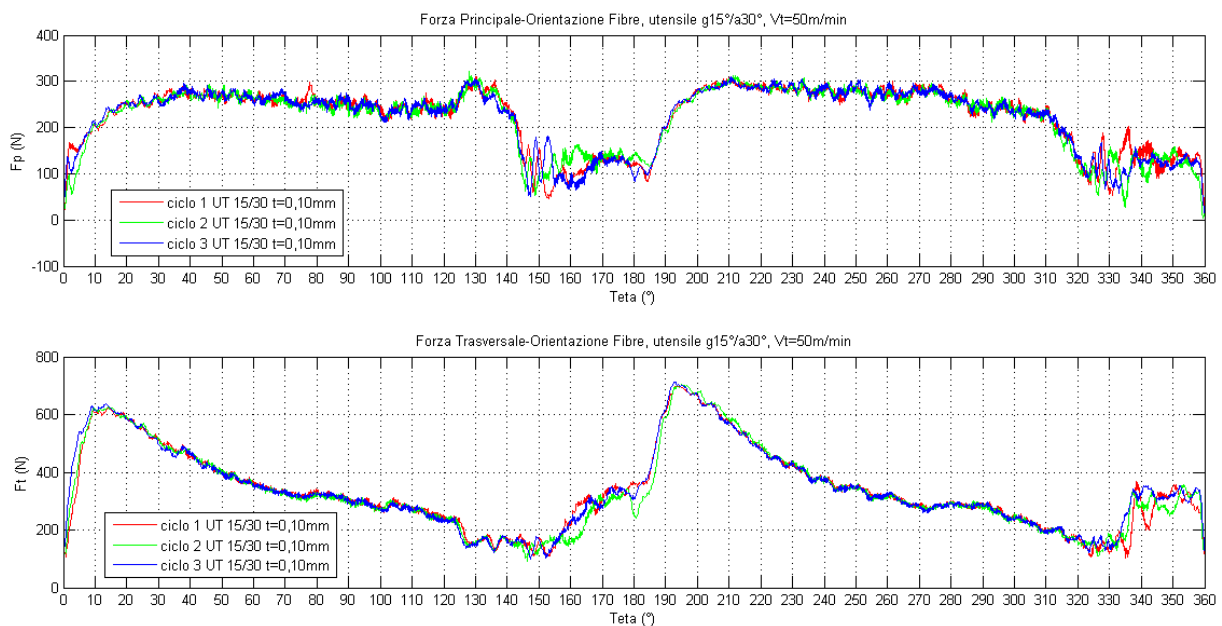
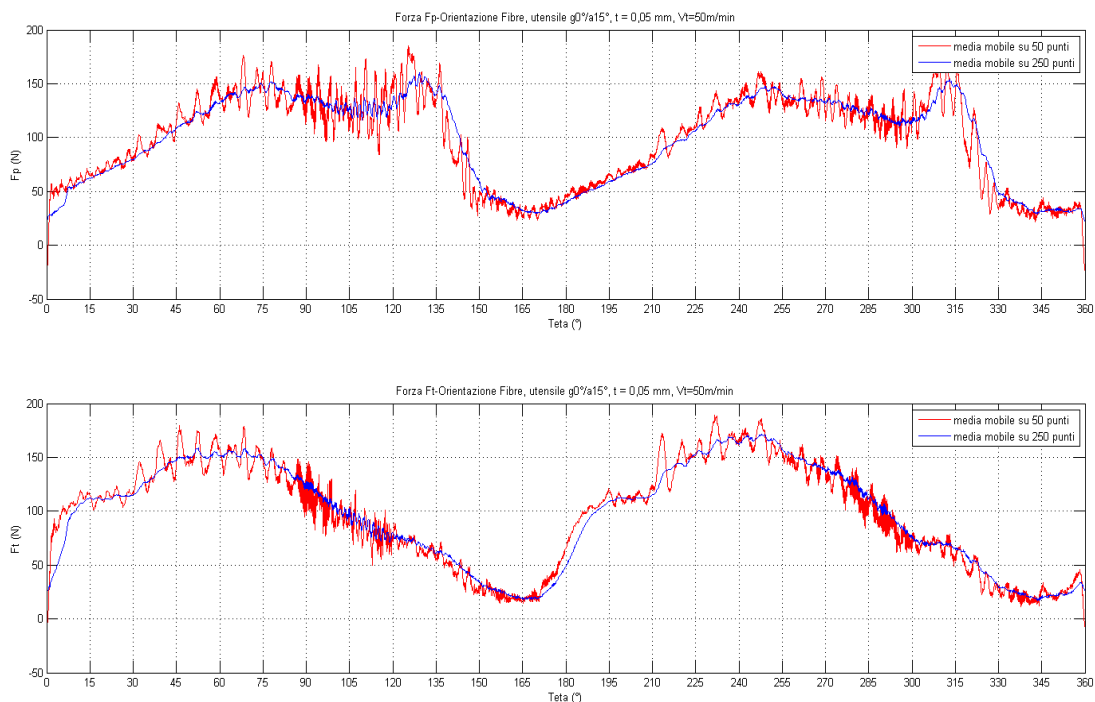


Figura 2.22 – Verifica della sovrapponibilità dei 3 tratti di segnali delle forze scelti, corrispondenti alla lavorazione della carboresina UD supportata. Utensile $\gamma=15^\circ$, $\alpha=30^\circ$, $t=0.10$ mm, $V_t=50$ m/min

La verifica della quasi perfetta sovrapponibilità dei tratti di segnali estratti dalla fase di regime, permette di passare alla successiva fase di analisi. Si precisa che per eseguire il confronto dei valori delle forze in continuo, si è preso a caso un unico tratto di segnale tra i tre estratti, mentre per ricavare i dati discreti relativi alle varie prove, si sono presi in considerazione tutti e tre i tratti mediandone i valori.

Ma, in quest'ultimo caso, per limitare l'influenza delle oscillazioni che ancora affliggono i segnali relativi alla F_p ed F_t pur mediati su 50 punti, si è reso necessario rielaborare ulteriormente i dati eseguendo una media mobile su 250 punti. In figura 2.23 si riporta il confronto del segnale corrispondente alla prova su disco in vetroresina supportato, con utensile $\gamma=15^\circ$, $\alpha=30^\circ$, $t=0.05$ mm, $V_t=50$ m/min in funzione di θ con una media mobile su 50 punti e su 250 punti, da cui si nota la riduzione delle oscillazioni nel caso del segnale più mediato, pur restando lo stesso andamento.



**Figura 2.23 – Segnali delle forze di taglio mediati su 50 punti (in rosso) e su 250 punti (in blu), corrispondenti alla lavorazione di vetroresina UD supportata.
Utensile $\gamma=15^\circ$, $\alpha=30^\circ$, $t=0.05$ mm, $V_t=50$ m/min**

Si ricorda che, dato il particolare tipo di sperimentazione, dalla lavorazione di ogni disco si ottengono segnali in funzione di θ che si ripetono ogni 180° : ciò è dovuto al fatto che le fibre sono disposte nel provino in maniera unidirezionale e quindi, durante la rotazione del provino, per ogni mezzo giro, si ripropongono le stesse

condizioni di taglio. Per questo motivo, per ricavare i dati discreti relativi ad ogni prova, dopo che si è effettuata la media dei valori dei tre cicli scelti corrispondenti all'intervallo di $\theta=0^\circ\div 360^\circ$, si è affinato ulteriormente il calcolo dei valori delle forze F_p ed F_t andando a mediare i valori relativi all'intervallo $\theta=0^\circ\div 180^\circ$ con quelli relativi all'intervallo $\theta=180^\circ\div 360^\circ$. In questo modo è stato possibile ricavare dei dati tali da ottenere dei grafici discreti (esempio in fig. 2.24) che rappresentassero in maniera fedele, così come per quelli in continuo, i valori e gli andamenti delle forze F_p ed F_t .

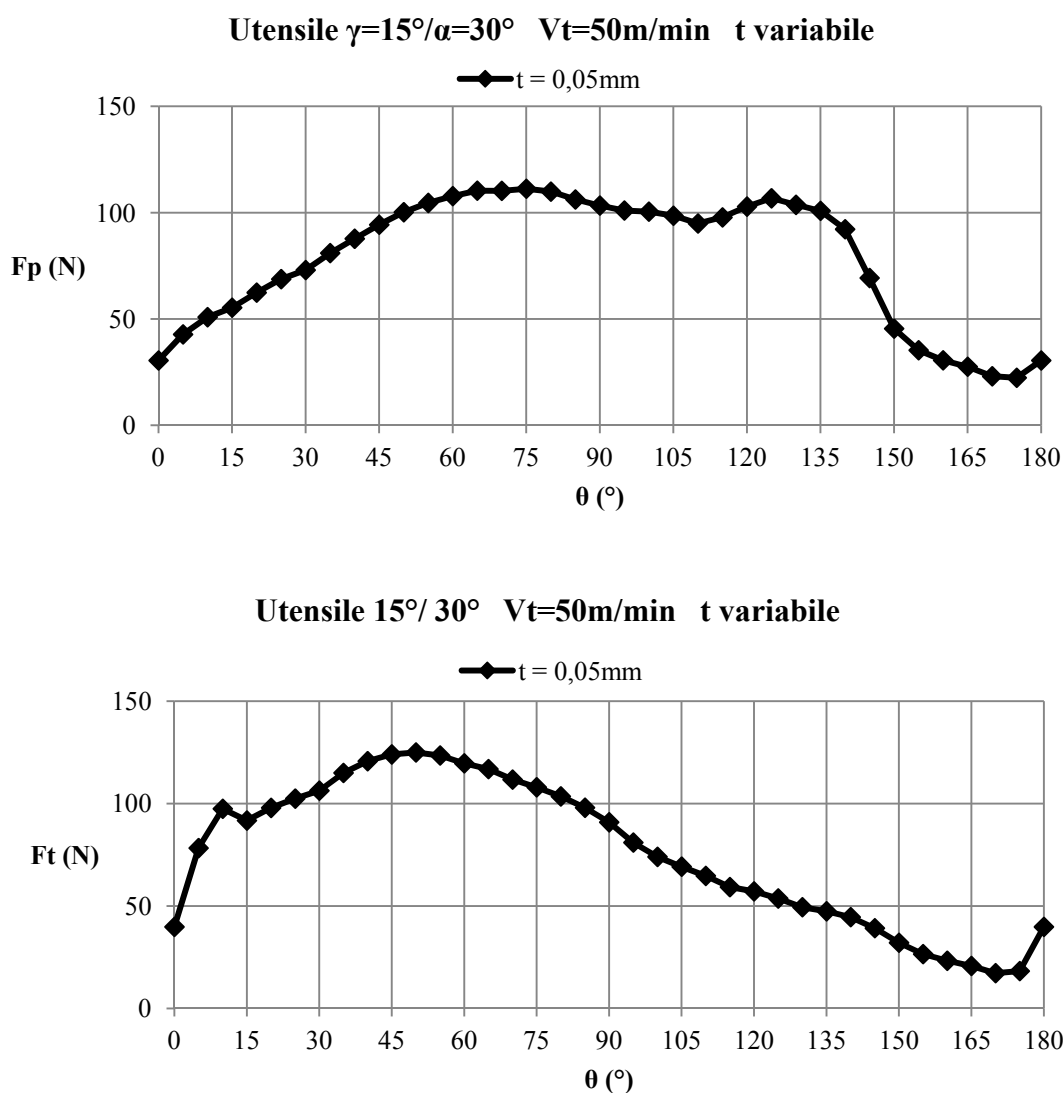


Figura 2.24 – Grafici discreti delle forze di taglio in funzione di θ , corrispondenti alla lavorazione di vetroresina UD supportata. Utensile $\gamma 15^\circ$, $\alpha=30^\circ$, $t=0.05\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$

Nell'elaborazione di tali grafici si è reso necessario eliminare l'effetto dell'intaglio sulle forze F_p ed F_t andando a sostituire ai valori delle suddette forze che risentivano



di questo effetto, i valori omologhi che si sono ripetuti al ciclo successivo laddove il provino è integro.

Infine, per le prove effettuate sui dischi in vetroresina MAT unifilo si precisa che i grafici delle forze in funzione del tempo si presentano di valore costante nel tratto relativo alla lavorazione a regime, trattandosi di materiale che si può considerare isotropo. Quindi come per le prove relative al materiale di supporto, si sono estratti i valori puntuali delle forze, mediati per le tre ripetizioni della prova eseguite, e riportati in tabella in modo tale da essere facilmente disponibili per la realizzazione dei grafici al variare dei parametri di taglio.



CAPITOLO 3

ANALISI DEI SEGNALI DELLE FORZE DI TAGLIO

3.1 INTRODUZIONE

In questo capitolo si vogliono presentare i risultati delle analisi dei segnali delle forze di taglio registrati durante le prove previste dai vari piani sperimentali sui dischi di diverso materiale, ed elaborati con il software MATLAB[®] come descritto nel capitolo precedente. In primo luogo si valuterà come i difetti di *burrs* e la loro variabilità influenzano il processo, ed in particolare i valori delle forze di taglio nel caso dei provini in fibre unidirezionali. Quindi, si mostrerà la validità del rimedio adottato per ovviare a questa problematica.

Seguirà l'esame dell'influenza dei vari parametri della lavorazione sulle forze di taglio prima per il caso dei dischi in vetroresina UD, poi di quelli in carboresina UD, il confronto tra i risultati di questi due diversi materiali, ed infine l'analisi dei dati ricavati dalle prove sui dischi con fibre di vetro in formato MAT unifilo che, con la loro semplicità, possono confermare alcune intuizioni ottenute dai dati delle prove precedenti e dare spunto per la stesura di un modello analitico previsionale delle forze di taglio.

3.2 ANALISI DEI DIFETTI DI “BURRS”

Come accennato nelle righe introduttive di questo capitolo, prima di analizzare i grafici di confronto delle forze di taglio al variare dei diversi parametri si vuole presentare accuratamente il problema relativo ai difetti di *burrs* che si verificano durante i processi di taglio dei dischi in fibre unidirezionali non supportati.

Infatti, come anche notato da diversi autori [3,22,25], nel taglio ortogonale dei compositi unidirezionali, all'aumentare dell'angolo di inclinazione delle fibre rispetto alla velocità di taglio, si può registrare la nascita di difetti caratteristici chiamati *burrs*, appunto.

Essi consistono nel dislocamento delle fibre fuori dal piano di taglio. Più in particolare i *burrs* si formano sul materiale lavorato al di sotto del piano di taglio dove alcune cricche, che si estendono anche per alcuni millimetri all'interno del materiale, si generano lungo la direzione delle fibre (fig. 3.1); allo stesso tempo, si formano due strati sottili all'esterno del materiale da tagliare non supportato in corrispondenza dello spessore, che vengono dislocati fuori dal piano di taglio, e passano sotto l'utensile senza essere recisi scorrendo lungo il fianco.

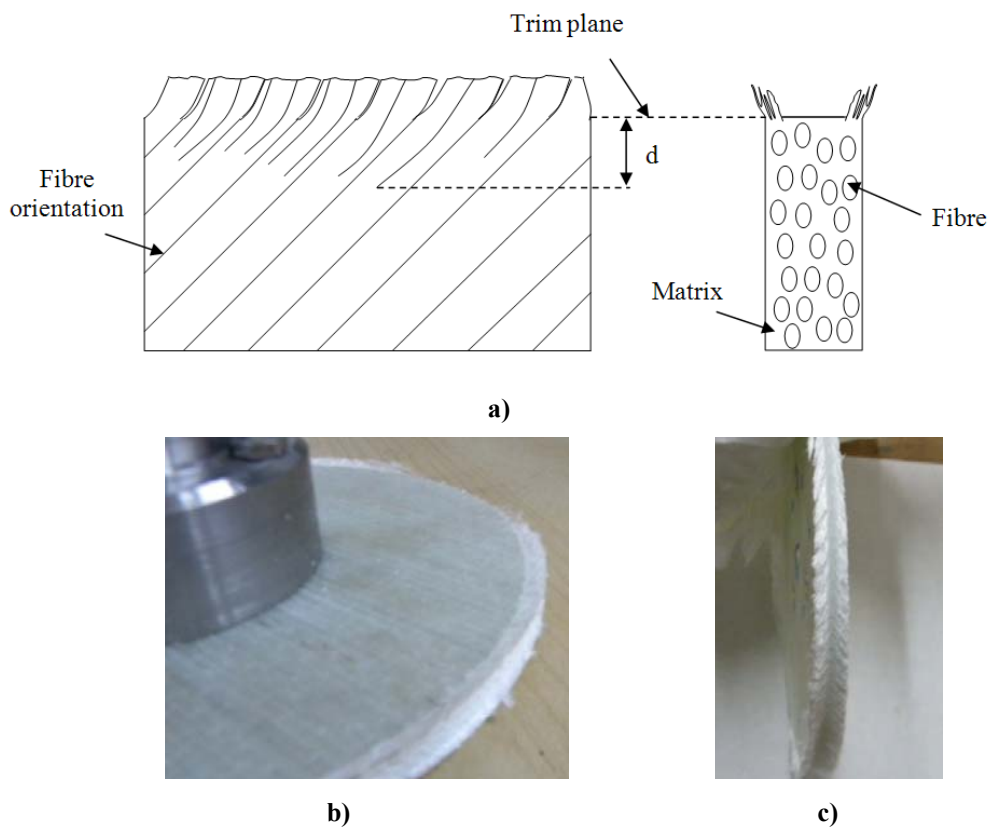


Figura 3.1 - a) Schematizzazione ed b) c) immagini della formazione dei difetti di *burrs*

Naturalmente, questo determina una scarsa qualità del taglio, oltre a causare un inaccettabile danno sub-superficiale nel pezzo. La porzione di materiale asportato tra gli strati laterali si stacca secondo le leggi che saranno descritte nel successivo capitolo, con la formazione di trucioli di diverse dimensioni a seconda dell'angolo θ . Tuttavia, come indicato in [3], alcune modalità di danneggiamento dei laminati unidirezionali, tra cui questi difetti in particolare, durante il taglio vengono soppresse in laminati multidirezionali, grazie al supporto benefico offerto alle singole lamine unidirezionali da quelle adiacenti a diversa orientazione.



Oltre a determinare una scarsa qualità di taglio, il problema principale della generazione di questi difetti è la loro variabilità, sia in termini di valori di entità del danno sub-superficiale e del numero di strati coinvolti nella direzione dello spessore, che nell'intervallo di orientazione delle fibre entro il quale si osserva il danno.

Infatti, ciò dipende non solo dalla percentuale di volume delle fibre del materiale in lavorazione, ma anche dalle diverse condizioni di taglio e dalla geometria dell'utensile, in particolare dal valore dell'angolo di spoglia superiore γ [22].

Quindi, per evitare la formazione dei "burrs", sulle superfici superiore ed inferiore di alcuni dischi in composito unidirezionale sono stati incollati altri due strati di policarbonato con l'adesivo strutturale, come descritto in precedenza.

La figura 3.2 mostra i segnali delle forze principali F_p e verticali F_t registrate nel taglio dei provini di diverso materiale, impiegando un utensile con $\gamma=0^\circ$, $\alpha=5^\circ$, profondità di passata $t=0,10\text{ mm}$ e velocità di taglio $V_t=50\text{ m/min}$.

Le curve più basse, in rosso, di valori quasi costanti sono corrispondenti al taglio del disco realizzato esclusivamente con i materiali omogenei ed isotropi di supporto al composito, sovrapponendo i due strati aggiuntivi di policarbonato e la colla. In nero, invece, sono rappresentate le curve dei segnali delle forze relative al taglio del disco unicamente in GFRP, interessato dalla generazione dei burrs, come visibile nella figura 3.1 precedente.

Le curve dei segnali delle forze in colore verde sono quelle realmente registrate durante l'effettiva lavorazione del disco realizzato in GFRP e supportato dagli strati di policarbonato. Infine, le curve di colore blu nei grafici, sono state ottenute aggiungendo ai valori delle forze registrate durante il taglio del disco in solo GFRP le aliquote relative al taglio dei materiali di supporto.

In tal modo è possibile eseguire il confronto tra le due ultime tipologie di curve descritte, ossia tra le curve in verde, reali, del taglio del disco in GFRP con aggiunta dei supporti, e quelle in blu, teoriche, ottenute sommando le aliquote corrispondenti al taglio singolo dei diversi materiali.

Le differenze di *trend* tra queste due tipologie di curve confermano la presenza dei difetti di burrs nel caso del disco in GFRP non supportato. Infatti, la nascita dei due strati di materiale non tagliato ai bordi del provino fa sì che per quelle determinate orientazioni dove tali difetti si verificano i valori delle forze registrate sono più bassi, proprio perché manca l'aliquota relativa al taglio di essi. E come anche trovato nei

lavori degli autori precedenti [3,22,25], il *range* di orientazione delle fibre in cui si generano i *burrs* è $\theta=30^\circ/40^\circ\div 145^\circ$, come è possibile individuare dal grafico in figura 3.2 proprio per la mancata sovrapposizione dei segnali reale e teorico della lavorazione.

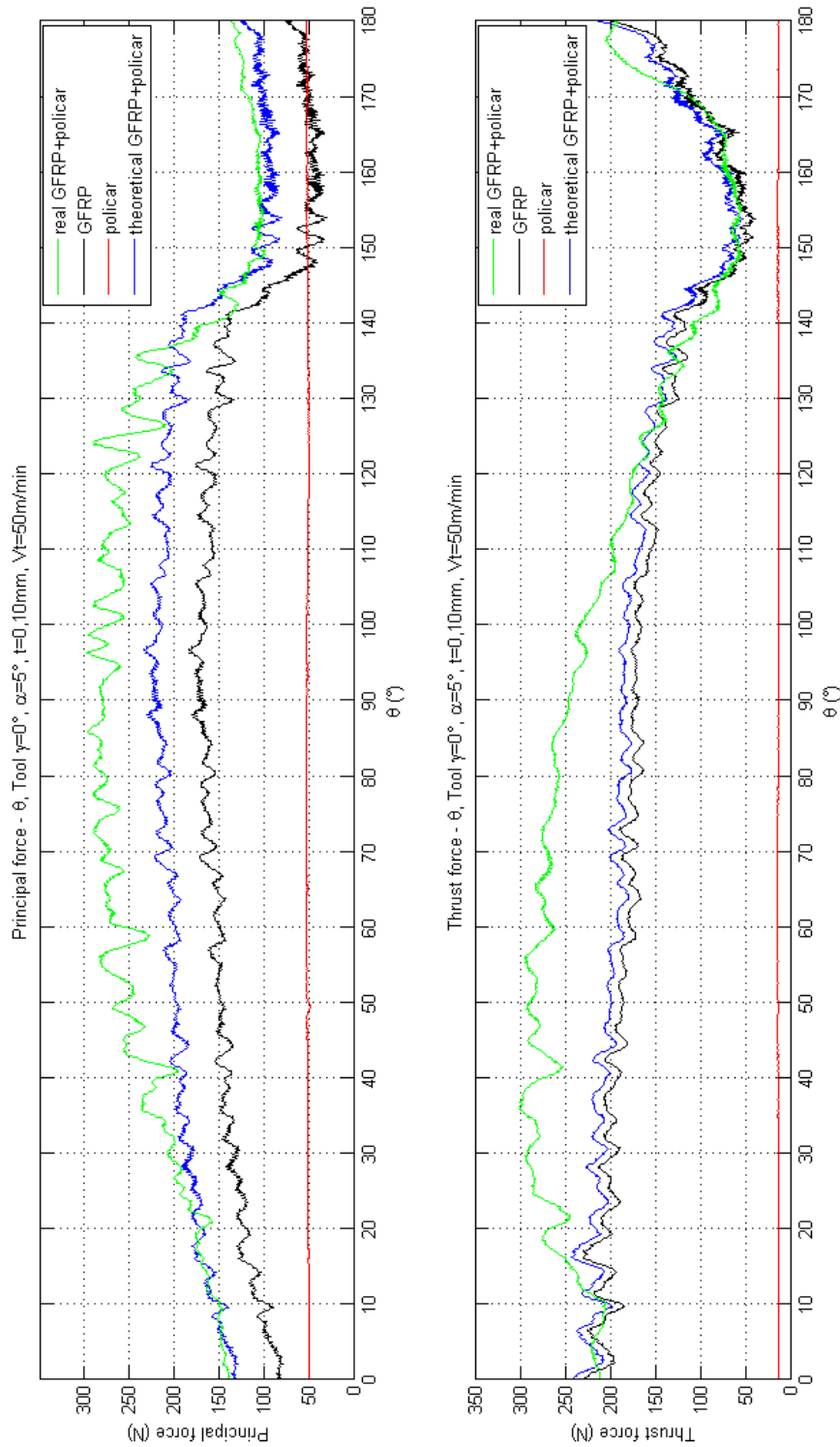


Figura 3.2 - Grafici di confronto delle forze rilevate nel taglio dei dischi in GFRP UD con e senza supporti in policarbonato, nel caso di utensile $\gamma=0^\circ$, $\alpha=5^\circ$, $t=0$, 10 mm e $V_t=50$ m/min



L'imperfetta sovrapposizione dei segnali delle forze relative ai due differenti casi in esame nel restante campo di θ , è causa di qualche piccola variabilità delle prove.

Risultati simili sono stati ottenuti dai confronti delle altre prove nel taglio dei dischi con e senza supporti in policarbonato, con gamme di orientazione di θ interessate dalla generazione dei *burrs* leggermente diverse, e corrispondenti a diversi valori ed andamenti dei segnali delle forze registrate.

Così, nel taglio dei provini in vetroresina unidirezionale supportati con gli strati di policarbonato il materiale viene asportato lungo tutto lo spessore del disco. Quindi i caratteristici provini realizzati per questa speciale sperimentazione ideata di taglio ortogonale ad alta velocità permettono di registrare forze che non sono influenzate dalla variabilità della generazione di questi particolari difetti, in modo da poter effettuare un confronto corretto dei risultati al variare dei parametri di taglio. Anche i problemi evidenziati in [22], ossia il concetto di "energia specifica di taglio" [26,27,30,31] che diviene discutibile con la presenza dei *burrs*, o le difficoltà di acquisizione dei dati relativi alla rugosità superficiale, sono ovviati.

La validità del metodo consiste nel fatto che i risultati evidenziati per questi provini realizzati in laminati unidirezionali sono poi estendibili al caso del taglio di una singola lamina contenuta all'interno di laminati multidirezionali, dove questi specifici difetti sono contenuti grazie alle lamine adiacenti di diversa orientazione [3] come prima accennato.

3.3 ANALISI DEI SEGNALE DELLE FORZE RELATIVI ALLA VETRORESINA UNIDIREZIONALE

Una volta ottenuti i grafici delle forze di taglio "continui" e "discreti" estrapolati dai dati delle prove sperimentali, si sono eseguiti dei confronti tra di essi considerando di volta in volta un parametro di taglio variabile e i restanti fissi.

In particolare si considera l'influenza sulle forze F_p ed F_t :

- della profondità di passata t , a parità di valori degli angoli γ ed α ;
- dell'angolo di spoglia superiore γ (angolo di petto), a parità di valori della profondità di passata t e dell'angolo α ;
- dell'angolo di spoglia inferiore α (angolo di fianco), a parità di valori della profondità di passata t e dell'angolo γ .

Prima di passare alla presentazione di queste analisi, si vogliono dare delle indicazioni relative allo schema di forze a cui si farà riferimento, per cercare di spiegare l'influenza dei diversi parametri di processo sugli andamenti delle forze di taglio. Si riportano (fig. 3.3) le immagini delle superfici dell'utensile usurato $\gamma=15^\circ$, $\alpha=15^\circ$, che ha lavorato un disco in vetroresina UD supportato per una lunghezza di taglio di circa 10600 mm (corrispondente a 25 giri completi del disco di un diametro medio pari a 135 mm), per $t=0,2$ mm, $V_t=50$ m/min.

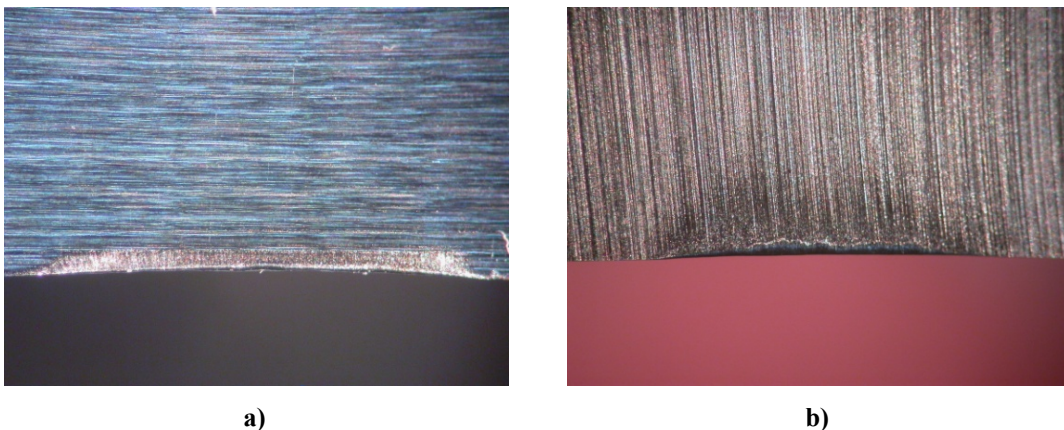


Figura 3.3 – a) petto e b) fianco usurati dell'utensile $\gamma=15^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $t=0,20$ mm, $V_t=50$ m/min, lunghezza di taglio 10600 mm

In particolare, dalla fig. 3.3a è possibile osservare la superficie del petto, usurata a causa dell'interazione con il materiale in lavorazione. Il cratere si estende lungo il tagliente di una quantità pari alla larghezza dello spessore della parte centrale del disco supportato, unicamente costituita da GFRP, le cui fibre di vetro sono responsabili dell'usura abrasiva della faccia, e per una altezza pari all'incirca la profondità di taglio settata. A causa dell'alta velocità di taglio, e delle diverse orientazioni assunte dalle fibre rispetto alla direzione di taglio durante la prova, non si possono escludere strisciamenti di queste ultime sul petto dell'utensile. Per tale motivo non è lecito ipotizzare l'assenza della componente tangenziale T_r sul petto dell'utensile, come nel caso dello schema di figura 1.16 proposto da alcuni autori [26, 30, 41]. È pur vero che queste considerazioni mettono in evidenza l'unica pecca di questa particolare sperimentazione, ossia l'impossibilità di poter valutare l'usura dell'utensile solo globalmente, e non in modo distinto per ciascuna orientazione delle fibre. Ancora, l'usura del labbro evidente nell'immagine di fig. 3.3b, verificatasi pur per questo valore intermedio dell'angolo di spoglia inferiore dell'utensile, induce a

non trascurare affatto nella schematizzazione delle forze le componenti normale N_f e tangenziale T_f che si generano sul fianco dell'utensile e dovute al ritorno elastico della superficie lavorata, in particolare delle fibre, che ritornano a contatto con esso. Ciò evidenzia ancora una volta, il ruolo principale del fianco dell'utensile nel taglio dei compositi.

Infine, dalle immagini (fig. 3.3) è possibile notare la formazione di un piccolo raggio di raccordo dell'utensile usurato in corrispondenza del tagliente. Come accennato nel capitolo precedente, le prove sono state realizzate tutte con utensili perfettamente affilati, ed i valori delle forze di taglio per le successive analisi sono stati ricavati dai primissimi cicli della lavorazione per escludere eventuali fenomeni di usura dell'utensile. Ma l'eventualità della presenza del raggio di raccordo, pur se di piccola entità, non dovrebbe essere esclusa a priori nell'ipotetica schematizzazione delle forze.

Infine, si riporta lo schema così ipotizzato a seguito delle considerazioni appena esposte (fig. 3.4), ed immaginando valori dei coefficienti d'attrito che legano le componenti normali alle tangenziali al di sotto dell'unità, come trovato sperimentalmente (fig. 1.15) in [39], e verificato da alcune prove *pin on disk* indicative eseguite (i cui risultati verranno meglio evidenziati in seguito), anche se le pressioni di chiusura adottate per esse sono più basse rispetto a quelle del caso reale del taglio.

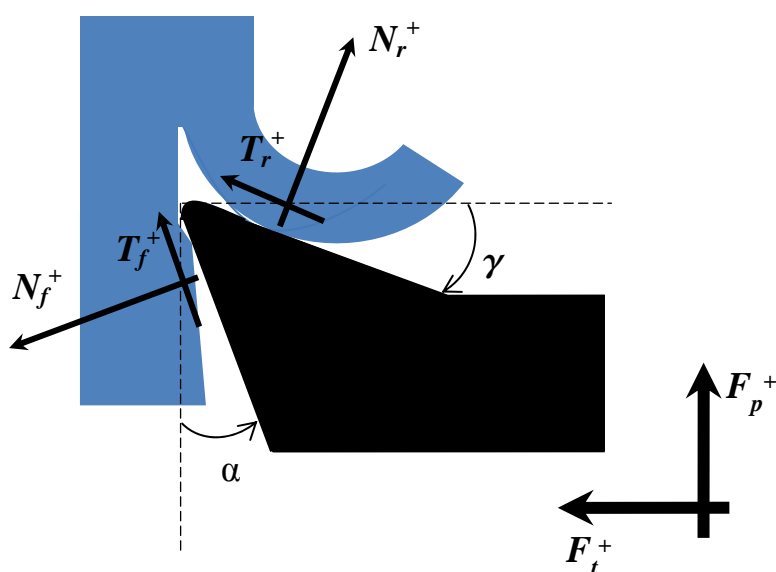


Figura 3.4 – Schema ipotizzato della scomposizione delle forze di taglio per la sperimentazione



3.3.1 Influenza della profondità di passata sulle forze di taglio nel caso della vetroresina UD

Data la grande disponibilità di dati e di grafici di confronto delle forze di taglio che i piani sperimentali previsti per questa sperimentazione consentono di ottenere, si precisa che di volta in volta verranno mostrati solo alcuni di essi a titolo esemplificativo, e non la totalità, per non appesantire e rendere difficoltosa la trattazione.

Quindi per questa prima analisi si riportano (fig. 3.5 e 3.6) i grafici delle forze di taglio principale F_p e verticale F_t in funzione dell'angolo di orientazione delle fibre, e registrate nel caso del disco in vetroresina UD rinforzato con polycarbonato e lavorato con utensile avente angolo di spoglia superiore $\gamma=30^\circ$, ed angolo di spoglia inferiore $\alpha=15^\circ$, al variare della profondità di passata t .

La prima considerazione che balza subito all'occhio è la grande influenza dell'angolo di orientazione delle fibre sugli andamenti delle forze di taglio, e ciò riflette esattamente la forte anisotropia del composito unidirezionale. Si può già anticipare che, come anche trovato in letteratura [1,24,27,31,33], questo è il parametro più influente non solo sull'andamento delle forze ma anche su tutti gli altri aspetti della lavorazione, strettamente legati tra loro.

Entrambe le forze di taglio prima aumentano e poi diminuiscono. I valori minimi delle F_p e delle F_t corrispondono agli stessi angoli di orientazione delle fibre, non i massimi.

In questo caso i valori massimi delle forze principali si registrano per $\theta=75^\circ\div 105^\circ$, quindi per condizioni di taglio prossime al caso perpendicolare all'orientazione delle fibre. Anche per le altre prove, i valori massimi di F_p si registrano nel simile intervallo di θ , che cambia leggermente al variare della geometria degli utensili testati e della profondità di taglio. Ciò è in accordo con i risultati degli autori citati in precedenza. Invece, i valori minimi di F_p per questo utensile sono stati ottenuti per $\theta=175^\circ\div 180^\circ$ (quindi $\theta\approx 0^\circ$). Per gli altri test i valori minimi di F_p sono sempre registrati nell'intervallo $\theta=165^\circ\div 180^\circ$.

Gli andamenti delle F_t sono diversi da quelli delle F_p al variare di θ . Prima di tutto, il massimo delle F_t relative alla più bassa profondità di passata si registra per $\theta\approx 60^\circ$, e poi per valori precedenti di θ fino a 30° all'aumentare di t . Questo avviene

analogamente per le altre prove, in cui i valori massimi delle F_t si anticipano fino a $\theta=15^\circ$ con l'aumentare della profondità di taglio. Al contrario, i minimi delle F_t sono registrati sempre per gli stessi valori di $\theta=165^\circ\div 180^\circ$ dove anche le F_p sono più basse, ugualmente per le altre prove.

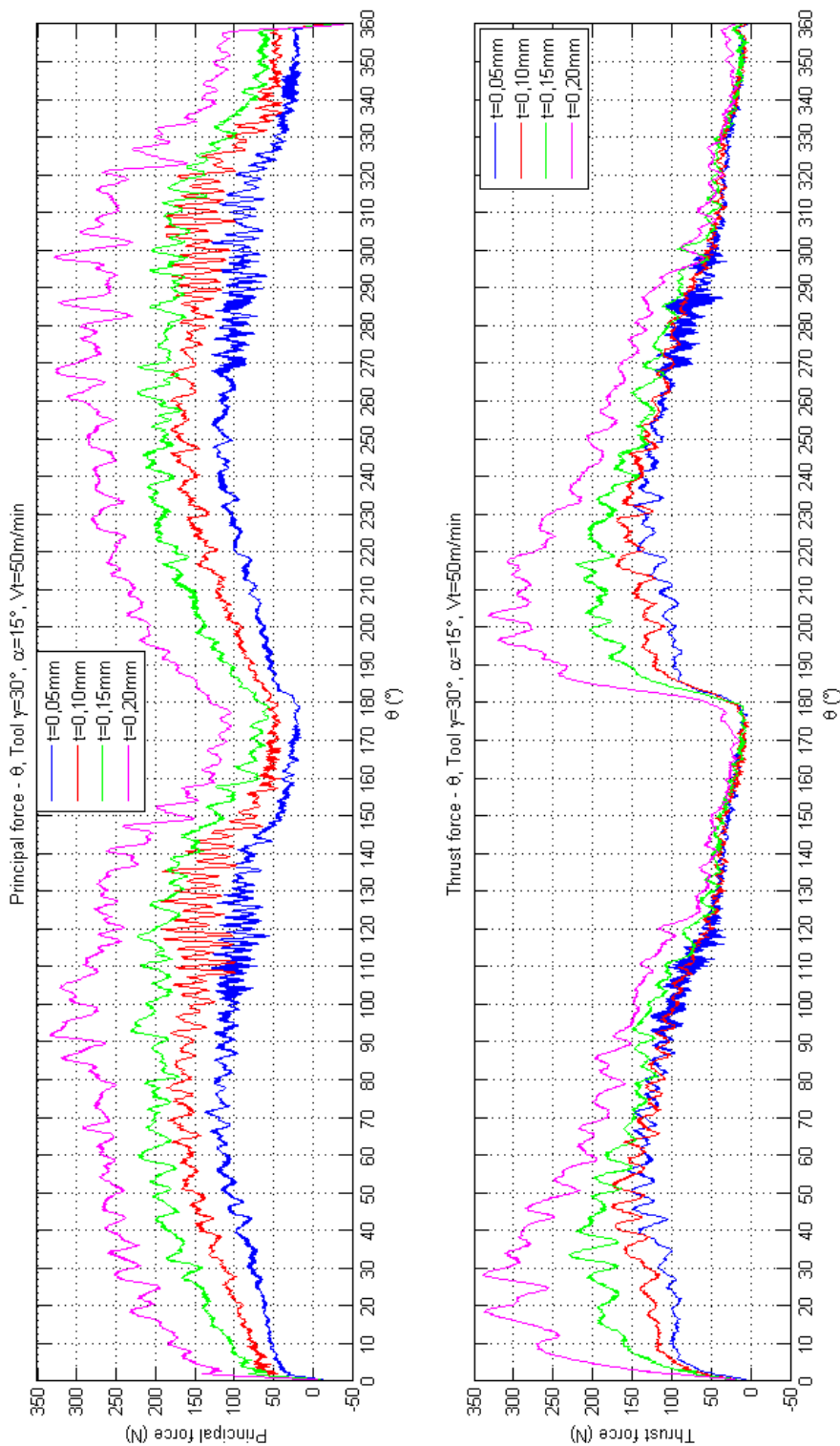


Figura 3.5 - Forze principali e forze verticali (F_p ed F_t) al variare dell'angolo di orientazione delle fibre (θ), per differenti profondità di passata (t). Utensile $\gamma=30^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $V_t=50$ m/min. Vetroresina UD supportata. Grafici "continui"

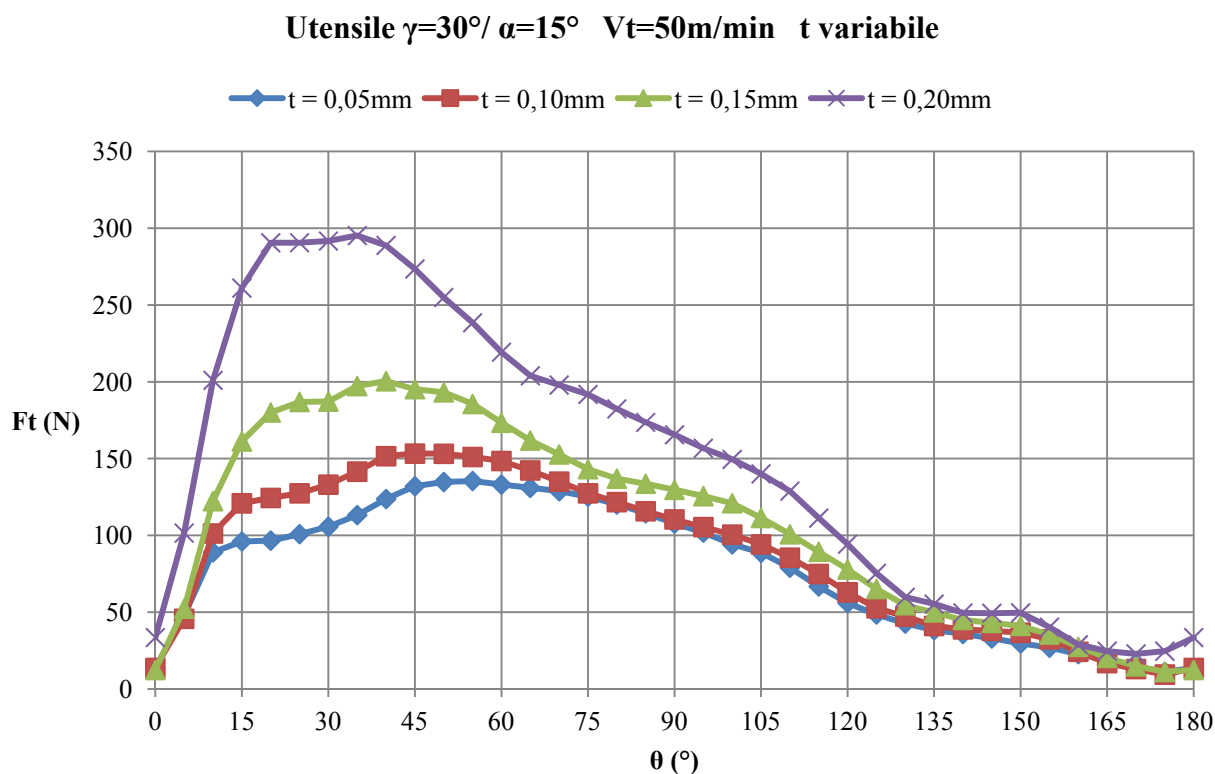
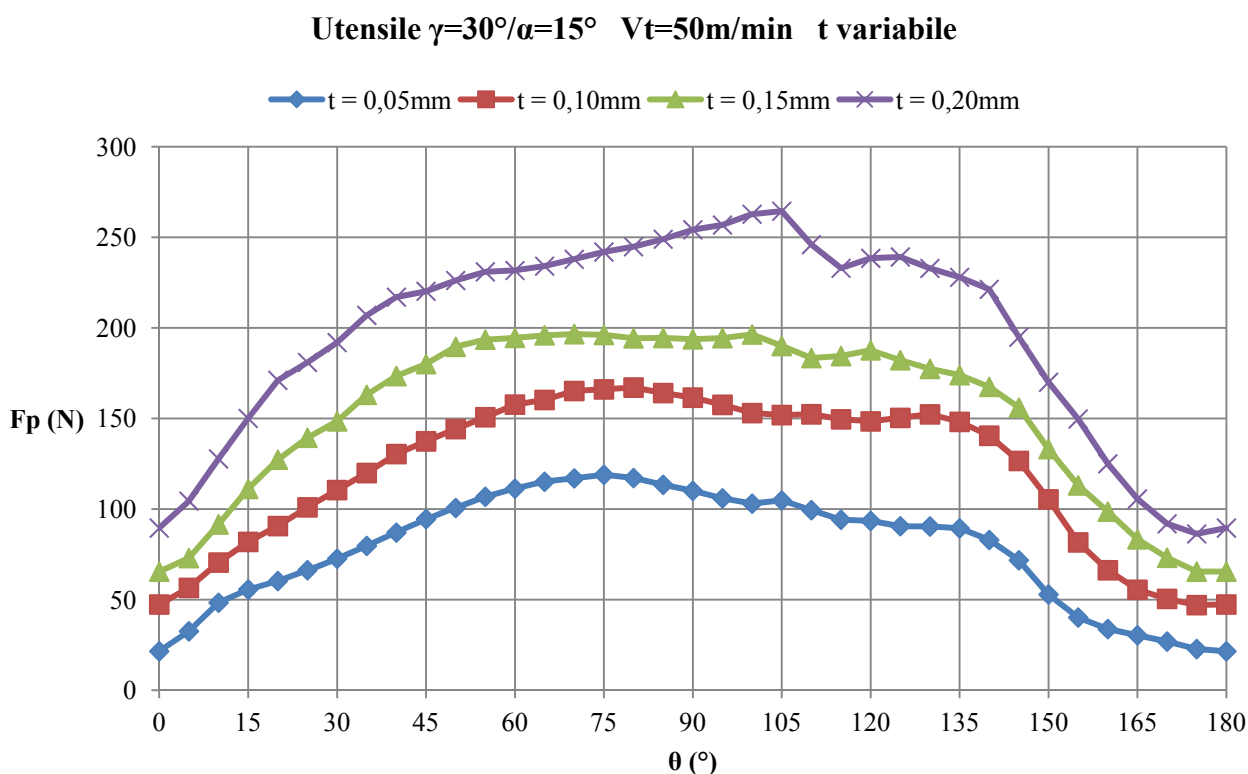


Figura 3.6 - Forze principali e forze verticali (F_p ed F_t) al variare dell'angolo di orientazione delle fibre (θ), per differenti profondità di passata (t). Utensile $\gamma=30^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $V_t=50\text{ m/min}$. Vetroresina UD supportata. Grafici "discreti"

Altra osservazione, per i primi angoli θ le forze di taglio verticali presentano valori più elevati rispetto a quelle principali corrispondenti, salvo poi verificarsi il viceversa per angoli di orientazione delle fibre già intorno a 40° - 50° , come ritrovato in [4,24,33].

Una spiegazione più accurata di tali andamenti registrati sarà presentata nel capitolo successivo riguardante gli aspetti inerenti ai meccanismi di formazione del truciolo ed alla qualità superficiale perché, come già annunciato, in questo lavoro si vuole studiare il taglio analizzando tutti gli aspetti inerenti ad esso contemporaneamente.

Ritornando all'analisi dell'influenza della profondità di passata, come evidente dai grafici di fig. 3.5-3.6, per valori di t più elevati si registrano valori di forze di taglio più alti in entrambi i casi per le F_p e le F_t . Tuttavia, il loro andamento è molto meno influenzato da tale parametro, e rimane simile.

Ragionando sullo schema di scomposizione delle forze proposto nel precedente paragrafo, e relativo ad un utensile con $\gamma > 0^\circ$, si può immaginare come, all'aumentare della profondità di passata aumenta l'interazione del petto dell'utensile con il materiale da processare, e quindi le forze N_r e T_r che si sviluppano su tale superficie dovrebbero aumentare (vedi fig. 3.7), a parità di sollecitazioni necessarie per vincere la resistenza del materiale.

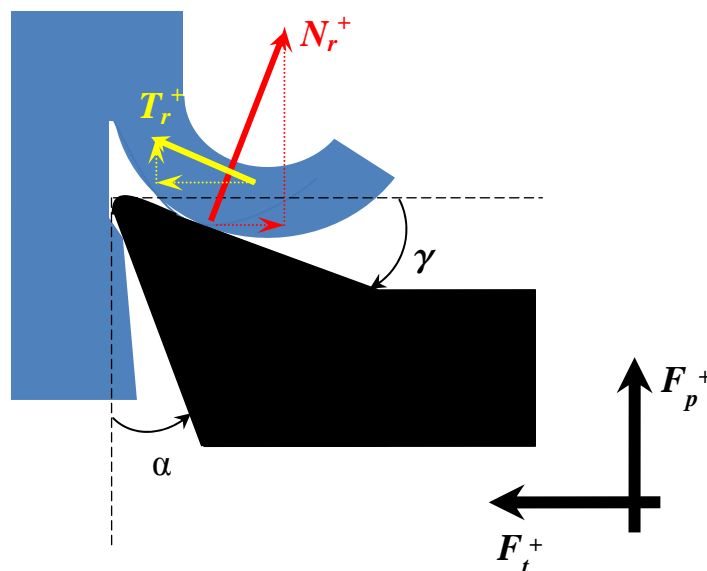


Figura 3.7 – Schema di scomposizione delle forze ipotizzate, componenti N_r e T_r sul petto



L'aumento di entrambe le componenti indurrebbe di sicuro all'incremento dei valori della forza F_p , come effettivamente si registra. Invece, per quanto riguarda la F_t , è da valutare se l'aumento della T_r in direzione verticale positiva supera l'incremento in direzione opposta della N_r o viceversa. E nel caso dell'utensile con $\gamma=0^\circ$, per come sono direzionate le componenti, il ragionamento dovrebbe semplificarsi prevedendo l'aumento di entrambe le forze F_p ed F_t all'aumentare della t .

Effettivamente si registra l'aumento lineare dei valori della forza principale con la profondità di taglio, ma l'incremento della forza verticale non è così regolare, e le cose cambiano al variare di θ . Infatti il discorso è molto complesso. Si è ipotizzato che la resistenza del materiale al taglio è la stessa all'aumentare di t , supposizione abbastanza plausibile. Ma il problema è che al variare della profondità di taglio potrebbe variare anche l'interazione del fianco dell'utensile con la superficie lavorata che potrebbe essere diversamente danneggiata. E ciò complica la questione.

Tutte queste considerazioni sono più evidenti analizzando i grafici delle forze di taglio al variare di t , e riportati per alcune differenti orientazioni di fibre (fig. 3.8), le cui realizzazioni sono state possibili grazie alla discretizzazione dei segnali continui delle forze con le modalità riportate nel precedente capitolo.

Dal grafico delle forze principali di fig. 3.8, è evidente il loro l'incremento lineare all'aumentare della profondità di taglio, in accordo con altri studi precedenti [23,24,30]. E per le orientazioni dove si sono registrati valori più alti delle F_p , aumenta anche la pendenza delle rette interpolanti.

Viceversa, gli incrementi dei dati delle F_t (fig. 3.8) all'aumentare della profondità di taglio per i diversi θ si discostano dalla linearità, in particolare per le orientazioni delle fibre $\theta=15^\circ\div 120^\circ$ dove si registrano valori più elevati e si ha un incremento più repentino, a conferma della maggiore influenza della profondità di passata su di essi.

Ulteriore osservazione, le linee di interpolazione lineare dei dati delle F_p ed F_t non sono passanti per l'origine degli assi, ma intersecano l'asse delle ordinate a valori positivi, e ciò potrebbe essere una validazione del fenomeno del “*size effect*” indicato da precedenti autori [27, 30]: in corrispondenza di profondità di passata nulla le forze non assumono valori nulli, ma sono positive a testimonianza della forte interazione del fianco dell'utensile con la superficie lavorata.

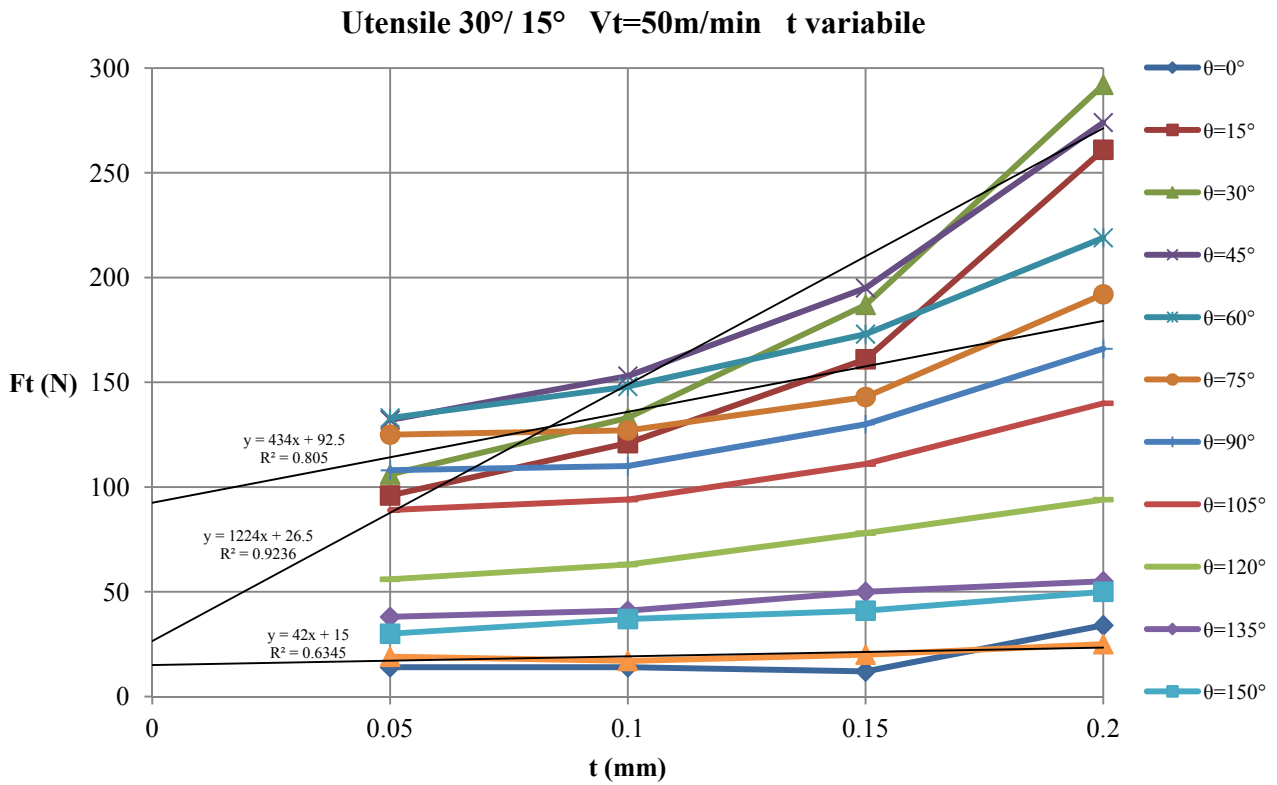
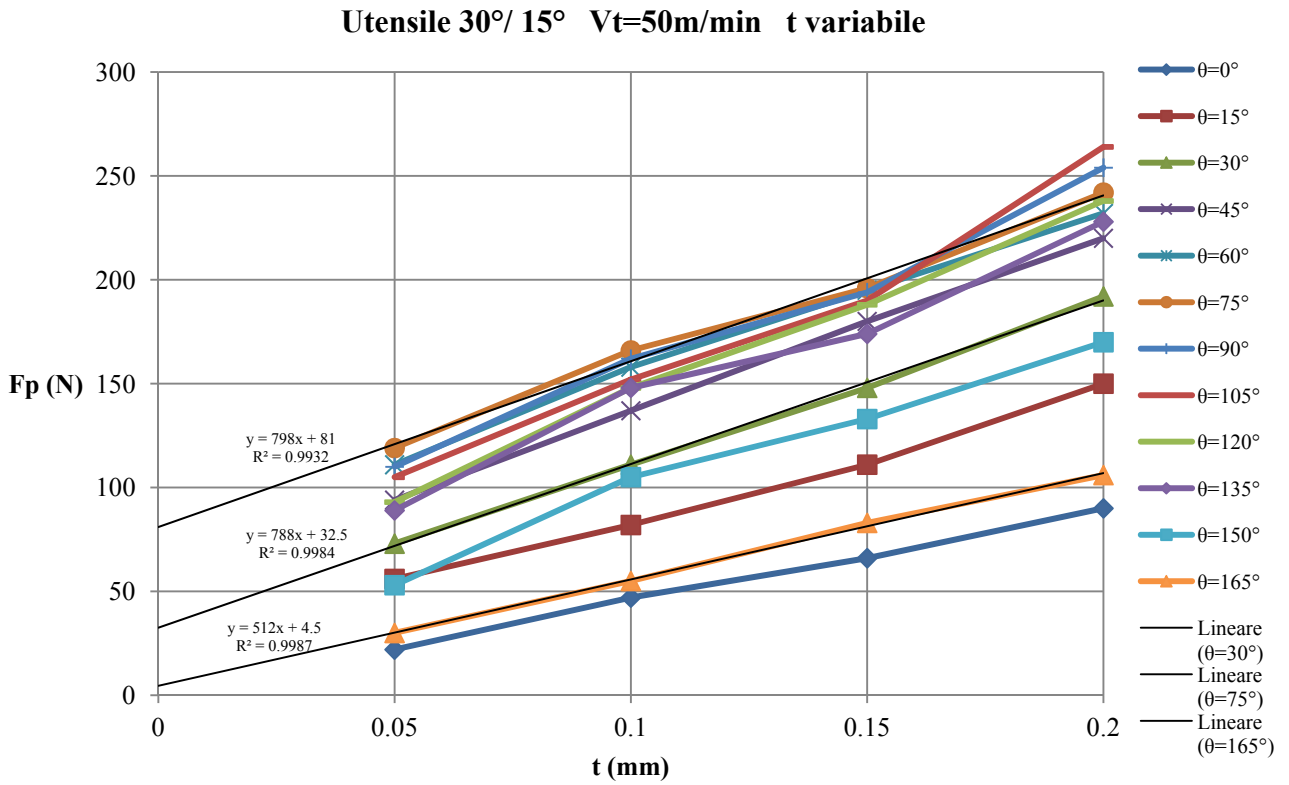


Figura 3.8 - Forze principali e forze verticali (F_p ed F_t) al variare della profondità di passata (t), per alcune orientazioni di fibre (θ). Utensile $\gamma=30^\circ$, $\alpha=15^\circ$. V_t=50 m/min. Vetroresina UD supportata



Infine, da notare che i segnali delle forze, specie delle F_t (fig. 3.5-3.6), al variare di θ e relativi alle due più basse profondità di taglio si sovrappongono, una tendenza simile a quella riportata da [25], e questo risultato è stato ottenuto per tutti gli utensili testati. Questo fenomeno potrebbe trovare la sua spiegazione in considerazioni sul ritorno elastico del materiale lavorato che viene a contatto con il fianco dell'utensile o nel suo danneggiamento che per questi due più bassi valori di t scelti potrebbe esser della stessa entità. Ancora, si vuole catturare l'attenzione sul fatto che i segnali delle forze a queste due basse t (fig. 3.5-3.6) presentano più forti oscillazioni nel *range* di $\theta=90^\circ\div 120^\circ$, tutto ciò, si anticipa esser strettamente connesso alla formazione del truciolo, aspetto che sarà analizzato in maniera approfondita nel prossimo capitolo. Simili considerazioni sono valide, con leggere variazioni, per tutte le altre prove previste dal piano sperimentale nel caso del taglio dei dischi in vetroresina unidirezionale supportati dal policarbonato.

3.3.2 Influenza dell'angolo di spoglia superiore dell'utensile sulle forze di taglio nel caso della vetroresina UD

Le figure 3.9 e 3.10 riportano i grafici delle forze di taglio in funzione dell'orientazione delle fibre θ , per i tre diversi angoli di spoglia superiore γ testati, nel caso di lavorazioni effettuate su dischi in vetroresina unidirezionale supportati dal policarbonato eseguite con utensili aventi angolo di spoglia inferiore α pari a 15° , e per profondità di passata $t=0,10\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$.

I valori più bassi delle forze sono stati registrati per l'angolo di petto maggiore, e questi risultati coincidono con precedenti sperimentazioni [23, 24, 27-29]. Inoltre, al variare dell'angolo γ , sostanzialmente le tendenze delle forze di taglio rimangono simili. In particolare, in questo caso vi è una effettiva diminuzione delle F_p nell'intervallo di $\theta=55^\circ\div 145^\circ$ passando da utensili con $\gamma=0^\circ$ a $\gamma=15^\circ$, mentre per $\gamma=30^\circ$ si ha una leggera diminuzione dei valori delle F_p solo nell'intervallo $\theta=95^\circ\div 140^\circ$. Le forze di spinta F_t , invece, diminuiscono leggermente passando da $\gamma=0^\circ$ a $\gamma=15^\circ\div 30^\circ$. La diminuzione più evidente dei valori delle F_t è registrata per angoli di orientazione delle fibre $\theta=95^\circ\div 150^\circ$.

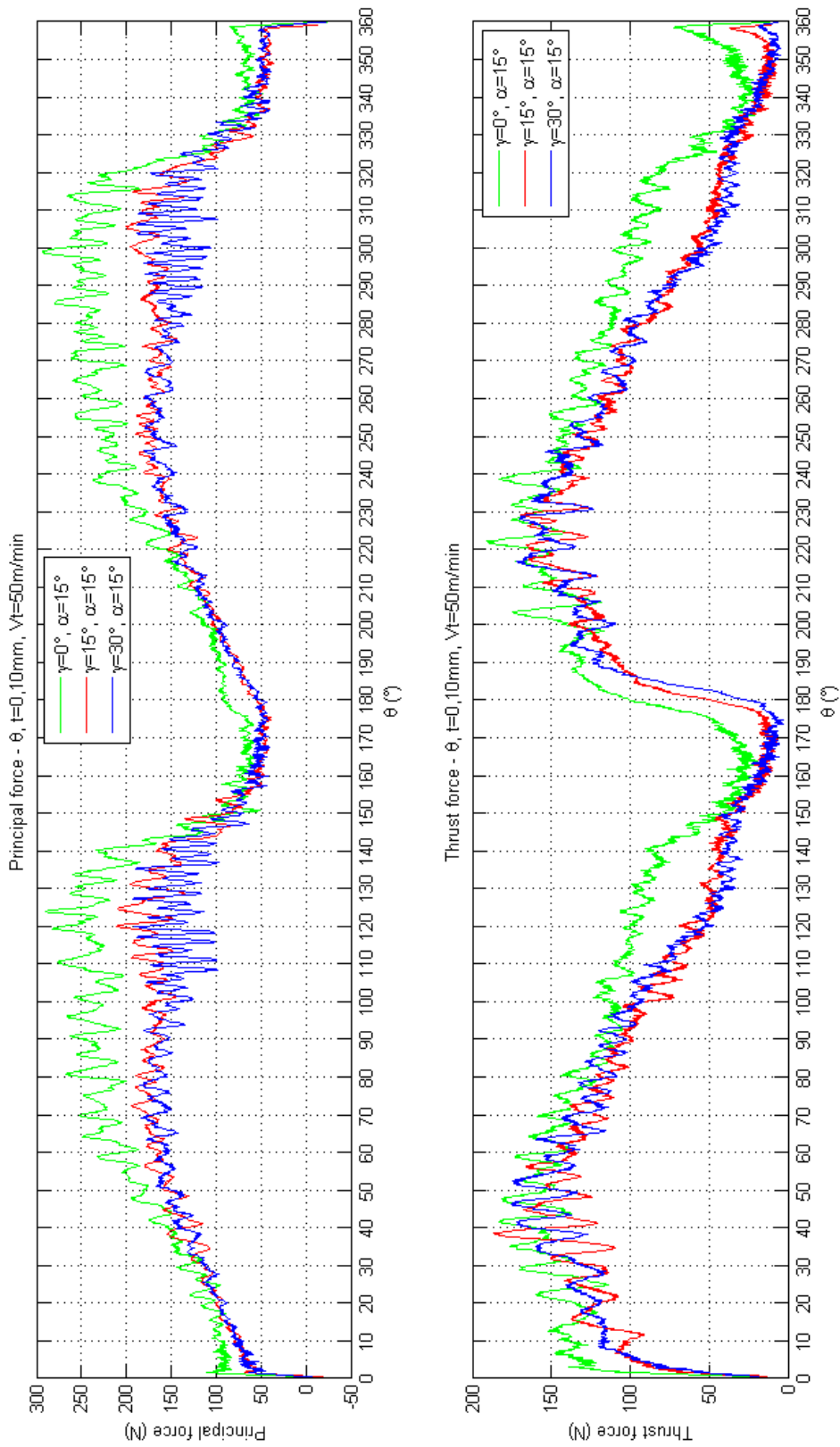


Figura 3.9 - Forze principali e forze verticali (F_p ed F_t) al variare dell'angolo di orientazione delle fibre (θ), per differenti angoli di petto dell'utensile (γ), $\alpha=15^\circ$, $t=0,10 mm$, $V_t=50 m/min$. Vetroresina UD supportata. Grafici "continui"

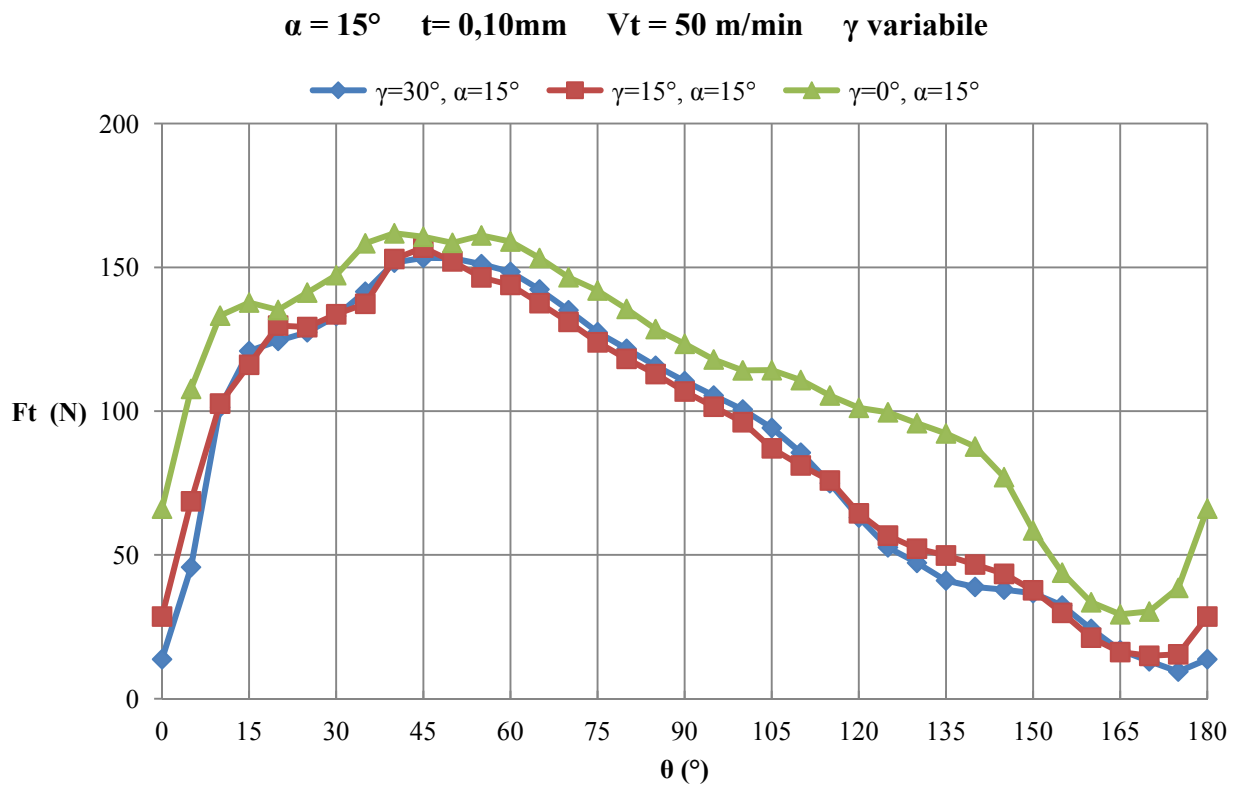
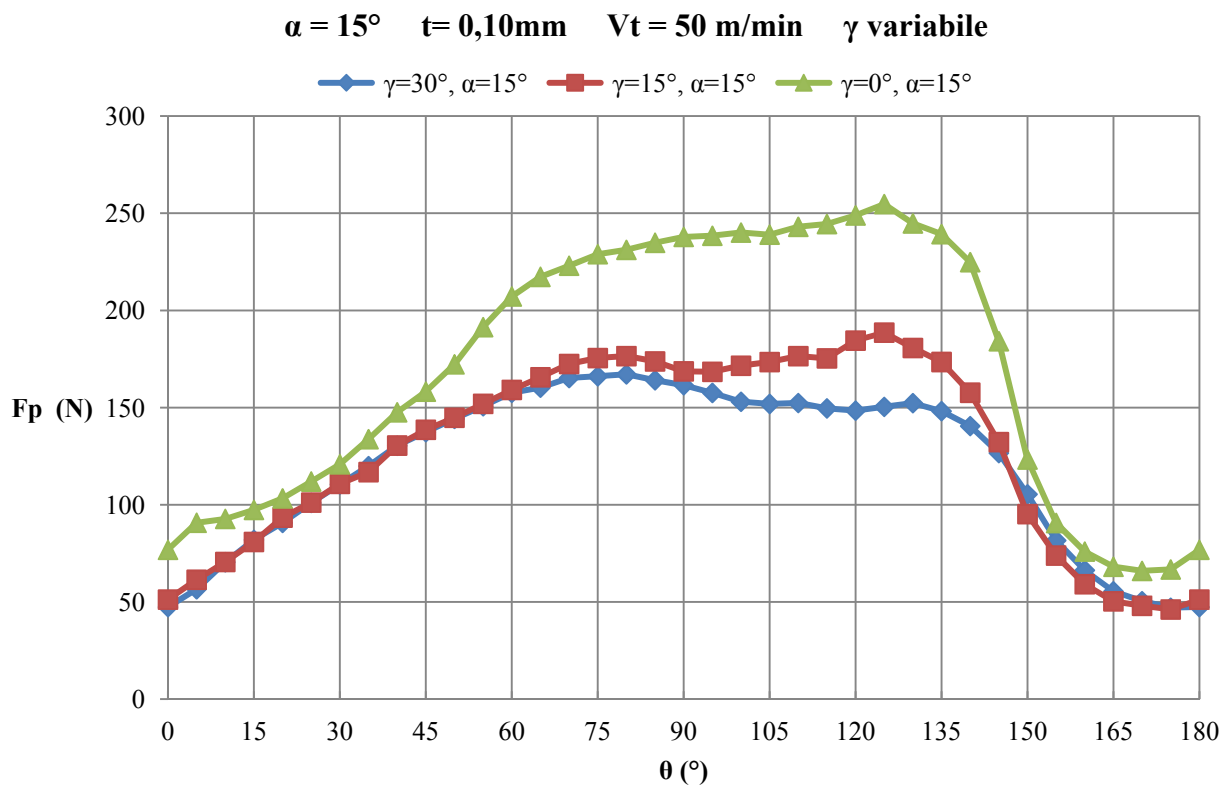


Figura 3.10 - Forze principali e forze verticali (F_p ed F_t) al variare dell'angolo di orientazione delle fibre (θ), per differenti angoli di petto dell'utensile (γ), $\alpha=15^\circ$, $t=0,10\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$. Vetroresina UD supportata. Grafici "discreti"

Queste considerazioni, ed altre, possono essere dedotte dai confronti tra i valori delle forze misurate al variare dell'angolo di spoglia superiore, angolo di fianco $\alpha=15^\circ$, per le varie profondità di passata, mostrati nei grafici di figura 3.11, per alcune differenti orientazioni delle fibre.

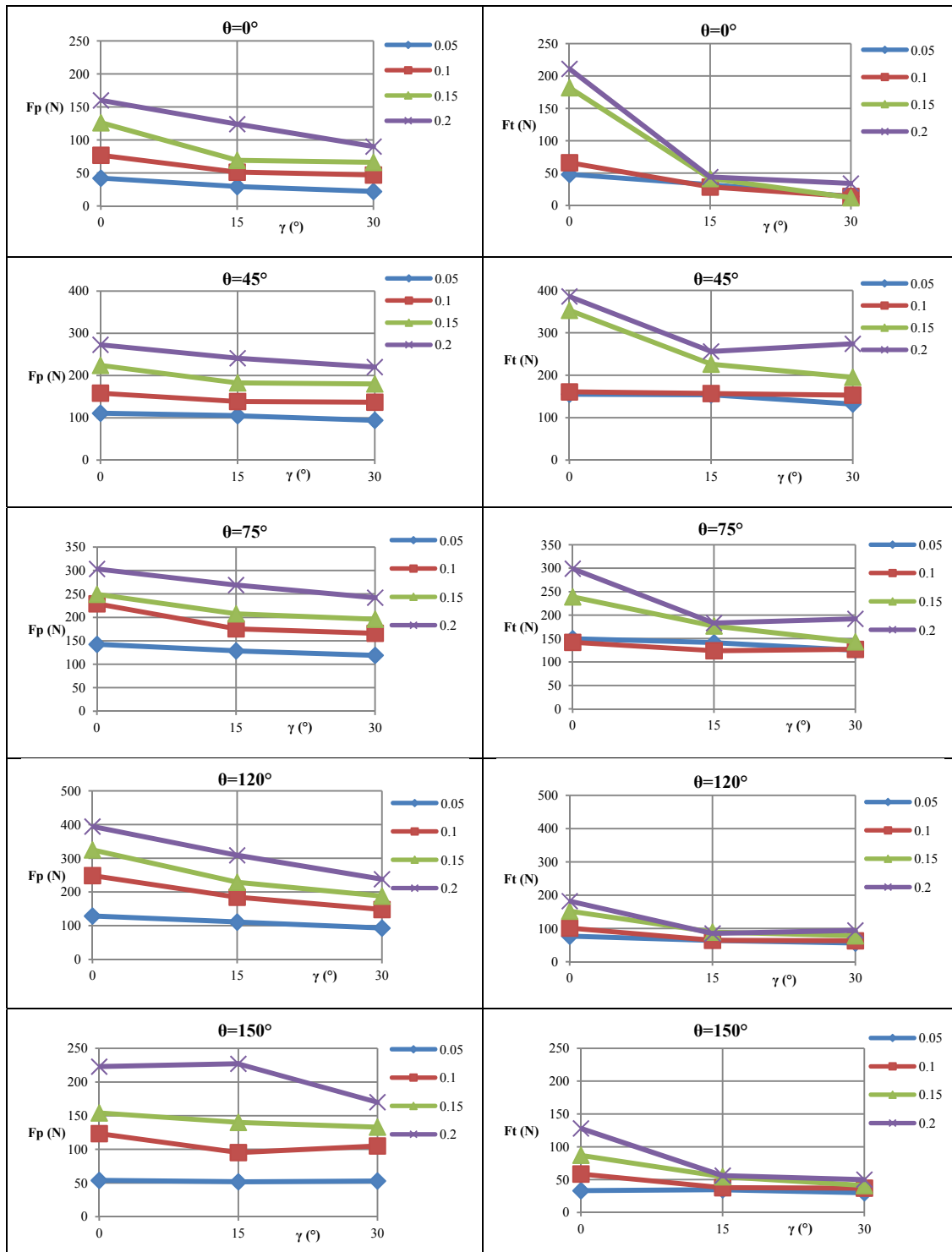


Figura 3.11 - Forze principali e verticali (F_p ed F_t) al variare dell'angolo di petto dell'utensile (γ), per le varie profondità di passata e per differenti orientazioni delle fibre (θ), $\alpha=15^\circ$, $V_t=50$ m/min. Vetroresina UD supportata.



Dai grafici si nota facilmente anche quanto messo in evidenza nel paragrafo precedente riguardo la sovrapposizione dei valori delle F_t alle due più basse profondità di passata. Inoltre, si osserva anche che per i primi angoli θ i valori delle F_t sono superiori a quelli corrispondenti delle F_p e poi viceversa. Infine, a più elevate t la differenza, specie dei valori delle F_t è più marcata passando da angoli di petto $\gamma=0^\circ$ a γ positivi.

Analizzando lo schema di scomposizione delle forze sul petto dell'utensile di fig. 3.7, la rotazione oraria delle componenti N_r e T_r passando da utensili con $\gamma=0^\circ$ ad angoli di petto positivi dovrebbe indurre ad una diminuzione certa della forza in direzione verticale F_t , sempre ipotizzando che il materiale offre la stessa resistenza al taglio.

Invece, la F_p si riduce solo se la diminuzione della componente N_r in direzione parallela alla velocità di taglio è maggiore dell'aumento nella stessa direzione della T_r .

Dai grafici si nota una leggera diminuzione della F_t registrata all'aumentare di γ , ed anche la più marcata riduzione della F_p , principalmente per il range $\theta=55^\circ\div 145^\circ$, ma questo potrebbe esser dovuto anche alla facilitazione del taglio delle fibre in tale intervallo di θ impiegando utensili con angoli di petto maggiori (si chiarirà nel capitolo successivo).

Infine, non sono da escludersi variazioni delle componenti sul fianco dell'utensile dovute alla sua diversa interazione con la superficie che potrebbe essere differentemente creata. Anche in questo caso si possono fornire solo alcune intuizioni relative allo schema di scomposizione di forze ipotizzato.

In conclusione, si può affermare che l'angolo di spoglia superiore non influisce molto sui valori delle forze principali e verticali, inoltre vi è una lieve diminuzione dei valori di forze di taglio passando da $\gamma=0^\circ$ ad angoli di petto positivi, in accordo con i risultati dei lavori degli autori precedentemente citati, e sostanzialmente valori analoghi si ottengono per utensili con angoli di spoglia positivi.

Tendenze simili, con alcune piccole variazioni dell'intervallo di θ in cui le forze diminuiscono leggermente all'aumentare di γ sono state registrate per tutte le altre prove previste dal piano sperimentale nel caso della vetroresina unidirezionale supportata.

3.3.3 Influenza dell'angolo di spoglia inferiore dell'utensile sulle forze di taglio nel caso della vetroresina UD

Per la valutazione dell'influenza dell'angolo di spoglia inferiore si riportano i grafici (fig. 3.12-3.13) delle forze di taglio in funzione dell'orientazione delle fibre θ , registrate nelle lavorazioni effettuate su dischi in vetroresina unidirezionale supportati dal policarbonato eseguite con utensili aventi i tre diversi valori dell'angolo α testati, $\gamma=15^\circ$, e per $t=0,05\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$.

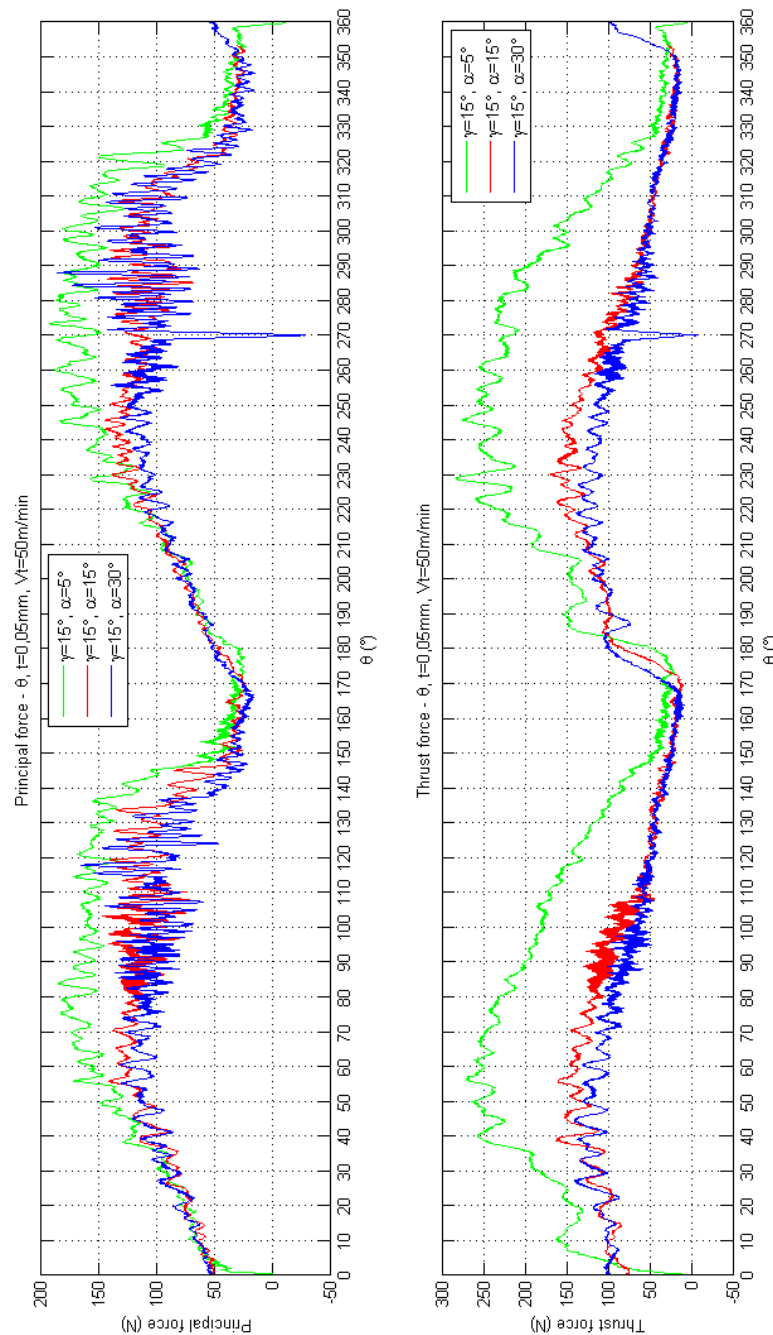


Figura 3.12 - Forze principali e verticali (F_p ed F_t) al variare dell'angolo di orientazione delle fibre (θ), per differenti angoli di fianco dell'utensile (α), $\gamma = 15^\circ$, $t=0,05\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$. Vetroresina UD supportata. Grafici "continui"

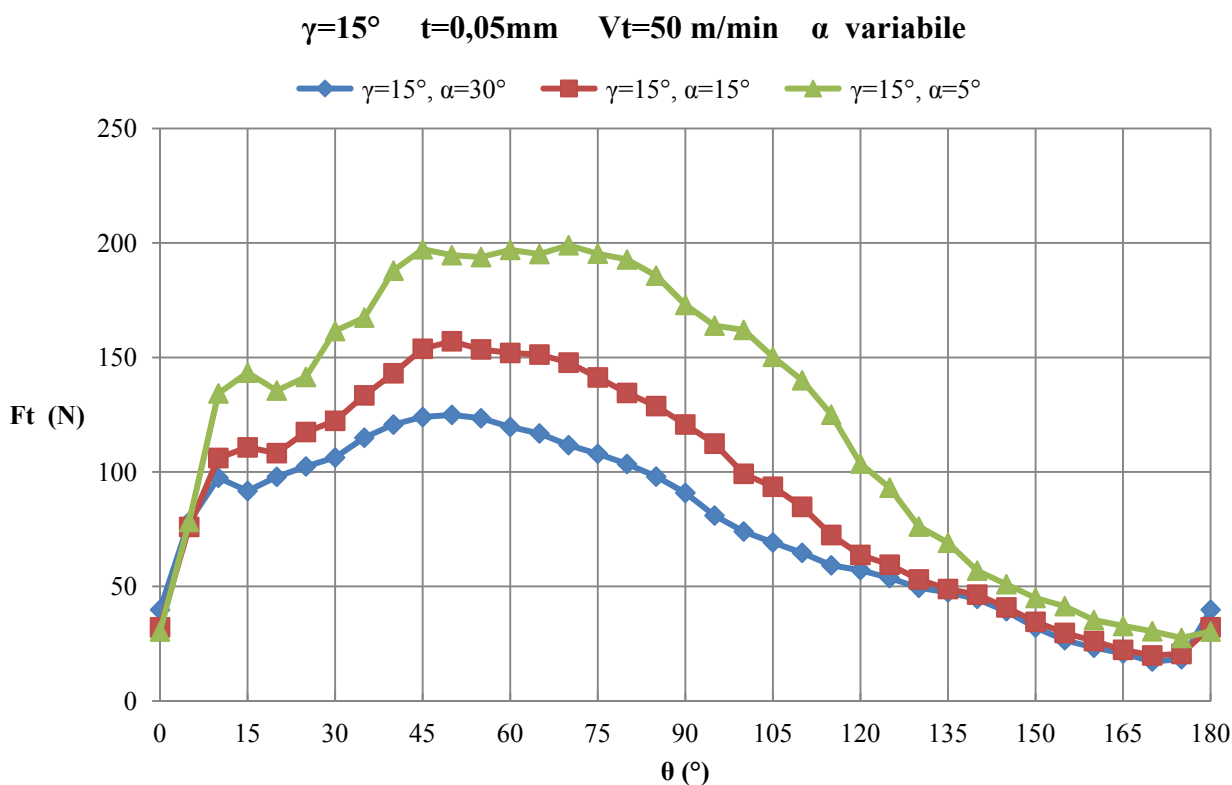
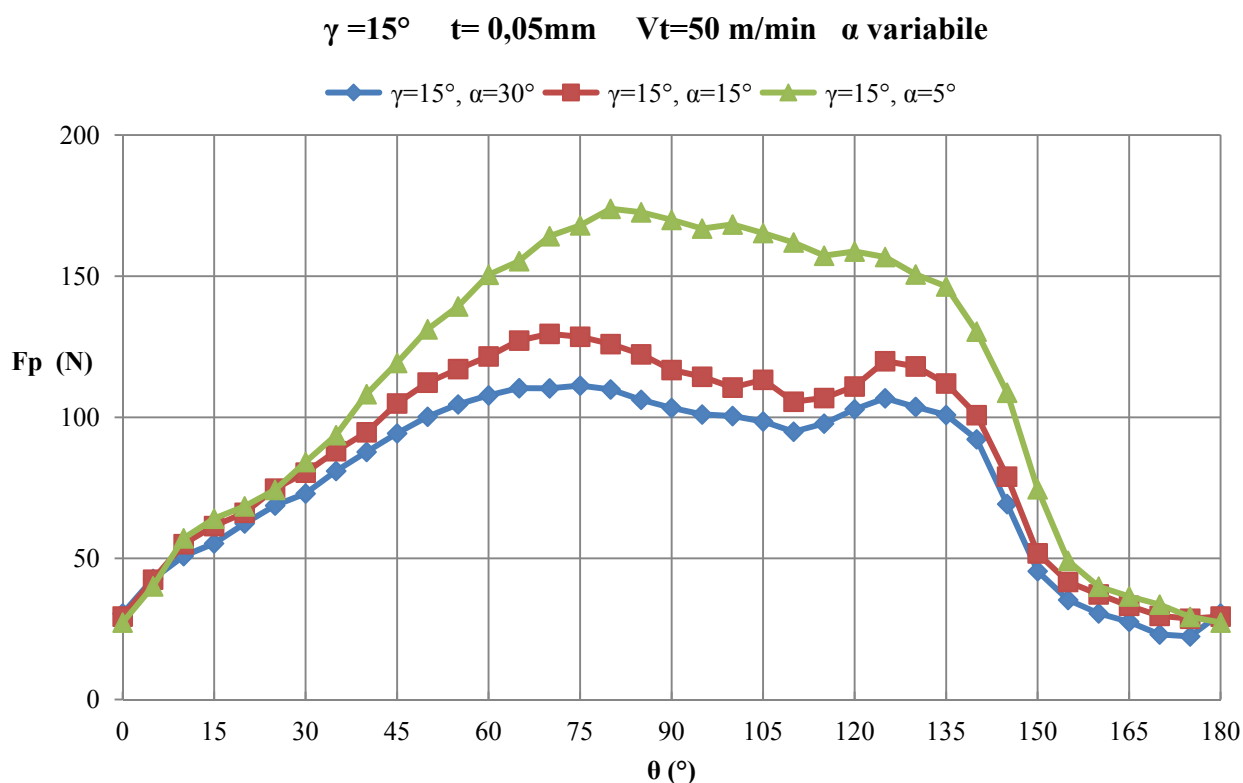


Figura 3.13 - Forze principali e verticali (F_p ed F_t) al variare dell'angolo di orientazione delle fibre (θ), per differenti angoli di fianco dell'utensile (α), $\gamma = 15^\circ$, $t = 0,05\text{ mm}$, $V_t = 50\text{ m/min}$. Vetroresina UD supportata. Grafici "discreti"

Come si può notare da questi grafici, passando da valori di $\alpha=5^\circ$ ad $\alpha=15^\circ$ si osserva un sostanziale decremento dei valori delle forze principali nell'intervallo $\theta=40^\circ\div 150^\circ$, ed una diminuzione di quelle verticali nel range $\theta=10^\circ\div 150^\circ$. Decrementi più bassi dei valori delle forze di taglio si registrano passando da utensili con angolo di fianco $\alpha=15^\circ$ a quelli con $\alpha=30^\circ$, principalmente negli stessi intervalli di orientazione delle fibre.

Per i restanti valori di θ dove le forze F_p ed F_t raggiungono i loro valori minimi, i segnali delle forze per differenti valori dell'angolo di fianco si sovrappongono.

Quindi al variare dell'angolo di spoglia inferiore si può notare che gli andamenti di entrambe le forze rimangono simili.

Di seguito si presentano i grafici (fig. 3.14) delle forze di taglio al variare dell'angolo di fianco α , $\gamma=15^\circ$, $V_t=50\text{ m/min}$, e per alcuni differenti angoli di orientazione delle fibre e a titolo esemplificativo per altri due valori di t previste dal piano sperimentale.

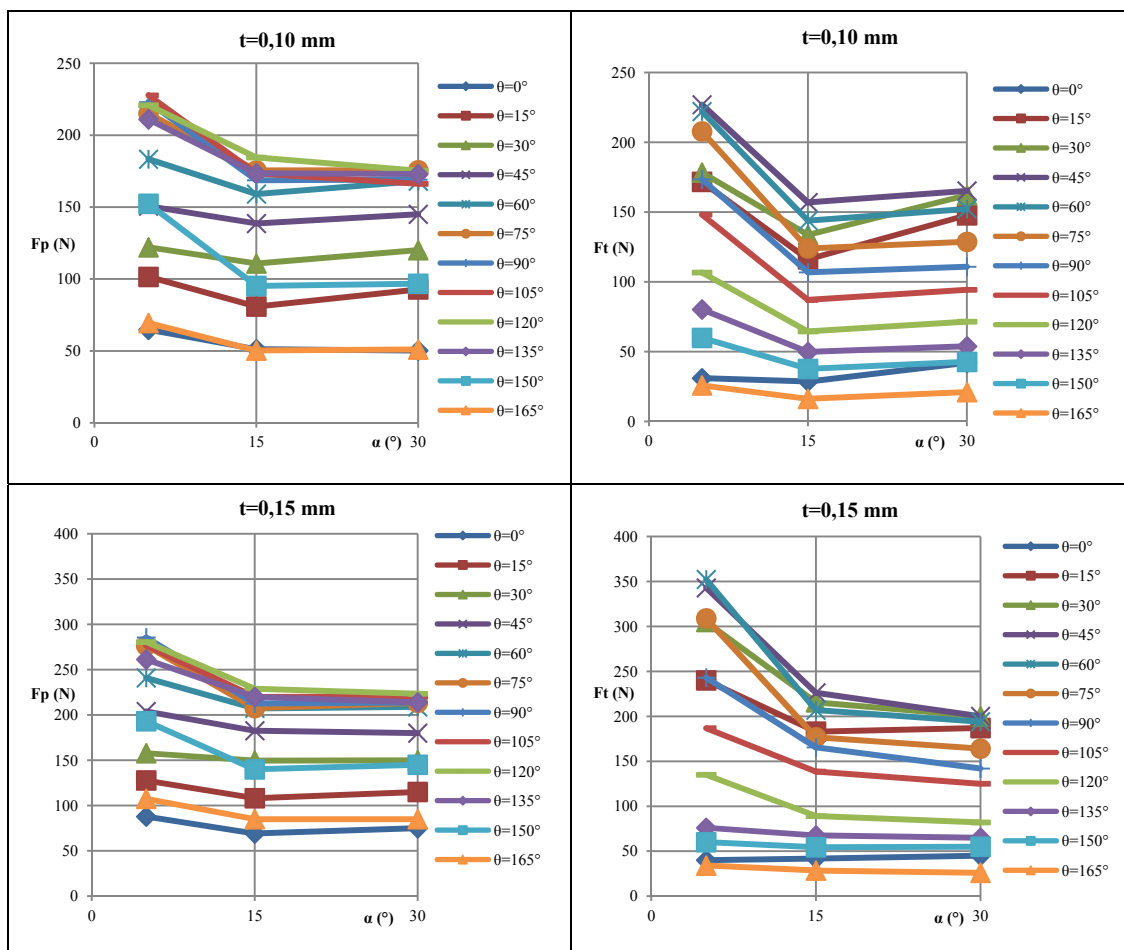


Figura 3.14 - Forze principali e verticali (F_p ed F_t) al variare dell'angolo di fianco dell'utensile (α), per $\gamma=15^\circ$, $V_t=50\text{ m/min}$, per alcune orientazioni delle fibre (θ), e per le profondità di passata $t=0,10\text{ mm}$ e $t=0,15\text{ mm}$. Vetroresina UD supportata.

Da questi grafici è più facile osservare le diminuzioni dei valori delle forze di taglio, specialmente delle forze verticali F_t , passando da angoli di fianco $\alpha=5^\circ$ ad $\alpha=15^\circ$. Valori simili delle F_p e delle F_t si misurano utilizzando utensili con lo stesso angolo di petto e con i valori più alti dell'angolo di fianco.

Queste considerazioni sono valide anche dall'analisi degli altri grafici di confronto delle forze al variare di α , che si sono potuti ottenere dalle altre prove effettuate.

Riportando considerazioni relative allo schema di scomposizione delle forze di taglio sul fianco dell'utensile (fig. 3.15), la rotazione antioraria delle componenti N_f e T_f all'aumentare dell'angolo di spoglia inferiore di sicuro dovrebbe indurre alla diminuzione della forza principale.

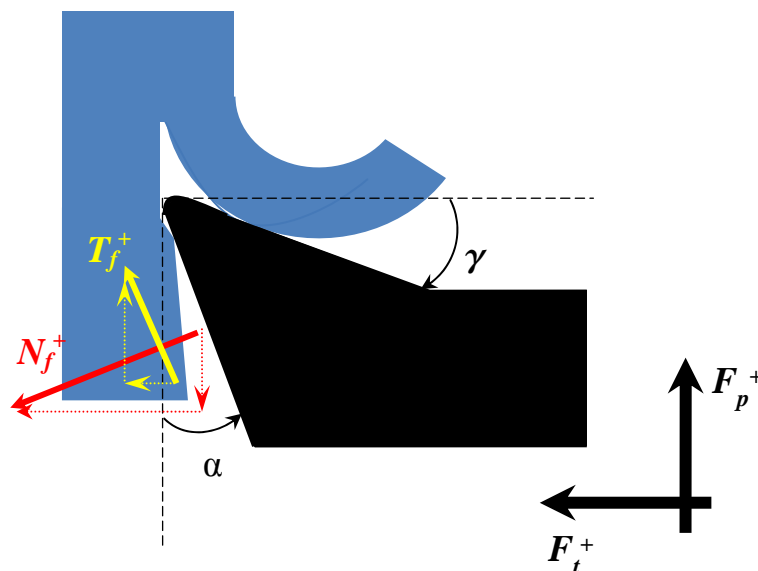


Figura 3.15 – Schema di scomposizione delle forze ipotizzate, componenti N_f e T_f sul fianco

Anche la forza verticale potrebbe ridursi se si verifica che la diminuzione della N_f in direzione verticale alla velocità di taglio è maggiore rispetto all'aumento della T_f nella stessa direzione. Ma gli effettivi decrementi delle forze che si registrano impiegando utensili con α maggiori, si ipotizza siano dovuti principalmente alla riduzione dell'interazione del fianco dell'utensile con la superficie lavorata, e quindi alle relative diminuzioni delle componenti delle forze che si generano sulla superficie del fianco dell'utensile.

In definitiva, nel caso del taglio dei dischi in vetroresina unidirezionale supportati con il policarbonato, l'angolo del fianco influenza maggiormente i valori delle forze



di taglio rispetto all'altro parametro geometrico caratteristico dell'utensile, specialmente nell'intervallo di orientazione delle fibre dove si misurano valori più elevati delle F_p ed F_t . Ad ogni modo, come anche notato nel caso dei grafici mostrati al variare di γ , gli andamenti delle forze rimangono simili

3.4 ANALISI DEI SEGNALI DELLE FORZE RELATIVI ALLA CARBORESINA UNIDIREZIONALE

In questo paragrafo si vogliono mostrare le analisi delle influenze dei vari parametri di processo sui segnali delle forze di taglio registrati durante le lavorazioni sui dischi in carboresina unidirezionale supportati dal policarbonato.

Si anticipa che i risultati di questa parte della sperimentazione, caratterizzata da più difficoltà che hanno costretto alla riduzione del piano sperimentale come predetto nel capitolo precedente, sono pressoché simili a quelli relativi alla vetroresina unidirezionale.

Per tale motivo si mostreranno più brevemente le analisi in questione, per poi proseguire con la più interessante analisi di confronto tra i dati ottenuti dal taglio dei due diversi materiali unidirezionali.

3.4.1 Influenza della profondità di passata sulle forze di taglio nel caso della carboresina UD

Per la valutazione dell'influenza della profondità di passata sulle forze di taglio nel caso dei dischi in carboresina unidirezionale supportati dal policarbonato si riportano in figura 3.16-3.17 i grafici relativi all'impiego dell'utensile con angolo di petto $\gamma=15^\circ$, ed angolo di fianco $\alpha=30^\circ$.

La scelta di mostrare questi dati è motivata dal fatto che, come anche riportato nel piano sperimentale per questo tipo di materiale da testare nel precedente capitolo, solo per questo utensile si sono effettuati i test per la totalità dei valori di profondità di passata previsti dal piano completo.

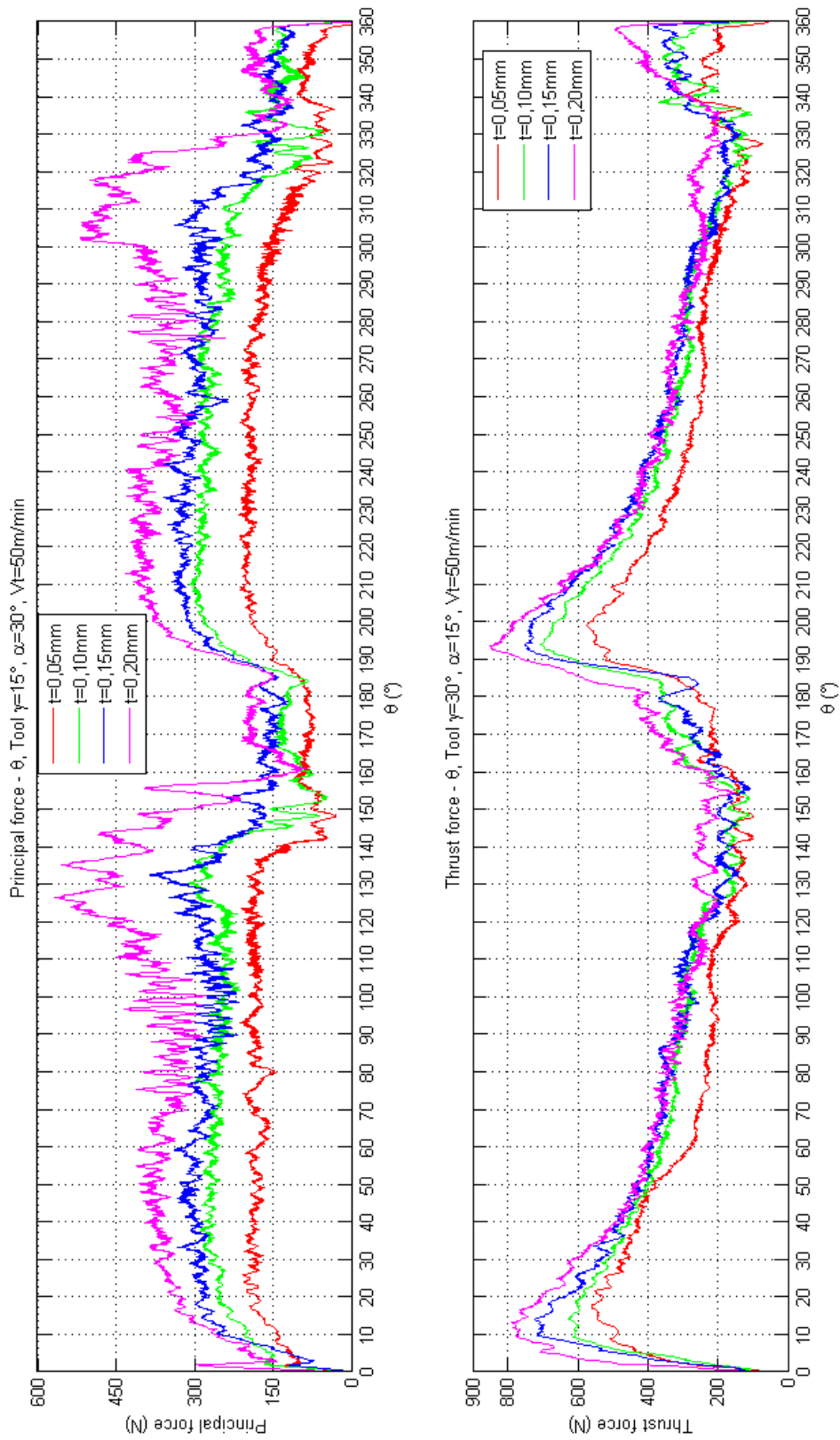
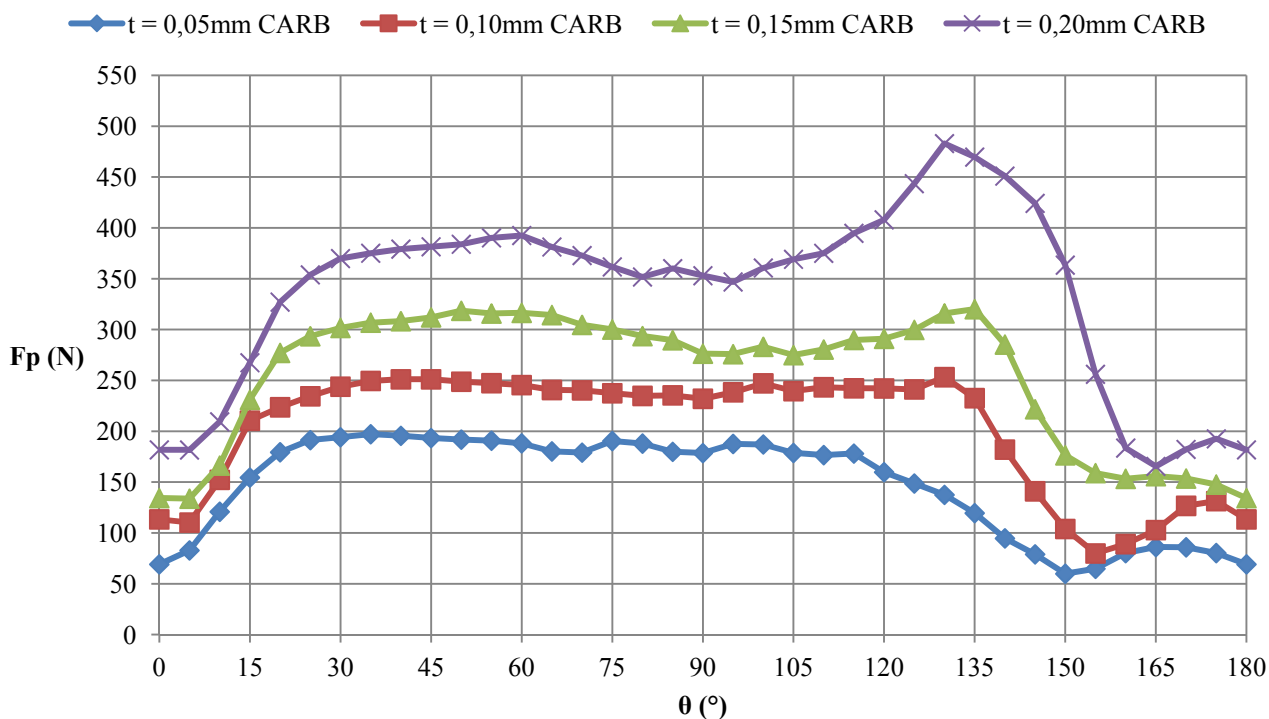


Figura 3.16 - Forze principali e verticali (F_p ed F_t) al variare dell'angolo di orientazione delle fibre (θ), per differenti profondità di passata (t). Utensile $\gamma=15^\circ$, $\alpha=30^\circ$, $V_t=50\text{ m/min}$. Carbossina UD supportata. Grafici "continui"



Utensile $\gamma=15^\circ/\alpha=30^\circ$ $V_t=50\text{m/min}$ t variabile



Utensile $\gamma=15^\circ/\alpha=30^\circ$ $V_t=50\text{m/min}$ t variabile

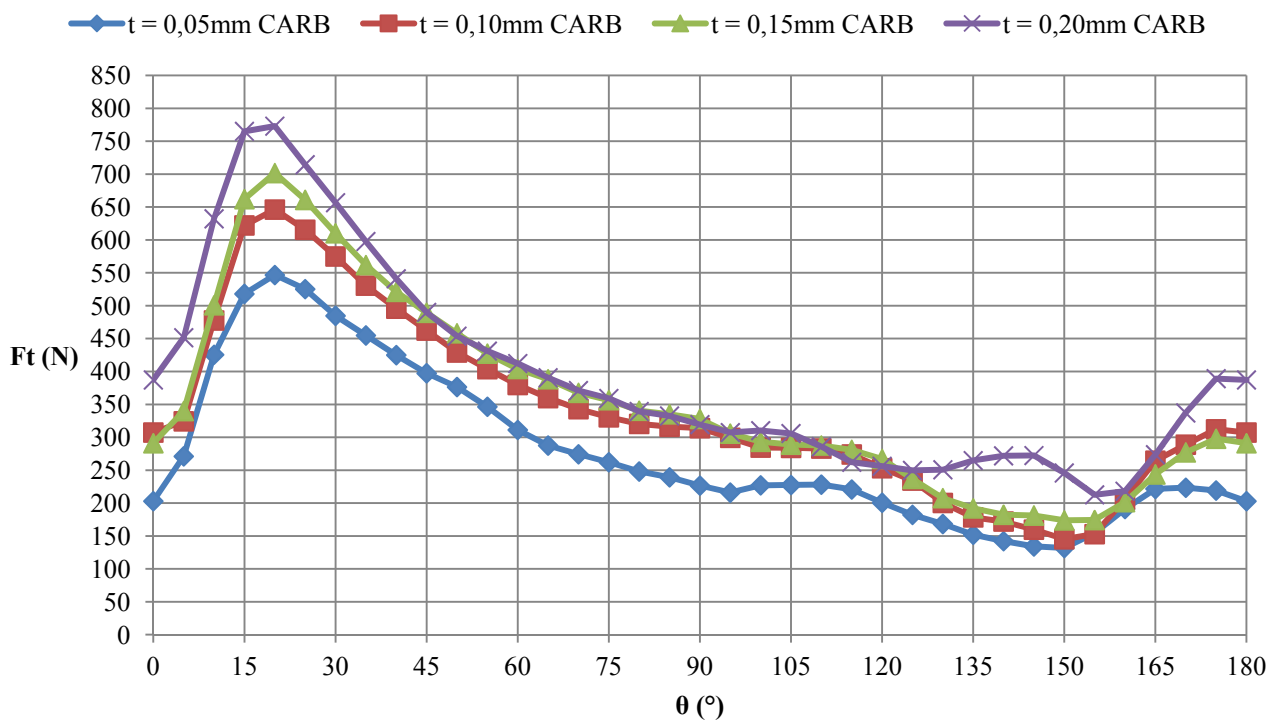


Figura 3.17 - Forze principali e verticali (F_p ed F_t) al variare dell'angolo di orientazione delle fibre (θ), per differenti profondità di passata (t). Utensile $\gamma=15^\circ$, $\alpha=30^\circ$. $V_t=50\text{ m/min}$. Carboresina UD supportata. Grafici "discreti"



Anche nel taglio della carboresina unidirezionale, si nota sin da subito la forte influenza dell'angolo di orientazione delle fibre sugli andamenti e sui valori delle forze di taglio registrate e necessarie alla lavorazione, e ciò è in accordo con le proprietà anisotrope del materiale, come anche nel caso precedente della vetroresina UD.

Per quanto riguarda gli andamenti caratteristici dei segnali, essi sono simili grossomodo a quelli già visti per la vetroresina. Entrambe le forze prima aumentano e poi diminuiscono. I valori minimi per entrambe le F_p ed F_t si verificano nello stesso intervallo di $\theta=145^\circ\div 155^\circ$, mentre i massimi nel caso delle forze principali si raggiungono essenzialmente nel *range* più ampio $\theta=100^\circ\div 145^\circ$, e per le forze verticali si anticipano per valori di $\theta=15^\circ\div 30^\circ$, subito successivi alla condizione di taglio parallela alle fibre. Trend caratteristici delle forze di taglio si sono registrati anche durante le altre prove.

Analizzando, invece, l'influenza della profondità di passata, anche qui si registra l'aumento dei valori delle forze adottando valori di t più elevati ma, sostanzialmente, i trend dei segnali non cambiano di molto. Nel caso delle forze principali l'incremento lineare è più marcato, mentre per le forze verticali l'aumento registrato non è molto regolare, e le curve riportate al variare dell'angolo di orientazione delle fibre per alcuni tratti si sovrappongono. Per quanto riguarda lo schema di scomposizione delle forze, si possono ipotizzare le stesse considerazioni fatte al variare della profondità di passata proposte nel caso precedente della vetroresina. Analoghi risultati possono essere estrapolate dall'analisi delle altre prove a diversa profondità di passata eseguite.

Questi risultati sono simili ai precedenti nel caso della vetroresina, ed anche a quelli di lavori precedenti di altri autori [1,24,27,31,33].

3.4.2 Influenza dell'angolo di spoglia superiore dell'utensile sulle forze di taglio nel caso della carboresina UD

La riduzione del piano sperimentale completo non rende disponibili molti grafici di confronto dei segnali delle forze, tuttavia consente di valutare l'influenza di tutti i parametri di processo come nel caso della vetroresina UD.

Per analizzare l'influenza dell'angolo di spoglia superiore si riportano i grafici delle forze al variare di θ (fig. 3.18-3.19), per diversi angoli di spoglia superiore γ ed angolo di spoglia inferiore $\alpha=15^\circ$, $t=0,05 \text{ mm}$, $V_t=50 \text{ m/min}$. Si precisa che l'unico altro grafico a disposizione per questa analisi è quello corrispondente alla profondità di passata superiore.

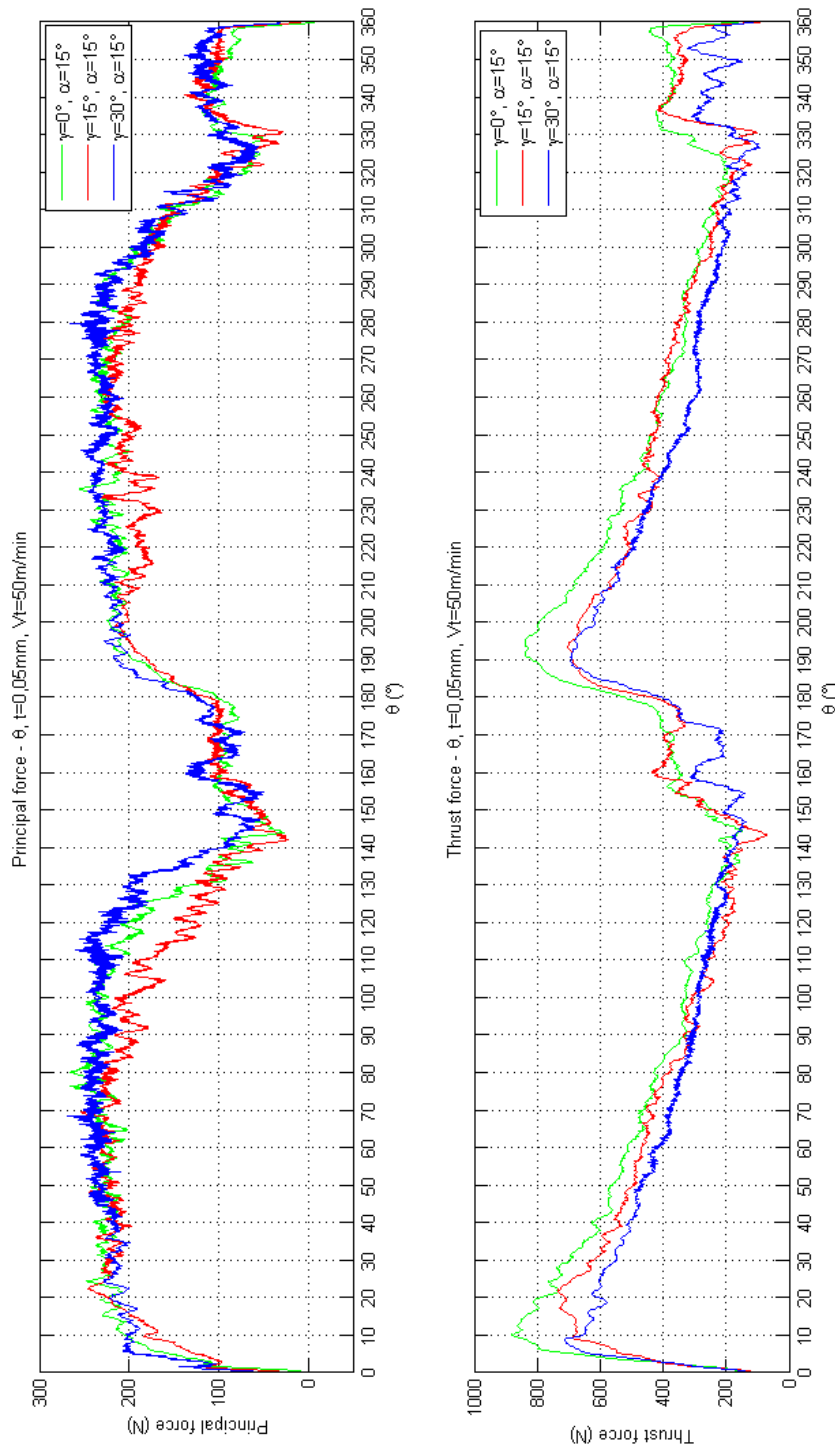


Figura 3.18 - Forze principali e verticali (F_p ed F_t) al variare dell'angolo di orientazione delle fibre (θ), per differenti angoli di petto dell'utensile (γ), $\alpha=15^\circ$, $t=0,05 \text{ mm}$, $V_t=50 \text{ m/min}$. Carboresina UD supportata. Grafici "continui"

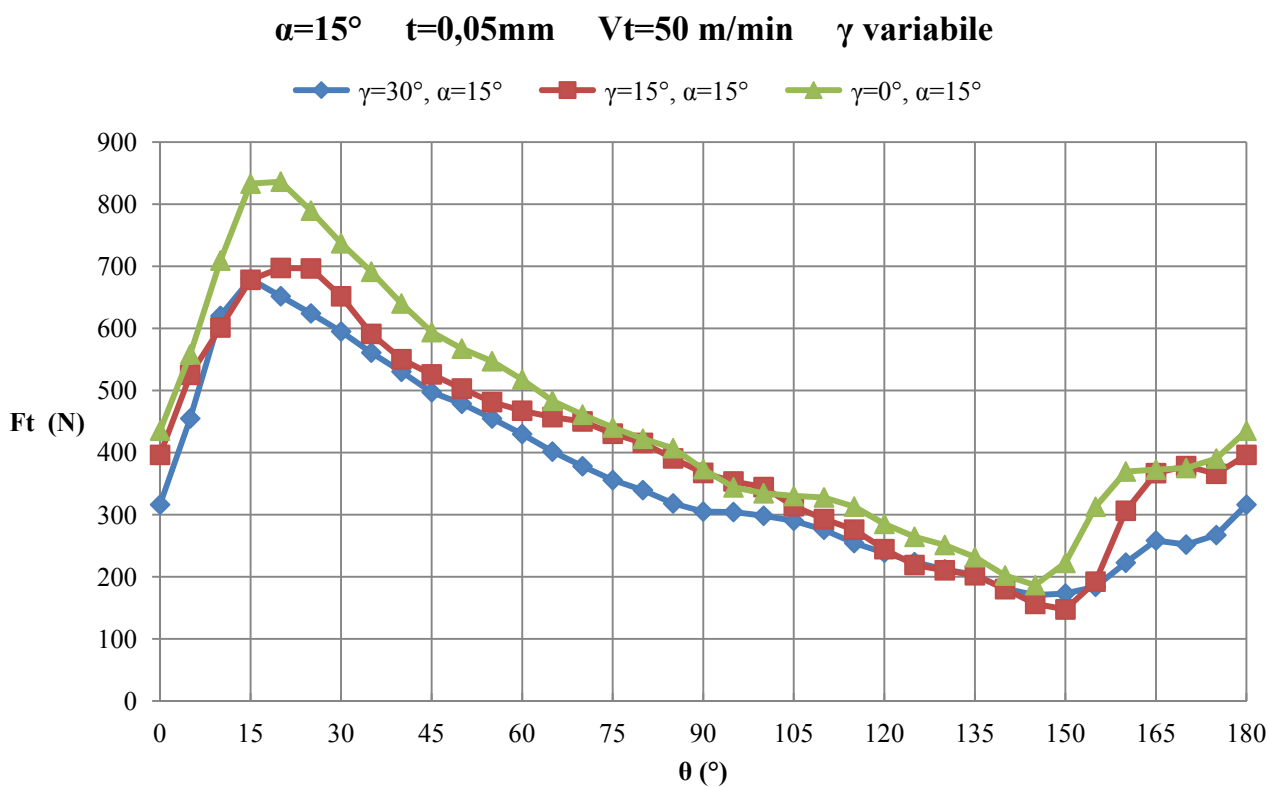
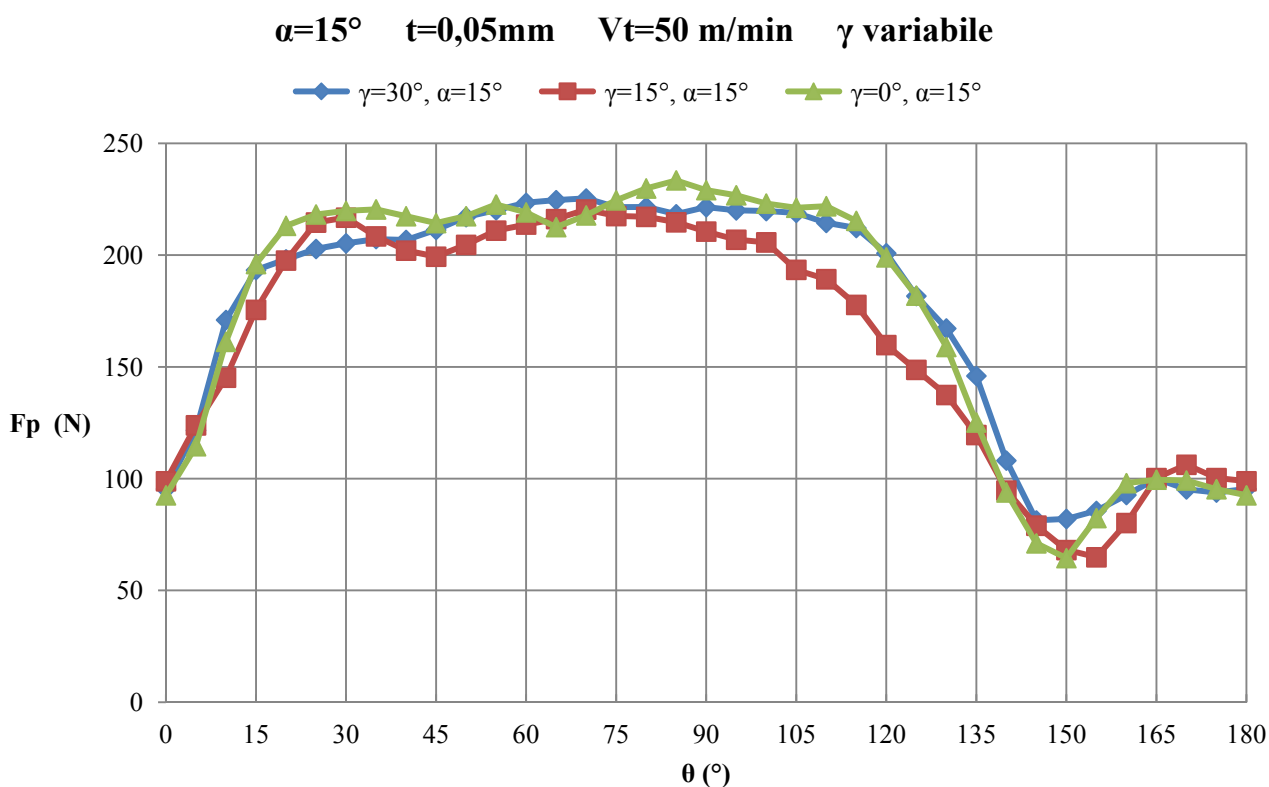


Figura 3.19 - Forze principali e verticali (F_p ed F_t) al variare dell'angolo di orientazione delle fibre (θ), per differenti angoli di petto dell'utensile (γ), $\alpha=15^\circ$, $t=0,05\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$. Carboresina UD supportata. Grafici "discreti"

Come si può notare dai grafici, in questo caso l'influenza dell'angolo del petto sui valori delle forze è di peso non rilevante. Infatti, diminuzioni dei valori delle forze di taglio verticali si registrano passando dall'utensile con angolo di petto 0° ad uno con $\gamma=15^\circ\div 30^\circ$, a parità di tutti gli altri parametri. Ma per quanto riguarda le forze principali, i segnali per le diverse prove a γ variabile addirittura si sovrappongono. E queste considerazioni possono essere estrapolate anche dall'altro grafico a disposizione a t più elevata. Ciò induce ad affermare che questo parametro, ancor meno rispetto al caso del taglio della vetroresina unidirezionale supportata, influisce sui valori e sull'andamento delle forze necessarie alla lavorazione.

Di seguito si riportano le immagini delle superfici del petto e del fianco degli utensili in HSS adoperati per queste prove di taglio di carboresina supportata, usurati a seguito della continuazione della lavorazione per una lunghezza di taglio di circa 10205 mm (corrispondente a 25 giri completi del disco di un diametro medio pari a 130 mm), per $t=0,05\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$.

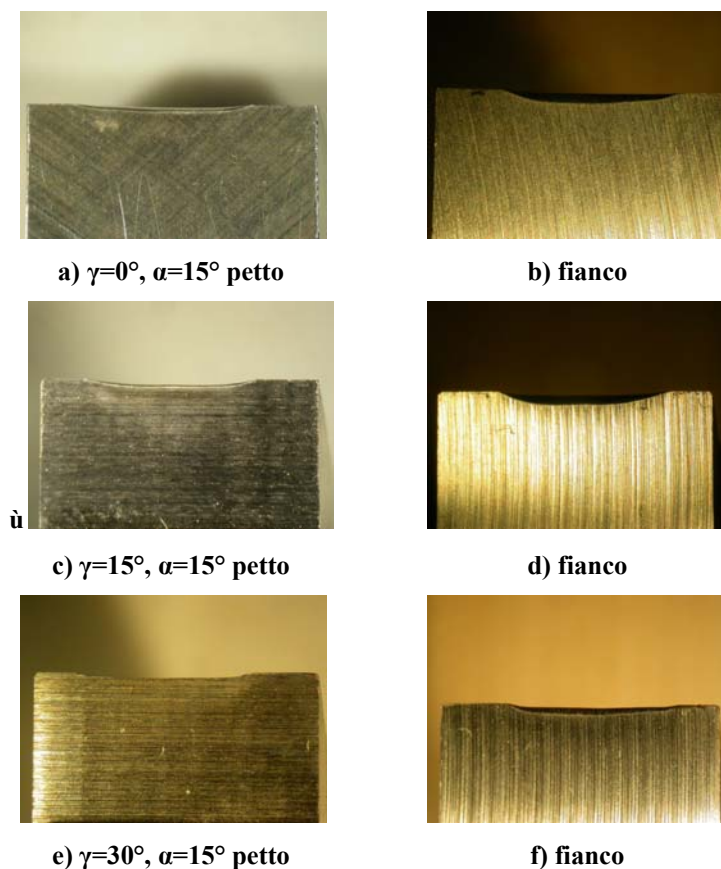


Figura 3.20 – Superfici usurate del petto e del fianco per utensili con diversi angoli del petto γ , $\alpha=15^\circ$, $t=0,10\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$, lunghezza di taglio 10205 mm . Carboresina UD supportata



La formazione del labbro di usura sul fianco associata ad un arrotondamento del tagliente è molto evidente, compromettendo la geometria dell'utensile. Si rammenta che le forze di taglio sono state acquisite per quanto possibile per i primissimi cicli della lavorazione, per scongiurare eventuali fenomeni di usura.

Ma queste immagini delle superfici usurate degli utensili vengono riportate per sottolineare il ruolo principale del fianco dell'utensile nel taglio dei compositi fibrorinforzati ad elevata percentuale di fibre.

E ritornando allo schema ipotizzato delle forze di taglio ed alle considerazioni già fatte nel caso del taglio della vetroresina supportata, si può immaginare quindi che i valori elevati delle forze di taglio verticali registrati nel caso della carboresina sono dovuti proprio alla forte interazione del fianco dell'utensile con la superficie lavorata a seguito del ritorno elastico delle fibre di carbonio, di più elevate proprietà meccaniche rispetto a quelle di vetro.

Quindi al variare dell'angolo di spoglia superiore non si registrano forti variazioni delle forze di taglio, proprio per il ruolo minore del petto dell'utensile nel taglio della carboresina UD.

3.4.3 Influenza dell'angolo di spoglia inferiore dell'utensile sulle forze di taglio nel caso della carboresina UD

Anche per questa analisi, come nello studio precedente dell'influenza dell'angolo di petto, si hanno a disposizione solo due grafici di confronto dei segnali delle forze di taglio registrate durante la lavorazione dei provini in carboresina supportati, a causa della riduzione del piano sperimentale per le difficoltà riscontrate durante la sperimentazione.

Nelle figure 3.21-3.22 si riportano i grafici delle forze di taglio in funzione dell'orientazione delle fibre θ , per diversi angoli di spoglia inferiore α , $\gamma=15^\circ$, e per la profondità di passata $t=0,10 \text{ mm}$, $V_t=50 \text{ m/min}$.

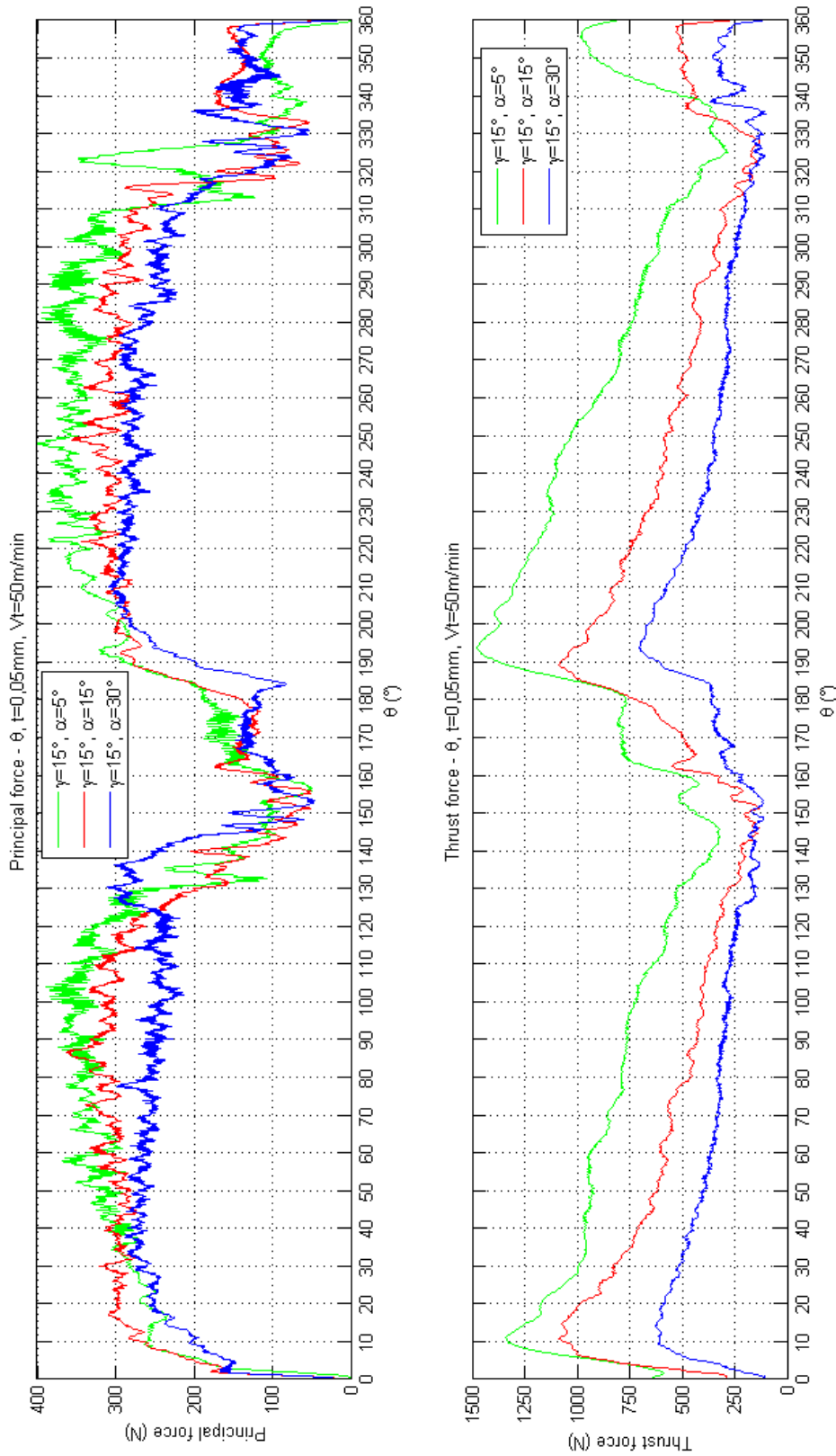


Figura 3.21 - Forze principali e verticali (F_p ed F_t) al variare dell'angolo di orientazione delle fibre (θ), per differenti angoli di fianco dell'utensile (α), $\gamma=15^\circ$, $t=0,10$ mm, $V_f=50$ m/min. Carboresina UD supportata. Grafici "continui"

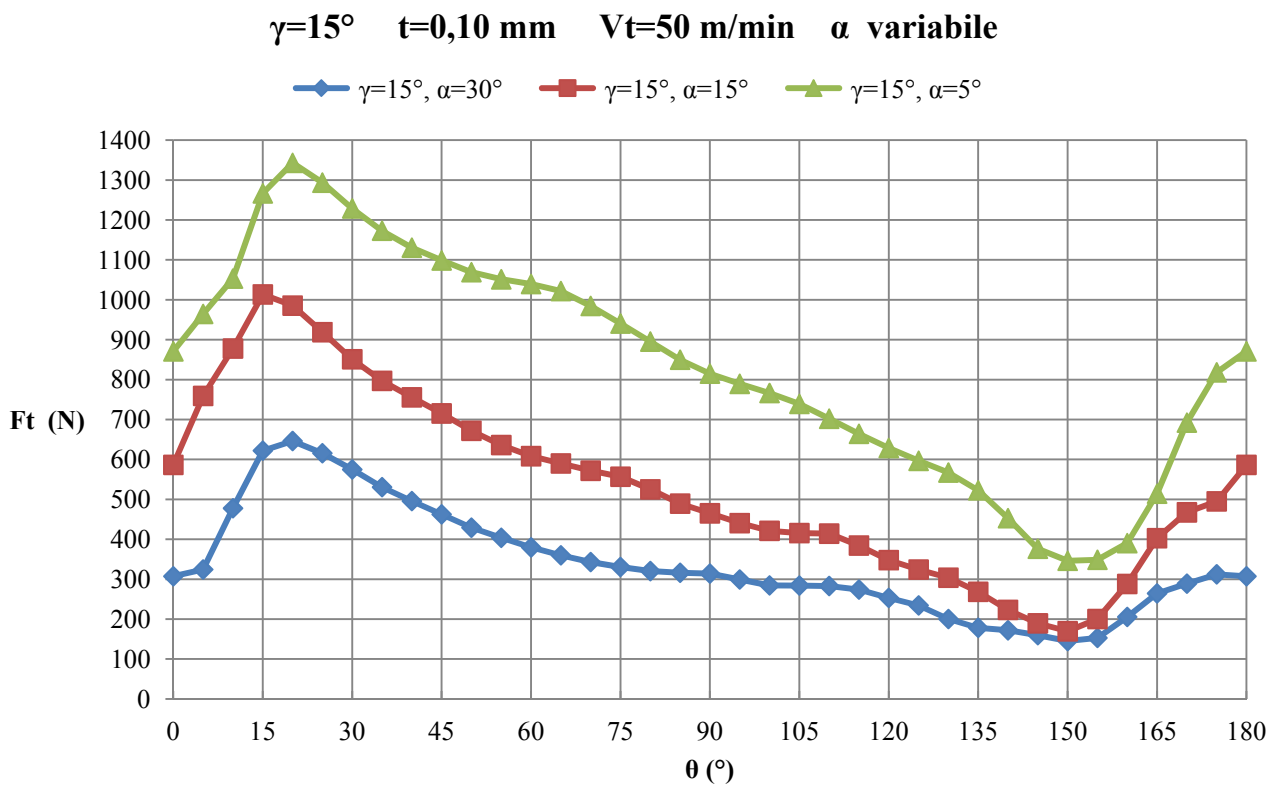
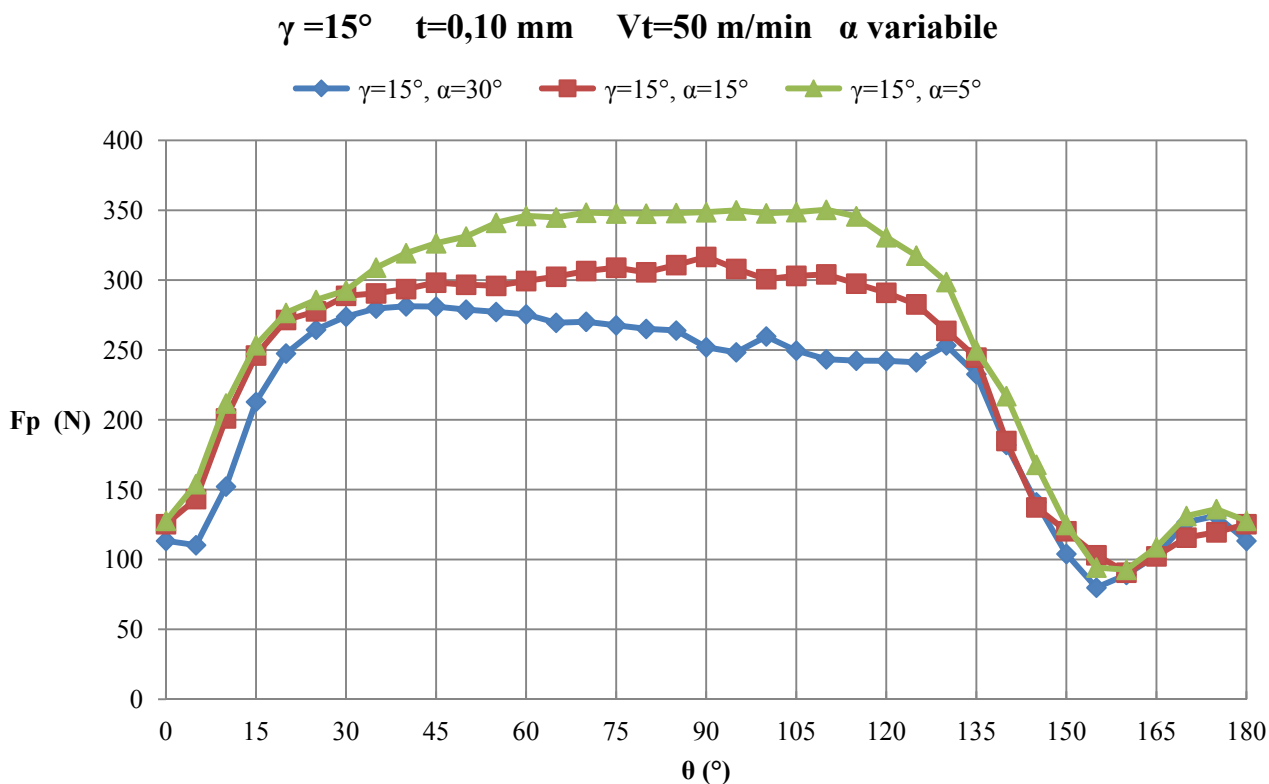


Figura 3.22 - Forze principali e verticali (F_p ed F_t) al variare dell'angolo di orientazione delle fibre (θ), per differenti angoli di fianco dell'utensile (α), $\gamma=15^\circ$, $t=0,10$ mm, $V_t=50$ m/min. Carboresina UD supportata. Grafici "discreti"



Dalla loro osservazione si nota che passando dall'impiego di un utensile con angolo di fianco pari a 5° ad uno con $\alpha=15^\circ$, ferma restante la costanza degli altri parametri, le forze necessarie alla lavorazione si riducono sensibilmente. In particolare, le forze principali diminuiscono nell'intervallo di orientazione delle fibre dove i valori misurati sono più elevati, ossia $\theta=30^\circ\div 135^\circ$. Invece, una diminuzione maggiore si registra per tutti i valori della curva delle forze di taglio verticali misurate. Gli andamenti al variare di θ , invece, rimangono pressoché simili al variare di α . Quanto appena detto si verifica anche passando dall'adozione dell'utensile con $\alpha=15^\circ$ ad uno con $\alpha=30^\circ$. E ciò si denota anche dalla stessa tipologia di grafici, ma relativi alla profondità di passata minore $t=0,05$ mm, che per brevità non si riportano.

Quindi si può affermare che anche nel taglio della carboresina UD supportata dal policarbonato, il parametro geometrico dell'utensile più influente sui valori delle forze di taglio rimane essere l'angolo di fianco α .

Dalle analisi al microscopio delle superfici del fianco dei diversi utensili usurati in questione, emerge la diversa entità del labbro, minore per utensili con più alto valore dell'angolo di spoglia inferiore. Facendo sempre riferimento allo schema di scomposizione delle forze ipotizzato in fig.3.15, si può spiegare la forte diminuzione in particolare della forza di taglio verticale all'aumentare di α , non solo dovuta alla rotazione antioraria delle componenti N_f e T_f che si sviluppano sul fianco, ma anche alla loro riduzione dovuta al minore contatto di quest'ultimo con la superficie lavorata. Da valutare, inoltre, l'eventuale scadimento qualitativo della lavorazione che ne deriva.

3.5 CONFRONTO DEI SEGNALI DELLE FORZE DI TAGLIO RELATIVE ALLA VETRORESINA E CARBORESINA UNIDIREZIONALE

Dopo aver analizzato i segnali delle forze di taglio registrati nel caso delle lavorazioni eseguite su provini in vetroresina e carboresina unidirezionali supportati dal policarbonato per ovviare al problema dei *burrs*, ed anche l'influenza dei vari parametri di processo su di essi, ora si vuole proseguire lo studio andando a confrontare tra di loro questi segnali delle forze relativi ai due diversi materiali ed osservarne le differenze e le analogie per prove di taglio effettuate a parità di parametri di processo settati.

Quindi dopo aver elaborato tutti i grafici di confronto delle forze di taglio, limitati ma al contempo resi possibili dall'esecuzione del piano sperimentale ridotto eseguito sui dischi in carboresina, si è passati al loro studio per trarre le seguenti considerazioni. A tal motivo si riportano a titolo esemplificativo i grafici delle forze relativi ai due diversi materiali in fig.3.23-3.24, ottenuti dalle prove eseguite alle due più basse profondità di passata $t=0.05\text{ mm}$ e $t=0.10\text{ mm}$ ed utilizzando un utensile con $\gamma=0^\circ$ ed $\alpha=15^\circ$.

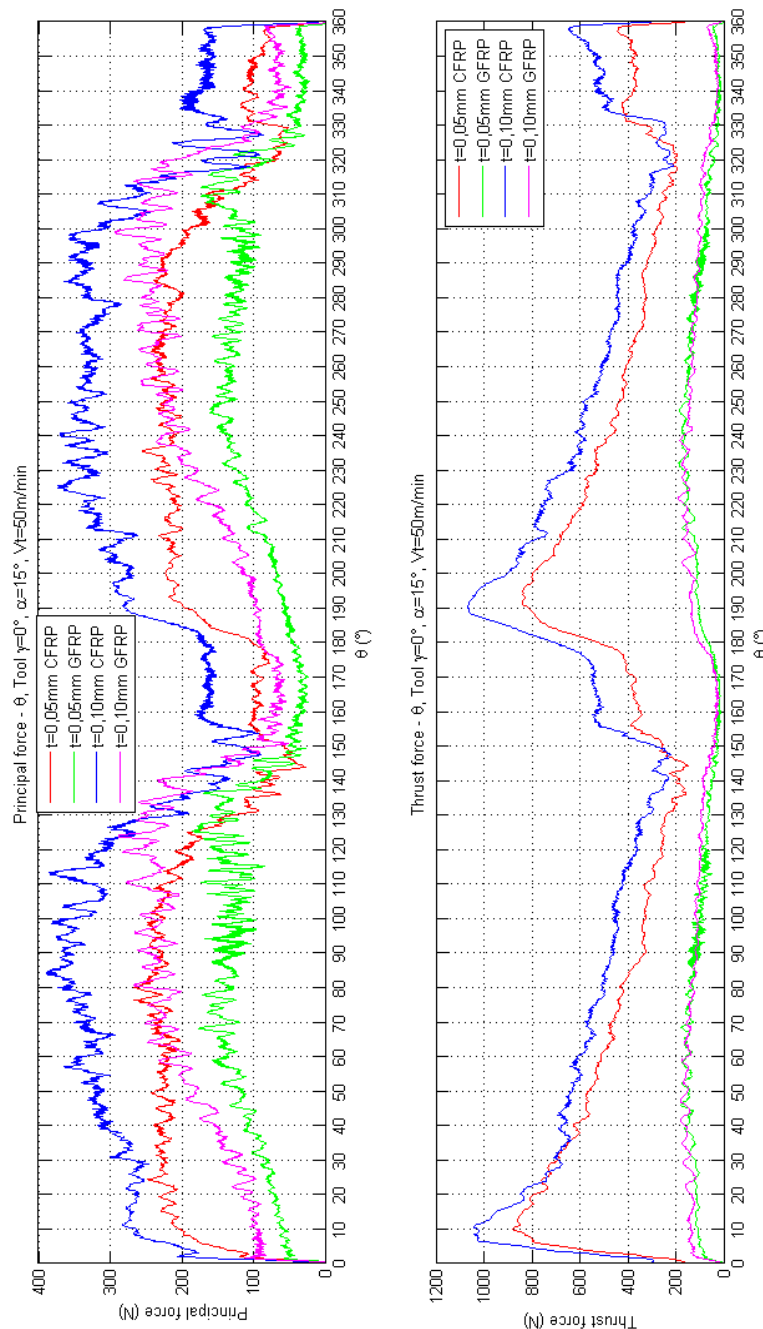


Figura 3.23 - Forze di taglio principali F_p e trasversali F_t in funzione di θ per carboresina e vetroresina UD supportata, a diverse profondità di taglio t . Utensile $\gamma=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $V_f=50\text{ m/min}$. Grafico “continuo”

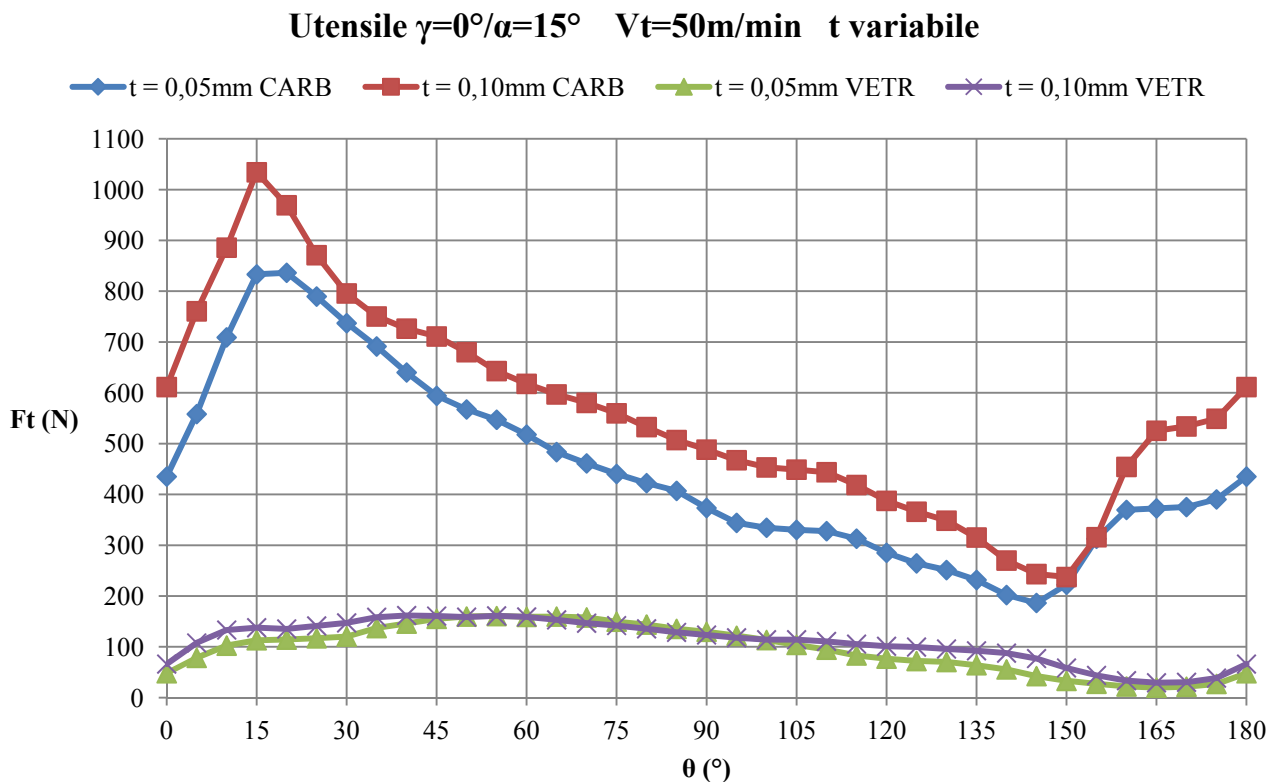
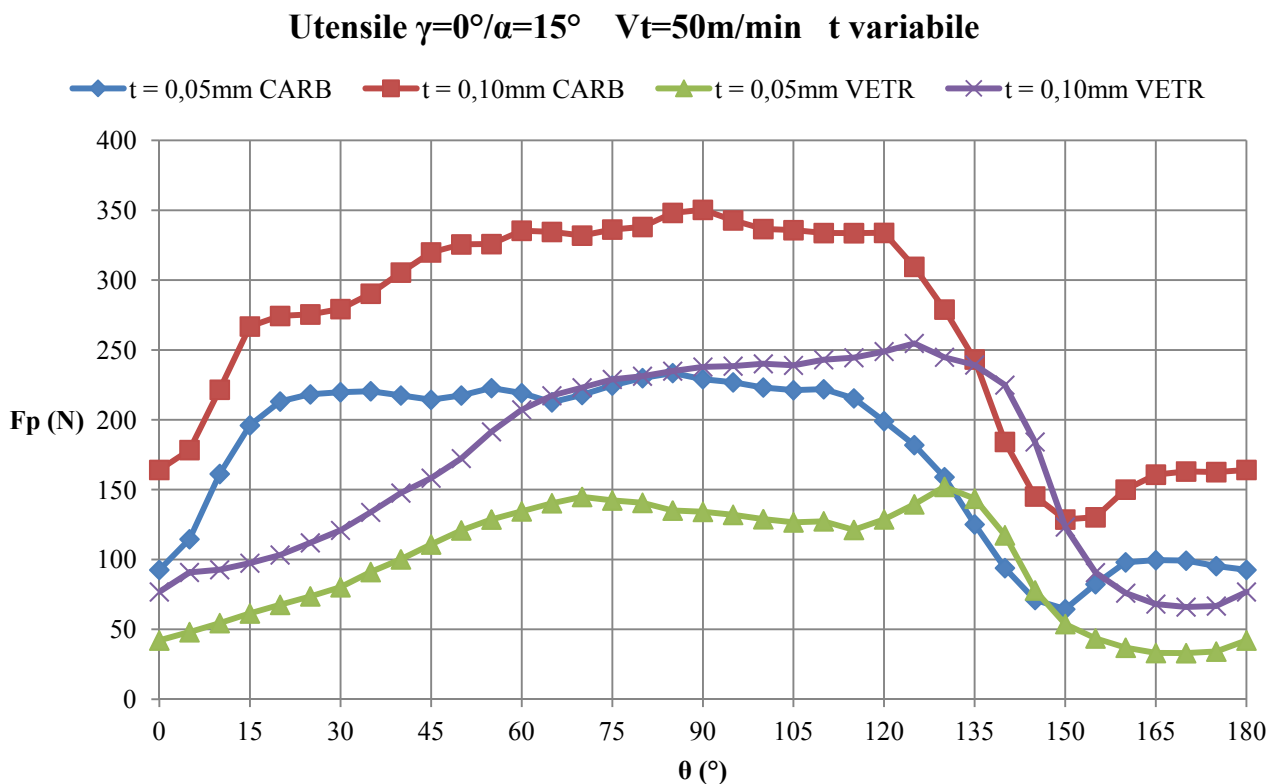


Figura 3.24 - Forze di taglio principali F_p e trasversali F_t in funzione di θ per carboresina e vetroresina UD supportata, a diverse profondità di taglio t . Utensile $\gamma=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $V_t=50$ m/min. Grafico "discreto"



Si vuole procedere ad analizzare i due grafici relativi alle forze principali e verticali separatamente per maggior accuratezza.

Osservando i segnali delle F_p al variare dell'angolo θ , sin da subito si nota che i valori delle forze nel caso della carboresina sono più elevati rispetto a quelli registrati per le prove su vetroresina corrispondenti agli stessi parametri. Ed anche gli andamenti delle due curve risultano esser dissimili a seconda del tipo di materiale lavorato. Infatti, le curve relative alle F_p nel caso della carboresina incrementano più repentinamente per angoli immediatamente successivi a $\theta=0^\circ$. Ciò può esser riconducibile alle più alte proprietà meccaniche dei provini rinforzati con fibre di carbonio rispetto a quelli in vetroresina che, subito dopo la condizione particolare di taglio parallela alle fibre che agevola la modalità di asportazione di truciolo, oppongono maggiore resistenza al taglio.

Un'altra spiegazione di questo diverso andamento delle curve delle F_p relative ai due differenti materiali può trovare riscontro anche nei risultati di [27], dove per questo intervallo di θ si sono registrate le stesse variazioni dell'andamento delle forze principali in funzione del diverso raggio di raccordo dell'utensile.

Dalle osservazioni al microscopio degli utensili in HSS usurati nel taglio della carboresina, di cui si sono riportate anche alcune immagini (fig.3.20), è risultata evidente la formazione del labbro di usura e relativo arrotondamento del tagliente. È possibile che principalmente quest'ultima alterazione della geometria dell'utensile si manifesti già nelle fasi iniziali della lavorazione, dalle quali sono stati estrapolati i segnali delle forze in analisi, quindi una minima influenza dell'usura ha potuto inficiare i risultati.

Di sicuro, anche facendo riferimento allo schema di scomposizione delle forze ipotizzato (fig. 3.4), dall'osservazione dei valori massimi delle forze verticali che per questi valori di θ si raggiungono si può intuitivamente affermare che questa potrebbe essere la condizione di orientazione delle fibre peggiore per quanto riguarda l'usura dell'utensile.

Continuando nell'analisi del grafico delle forze principali, si osserva, quindi, che per quanto riguarda le F_p relative alla vetroresina UD si ha un aumento più graduale dei valori a partire da $\theta=0^\circ$ fino a raggiungere i massimi nell'intervallo $\theta=70^\circ\div 130^\circ$, mentre nel caso della carboresina UD i segnali delle F_p subito dopo esser incrementati repentinamente come appena evidenziato, rimangono sui valori massimi



per un *range* di orientazione delle fibre più ampio $\theta=30^\circ\div 120^\circ$. A questo punto entrambi i segnali delle forze relative ai due diversi materiali iniziano a diminuire verso i loro valori minimi.

Ed altra osservazione importante, in questo intervallo $\theta=130^\circ\div 150^\circ$ le curve delle F_p relative al taglio dei due materiali differenti si sovrappongono. Ciò porta ad intuire che il processo di taglio dei due tipi di fibrorinforzati è caratterizzato dalla stessa modalità di asportazione di truciolo fortemente legata al parametro di orientazione delle fibre, e per questo intervallo di θ le diverse proprietà dovute alle differenti fibre che costituiscono i materiali da tagliare non influiscono sulla lavorazione. Intuitivamente, allora, anche le caratteristiche della superficie lavorata saranno le stesse.

Questa affermazione, troverà riscontro nell'analisi successiva dei meccanismi di formazione e della qualità superficiale legati agli andamenti delle forze di taglio che si sta anticipando a fare.

Dopo $\theta=150^\circ$, le due curve proseguono diversamente. Il segnale relativo alle F_p registrate per la vetroresina tende a diminuire e raggiunge i suoi valori minimi per θ prossimi a 180° .

Contrariamente la curva delle F_p misurata nel caso del taglio della carboresina per questo angolo di orientazione $\theta=150^\circ$ raggiunge i suoi minimi e poi tende ad aumentare nuovamente. Anche qui si può immaginare una maggiore difficoltà di taglio connessa al diverso materiale.

Si può notare, inoltre, una specularità delle diversità delle curve come nel primo tratto di θ , così per quest'ultimo intervallo di orientazione delle fibre, legata alle proprietà dei due tipi di fibre, o all'inizio della formazione del raggio di raccordo dell'utensile nel caso della carboresina che anche in quest'ultimo intervallo di θ potrebbe influenzare il trend della F_p .

Passando ad analizzare, invece, le curve delle forze verticali F_t , risulta molto evidente che i valori relativi al taglio della carboresina sono molto più elevati rispetto a quelli misurati per la vetroresina.

Ed anche i trend delle curve sono diversi. Plottando i segnali delle forze verticali dei due diversi materiali nello stesso grafico con la stessa scala, le curve più basse relative alla vetroresina si appiattiscono di molto. Esse si incrementano in modo più graduale a partire da $\theta=0^\circ$, fino ai massimi per $\theta=45^\circ\div 60^\circ$, e poi tendono a diminuire



verso i loro valori minimi prossimi a $\theta=180^\circ$ dove anche le F_p assumono valori minimi, come descritto nei precedenti paragrafi. Viceversa le curve relative alla carboresina presentano un fortissimo incremento di valori a partire da $\theta=0^\circ$ fino a circa 15° e poi tendono a diminuire anch'esse. E questa osservazione valida la teoria prima ipotizzata della condizione peggiore di usura per l'utensile, soprattutto lungo il fianco, per questi valori di θ .

Diversamente dal confronto delle F_p , le forze verticali relative alla carboresina si mantengono sempre più alte in termini di valori rispetto a quelle della vetroresina e non si sovrappongono mai.

Anche il grafico di confronto delle F_t , poi, certifica il marcato diverso andamento dei segnali relativi ai due diversi materiali dopo $\theta=150^\circ$, che per la carboresina vede le forze incrementare e per la vetroresina continuare verso i minimi registrati a valori di orientazione delle fibre successivi e prossimi a $\theta=180^\circ$. Il problema evidenziato riguardo la necessaria analisi degli altri aspetti contemporanea allo studio delle forze di taglio continua a trovare riscontro.

Si precisa che queste considerazioni, fatte sulla base di questi grafici di confronto dei segnali delle forze acquisite durante le prove di taglio dei due differenti fibrorinforzati con questo stesso valore del set di parametri fissati, emergono similmente dall'analisi dei confronti resi possibili dalle altre prove eseguite.

A questo punto si vogliono riportare i grafici di confronto delle forze acquisite alle due profondità di passata testate per entrambi i due differenti materiali, impiegando l'utensile con $\gamma=15^\circ$, $\alpha=5^\circ$ (fig.3.25-3.26).

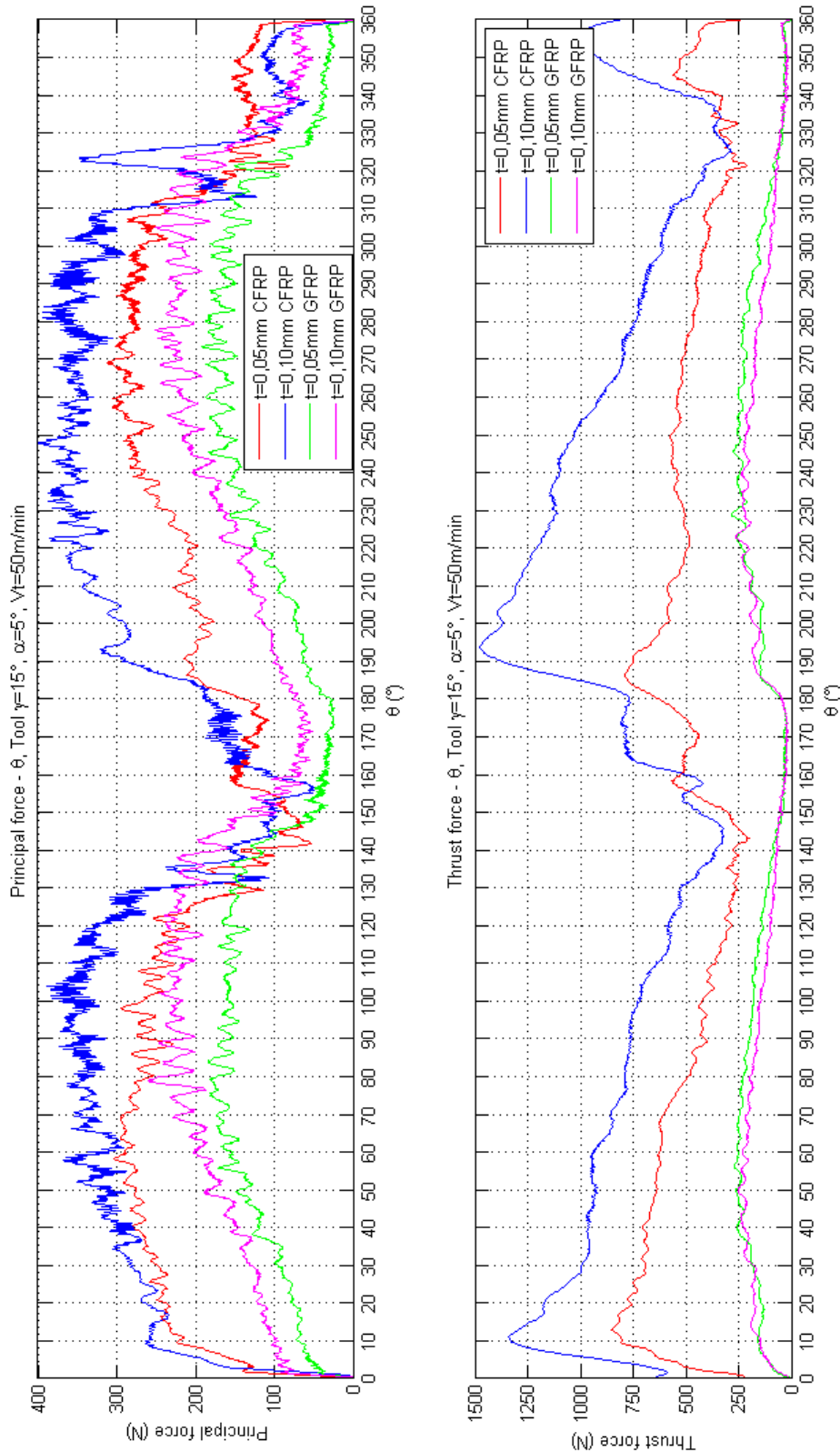
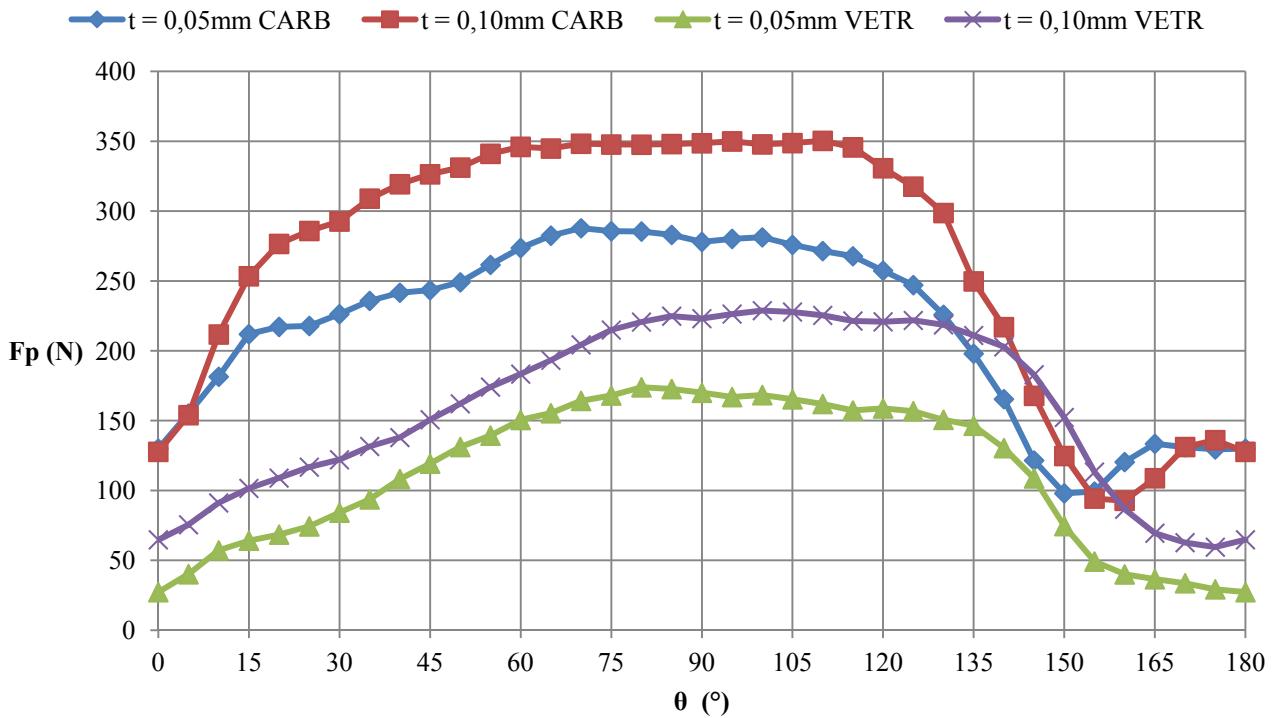


Figura 3.25 - Forze di taglio principali F_p e verticali F_t in funzione di θ per carbonissima e vetroresina UD supportata, a diverse profondità di taglio t . Utensile HSS $\gamma=15^\circ$ $\alpha=5^\circ$ e $V_t=50\text{ m/min}$. Grafico “continuo”



Utensile $\gamma=15^\circ/\alpha=5^\circ$ $V_t=50\text{m/min}$ t variabile



Utensile $\gamma=15^\circ/\alpha=5^\circ$ $V_t=50\text{m/min}$ t variabile

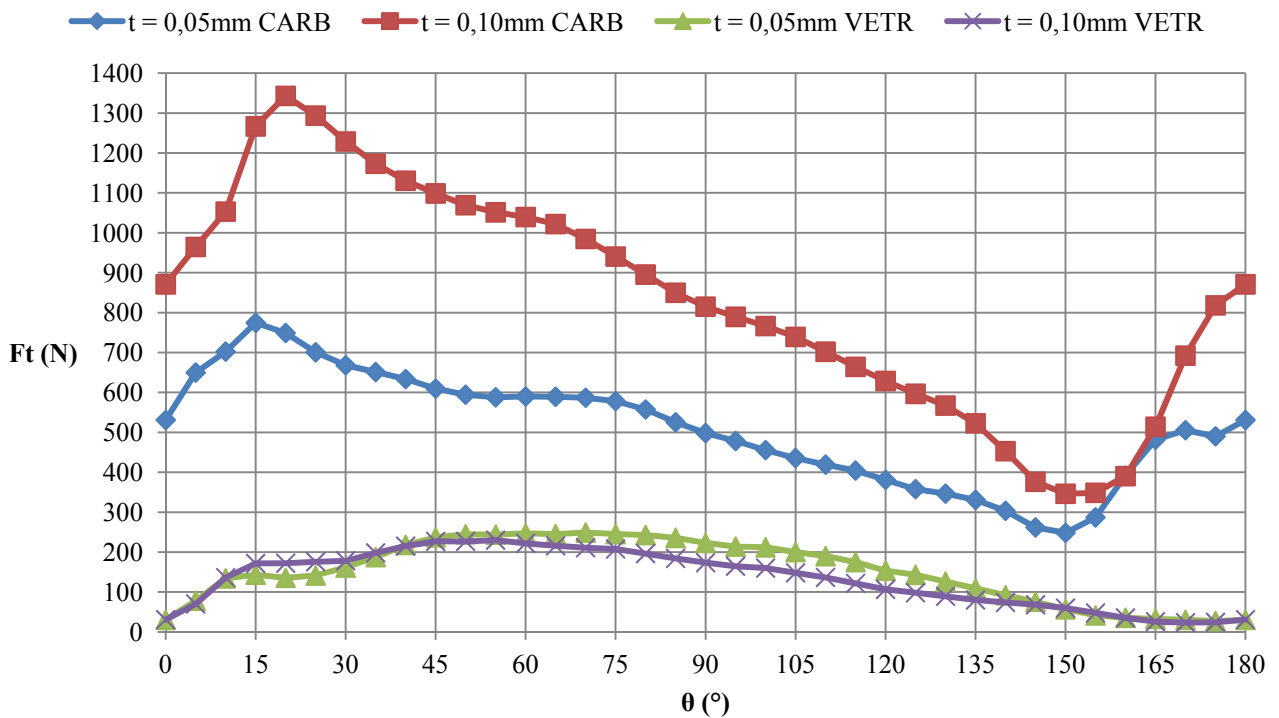


Figura 3.26 - Forze di taglio principali F_p e verticali F_t in funzione di θ , per carboresina e vetroresina UD supportata, a diverse profondità di taglio t . Utensile HSS $\gamma=15^\circ$ $\alpha=5^\circ$ e $V_t=50$ m/min. Grafico "discreto"

Si mostra questo grafico non solo per confermare l'analisi di confronto delle forze relative ai due diversi fibrorinforzati, ma anche per evidenziare le difficoltà che si sono avute per effettuare i test sulla carboresina. Infatti, da notare i valori elevatissimi, in particolare delle forze di spinta necessarie al taglio di quest'ultimo materiale citato, anche per una bassa profondità di passata qual è $t=0,10\text{ mm}$. A causa di ciò, nel proseguo della lavorazione i valori delle forze di taglio, specie della forza verticale, sono aumentati ulteriormente ed il disco si è danneggiato al punto tale da delaminarsi completamente in corrispondenza degli strati centrali (fig. 3.27b), già a partire da $\theta \approx 10^\circ$ ($\theta \approx 190^\circ$) con il distacco parziale dello strato di policarbonato che si è protratto fino all'orientazione $\theta \approx 140^\circ$ ($\theta \approx 320^\circ$) e non è più riuscito ad assolvere la funzione di contrastare il fenomeno dei *burrs*, come si può notare dagli ingrandimenti della figura 3.27a-b.

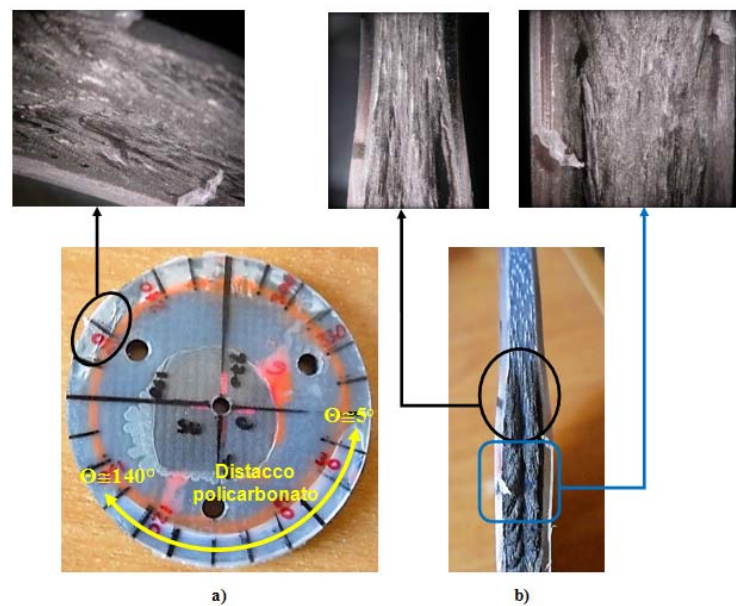


Figura 3.27 – Disco in carboresina dopo la lavorazione con utensile $\gamma=15^\circ$ e $\alpha=5^\circ$

Si può immaginare il forte contatto della superficie lavorata con il fianco dell'utensile caratterizzato da questo più basso valore dell'angolo α , che determina il danneggiamento e l'apertura del provino.

Questo problema di lavorazione del disco ha reso impossibile le prove a t più elevate previste dal piano sperimentale completo stabilito in partenza.

E ciò avvalorava l'ipotesi che i valori massimi della forza verticale registrati sono dovuti principalmente alla forte interazione del fianco dell'utensile con la superficie lavorata specie per questi angoli di orientazione delle fibre.



3.6 ANALISI DEI SEGNALI DELLE FORZE DI TAGLIO RELATIVI ALLA VETRORESINA MAT UNIFILO

Si vogliono analizzare i dati delle forze di taglio acquisiti durante le prove effettuate sui provini circolari in GFRP MAT unifilo, le cui caratteristiche sono riportate nel capitolo precedente.

Per questo materiale si sono eseguiti test con la stessa modalità dei dischi in composito unidirezionale, realizzando il piano sperimentale completo. Ma da sottolineare due importanti differenze rispetto alle prove con i materiali UD: non è stato necessario supportare il provino in composito con gli strati aggiuntivi di polycarbonato perché nel caso del MAT la più bassa percentuale volumetrica di fibre, e la disposizione *random* di queste ultime non inducono alla generazione dei difetti di *burrs* durante la lavorazione, almeno per i parametri di taglio settati; il parametro più influente del processo, ossia l'angolo di orientazione delle fibre rispetto alla velocità di taglio, in questo caso non interviene.

La semplicità di questa sperimentazione è voluta, per ottenere dati di forze di taglio e relative analisi di influenza dei parametri di processo “più corrette ed intuitive”, che possano indurre al tentativo di schematizzazione delle forze di taglio ed alla stesura di un modello analitico previsionale, da estendere anche al caso dell'unidirezionale.

3.6.1 Influenza della profondità di passata sulle forze di taglio nel caso della vetroresina MAT unifilo

Si riportano i grafici discreti (fig. 3.28) delle forze principali e verticali [N/mm] (quindi le forze in funzione dello spessore del materiale tagliato) al variare della profondità di passata, per ogni tipologia di utensile prevista dal piano sperimentale completo, alla velocità di taglio $V_t=50 \text{ m/min}$.

Nei grafici sono riportate anche le rette di interpolazione lineare dei dati delle forze di taglio, le relative equazioni e l'indice di bontà di adattamento R^2 (indice di determinazione lineare).

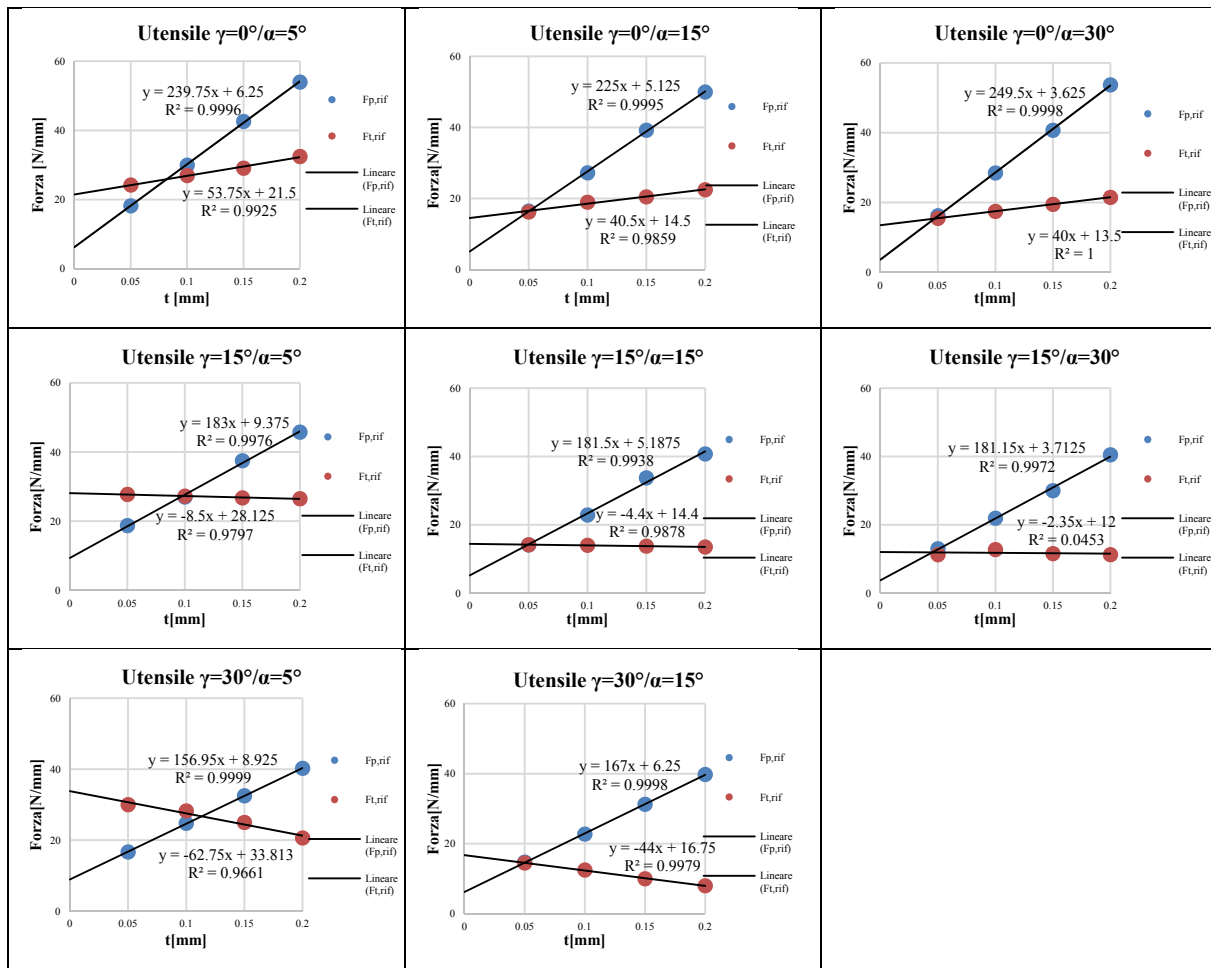


Figura 3.28 – Forze principali e verticali (F_p ed F_t) in funzione della profondità di passata t , $V_t=50$ m/min, per tutti i diversi utensili previsti dal piano sperimentale

Si nota la quasi perfetta linearità dei dati delle F_p in funzione della profondità di taglio come in [23,24,30], ma anche delle F_t al variare di t . In particolare quest'ultimo risultato non era verificato nei dati relativi alla vetroresina UD, specie per quelle orientazioni delle fibre dove i valori delle F_t erano più alti, e forse leggermente influenzati da eventuali inizi di formazioni di labbro di usura ed arrotondamento dell'utensile.

Ma per questo materiale le forze principali sono molto più influenzate dalla profondità di taglio, rispetto alle F_t . Anche i coefficienti angolari delle rette di interpolazione evidenziano questo aspetto. Inoltre, solo per gli utensili con $\alpha=5^\circ$, alla più bassa t , i valori delle F_t sono più alti di quelli delle F_p . In generale è il viceversa, con le forze principali che incrementano maggiormente all'aumentare di t per ogni utensile, mentre le F_t risentono meno di questo parametro e variano in modo minore. Da sottolineare che per gli utensili con angolo di spoglia positivo le F_t aumentano al



variare di t , viceversa per utensili con $\gamma=0^\circ$. Queste evidenze sperimentali inducono a poter confermare la presenza della componente T_r di strisciamento del materiale sul petto dell'utensile come ipotizzato nello schema di scomposizione delle forze di fig.3.4. Infatti, all'aumentare della profondità di passata, a parità degli altri parametri di processo, si può supporre che le uniche diversità della lavorazione si verifichino sul petto dell'utensile, e quindi le variazioni delle forze di taglio sono dovute alle differenti entità che assumono le componenti su questa superficie.

Nel caso di $\gamma=0^\circ$, geometricamente l'unica componente la cui variabilità può modificare i valori delle forze verticali di taglio necessarie alla lavorazione è la T_r , quindi non si può escludere la sua presenza, pur se di piccola entità, per questa sperimentazione. (L'ipotesi di variazione dell'interazione della superficie del fianco con la superficie diversamente danneggiata al variare della profondità di passata non è plausibile in questo caso perché c'è da aspettarsi che i danneggiamenti sono maggiori per più alte t , quindi il materiale della superficie lavorata è di più basse caratteristiche e dovrebbe comportare sempre ad una diminuzione delle F_t , ed aumenti del ritorno elastico del materiale appena tagliato all'aumentare di t sono da escludere).

3.6.2 Influenza dell'angolo di spoglia superiore dell'utensile sulle forze di taglio nel caso della vetroresina MAT unifilo

Dai grafici (es. in fig. 3.29) delle F_p ed F_t [N/mm] in funzione della profondità di taglio, per angoli di fianco fissi, ed al variare degli angoli di spoglia superiori, si può notare come all'aumentare di γ i valori di entrambe le forze di taglio diminuiscono, ed anche le pendenze delle relative rette interpolanti i dati sperimentali.

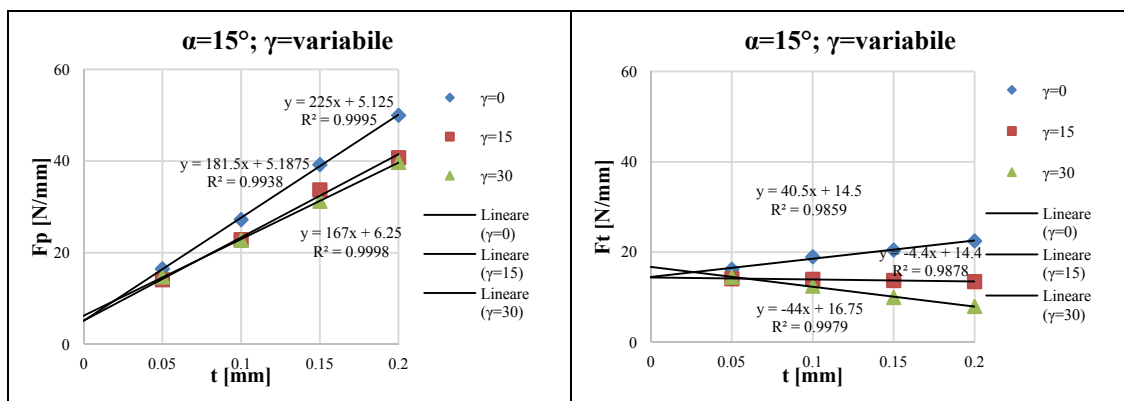


Figura 3.29 – Forze principali e verticali (F_p ed F_t) in funzione della profondità di passata t , per diversi angoli γ del petto dell'utensile, $\alpha=15^\circ$, $V_t=50$ m/min. Vetroresina MAT unifilo

In particolare, i valori delle forze principali risentono maggiormente dell'influenza dell'angolo del petto, rispetto alle F_t , ed inoltre la diminuzione dei loro valori all'aumentare di γ è più marcata per profondità di taglio più elevate.

Questi stessi dati relativi alle forze di taglio possono essere riportati in grafici (es. fig. 3.30) in funzione dell'angolo del petto, per i valori di α fissi, e per le varie profondità di passata.

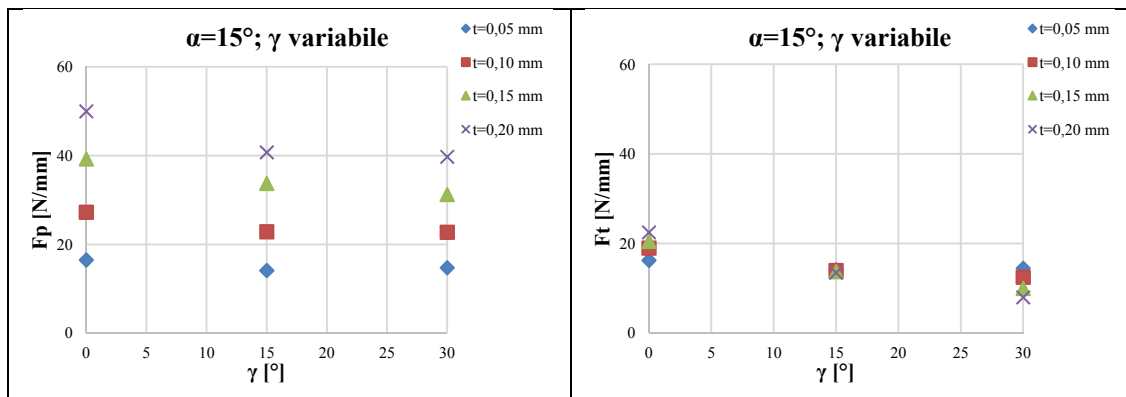


Figura 3.30 – Forze principali e verticali (F_p ed F_t) in funzione dell'angolo γ del petto dell'utensile, per le varie profondità di passata t , $\alpha=15^\circ$, $V_t=50$ m/min. Vetroresina MAT unifilo

Da essi è possibile ulteriormente osservare come diminuzioni maggiori delle F_p si registrano passando dall'impiego di utensili con $\gamma=0^\circ$ a quelli con $\gamma=15^\circ$. Decrementi meno marcati delle F_p si ottengono poi al passaggio ad utensili con $\gamma=30^\circ$, similmente a quanto analizzato dai risultati relativi al materiale unidirezionale.

Viceversa i valori delle F_t non variano di molto, specie per le due più basse profondità di passata, dove addirittura nel caso di $\alpha=5^\circ$ aumentano leggermente.

In definitiva si può affermare che l'angolo del petto influenza entrambe le forze di taglio, più in particolare le F_p , e si possono trarre considerazioni relative allo schema di forze ipotizzato simili a quelle già proposte nel caso della vetroresina UD.

3.6.3 Influenza dell'angolo di spoglia superiore dell'utensile sulle forze di taglio nel caso della vetroresina MAT unifilo

Si analizzano i grafici delle F_p ed F_t [N/mm] in funzione dell'angolo di spoglia inferiore α , per i valori di γ fissi, e per le varie profondità di passata, $V_t=50$ m/min.

Si riportano a titolo esemplificativo i grafici (fig. 3.31) corrispondenti al valore dell'angolo del petto pari a 0° .

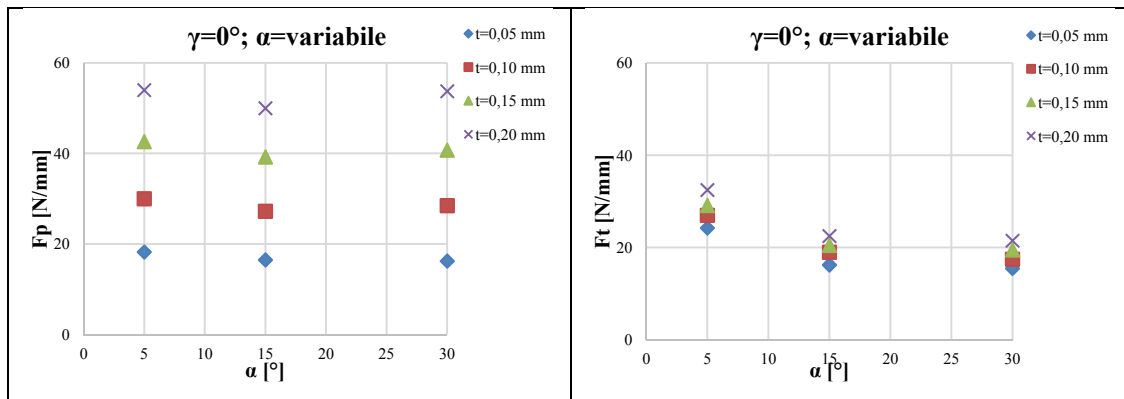


Figura 3.31 – Forze principali e verticali (F_p ed F_t) in funzione dell'angolo α del fianco dell'utensile, per le varie profondità di passata t , $\gamma=15^\circ$, $V_t=50$ m/min. Vetroresina MAT unifilo

Anche in questo caso entrambe le forze di taglio diminuiscono all'aumentare dell'angolo α , ed in particolare le forze verticali sono maggiormente influenzate rispetto alle F_p . Infatti si registra una forte diminuzione dei loro valori passando da utensili con $\alpha=5^\circ$ a quelli con $\alpha=15^\circ$, e poi valori quasi simili delle F_t per $\alpha = 30^\circ$.

Oltre a valere le stesse osservazioni sullo schema di forze anticipate nel caso del taglio dell'unidirezionale, anche in questo caso si può dedurre che superato il valore di $\alpha=15^\circ$ l'interazione della superficie lavorata con il fianco rimane pressoché la stessa, e quindi tale valore può esser preferito rispetto ad altri più elevati, consentendo di aver un angolo di taglio β maggiore, a parità di γ , quindi un utensile più robusto e che dia maggiore possibilità di smaltimento del calore.

Importanti osservazioni si possono ricavare dall'analisi dei grafici (es. in fig. 3.32) delle F_p ed F_t [N/mm] in funzione della profondità di taglio, per angoli di petto fissi, ed al variare degli angoli di spoglia inferiori.

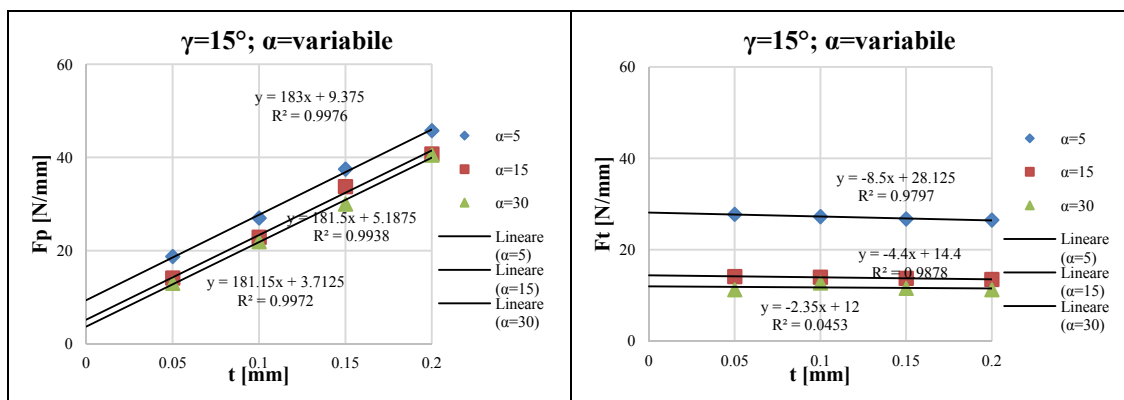


Figura 3.32 – Forze principali e verticali (F_p ed F_t) in funzione della profondità di passata t , per diversi angoli α del fianco dell'utensile, $\gamma=15^\circ$, $V_t=50$ m/min. Vetroresina MAT unifilo

Oltre a poter ricavare le stesse considerazioni appena esposte, si può notare come, a parità dell'angolo del petto, le pendenze delle rette interpolanti i dati sperimentali rimangono pressoché le stesse al variare di α , ed anche i valori delle intercette con l'asse delle ordinate. Questi ultimi, come già introdotto, sono ipotizzati essere relativi al fenomeno del *size effect*, e quindi sono immaginati corrispondenti alle forze di taglio nel caso di profondità di taglio nulla. Possono essere quindi associati alle forze che si sviluppano sul fianco dell'utensile, ed eventuale raggio di raccordo, associate al ritorno elastico del materiale che riduce la effettiva profondità di taglio conseguita. E queste forze sembrano essere funzione dell'angolo α , proprio perché determina una maggiore o minore interazione del materiale con l'utensile al variare del suo valore.

3.7 SCHEMA DI SCOMPOSIZIONE DELLE FORZE DI TAGLIO PROPOSTO PER IL CASO DELLA VETRORESINA MAT UNIFILO

Tutte queste considerazioni, ed in particolare quelle finali relative all'influenza dell'angolo α , inducono al proporre uno schema di scomposizione delle forze di taglio già intuito dall'analisi dei dati relativi alla vetroresina unidirezionale, ma che ora potrebbe essere ben definito sulla base di questa sperimentazione di taglio dei provini in MAT, e poi esteso e validato per ogni diversa orientazione di fibre.

Lo schema è quello di fig. 3.4 già riportato precedentemente.

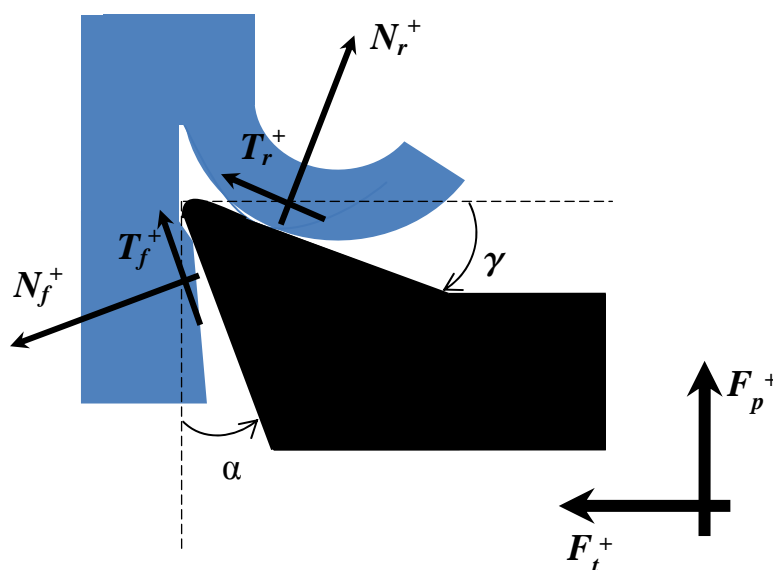


Figura 3.33 – Schema ipotizzato della scomposizione delle forze di taglio per la sperimentazione relativa alla vetroresina MAT unifiilo

Quindi si prevede la scomposizione delle forze di taglio principali e verticali in componenti che si generano sul petto e sul fianco dell'utensile. In seguito all'analisi dell'influenza della profondità di passata sui dati delle forze relative al MAT si ipotizza la presenza della componente T_r , se pur di bassa entità, che si sviluppa sul petto dell'utensile in direzione parallela a quest'ultimo e relativa allo strisciamento del truciolo per queste prove di taglio ad alta velocità. Non è ben definito se è possibile trascurare il raggio di raccordo dell'utensile.

Riportando le due equazioni risolutive (1.13-1.14) proposte a valle dello schema ipotizzato da Caprino et al. [28] (fig.1.14) che fa riferimento all'utensile ben affilato, si nota che, a partire dalla conoscenza dei valori delle F_p ed F_t che possono facilmente essere misurati, ci sono 4 incognite: N_r , N_f , T_r , e T_f . A queste ultime si possono sostituire i due coefficienti d'attrito η_r , η_f (legge di Amontons), che le legano alle forze di chiusura corrispettive.

$$N_r = \frac{F_t(\eta_f \cos \alpha - \sin \alpha) - F_p(\eta_f \sin \alpha + \cos \alpha)}{(\eta_r \cos \gamma - \sin \gamma)(\eta_f \cos \alpha - \sin \alpha) - (\eta_r \sin \gamma + \cos \gamma)(\eta_f \sin \alpha + \cos \alpha)} \quad (3.1)$$

$$N_f = \frac{F_p(\eta_r \cos \gamma - \sin \gamma) - F_t(\eta_r \sin \gamma + \cos \gamma)}{(\eta_r \cos \gamma - \sin \gamma)(\eta_f \cos \alpha - \sin \alpha) - (\eta_r \sin \gamma + \cos \gamma)(\eta_f \sin \alpha + \cos \alpha)} \quad (3.2)$$

Ma i valori di questi coefficienti d'attrito a priori non possono essere ipotizzati dello stesso valore perché come visto in bibliografia funzione dell'angolo di orientazione delle fibre. Inoltre la loro variabilità in funzione della pressione esercitata non permette una individuazione univoca in base alle misurazioni sperimentali.

A tal proposito si mostra il grafico dei valori dei coefficienti d'attrito misurati tramite prove *pin on disk* (fig.3.34) eseguite facendo scorrere dei provini rettangolari di sezione $1 \times 3 \text{ mm}^2$ di vetroresina in formato MAT unifilo, ed unidirezionale a $\theta=0^\circ$ e a $\theta=90^\circ$ su di un disco di acciaio alla velocità $V=50 \text{ m/min}$, per diverse forze di chiusura.



Figura 3.34 – Prove pin on disk per la misurazione sperimentale dei valori coefficienti d'attrito GFRP-acciaio

Dal grafico (fig.3.35) si nota che i valori dei coefficienti d'attrito GFRP-acciaio misurati sono bassi ($\eta_{MAT}=0,28$ in media, $\eta_{UD0^\circ}=0,3$, e $\eta_{UD90^\circ}=0,4$). Non si nota una forte differenza tra i valori misurati per le due diverse orientazioni nel caso del GFRP UD. Dalle prove eseguite con provini in MAT si nota la diminuzione dei valori del coefficiente d'attrito all'aumentare del carico di chiusura, come ipotizzato durante l'analisi ed anche a seguito dei risultati sperimentali e delle analisi in [38,39,40]. Ma anche per questa sperimentazione si precisa che i carichi utilizzati sono più bassi rispetto a quelli normalmente presenti durante la lavorazione (dati i vincoli della macchina di prova), tuttavia le prove sono state eseguite a titolo esemplificativo.

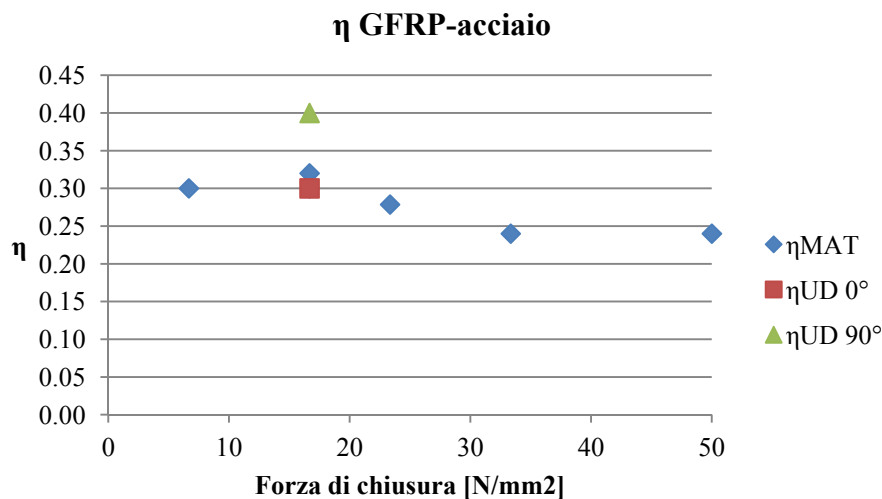


Figura 3.35 – Valori dei coefficienti d'attrito η tra GFRP-acciaio in funzione della forza di chiusura, ricavati dalle prove sperimentali *pin on disk*

In primo luogo per la risoluzione del sistema di scomposizione delle forze di taglio nel caso della vetroresina MAT unifilo, si è assunto il valore medio dei dati ricavati del coefficiente d'attrito η_{MAT} . Ma i risultati che per brevità non vengono mostrati inducono a valori delle componenti normali sul fianco N_f fortemente negativi, risultato che fisicamente non è possibile perché il ritorno elastico del materiale preme su tale superficie. Quindi, pur considerando il non proprio corretto valore di η_{MAT} , per questi dati sperimentali lo schema di scomposizione delle forze ipotizzato da [28] facente riferimento ad un utensile perfettamente affilato non trova molta validità.

A questo punto si è fatto ricorso alle ipotesi prima citate relative al fenomeno del *size effect* legato alla possibile presenza del raggio di raccordo [27] che limita il valore della reale profondità di taglio, rispetto a quella teorica settata.

Le intercette delle rette interpolanti i dati delle F_p ed F_t con l'asse delle ordinate (F_{p0} ed F_{t0}) sono state assunte, quindi, come valori delle forze di taglio relativi all'interazione del raggio di raccordo e parte del fianco dell'utensile con l'aliquota di materiale che limita la profondità teorica di taglio. (fig.3.36)

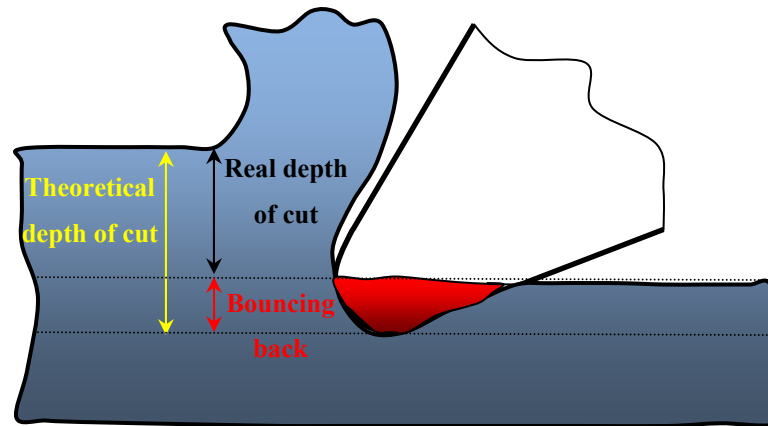


Figura 3.36 – Interazione del ritorno elastico del materiale da tagliare con il raggio di raccordo dell'utensile che limita la profondità di taglio

Il rapporto tra F_{p0} ed F_{t0} ci restituisce i valori teorici dei coefficienti d'attrito relativi a tali zone dei diversi utensili η_{f0} (vedi es. in tabella 3.1), che risultano essere prossimi a quelli misurati sperimentalmente mediante le prove *pin on disk* e riportati nel grafico di fig. 3.35.

Sottraendo, poi, queste aliquote di F_{p0} e F_{t0} alle forze totali ($F_{p\ tot}$ ed $F_{t\ tot}$) registrate per ogni utensile, si ha la possibilità di conoscere i valori delle forze da scomporre sul petto e sulla restante parte del fianco dell'utensile ($F_{p\ res}$ ed $F_{t\ res}$). Tramite le relazioni 3.1-3.10, assumendo anche per la rimanente parte del fianco il valore del coefficiente d'attrito η_{f0} , si possono facilmente calcolare le componenti N_f , T_f , N_r e T_r , e quindi conoscere per ogni caso i valori dei coefficienti d'attriti teorici anche sul petto, che risultano essere pur'essi vicini a quelli misurati sperimentalmente.

$$Tr = \eta_r * Nr \quad (3.3)$$

$$Tf = \eta_f * Nf \quad (3.4)$$

$$F_p = F_{pr} + F_{pf} \quad (3.5)$$

$$F_t = F_{tr} + F_{tf} \quad (3.6)$$

$$F_{pr} = N_r \cos\gamma + T_r \sin\gamma \quad (3.7)$$

$$F_{pf} = T_f \cos \alpha - N_f \sin \alpha \quad (3.8)$$

$$F_{tr} = T_r \cos \gamma - N_r \sin \gamma \quad (3.9)$$

$$F_{tf} = N_f \cos \alpha + T_f \sin \alpha \quad (3.10)$$

Si riporta in figura 3.37 la schematizzazione finale delle forze così definita.

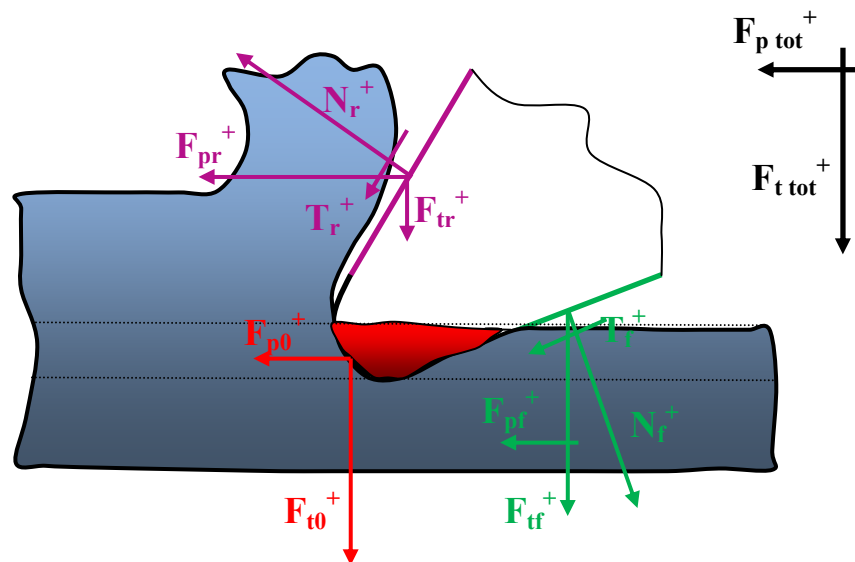


Figura 3.37 – Schematizzazione della scomposizione delle forze sul raggio di raccordo, sul petto e sul fianco dell'utensile ipotizzata per questa sperimentazione relativa alla vetroresina MAT

Nella tabella 3.1 successiva si riportano i dati iniziali delle forze di taglio [N/mm], e i valori delle loro componenti e dei relativi coefficienti d'attrito con lo schema di scomposizione e le ipotesi fatte, a titolo esemplificativo per gli utensili con angolo di petto $\gamma = 15^\circ$, e per diversi valori dell'angolo del fianco α .

Da notare che i valori delle componenti N_f , T_f , N_r e T_r sono tutti correttamente positivi.

Inoltre, le aliquote maggiori relative alle forze principali si sviluppano sul petto dell'utensile (F_{pr}), viceversa le F_t in gran parte si generano sul fianco e sul raggio di raccordo ($F_{tr} + F_{t0}$), come intuitivamente si era ipotizzato dalle osservazioni dei dati relativi alla vetroresina UD.

Sempre analizzando i risultati riportati in tabella 3.1, si osserva che al variare dell'angolo di fianco, le variazioni delle forze di taglio totali ($F_{p \text{ tot}}$ ed $F_{t \text{ tot}}$) sono corrispondenti ai cambiamenti delle componenti F_{p0} ed F_{t0} che si sviluppano sulla zona del raggio di raccordo dell'utensile (ed assorbono anche la variabilità



dell'interazione con il materiale, ed il suo ritorno elastico), ed alle variazioni delle componenti sul fianco F_{pf} ed F_{tf} (che non variano in funzione della diversa profondità di passata). Ed entrambe queste aliquote vanno diminuendo all'aumentare dell'angolo α .

UT $\gamma=15^\circ, \alpha=5^\circ$	Fp0	Ft0	$\eta f0$											
	9.4	28.1	0.3											
t [mm]	Fp tot [N/mm]	Ft tot [N/mm]	Fp res [N/mm]	Ft res [N/mm]	η_r	η_f	Nr	Nf	Tr	Tf	Fpr	Ftr	Fpf	Ftf
0.05	18.8	27.8	9.4	-0.4	0.2	0.3	9.2	27.4	2.1	9.1	9.4	-0.4	6.7	28.1
0.1	27.0	27.3	17.6	-0.9	0.2	0.3	17.3	27.4	3.7	9.1	17.6	-0.9	6.7	28.1
0.15	37.5	26.8	28.1	-1.4	0.2	0.3	27.5	27.4	6.0	9.1	28.1	-1.4	6.7	28.1
0.2	45.8	26.5	36.4	-1.6	0.2	0.3	35.6	27.4	7.8	9.1	36.4	-1.6	6.7	28.1
UT $\gamma=15^\circ, \alpha=15^\circ$	Fp0	Ft0	$\eta f0$											
	5.2	14.4	0.4											
t [mm]	Fp tot [N/mm]	Ft tot [N/mm]	Fp res [N/mm]	Ft res [N/mm]	η_r	η_f	Nr	Nf	Tr	Tf	Fpr	Ftr	Fpf	Ftf
0.05	14.1	14.2	8.9	-0.3	0.2	0.4	8.7	13.6	2.1	4.9	8.9	-0.3	1.2	14.4
0.1	22.9	14.0	17.7	-0.4	0.2	0.4	17.2	13.6	4.2	4.9	17.7	-0.4	1.2	14.4
0.15	33.8	13.8	28.6	-0.7	0.2	0.4	27.8	13.6	6.8	4.9	28.6	-0.7	1.2	14.4
0.2	40.8	13.5	35.6	-0.9	0.2	0.4	34.6	13.6	8.3	4.9	35.6	-0.9	1.2	14.4
UT $\gamma=30^\circ, \alpha=15^\circ$	Fp0	Ft0	$\eta f0$											
	3.7	12.0	0.3											
t [mm]	Fp tot [N/mm]	Ft tot [N/mm]	Fp res [N/mm]	Ft res [N/mm]	η_r	η_f	Nr	Nf	Tr	Tf	Fpr	Ftr	Fpf	Ftf
0.05	13.0	11.3	9.3	-0.8	0.2	0.3	9.2	11.8	1.7	3.6	9.3	-0.8	-2.7	12.0
0.1	21.9	12.8	18.2	0.8	0.3	0.3	17.4	11.8	5.4	3.6	18.2	0.8	-2.7	12.0
0.15	30.0	11.6	26.3	-0.4	0.3	0.3	25.5	11.8	6.4	3.6	26.3	-0.4	-2.7	12.0
0.2	40.5	11.3	36.8	-0.8	0.2	0.3	35.7	11.8	8.8	3.6	36.8	-0.8	-2.7	12.0

Tabella 3.1 – Dati delle forze di taglio misurate nel taglio dei provini GFRP MAT per utensili con diverso angolo del fianco α , $\gamma=15^\circ$, $V_t=50$ m/min, e relativi valori delle componenti e dei coefficienti d'attrito calcolati in base allo schema ed alle considerazioni ipotizzate

Invece, i valori delle N_r e T_r , e quindi delle F_{pr} ed F_{tr} che si sviluppano sul petto dell'utensile sono gli stessi per tutti e tre gli utensili con il medesimo angolo γ (leggerissimi scarti) a parità della profondità di passata, ed ovviamente incrementano all'aumentare di t dato che il petto dell'utensile interagisce con più materiale da processare.

Ma la resistenza che oppone l'utensile al taglio non varia in funzione della profondità di passata. Infatti dividendo la F_{pr} (in [N/mm]), quindi già in funzione dello spessore del provino equivalente alla larghezza del truciolo) per lo spessore del truciolo da formare pari a t , si ottengono gli stessi valori della forza di taglio unitaria, che in



questo caso risulta non essere influenzata dall'angolo del fianco, e dalla profondità di passata.

Riportando i risultati della scomposizione delle forze di taglio in formato tabellare anche al variare dell'angolo γ , (che per brevità non saranno mostrati) si nota che le variazioni delle forze totali ($F_{p\ tot}$ ed $F_{t\ tot}$) sono correttamente dovute alle diverse condizioni di taglio che si generano sul petto. Da precisare che si è registrata una leggera variazione delle forze di taglio F_{p0} ed F_{t0} per gli utensili con stesso angolo α , (i cui valori sono anche visibili dalle intercette delle ordinate delle rette interpolanti i valori delle forze di taglio in fig.3.28), il motivo si ipotizza sia dovuto al danneggiamento che il petto induce nel materiale da tagliare che cambia leggermente di entità in funzione dell'angolo γ .

Un'ultima considerazione, calcolando nello stesso modo del caso precedente al variare di α , la sollecitazione necessaria per tagliare il materiale, e quindi la forza di taglio unitaria, si ottengono valori che diminuiscono all'aumentare dell'angolo del petto, passando da 240 Mpa per utensili con $\gamma=0^\circ$, a 180 e 160 Mpa rispettivamente per $\gamma=15^\circ$ e $\gamma=30^\circ$. Quindi la forza di taglio unitaria è risultata essere funzione dell'angolo del petto γ , e ciò si traduce nella maggior facilità di taglio del materiale da parte dell'utensile con angolo di petto maggiore.

Stante la validità di questo schema di scomposizione delle forze ipotizzato e delle considerazioni fatte per il caso del taglio della vetroresina MAT unifilo, si potrebbe innanzitutto verificare la correttezza delle suddette ipotesi anche per il caso del taglio della vetroresina in formato unidirezionale per ogni valore dell'angolo di orientazione delle fibre.

Se tali considerazioni trovassero riscontro, si potrebbe dapprima redigere un modello empirico previsionale delle forze, e successivamente un modello analitico basato sui meccanismi di formazione del truciolo, che saranno evidenziati correttamente nel capitolo successivo, e che tenga conto delle proprietà caratteristiche dei materiali in lavorazione.



CAPITOLO 4

MECCANISMI DI FORMAZIONE DEL TRUCIOLO NEL TAGLIO DI MATERIALI COMPOSITI IN VETRORESINA UNIDIREZIONALE

4.1 - INTRODUZIONE

Come evidenziato nel primo capitolo, in letteratura esistono pochi tentativi di collegare contemporaneamente tutti gli aspetti del processo di taglio, e soprattutto limitati a valori discreti dell'angolo di orientazione delle fibre. Inoltre, il problema del taglio incompleto delle fibre non consente di ottenere i dati delle forze di taglio da poter essere correttamente analizzati, ed associati al meccanismo di formazione del truciolo ed alla qualità del taglio, e ben conoscere l'influenza dei parametri di taglio su tali aspetti.

Questo lavoro si propone di analizzare simultaneamente tutti gli aspetti del taglio ortogonale ad alta velocità di FRP unidirezionali, per tutti gli angoli di orientazione delle fibre, eliminando la variabilità dei difetti di *burrs*.

Quindi in questa sezione si studierà il meccanismo di formazione del truciolo, si assocerà agli andamenti delle forze di taglio ed alla qualità della superficie lavorata, fortemente dipendente dalla anisotropia del materiale, e si analizzerà come gli altri parametri di taglio influenzano tutti questi aspetti, per comprendere esattamente la fenomenologia del processo e poterlo ottimizzare.

A tal fine quindi, si è proceduti all'esecuzione di prove di tornitura circonferenziale su provini in materiale plastico rinforzato con fibre di vetro unidirezionali, supportati e non dagli strati aggiuntivi di policarbonato.

Le lavorazioni sono state eseguite alla profondità di passata $t=0,20 \text{ mm}$ ed alla velocità di taglio $V_t=50 \text{ m/min}$ con l'impiego di utensili in HSS aventi angolo di spoglia inferiore $\alpha=15^\circ$ ed angoli di spoglia superiore γ pari a 0° , 15° e 30° . Questo perché sperimentalmente si è visto che il meccanismo di formazione del truciolo è



influenzato principalmente dall'angolo di orientazione delle fibre, e solo in alcuni casi anche dall'angolo del petto, non dai restanti parametri di taglio.

Queste prove sono state eseguite al tornio in modo da poter effettuare le riprese delle lavorazioni mediante la videocamera ad alta velocità, e sono stati acquisiti i valori delle forze di taglio principali F_p e trasversali F_t mediante il sistema di acquisizione descritto nel capitolo precedente.

Dopo la lavorazione, i provini adoperati sono stati oggetto di esame al microscopio ottico al fine di osservare le caratteristiche morfologiche delle superfici lavorate e per esse si è proceduto in seguito all'analisi dei valori di rugosità.

Le osservazioni delle immagini delle prove registrate dalla videocamera ad alta velocità, delle foto della superficie lavorata alle diverse orientazioni, e l'analisi dei valori di rugosità misurati su di esse, associate poi all'analisi dei grafici delle forze di taglio hanno permesso di studiare il meccanismo di formazione di truciolo, e la qualità superficiale per ogni prova effettuata, anche per valori di θ maggiori a 90° , ossia per quegli angoli di orientazione delle fibre che, come si è evidenziato nel primo capitolo, sono definiti ostici per lo studio a causa di tutte le problematiche che si presentano nella fase di sperimentazione.

4.2 – FORMAZIONE DEL TRUCIOLO E QUALITÀ SUPERFICIALE

Data la natura fragile dei materiali compositi, i trucioli generati durante le lavorazioni sono discontinui e polverosi, e le oscillazioni delle forze sono strettamente correlate alla loro formazione [3,21,22].

Come riportato in letteratura [1,24,27,31,33], e come anche si può intuire dalle analisi dei grafici delle forze precedenti, anche in questa sperimentazione si è osservato che i meccanismi di formazione del truciolo sono altamente dipendenti dall'orientazione delle fibre θ , mentre gli altri parametri di taglio hanno poca influenza, eccetto l'angolo di spoglia superiore γ , ma solo nel caso $\theta=0^\circ$. Pertanto, i meccanismi di formazione del truciolo verranno descritti facendo riferimento al parametro θ .



4.2.1 - Fibre orientate a $\theta=0^\circ$

Solo in questo caso, l'angolo di spoglia superiore dell'utensile influenza lo stato di sollecitazioni indotto nel materiale in lavorazione per ottenere la formazione del truciolo. In particolare vi è differenza per l'angolo di petto γ pari a 0° e per valori positivi di esso.

Infatti, nel caso di $\gamma=0^\circ$, per questa condizione di taglio parallela alle fibre, l'asportazione di truciolo si verifica a causa di uno stato di compressione intenso che il petto dell'utensile induce nel materiale in lavorazione, seguito dalla formazione di fratture longitudinali multiple, distanziate in modo casuale, che si propagano nel materiale parallelamente alla direzione delle fibre e ne diminuiscono la resistenza (fig.4.1b). Così il meccanismo di formazione del truciolo è generato da una combinazione di stati di sollecitazioni quali compressione, modo I e modo II di carico. L'avanzamento dell'utensile tende a piegare i filamenti formati che scorrono lungo il suo petto fino a quando non sono fratturati (fig.4.1c). A questo punto, il processo viene ripetuto per produrre nuovo truciolo, che è tipicamente di forma irregolare e incoerente.

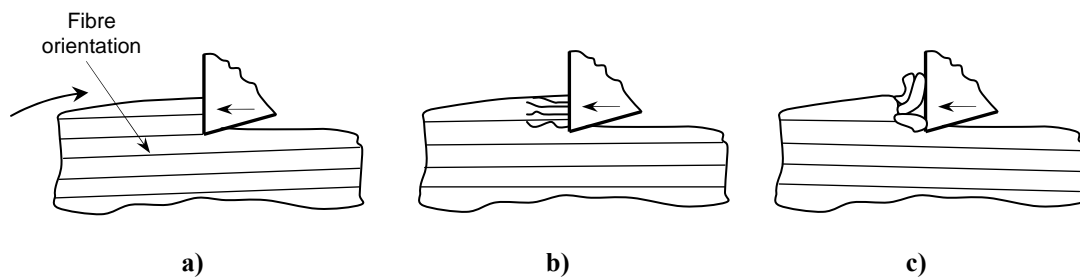


Figura 4.1 - Schema di formazione del truciolo nel caso di fibre parallele alla velocità di taglio $\theta=0^\circ$, utilizzando utensili con angolo di spoglia $\gamma=0^\circ$

Il meccanismo di formazione del truciolo è diverso nel caso dell'utensile avente angoli di spoglia positivi. Il petto dell'utensile comincia sollecitare il materiale a compressione. Questo genera la formazione di una cricca longitudinale principale in corrispondenza del tagliente dell'utensile (fig. 4.2b), il cui apice avanza in modo discontinuo e precede sempre il passaggio dell'utensile. Pertanto anche in questo caso il materiale in lavorazione viene sottoposto ad uno stato di sollecitazioni di compressione, modo I e modo II di carico. Il truciolo può essere visto come una trave incastrata che scorre sul petto dell'utensile e si rompe a flessione,



perpendicolarmente all'asse delle fibre. Anche in questo caso, il fenomeno di sviluppo del truciolo è ciclico.

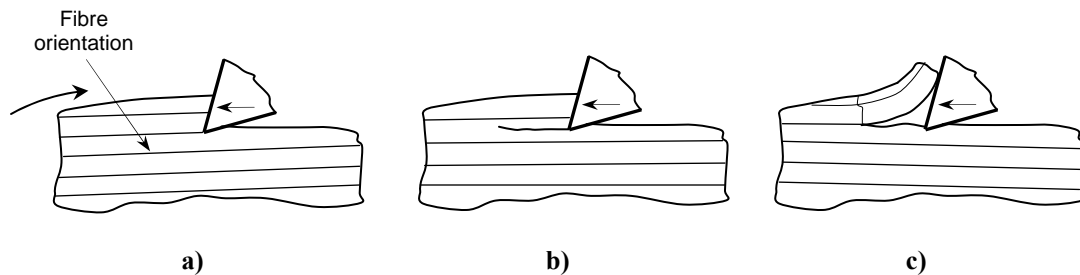


Figura 4.2 – Schema di formazione del truciolo nel caso di fibre parallele alla velocità di taglio $\theta=0^\circ$, utilizzando utensili con angoli di spoglia positivi $\gamma>0^\circ$

Nel grafico successivo di figura 4.3 sono riportati i segnali continui delle forze principali e verticali, registrati durante il taglio di provini in GFRP unidirezionali supportati dal policarbonato, ed utilizzando utensili con angolo di spoglia inferiore uguale a 15° , e con diversi valori di angoli di spoglia superiore γ pari a 0° , 15° e 30° , per $t=0,20\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$, in funzione dell'angolo di orientazione delle fibre. Si sottolinea che questi tratti di segnali sono estratti all'inizio della fase di lavorazione regolare (così come mostrato nel capitolo 2 inerente le modalità della sperimentazione eseguita), e le immagini video a disposizione per l'analisi combinata dei diversi aspetti sono esattamente corrispondenti ad essi. Le oscillazioni delle forze principali e verticali sono dovute allo sviluppo del truciolo di tipo discontinuo che si genera durante il taglio di questi materiali, in fase o in opposizione di fase, e quindi sono esattamente associate al meccanismo di formazione del truciolo ed alla qualità di taglio della superficie lavorata.

Per l'analisi seguente si farà riferimento ai tratti di segnali delle forze relativi all'intervallo di orientazione delle fibre a cavallo di $\theta=180^\circ$. Essendo la lavorazione ciclica, tale valore è corrispettivo proprio a $\theta=0^\circ$, ma per quest'ultimo angolo l'intaglio di riferimento creato sui provini di forma circolare influenza i valori delle forze, e genera una discontinuità dei segnali che non possono essere correttamente esaminati.

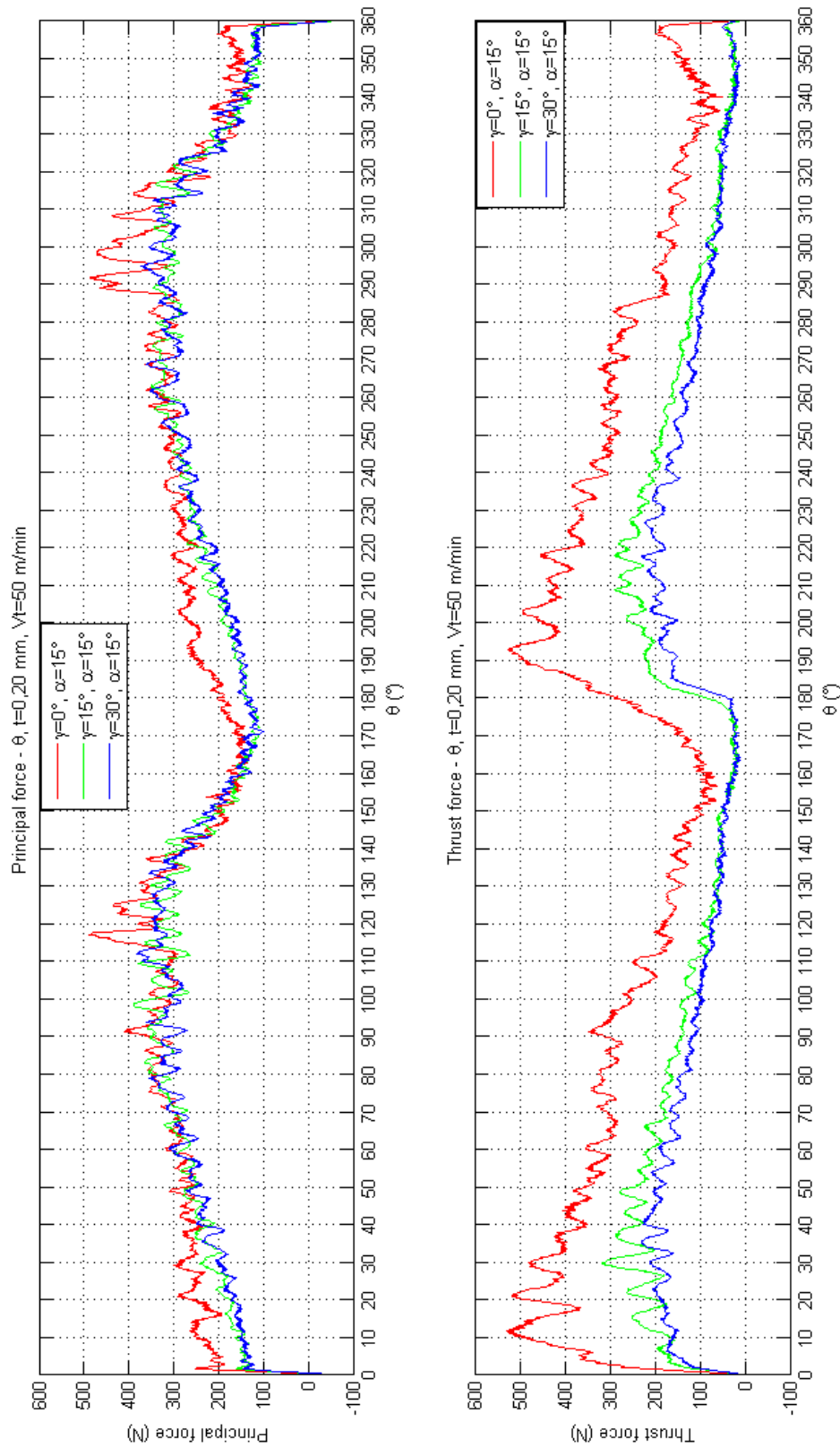


Figura 4.3 - Forze principali e verticali (F_p e F_t) in funzione dell'orientazione delle fibre (θ), per diversi valori di γ , $\alpha=15^\circ$, per $t=0,20$ mm, $V_t=50$ m/min



Come si può vedere dai grafici delle forze F_p e F_t (fig. 4.3), relativi all'utensile con $\gamma=15^\circ$ ed $\alpha=15^\circ$, i valori di entrambe le forze, dopo che hanno raggiunto i loro valori minimi in corrispondenza di $\theta=175^\circ$, iniziano a crescere. Ciò è provocato dalla nascita della cricca principale longitudinale caratteristica per la formazione del truciolo in condizioni di taglio parallelo alle fibre nel caso di impiego di utensili con angoli di spoglia positivi $\gamma>0^\circ$, come visibile dalle immagini registrate (fig. 4.4a,b) utilizzando la videocamera ad alta velocità.

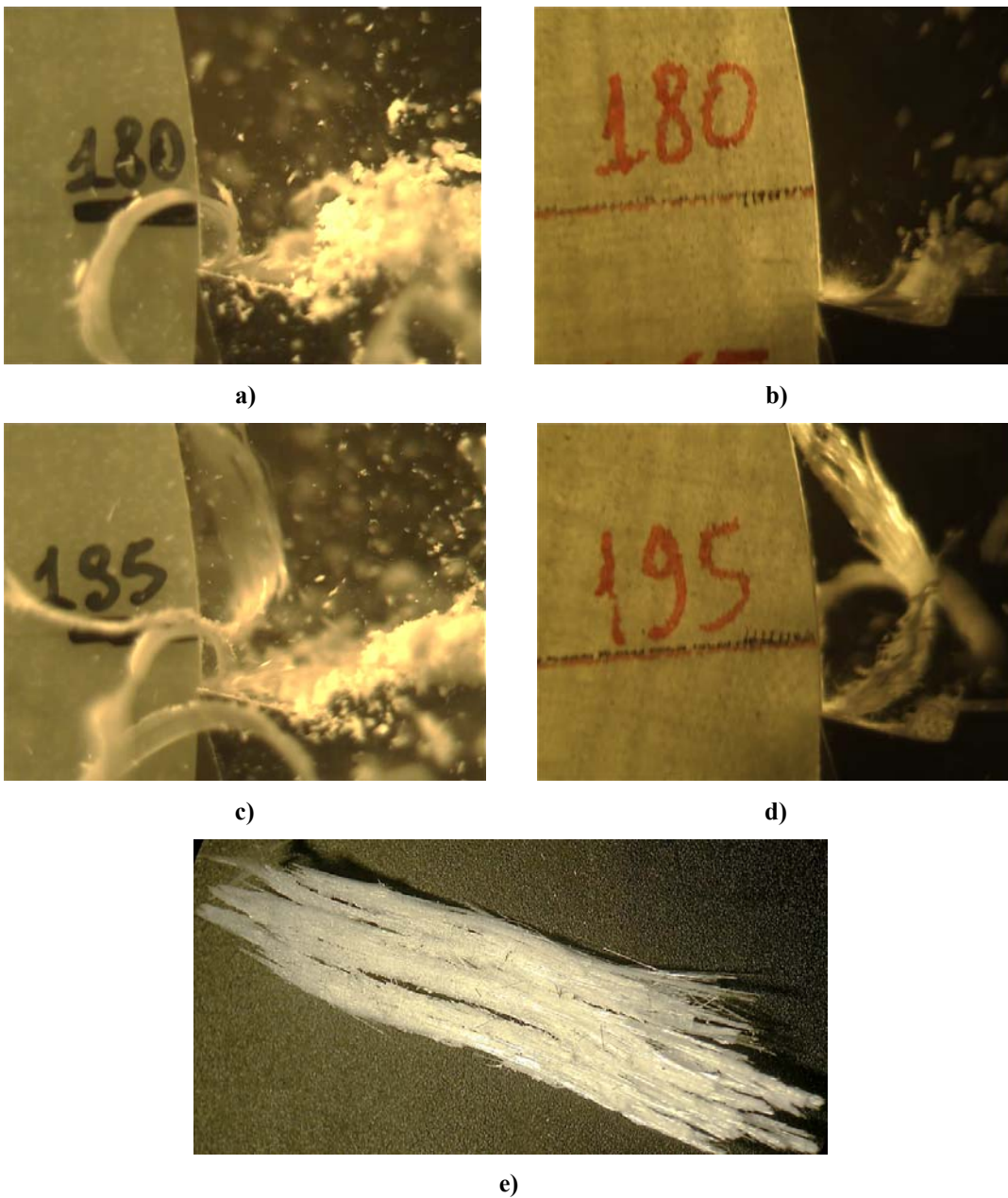


Figura 4.4 - Formazione del truciolo per $\theta=0^\circ$ durante la lavorazione con utensile $\gamma=15^\circ$, $\alpha=15^\circ$, per $t=0,20\text{ mm}$, $V_f=50\text{ m/min}$. Inizio propagazione: a) provino supportato e b) non; Separazione: c) provino supportato e d) non; e) Maxitruciolo provino supportato



Dalle immagini è anche possibile notare l'angolo di riferimento dell'orientazione delle fibre, e nel caso di quelle relative al provino supportato (fig. 4.4a,c) in primo piano compare il truciolo continuo del policarbonato, ed i trucioli polverosi del materiale composito precedentemente formatisi sul petto dell'utensile. I fotogrammi corrispondenti alla lavorazione del disco in solo GFRP risultano più nitidi, grazie all'accortezza avuta durante le riprese di liberare la zona di lavoro dai trucioli antecedenti mediante uno soffio di aria compressa.

Le oscillazioni in fase delle forze, in particolare della F_p , registratesi per valori subito successivi a $\theta=175^\circ$, sono dovute all'avanzamento discontinuo della cricca principale longitudinale, il cui apice precede l'avanzamento del petto dell'utensile.

Invece, si suppone che l'incremento più repentino della forza verticale che si registra a partire da $\theta=175^\circ$, è legato ad una più forte interazione dell'utensile con la caratteristica superficie lavorata che si genera al propagarsi della cricca principale longitudinale. Ciò è ipotizzato immaginando il ruolo primario del fianco dell'utensile nel taglio dei materiali compositi, come già notato in [23,32].

La propagazione della cricca longitudinale principale prosegue, ed i valori delle forze di taglio vanno sempre più ad aumentare. A causa di essa, il truciolo che si genera, anche presentando delle sezioni leggermente segmentate in direzione perpendicolare alle fibre, è di tipo continuo. Ma il provino di forma circolare, proseguendo nella sua rotazione, offre angoli di orientazione di fibre che si allontanano dalla condizione di taglio parallela alle fibre. Per tale motivo, al valore di $\theta=190^\circ$ (10°), l'avanzamento discontinuo dell'apice della cricca si interrompe, e con esso la continuità del truciolo formatosi in questo intervallo di $\theta=175^\circ\div 190^\circ$ (fig. 4.4 c,d). Ciò è associato al raggiungimento del primo picco più evidente della forza verticale che si registra, e si ipotizza esser dovuto all'interazione del fianco dell'utensile con la discontinuità generatasi sulla superficie lavorata in seguito al distacco del truciolo dalle dimensioni più grandi rispetto a tutti quelli che si sono ottenuti per le prove di questa particolare sperimentazione ideata di taglio ad alta velocità, definito quindi maxitruciolo, che si riporta nell'immagine di figura 4.4e. Il suo spessore, infatti, è uguale alla profondità di taglio, la sua larghezza è pari alla larghezza del materiale da tagliare (e ciò si verifica anche in assenza del policarbonato di supporto, dato che in questo intervallo di orientazione delle fibre non sono presenti difetti di *burrs*, come analizzato nel grafico di figura 3.2 nel precedente capitolo, e ben visibile dalle immagini relative al



disco in solo GFRP, (vedi fig. 4.4b,d) mentre la sua lunghezza coincide quindi con l'arco di circonferenza $\theta=175^\circ\div 190^\circ$, in cui avviene la modalità di formazione del truciolo come sopra descritta.

Come è possibile osservare dagli altri grafici delle forze riportati sempre in figura 4.3 e relativi alle prove con differente angolo di spoglia superiore, ma anche da tutti gli altri relativi alle prove di taglio dei dischi in GFRP unidirezionali supportati e non previste dal piano sperimentale completo, il distacco del maxitruciolo si verifica sempre per valori di θ prossimi a 10° , dove si registra altresì il raggiungimento del primo picco e successiva diminuzione dei segnali delle F_t ipotizzati associati alla interazione del fianco con la discontinuità sulla superficie lavorata generatasi al distacco del maxitruciolo, a seconda dell'angolo γ , e della profondità di taglio impostata.

In particolare, durante le prove impiegando utensili con angolo di petto pari a 30° , e cioè l'altro valore positivo di γ come nel caso in esame e previsto dal piano sperimentale, si sono avute condizioni di taglio simili (fig. 4.5). Ciò è dimostrato dalla quasi perfetta sovrapposizione dei segnali delle forze registrate per i due tipi di utensili con $\gamma>0^\circ$ visibile nel grafico di figura 4.3.

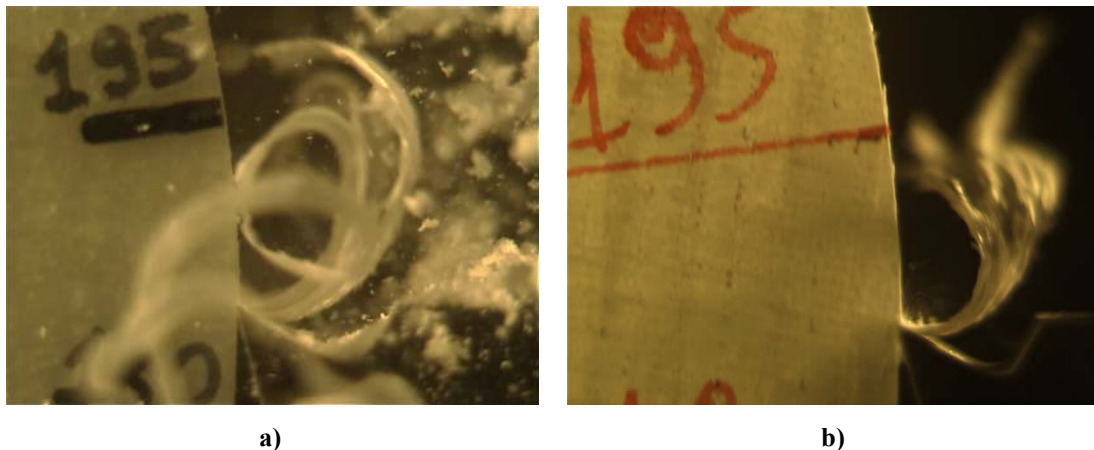


Figura 4.5 - Formazione del truciolo per $\theta=0^\circ$ durante la lavorazione con l'utensile $\gamma=30^\circ$, $\alpha=15^\circ$, per $t=0,20\text{ mm}$, $V_c=50\text{ m/min}$: provino supportato (a) e non (b)

Utilizzando utensili con $\gamma=0^\circ$ si sono registrate delle diversità rispetto al caso di formazione di truciolo in quest'intervallo di θ a cavallo di 0° appena mostrato per l'utensile con $\gamma=15^\circ$ e valevole anche per utensile con $\gamma=30^\circ$, quindi in generale per γ positivi.



Il differente stato tensionale indotto dal petto dell'utensile con $\gamma=0^\circ$ nel materiale genera il truciolo con maggiore difficoltà, testimoniato da più alti valori delle forze misurate rispetto ad utensili con $\gamma>0^\circ$.

Analizzando, infatti, dal grafico di fig. 4.3 le curve dei segnali delle forze relative a $\gamma=0^\circ$, si nota che entrambe raggiungono i loro valori minimi per $\theta=160^\circ$, quindi qualche grado prima rispetto a quelle nel caso di γ positivi.

Da questo angolo di orientazione in poi, il petto dell'utensile inizia a generare delle fratture multiple longitudinali equamente spaziate che si propagano nel materiale, e questo fenomeno è responsabile dell'aumento marcato di entrambe le forze. È una condizione simile al caso dei test di compressione dei compositi unidirezionali con applicazione del carico in direzione delle fibre.

I primi filamenti che si generano a partire da $\theta=160^\circ$ si fratturano in direzione ortogonale alle fibre e formano dei trucioli ancora polverosi. Filamenti che si sviluppano in maggiore lunghezza iniziano a generarsi a partire da $\theta=172^\circ$. La loro rottura in direzione ortogonale alle fibre che limita la continuità del truciolo è testimoniata dalle oscillazioni in fase dei tratti in aumento dei segnali delle forze che si registrano. In particolare, si possono notare due oscillazioni delle forze più evidenti, e di più facile individuazione osservando il segnale della F_t proprio perché si ipotizza dovute all'interazione del fianco dell'utensile con le discontinuità della superficie lavorata, registrate per $\theta=178^\circ$ e $\theta=185^\circ$ (5°), alle quali corrispondono le sopracitate fratture in senso trasversale del truciolo. Quindi per $\gamma=0^\circ$, il maxitruciolo in questo intervallo di θ a cavallo di 0° è limitato nel senso della lunghezza a causa di queste fatturazioni.

L'inizio della sua formazione ed il distacco del maxitruciolo (figure 4.6 a,b,e,f), appunto, corrispondono a questi ultimi due valori di $\theta=178^\circ$ e $\theta=185^\circ$ (5°), quindi ad un arco di circonferenza più piccolo rispetto a quello nel caso di $\gamma>0^\circ$. A partire da $\theta=185^\circ$ (5°), si genera un truciolo abbastanza lungo per le modalità inerenti al caso di $0^\circ<\theta\leq 90^\circ$ che saranno successivamente descritte, che si distacca per $\theta=191^\circ$ (11°) (fig. 4.6 g,h), come anche registrato dai picchi delle forze registrate e visibili nel grafico di fig. 4.3.

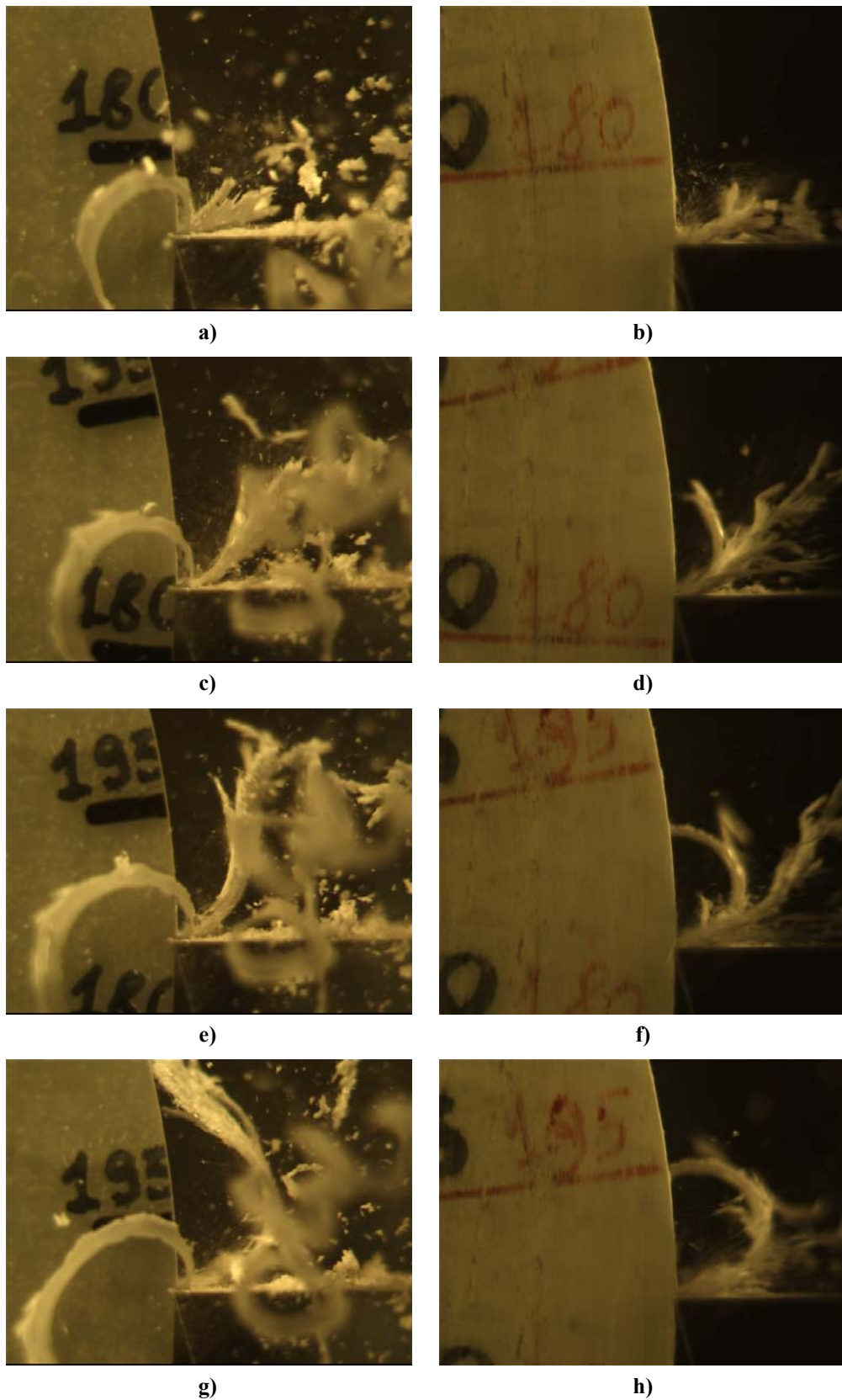


Figura 4.6 - Formazione del truciolo per $\theta=0^\circ$ durante la lavorazione con l'utensile $\gamma=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$, per $t=0,20\text{ mm}$, $V_f=50\text{ m/min}$. Inizio propagazione: a) provino supportato e b) non; Continuazione: c) provino supportato e d) non; Separazione: e) provino supportato e f) non; Separazione truciolo successivo: g) provino supportato e h) non



Sperimentalmente queste considerazioni appena fatte riguardanti i meccanismi di formazione del truciolo nel caso di $\theta=0^\circ$ per i differenti angoli $\gamma=0^\circ$ e positivi, che derivano dall'analisi dei grafici delle forze e dalle immagini delle riprese video per queste prove, hanno trovato riscontro anche nelle osservazioni dei restanti test di taglio eseguiti sui dischi in GFRP unidirezionali, supportati e non dal policarbonato. Le Figure 4.7a,b,c riportano le immagini acquisite mediante microscopio delle caratteristiche superfici lavorate dei dischi in GFRP unidirezionali supportati, corrispondenti alla condizione di taglio parallela all'orientazione delle fibre, generate dalle prove di taglio al variare dell'angolo di spoglia superiore appena analizzate in termini di grafici delle forze e fotogrammi della lavorazione; si può notare la superficie centrale relativa al materiale di interesse in GFRP (spessore di circa 4 mm, come anche riportato nelle tabelle nel capitolo 2), i due strati adiacenti dell'adesivo strutturale Araldite[®] 2021 di spessore di circa 0,5 mm ciascuno, ed infine le due superfici lavorate di 1 mm di spessore ciascuna relative al policarbonato esterno di supporto.

Oltre a queste immagini, si presentano i relativi ingrandimenti delle sole sezioni centrali in composito che si vogliono analizzare accuratamente.

Gli ingrandimenti di figura 4.7 b,c delle immagini delle simili superfici lavorate utilizzando utensili con $\gamma=15^\circ$ e $\gamma=30^\circ$, mostrano l'alternarsi di zone di matrice più scure, dato che al contrario del rinforzo in vetro la resina epossidica ha una più bassa riflettività della luce, e di fibre disposte parallelamente al piano, nude, lucenti, scoperte dalla propagazione della cricca longitudinale principale generatasi in corrispondenza del tagliente dell'utensile che induce alla formazione del truciolo sollecitando il materiale nei modi I e II di carico per ottenere la separazione di maxitruciolo, come descritto prima.

Anche l'ingrandimento dell'immagine (fig. 4.7a) della superficie lavorata ottenuta utilizzando l'utensile con $\gamma=0^\circ$ presenta caratteristiche morfologiche simili a quelle ottenute con gli utensili con $\gamma>0^\circ$ appena analizzate. Infatti, anche se il meccanismo di formazione del truciolo e la combinazione degli stati di sollecitazione indotti nel materiale sono differenti impiegando l'utensile con valore nullo dell'angolo di petto, le fratture multiple longitudinali realizzano una morfologia della superficie lavorata similmente alla cricca longitudinale principale nel caso di impiego di utensili con angoli di spoglia positivi.

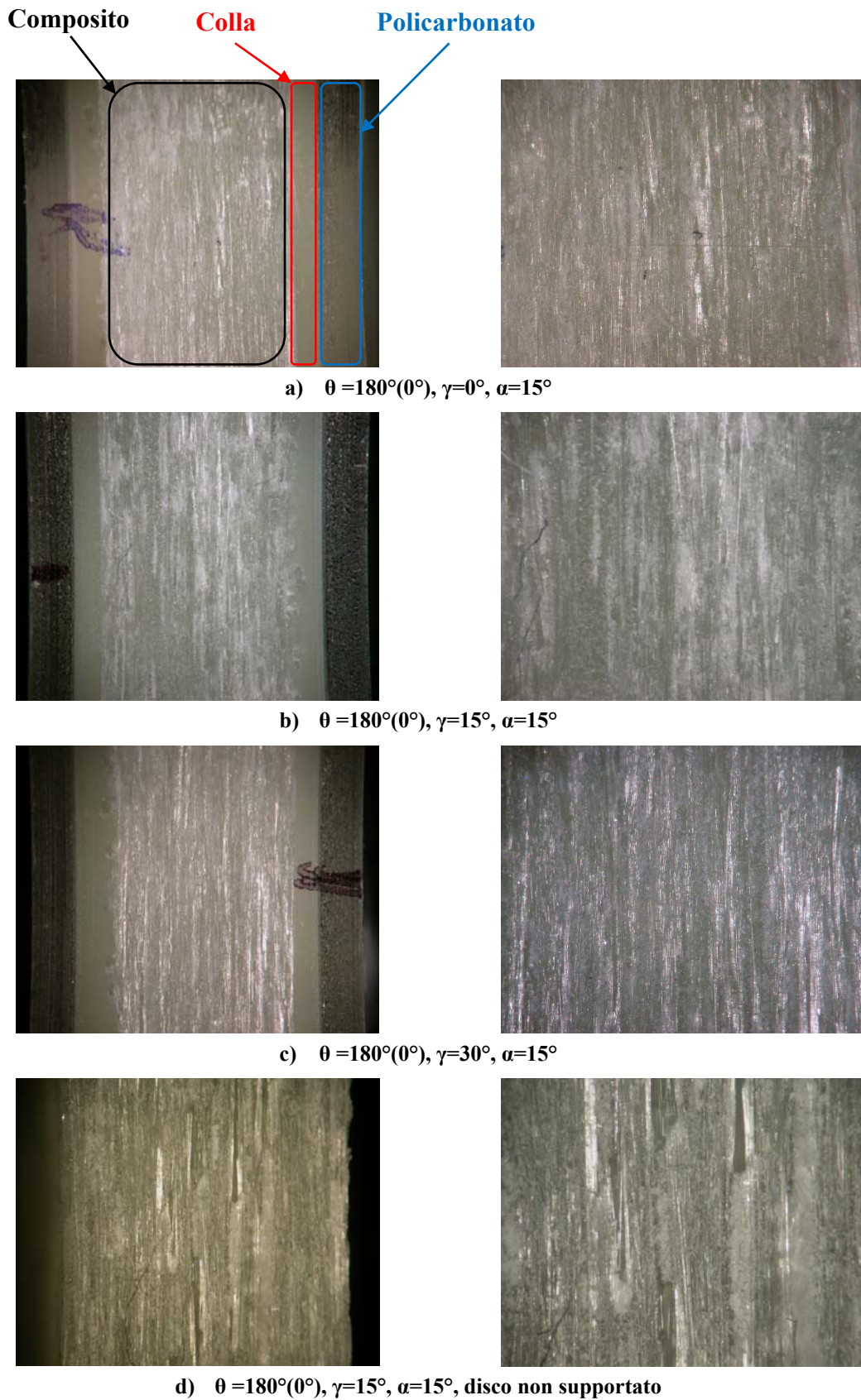


Figura 4.7 - Caratteristiche delle superfici lavorate per $\theta=0^\circ$ per diversi valori di γ , $\alpha=15^\circ$, $t=0,20 \text{ mm}$, $V_t=50 \text{ m/min}$: a) $\gamma=0^\circ$; b) $\gamma=15^\circ$; c) $\gamma=30^\circ$; d) $\gamma=15^\circ$, disco non supportato



A titolo esemplificativo si è riportata anche l'immagine ed il relativo ingrandimento della superficie lavorata del disco non supportato sempre corrispondente a $\theta=0^\circ$, per l'utensile $\gamma=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$ (fig. 4.7d). La morfologia appare simile alle superfici mostrate in figura 4.7a,b,c, oltreché analoga alle superfici lavorate dei dischi non supportati impiegando gli altri due utensili con diverso angolo del petto che per brevità della trattazione non sono mostrate. Altra importante considerazione che deriva dalla sua osservazione è l'assenza dei difetti di *burrs* che per questa orientazione non affliggono il processo di taglio, cosa che non accadrà per le prossime orientazioni.

4.2.2 - Fibre orientate a $0^\circ < \theta \leq 90^\circ$

Per queste orientazioni la modalità di formazione del truciolo e la qualità della superficie lavorata cambiano rispetto a $\theta=0^\circ$.

In questo caso il petto dell'utensile sollecita a compressione il materiale, iniziando a deformare la zona adiacente al tagliente, deformazione testimoniata da un cambio di riflettività della luce, e generando delle cricche che si propagano all'interno delle fibre e della matrice.

Queste ultime nascono in corrispondenza del tagliente, e si sviluppano principalmente in direzione perpendicolare all'asse delle fibre, estendendosi poco al di sotto del piano di taglio (fig. 4.8b). In seguito, si ha il fenomeno di *debonding* della porzione di materiale interessata da questo danneggiamento a causa del proseguimento delle cricche all'interfaccia fibra-matrice, quindi in direzione parallela a quella del rinforzo, e si ha, così, la formazione di un truciolo di natura polverosa che viene rimosso dalla zona di taglio secondo traiettorie coincidenti con l'angolo di orientazione delle fibre (fig. 4.8c).

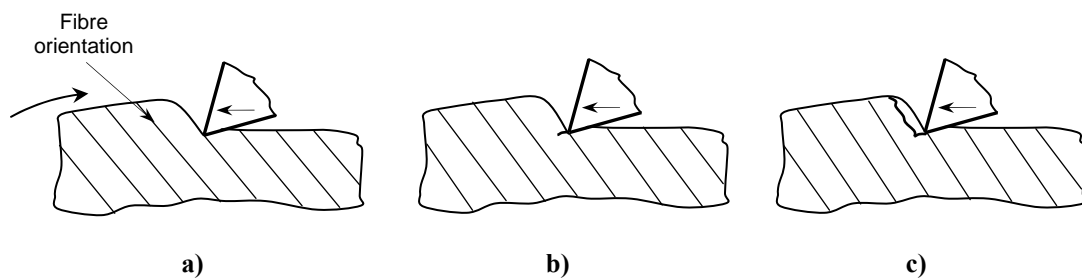


Figura 4.8 - Schema di formazione del truciolo nel caso $0^\circ < \theta \leq 90^\circ$



In questo caso la superficie del petto dell'utensile in contatto con il materiale da asportare è inferiore alla profondità di taglio, e si riduce ad una piccola zona in prossimità del tagliente (fig. 4.9). Come si può facilmente intuire, questa regione di contatto diminuisce sempre più a partire da valori subito successivi a $\theta=0^\circ$ fino al caso di taglio in condizione perpendicolare alle fibre, quindi $\theta=90^\circ$, dove la sua estensione diviene minima.

Similmente al caso del taglio dei metalli e del modello del "mazzo di carte" proposto da Piispanen e quindi del riconoscimento del piano di scorrimento individuato univocamente dal relativo angolo, nel caso del taglio dei compositi per questo *range* di orientazioni è possibile identificare un piano di taglio con corrispondente angolo di inclinazione coincidente esattamente con l'angolo di orientazione delle fibre (sempre in fig.4.9).

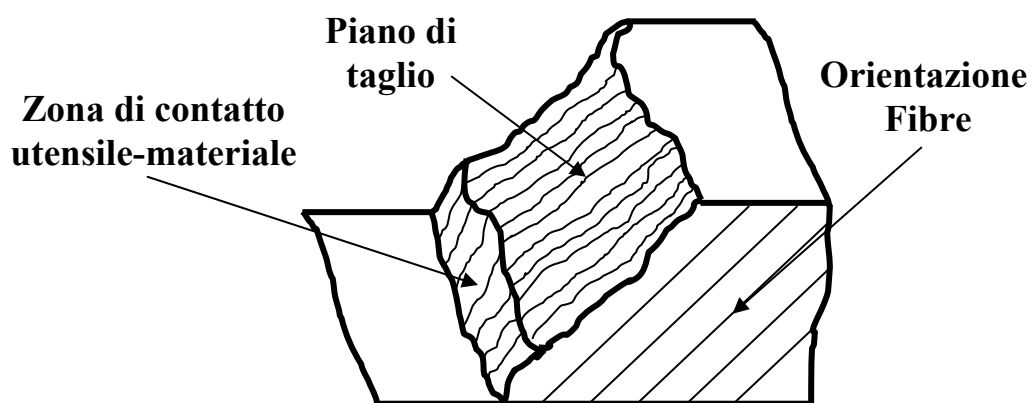


Figura 4.9 – Schema della zona di lavorazione nel caso $0^\circ < \theta \leq 90^\circ$

Così, come precedentemente accennato, aumentando l'angolo di orientazione delle fibre, diminuisce l'area dell'utensile a contatto con il materiale da tagliare, ed il piano di taglio parallelo all'angolo θ aumenta di estensione, lungo il quale prosegue la propagazione delle cricche causa della separazione dei trucioli, che diventano sempre di dimensioni più piccole ed ancora più polverosi, e vengono evacuati a velocità superiore.

Le Figure 4.10 a-l riportano i frame video registrati delle prove di taglio effettuate sul disco supportato dal policarbonato e su quello in solo GFRP, utilizzando l'utensile con $\gamma=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $t=0,20 \text{ mm}$, $V_t=50 \text{ m/min}$ e confermano il meccanismo di taglio caratteristico per questo *range* di orientazione delle fibre sopra descritto.

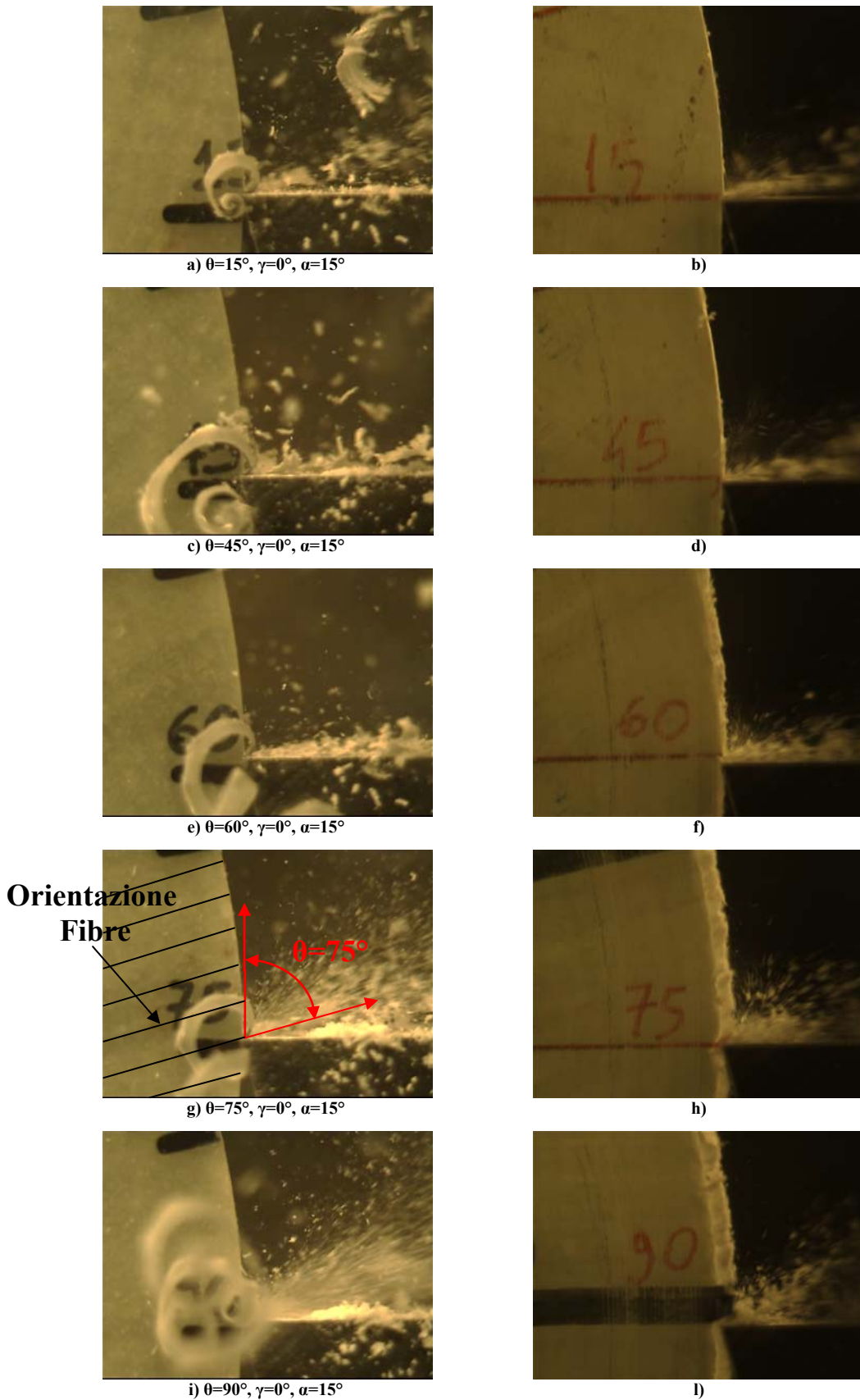


Figura 4.10 - Formazione del truciolo relativa all'utensile $\gamma=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $t=0,20\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$:
 su provino supportato (a,c,e,g,i) e non (b,d,f,h,l),
 per (a,b) $\theta=15^\circ$; (c,d) $\theta=45^\circ$; (e,f) $\theta=60^\circ$; (g,h) $\theta=75^\circ$; (i,l) $\theta=90^\circ$



Da questi fotogrammi si può notare la diminuzione delle dimensioni dei trucioli formati, già fortemente visibile a partire da $\theta=15^\circ$. Infatti, nello sfondo dell'immagine (fig. 4.10a) è ancora visibile la semiporzione (perché intaglio di riferimento a $\theta=0^\circ$ che lo divide) del maxitruciolo caratteristico corrispondente alla condizione di taglio parallela alle fibre $\theta=0^\circ$, che si è sviluppato pochi gradi prima, ed il suo confronto dimensionale con i trucioli che attualmente si stanno generando è immediato.

I trucioli diminuiscono sempre più di dimensioni, e questo si traduce in oscillazioni delle forze relative, visibili dal grafico di figura 4.3, che diventano di maggiore frequenza a partire da $\theta=15^\circ$ fino a $\theta=75^\circ-90^\circ$.

Si precisa che questo fenomeno in termini di aumento di frequenza delle oscillazioni delle forze è più visibile dai grafici delle forze di taglio misurate per le prove alla più bassa profondità di passata $t=0,05 \text{ mm}$ prevista dal piano sperimentale, di cui alcuni sono riportati nel capitolo precedente.

In particolare osservando il frame video di Figura 4.10g relativo alla lavorazione del disco per $\theta=75^\circ$, si può notare che l'evacuazione dei trucioli molto polverosi avviene seguendo una traiettoria in direzione dell'angolo di orientazione delle fibre, e questo supporta l'ipotesi di identificazione del piano di taglio individuato dal relativo angolo di taglio coincidente proprio con θ .

I fotogrammi relativi alla lavorazione sul disco non supportato non sono in ausilio per quest'ultima considerazione, dato che si è alterata la direzione di evacuazione del truciolo con il soffio di aria compressa. Ma da queste immagini, è più chiaro il meccanismo di deformazione del materiale indotto dall'avanzamento del petto dell'utensile ed il ritorno elastico della zona deformata dopo il suo passaggio che viene a contatto con il fianco (si veda ad esempio la fig. 4.10h corrispettiva a $\theta=75^\circ$). Inoltre, paragonandole a quelle relative al disco supportato, si possono notare facilmente i difetti di *burrs* che nascono per queste orientazione delle fibre, variabili in entità per i diversi angoli θ .

Per completezza si riportano anche i fotogrammi (fig.4.11) relativi alla lavorazione con utensile $\gamma=30^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $t=0,20 \text{ mm}$, $V_t=50 \text{ m/min}$ su dischi supportati e non.

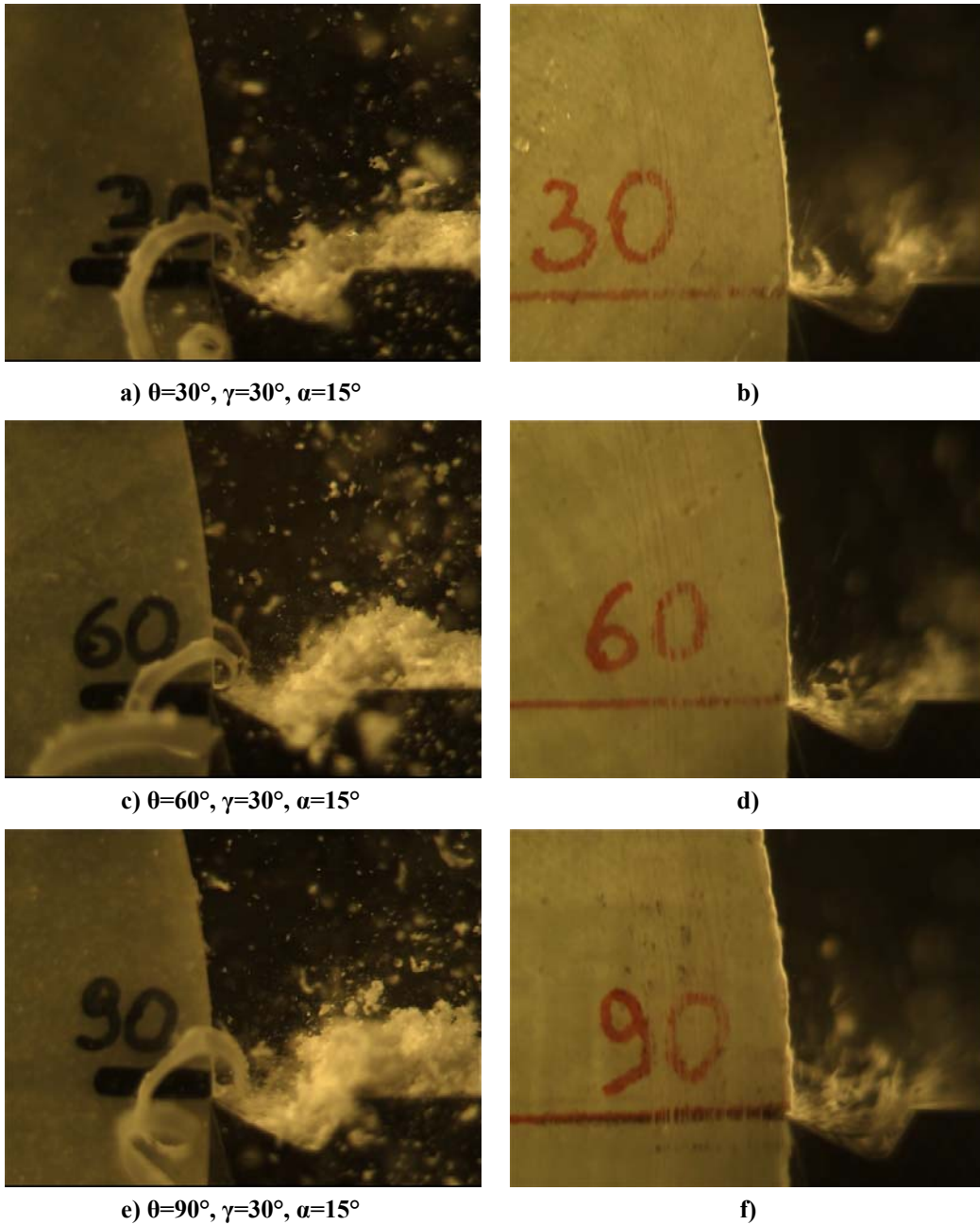


Figura 4.11 - Formazione del truciolo relativa all'utensile $\gamma=30^\circ, \alpha=15^\circ, t=0,20\text{mm}, V_c=50\text{ m/min}$: su provino supportato (a,c,e) e non (b,d,f), per (a,b) $\theta=30^\circ$; (c,d) $\theta=60^\circ$; (e,f) $\theta=90^\circ$

La geometria del petto dell'utensile e la gravità fanno sì che si ha un accumulo di trucioli in prossimità della zona di lavoro che inficia la bontà delle immagini (fig.4.11a,c,e). Ad ogni modo si possono intuire le stesse modalità di formazione di truciolo del caso dell'impiego dell'utensile $\gamma=0^\circ, \alpha=15^\circ$. Un'altro aspetto che si vuole sottolineare riportando i fotogrammi relativi al disco in solo GFRP, è la minore entità dei difetti di *burrs* che si generano con questo utensile $\gamma=30^\circ$ (fig. 4.11b,d,f), rispetto al caso $\gamma=0^\circ$ (fig. 4.10b,d,f,h,l).



A questo punto si vogliono analizzare accuratamente per questo intervallo di orientazione delle fibre $0^\circ < \theta \leq 90^\circ$ gli andamenti delle forze di taglio relativi alle tre prove in esame per i diversi γ e riportati nel grafico di figura 4.3. Con qualche piccola differenza al variare dell'angolo di spoglia superiore così come evidenziato nel capitolo precedente di analisi dei grafici, grossomodo i trend delle forze sono simili. In particolare le F_p mostrano un continuo aumento dei valori, che inizia già prima di $\theta=0^\circ$, con qualche grado in anticipo per le forze relative all'utensile con angolo di petto nullo, come descritto nel paragrafo precedente, fino ai valori massimi, prossimi a $\theta=75^\circ \div 80^\circ$ dai quali angoli in poi tali valori si mantengono pressoché simili fino all'estremo dell'intervallo di θ in esame, ossia 90° . Invece le F_t presentano un andamento diverso. Anch'esse aumentano già da valori precedenti a $\theta=0^\circ$ (in anticipo nel caso di $\gamma=0^\circ$ rispetto a $\gamma>0^\circ$), ma più repentinamente rispetto alle F_p , e raggiungono valori massimi per $\theta=15^\circ$ nel caso di $\gamma=0^\circ$, e per $\theta=30^\circ \div 40^\circ$ nel caso di $\gamma>0^\circ$, mantenendosi in questo primo tratto al di sopra delle F_p . Da questi valori in poi, le F_t tendono sempre a diminuire.

L'incremento a partire da orientazioni successive a 0° delle F_p ipotizzate più legate al meccanismo di formazione di truciolo che si sviluppa sul petto dell'utensile, può essere spiegato dalla maggiore sollecitazione di compressione che la faccia dell'utensile deve esercitare per innescare le cricche sopracitate che si propagano nel materiale in direzione ortogonale alle fibre per ottenere il taglio a causa del maggior sostegno alle spalle del materiale da processare. La superficie del petto dell'utensile a contatto con il materiale, come già detto, tende a diminuire, ma l'orientazione del materiale rende più difficoltosa la realizzazione del taglio.

La diversità di valori delle F_p nel *range* di θ da 0° fino a $35^\circ \div 40^\circ$, superiori nel caso dell'utensile con $\gamma=0^\circ$ rispetto a quelli con $\gamma>0^\circ$, può essere spiegata immaginando che la differente geometria del petto dell'utensile, meno acuminato per angoli nulli di spoglia superiore, disagevola la nascita ed il propagarsi delle cricche nel materiale in corrispondenza del tagliente, almeno per questo primo intervallo di θ dove la condizione di orientazione delle fibre è meno favorevole alla realizzazione del taglio. Per quanto riguarda le F_t , ipotizzate dovute maggiormente alla componente normale al fianco dell'utensile (la componente N_f nello schema di scomposizione delle forze in fig. 3.4), nel caso di $\gamma>0^\circ$ dopo i valori di $\theta \approx 10^\circ$ dove si registra il distacco del maxitruciolo relativo alla condizione di taglio parallela alle fibre, esse tendono



ancora ad aumentare e raggiungono i valori massimi a $\theta=30^\circ\div 40^\circ$, non molto elevati. Questo perché fino a tali valori di θ , le fibre non sono nettamente recise dal tagliente e le loro sezioni di taglio si presentano leggermente al di sopra del piano di taglio, ed al ritorno elastico le riporta a contatto con il fianco dell'utensile.

Da questi valori di θ in poi, l'interazione del petto dell'utensile con il materiale da processare lo deforma e danneggia maggiormente (e ciò è testimoniato dall'aumento della F_p), e quindi il contatto successivo del fianco con la superficie lavorata che si sviluppa più al di sotto rispetto alle orientazioni precedenti a seguito del suo ritorno elastico è meno energetico.

Dopo raggiunti i massimi di F_t , la recisione delle fibre grazie alla prima fase di propagazione della cricca in direzione ortogonale avviene con più regolarità, anche se con maggior sforzo normale sul petto dell'utensile come appena descritto.

Questo discorso, trova maggiore validità nel caso dell'utilizzo dell'utensile con angolo di spoglia superiore nullo. Infatti in questo caso si anticipano le condizioni non favorevoli della fase iniziale di propagazione della cricca e quindi di taglio delle fibre come anche registrato dai valori più alti di F_p , ed il fianco dell'utensile per $\theta=15^\circ$ è interessato da maggior interazione con le fibre non recise correttamente, ecco perché anche i valori più alti delle F_t .

Ancora, questo fenomeno ipotizzato dell'abrasività delle fibre sul fianco dell'utensile a causa della loro difficile recisione e del ritorno elastico che porta le loro sezioni di taglio al di sopra del piano di taglio per questi angoli di orientazione si rivela più fondato se si osservano i valori massimi dei grafici delle F_t relative al taglio dei provini in CFRP ottenuti proprio per questo valore di θ e riportati nel capitolo precedente, che come anche analizzato nel caso estremo dell'utilizzo dell'utensile $\gamma=15^\circ$, $\alpha=5^\circ$, inducono alla delaminazione del provino. Quindi come anche in bibliografia [23,32], correttamente si ipotizza che la maggiore usura dell'utensile si ha in corrispondenza dei valori più elevati delle forze di spinta, ed un utensile con angolo di petto nullo dovrebbe usurarsi prima rispetto ad uno con $\gamma>0^\circ$. Queste ultime considerazioni dovrebbero essere analizzate più accuratamente andando a valutare l'usura del labbro dell'utensile per diversi angoli, e notando se davvero il caso peggiore si registra per questi valori di θ , e per utensili con $\gamma=0^\circ$, oltreché intuitivamente per quelli con angolo di fianco minore.



Contemporaneamente a queste considerazioni ipotizzate di interazioni che avvengono sul petto e sul fianco dell'utensile, si può immaginare un'altra spiegazione che induce a tali andamenti delle forze di taglio.

Le forze necessarie al taglio vero e proprio del materiale, indicate con F_{pm} ed F_{tm} nello schema di figura 4.12, escludendo quindi quelle relative agli effetti secondari dovuti all'interazione del fianco dell'utensile con il materiale in lavorazione, possono essere scomposte in direzione parallela F_s (o anche F_1) ed ortogonale alle fibre N_s (o anche F_2), ossia le aliquote relative alle due diverse fasi di avanzamento delle cricche per generare il truciolo.

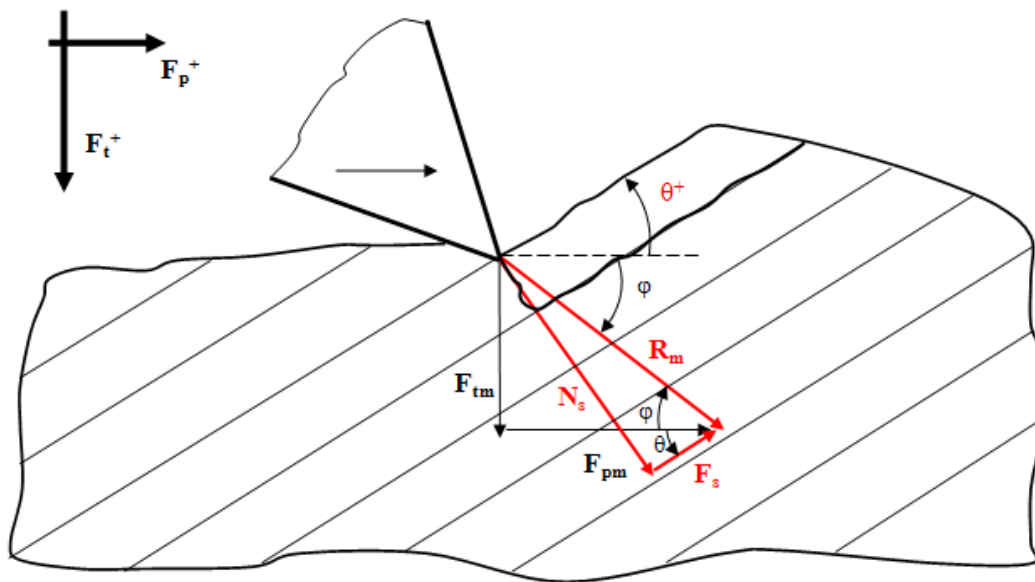


Figura 4.12 – Scomposizione delle forze unicamente necessarie al taglio del materiale in direzione parallela (F_s) ed ortogonale (N_s) alle fibre

La F_s è la forza associata alla seconda fase di propagazione della cricca, che genera il *debonding* del truciolo all'interfaccia fibra matrice, e quindi è di minore entità, essendo legata alle proprietà a taglio interlaminare del composito unidirezionale, rispetto alla componente N_s che invece deve generare l'innesco delle cricche in direzione ortogonale ad esse. Immaginando quindi le componenti di questi diversi pesi, la loro rotazione solidale a quella dell'angolo di orientazione delle fibre, fa sì che per valori di θ prossimi a 15° - 30° la risultante di esse sia rivolta in direzione verticale, e quindi migliora la F_t , e poi ruota in senso antiorario andando verso $\theta=90^\circ$, portandosi più in direzione parallela alla velocità di taglio, e quindi facendo



aumentare la F_p . Queste indicazioni possono essere anche utili nel tentativo di scomposizione delle forze di taglio sul petto dell'utensile.

Ritornando al meccanismo di formazione del truciolo per questo intervallo di orientazione delle fibre, esso trova riscontro anche dalle immagini della superficie lavorata (fig. 4.13), ottenute utilizzando l'utensile $\gamma=30^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $t=0,20\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$. Sin da subito si nota la differente morfologia e qualità rispetto al caso precedente di $\theta=0^\circ$ (fig.4.7c).



a) $\theta = 30^\circ, \gamma=30^\circ, \alpha=15^\circ$



b) $\theta = 60^\circ, \gamma=30^\circ, \alpha=15^\circ$



c) $\theta = 90^\circ, \gamma=30^\circ, \alpha=15^\circ$

Figura 4.13 - Caratteristiche delle superfici lavorate per diversi valori di θ relative all'utensile $\gamma=30^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $t=0,20\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$: a) $\theta=30^\circ$; b) $\theta=60^\circ$; c) $\theta=90^\circ$



Analizzando la superficie lavorata per $\theta=30^\circ$ (fig. 4.13a), essa si presenta principalmente di colore biancastro, perché caratterizzata dalle sezioni recise delle fibre, sfrangiate, che hanno subito leggero *pull out*, intervallate da zone più scure dove fibre e matrice sono state tagliate in modo più regolare.

Le caratteristiche della superficie peggiorano all'aumentare dell'angolo di orientazione delle fibre, come si può notare dalle immagini relative a $\theta=60^\circ$ e $\theta=90^\circ$ (fig. 4,13b,c), dove compare anche un leggerissimo difetto di *burrs* che interessa le fibre delle ultime lamine sul lato destro, più evidente dai corrispettivi ingrandimenti. Inoltre, su queste superfici si possono vedere delle striature corrispondenti ai fasci di fibre di vetro nel senso della trama che sono necessarie alla tessitura del tessuto monodirezionale.

Essi, rispetto alla direzione di taglio sono ad un'orientazione $\theta+90^\circ$, per cui i meccanismi di taglio a cui teoricamente sono soggetti sono quelli caratteristici per $90^\circ < \theta \leq 180^\circ$, ovvio con la diversità di avere materiale di sostegno adiacente orientato diversamente. Infatti, sulla superficie a $\theta=90^\circ$ questi fasci di fibre costituenti la trama sono disposti parallelamente alla direzione di taglio.

Per confrontare le caratteristiche morfologiche delle superfici lavorate al variare dell'angolo di spoglia superiore si riportano le immagini (fig.4.14a,b), a titolo esemplificativo relative a $\theta=90^\circ$, di quelle ottenute dall'impiego degli altri due utensili aventi diversi valori dell'angolo di spoglia superiore γ .

Dalla loro analisi si nota che la morfologia delle superfici appare simile a quella di fig.4.13c, con leggero peggioramento della qualità superficiale registrato nel caso dell'utensile con angolo di petto nullo. Queste stesse considerazioni si possono fare dal confronto delle superfici lavorate con utensili a diverso γ per le altre orientazioni di fibre dell'intervallo in esame.

Ciò, unitamente alla precedente analisi dei grafici delle forze che presentano grossomodo andamenti simili, conferma che il meccanismo di formazione del truciolo per $0^\circ < \theta \leq 90^\circ$ approssimativamente è lo stesso qualunque sia il valore dell'angolo di petto γ dell'utensile, dipendendo principalmente dall'angolo di orientazione delle fibre, e lievi peggioramenti della qualità superficiale derivano dall'impiego di utensili con $\gamma=0^\circ$.

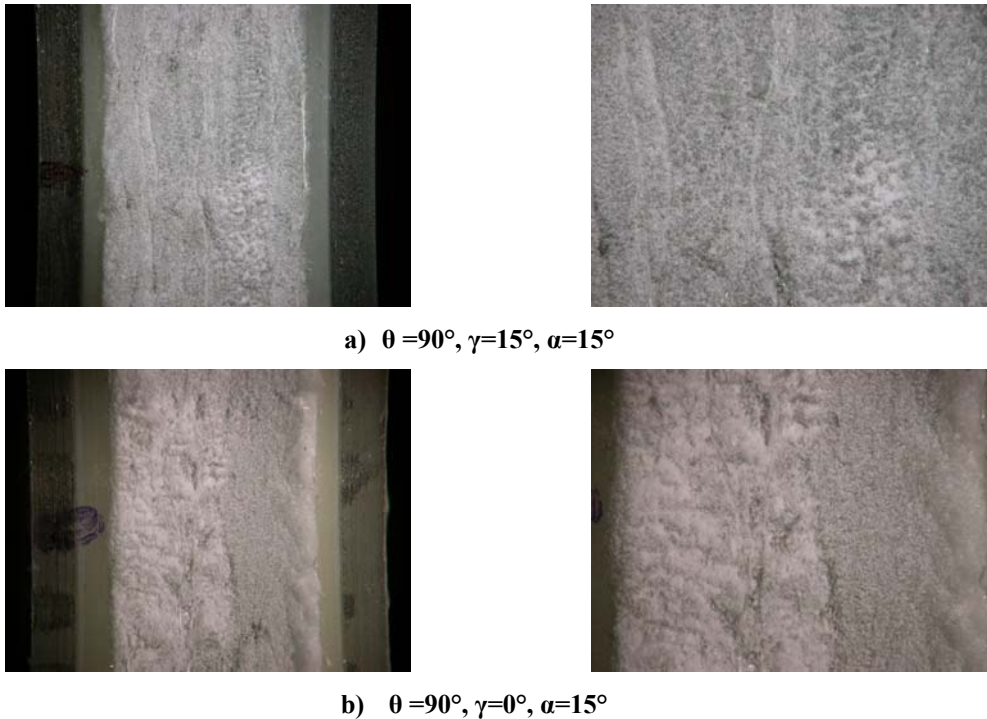


Figura 4.14 - Caratteristiche delle superfici lavorate a $\theta = 90^\circ, \alpha = 15^\circ, t = 0,20 \text{ mm}, V_t = 50 \text{ m/min}$ per gli altri diversi valori di γ : a) $\gamma = 15^\circ$; b) $\gamma = 0^\circ$

Infine, si riporta l'immagine della superficie lavorata, ed il suo ingrandimento, ottenuta impiegando l'utensile con $\gamma = 30^\circ$, e corrispondente sempre all'orientazione $\theta = 90^\circ$, ma relativa al disco non supportato (fig. 4.15).

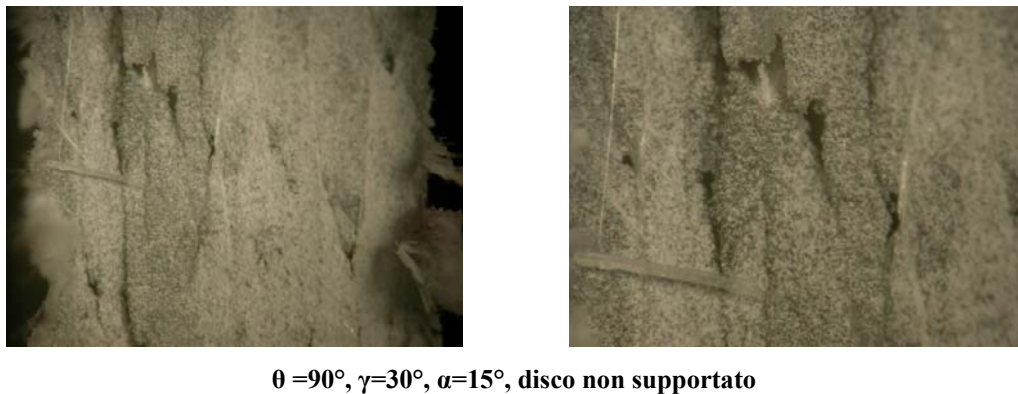


Figura 4.15 - Caratteristiche della superficie lavorata a $\theta = 90^\circ$, utensile $\gamma = 30^\circ, \alpha = 15^\circ$, per $t = 0,20 \text{ mm}, V_t = 50 \text{ m/min}$, disco non supportato

Dall'immagine sono evidenti i difetti di *burrs* che per questa orientazione affliggono fortemente le lamine esterne del provino, e la sua superficie appare più danneggiata rispetto a quella di fig. 4.13b. Ciò è quanto si è evitato eseguendo prove sui particolari dischi supportati dal policarbonato, in modo tale da facilitare e rendere più corrette le analisi relative a tutti gli aspetti del processo di taglio.



4.2.3 - Fibre orientate a $90^\circ < \theta < 180^\circ$

Come già anticipato nel paragrafo introduttivo al capitolo, questa particolare sperimentazione ideata di taglio ortogonale ad alta velocità ha permesso di valutare correttamente non solo gli andamenti delle forze, ma anche il meccanismo di formazione del truciolo e la qualità della superficie lavorata per orientazioni delle fibre anche oltre 90° , eliminando la variabilità associata al verificarsi dei difetti di *burrs* che per queste orientazioni diventano ancora più rilevanti [3,22,24].

In questo intervallo di θ , la modalità di formazione del truciolo è diversa dai casi precedentemente descritti. Con l'avanzamento dell'utensile nel materiale da tagliare, i fasci di fibre, prima di essere recisi, vengono sollevati dal petto dell'utensile. Si verifica, quindi, una prima fase di *debonding* di questi ultimi dalla matrice, con la formazione di cricche che si propagano al di sotto del piano di taglio e seguono la direzione delle fibre (fig. 4.16b).

Così anche per queste orientazioni all'inizio il materiale viene sollecitato da una combinazione di stati di compressione e modo I di carico. Successivamente, all'avanzare del petto dell'utensile i fasci di fibre così leggermente sollevati e separati dalla matrice sono sollecitati a trazione. Ma per questo intervallo di orientazioni oltre i 90° , essi trovano minor supporto del materiale alle spalle rispetto alle condizioni di orientazioni precedenti $0^\circ < \theta < 90^\circ$. Al procedere in avanti del petto, affinché il tagliente possa esercitare l'azione di taglio su questi fasci di fibre, essi devono essere supportati sia posteriormente che lateralmente, altrimenti passano al di sotto dell'utensile senza essere recisi ed escono al di fuori del piano di taglio formando i già citati *burrs*. In questa sperimentazione, con l'aggiunta dei supporti di policarbonato, anche i fasci delle lamine più esterne trovano sostegno laterale nel materiale aggiuntivo e vengono tagliati correttamente.

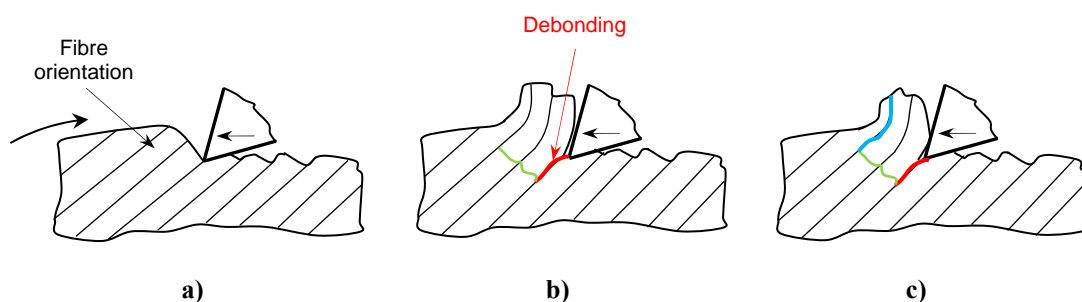


Figura 4.16 – Schema di formazione del truciolo per orientazioni di fibre $90^\circ < \theta < 180^\circ$



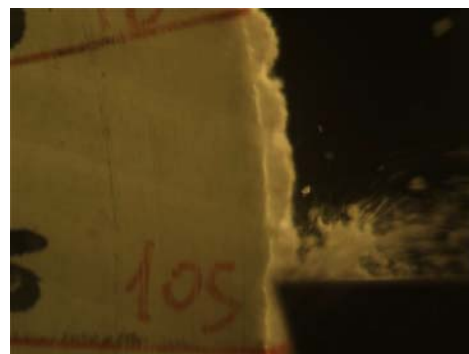
A questo punto le cricche propagatesi in senso ortogonale alle fibre cambiano direzione, si propagano all'interfaccia fibra–matrice separando i trucioli che poi vengono evacuati, seguendo traiettorie non coincidenti con l'angolo di orientazione delle fibre (fig 4.16c). Per questo motivo per questo intervallo di orientazioni di fibre non è più possibile identificare il piano di taglio individuato con l'angolo di taglio coincidente con θ , come per il caso precedente.

Più precisamente, analizzando i grafici delle forze, e le immagini acquisite con la videocamera ad alta velocità, di cui si riportano (fig. 4.17) quelle più nitide, relative alla lavorazione con utensile avente $\gamma=0^\circ$ e $\alpha=15^\circ$, $t=0,20\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$, per differenti angoli di orientazioni delle fibre appartenenti al *range* $\theta=90^\circ\div 180^\circ$, si nota che le condizioni cambiano leggermente prima e dopo $\theta=135^\circ$.

Infatti, nell'intervallo $\theta=90^\circ\div 135^\circ$, il meccanismo di formazione del truciolo avviene così come descritto. Anche per questi valori di θ , il truciolo è molto polveroso e di piccole dimensioni (fig. 4.17a,c,e,g), come per le orientazioni precedenti e prossime a 90° . Anche la morfologia della superficie lavorata, di cui si riportano le immagini relative all'utensile $\gamma=15^\circ$, $\alpha=15^\circ$ (fig. 4.18a,b) non è molto diversa da quella rilevata per $\theta=90^\circ$ (fig.4.14a). Ciò è valido fino ad orientazioni $\theta\approx 135^\circ$ (-45°).



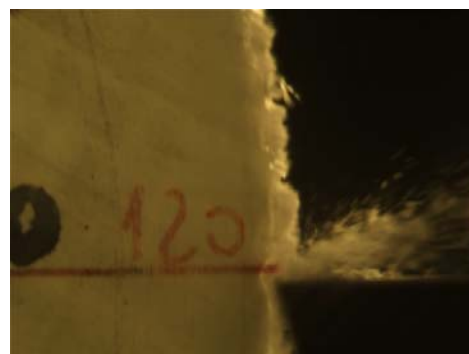
a) $\theta\approx 105^\circ$, $\gamma=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$



b)



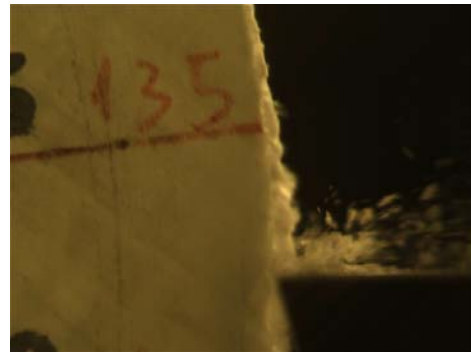
c) $\theta=120^\circ$, $\gamma=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$



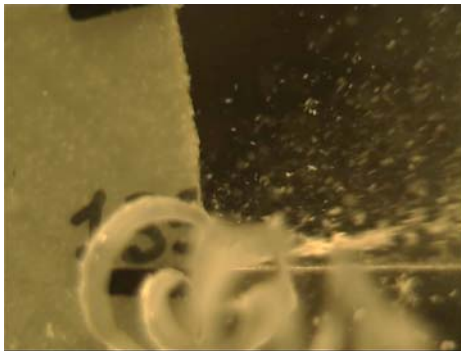
d)



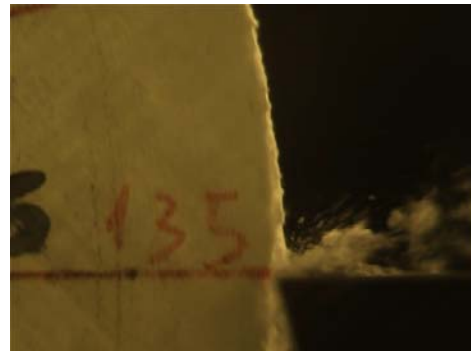
e) $\theta=130^\circ, \gamma=0^\circ, \alpha=15^\circ$



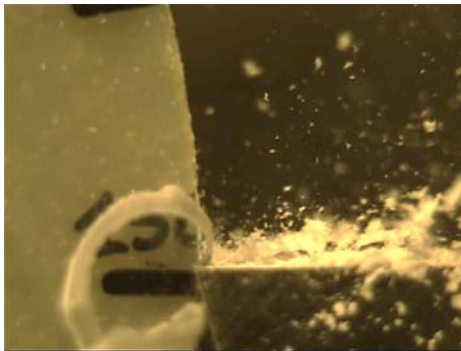
f)



g) $\theta=135^\circ, \gamma=0^\circ, \alpha=15^\circ$



h)



i) $\theta=150^\circ, \gamma=0^\circ, \alpha=15^\circ$



l)



m) $\theta=165^\circ, \gamma=0^\circ, \alpha=15^\circ$



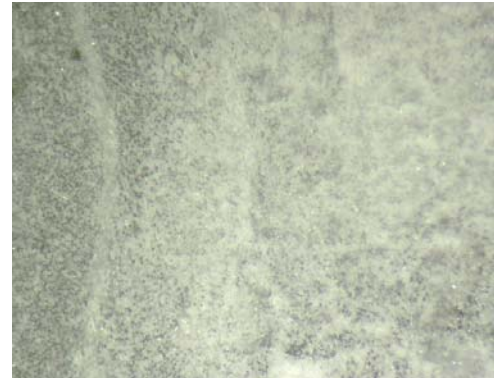
n)

Figura 4.17 - Formazione del truciolo a diverse orientazioni delle fibre per l'utensile $\gamma=0^\circ, \alpha=15^\circ$ per $t=0,20\text{ mm}$, $V_f=50\text{ m/min}$: su provino supportato (a,c,e, g, i, m) e non (b,d,f, h, l, n), per (a,b) $\theta=105^\circ$; (c,d) $\theta=120^\circ$; (e,f) $\theta=130^\circ$; (g,h) $\theta=135^\circ$; (i,l) $\theta=150^\circ$; (m,n) $\theta=165^\circ$



Dopo questo valore di θ la modalità di sviluppo del truciolo cambia leggermente; l'utensile solleva più facilmente i fasci di fibre generando il *debonding* dalla matrice (il modo I di carico è agevolato per queste condizioni di orientazioni, andando sempre più verso $\theta=180^\circ$, dove diviene caratteristico), ed il supporto del materiale retrostante diminuisce di intensità. Le cricche si propagano in direzione perpendicolare all'asse delle fibre leggermente al di sotto del piano teorico di lavorazione, che provocano il taglio, e trucioli più grossolani vengono evacuati (fig.4.17i,m). La morfologia della superficie lavorata (fig. 4.18,d,e) ottenuta per $\theta=150^\circ$, e $\theta=165^\circ$ è a dente di sega. Essa riflette la modalità di formazione del truciolo appena descritto per questa gamma di orientazioni delle fibre.

Dai fotogrammi della lavorazione nel caso del disco non supportato, in particolare dalla fig. 4.17d per $\theta=120^\circ$, oltre all'evidente difetto di *burrs*, si può osservare nettamente la zona di deformazione in prossimità del tagliente (su cui è stato segnato il riferimento) che si sviluppa al di sotto del piano di taglio, da cui poi proseguiranno le cricche in senso ortogonale alle fibre per la loro recisione, e poi si avrà il distacco del truciolo separato dal fascio di fibre successivo.



a) $\theta=105^\circ, \gamma=15^\circ, \alpha=15^\circ$



b) $\theta=120^\circ, \gamma=15^\circ, \alpha=15^\circ$



c) $\theta=135^\circ, \gamma=15^\circ, \alpha=15^\circ$



d) $\theta=150^\circ, \gamma=15^\circ, \alpha=15^\circ$



e) $\theta=165^\circ, \gamma=15^\circ, \alpha=15^\circ$

Figura 4.18 - Caratteristiche delle superfici lavorate per diversi valori di θ relative all'utensile $\gamma=15^\circ, \alpha=15^\circ, t=0,20 \text{ mm}, V_f=50 \text{ m/min}$: a) $\theta=105^\circ$; b) $\theta=120^\circ$, c) $\theta=135^\circ$, d) $\theta=150^\circ$, e) $\theta=165^\circ$

Per una migliore comprensione della descrizione delle caratteristiche morfologiche si riporta una schematizzazione associata alle immagini della superficie lavorata relativa a $\theta=165^\circ$ (fig. 4.18e). Si precisa che l'ingrandimento della superficie di figura 4.19c è stato fatto inclinando leggermente il provino in modo da poter osservare meglio i rilievi presenti sulla superficie questa orientazione.

Con questa rappresentazione è più facile individuare i dorsi dei fasci di fibre lucenti inglobati nella matrice, di colore più scuro, che si sviluppano al di sotto del piano di



taglio, lungo i quali l'avanzamento del petto dell'utensile induce la propagazione iniziale della cricca che li separa dai fasci successivi ed inizia a sollevarli (fig.4.16b). Questa porzione di superficie, è esattamente simile a quella ottenuta nel caso di $\theta=0^\circ$ (fig. 4.7 ad esempio), essendo anch'essa generata dal modo I di carico lungo la direzione parallela alle fibre. A seguire, le zone biancastre, sono le sezioni di taglio del fascio di fibre successivo da cui si è sviluppato il truciolo, non uniformemente recise e sfrangiatesi dalla matrice al passaggio dell'utensile, quindi la loro riflettività denota la colorazione bianca. A valle di questa descrizione la morfologia della superficie a dente di sega è ora più intuibile dalle immagini.

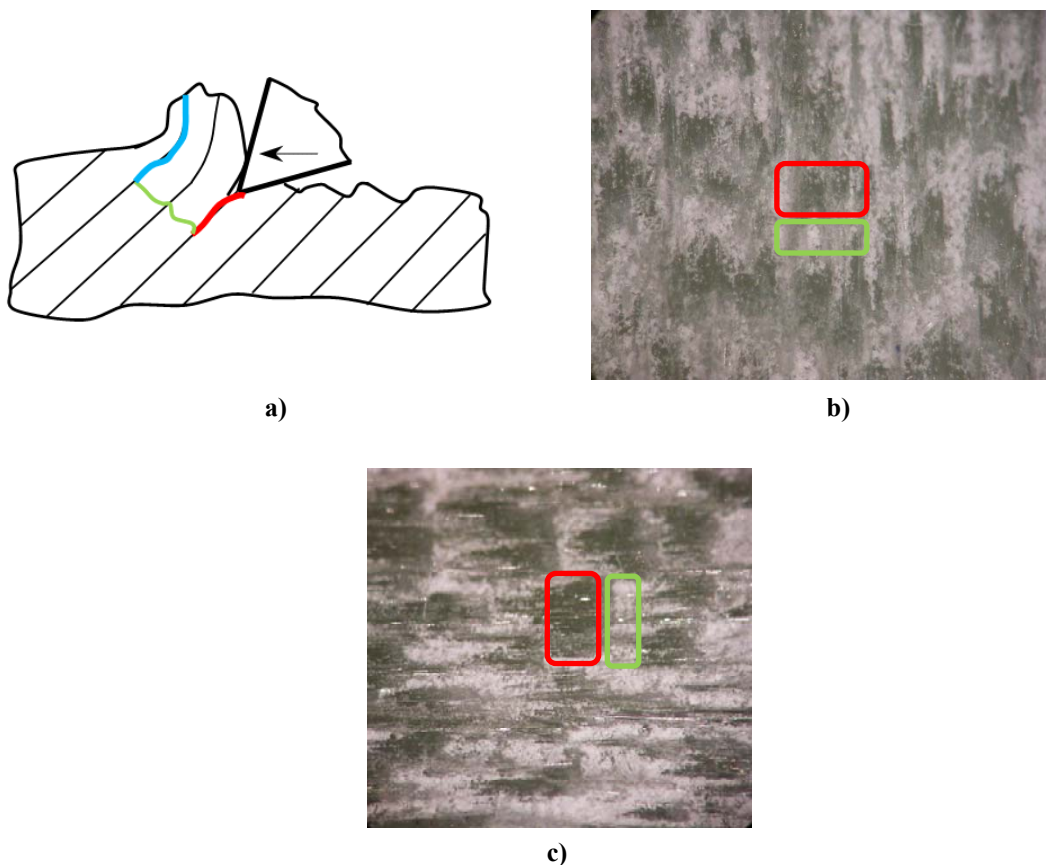


Figura 4.19 - Schematizzazione associata all'immagine della superficie lavorata relativa a $\theta=165^\circ$ (fig. 4.18e) con l'utensile $\gamma=15^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $t=0,20\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$

Il meccanismo di formazione di truciolo appena descritto, e le leggere differenze prima e dopo $\theta=135^\circ$, sono confermate dall'analisi degli andamenti delle forze di taglio registrate in questo intervallo di θ e riportate nel grafico di figura 4.3, impiegando utensili di diverso angolo di spoglia superiore.

Osservando gli andamenti delle F_p relative all'impiego di utensili con $\gamma>0^\circ$, a partire da $\theta=90^\circ$ fino a $\theta\approx 135^\circ$ esse assumono valori e sono caratterizzate da oscillazioni ad



alta frequenza pressoché simili a quelle registratisi nel *range* precedente $\theta=75^\circ\div 90^\circ$, riflettendo modalità, anch'esse analoghe, di taglio fortemente discontinuo e la generazione di trucioli molto polverosi. Ciò è dovuto al fatto che, se pur si ha il passaggio ad orientazioni successive a $\theta=90^\circ$ caratterizzate dal diverso teorico meccanismo di formazione del truciolo, in sostanza le condizioni di taglio rimangono le stesse ed la transizione alla differente modalità di taglio è graduale, come conferma anche l'analisi delle caratteristiche della superficie lavorata per queste orientazioni che sono sostanzialmente le stesse di quelle ottenute per $\theta=90^\circ$ come prima esposto.

L'andamento delle F_p relativo all'utensile con angolo di petto nullo, anche in questo intervallo di θ in analisi, è leggermente differente al caso $\gamma>0^\circ$. Infatti, a partire da $\theta=115^\circ$ sino a $\theta=135^\circ$, i valori delle forze sono più elevati e caratterizzati da oscillazioni di maggiore ampiezza. Questo testimonia sempre la maggiore difficoltà dell'utensile meno acuminato che non riesce a recidere correttamente i fasci di fibre dopo averli sollevati, che si sfrangiano dalla matrice e si ottengono i caratteristici difetti di *pull out*. Anche l'analisi di confronto delle immagini delle superfici lavorate per i diversi valori di γ e per $\theta=120^\circ$ (fig. 4.20a,b), evidenzia questa leggera differenza morfologica dovuta alla presenza del difetto di *pull out* delle fibre visibile nella parte superiore dell'immagine della superficie lavorata relativ all'utensile $\gamma=0^\circ$.

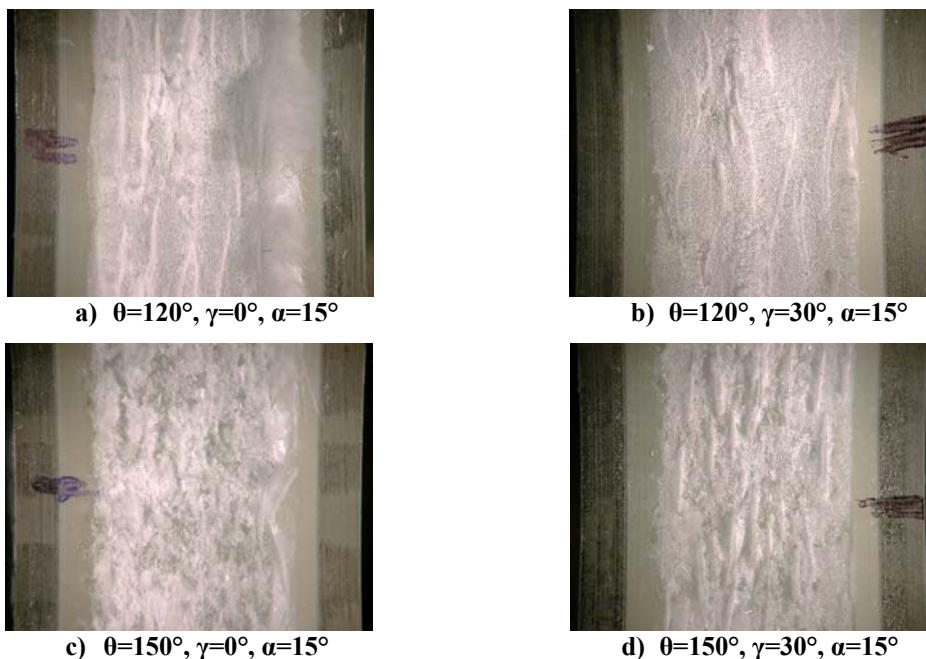


Figura 4.20 - Caratteristiche delle superfici lavorate (a,b) a $\theta=120^\circ$ e (c,d) a $\theta=150^\circ$, per $\alpha=15^\circ$, $t=0,20\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$ per gli altri diversi valori di γ : (a,c) $\gamma=15^\circ$; (b,d) $\gamma=0^\circ$



Da queste immagini (fig. 4.20a,b) si può più facilmente notare la presenza delle striature di colore biancastro relative allo sfrangiamento dei fasci di fibre costituenti la trama e soggetti a modalità di taglio $\theta+90^\circ$ rispetto al caso studiato, come evidenziato anche nel paragrafo precedente.

Per valori di $\theta>135^\circ$, entrambe le curve delle F_p riportate nel grafico 4.3 e relative agli utensili con diverso γ iniziano a diminuire repentinamente verso i loro valori minimi, raggiunti per $\theta=165^\circ$ nel caso di $\gamma=0^\circ$ e per $\theta=175^\circ$ con utensili aventi $\gamma>0^\circ$, come descritto nel paragrafo relativo a $\theta=0^\circ$.

Questa riduzione delle forze principali è dovuta proprio alle condizioni di orientazione delle fibre (schema di fig. 4.16b) che agevolano il taglio essendo più bassi i valori di resistenza a taglio interlaminare del materiale, favorendo il *debonding* dei fasci di fibre che hanno minor supporto alle spalle e verranno poi recisi come già ampiamente descritto precedentemente. Inoltre, le tre diverse curve per $\theta=135^\circ\div 165^\circ$ relative ai differenti γ , si sovrappongono, a testimoniare che per questo intervallo di orientazioni non si registrano differenze per quanto riguarda il meccanismo di formazione del truciolo.

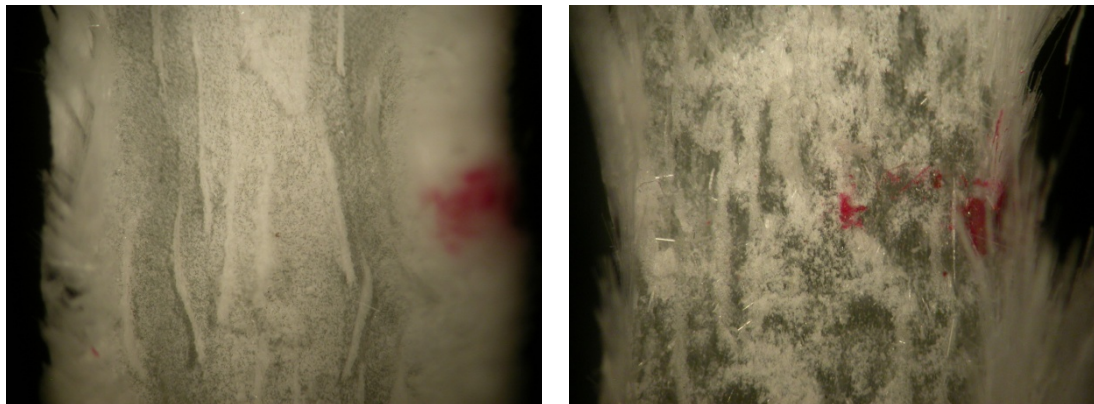
Similmente le curve delle F_t presentano un andamento sempre decrescente a partire dall'inizio dell'intervallo in analisi $\theta=90^\circ$, fino a raggiungere i valori minimi per angoli θ coincidenti a quelli dove si registrano i minimi per le F_p , essendo sempre minore l'interazione del fianco dell'utensile con la superficie lavorata che tende sempre più a svilupparsi al di sotto del piano di taglio fino a questi angoli θ .

Inoltre, la difficoltà di corretta recisione delle fibre nel caso di utilizzo dell'utensile con angolo $\gamma=0^\circ$ meno acuminato rispetto a quelli con $\gamma>0^\circ$, si traduce in una superficie lavorata più irregolare, e quindi in una maggiore interazione del fianco dell'utensile, pur caratterizzato dallo stesso valore dell'angolo di spoglia inferiore, e porta a registrare valori più alti delle forze F_t rispetto a quelli misurati impiegando utensili con angolo di spoglia superiore positivo. Anche analizzando le immagini relative alle superfici lavorate riportate in figura 4.20 per $\theta=150^\circ$, si può notare qualitativamente il leggero peggioramento della qualità del taglio utilizzando utensili con $\gamma=0^\circ$ rispetto a γ positivi, ferma restante la stessa modalità di formazione del truciolo.

In ultimo si vogliono riportare due immagini esemplificative (fig.4.21) delle superfici lavorate dei dischi non supportati per le orientazioni delle fibre $\theta=120^\circ$ e $\theta=150^\circ$,



ottenute impiegando l'utensile con $\gamma=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $t=0,20\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$, i cui fotogrammi della lavorazione sono stati riportati precedentemente (fig. 4.17d,l).



a) $\theta=120^\circ$, $\gamma=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$

b) $\theta=150^\circ$, $\gamma=30^\circ$, $\alpha=15^\circ$

Figura 4.21 - Caratteristiche delle superfici lavorate relative all'utensile $\gamma=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $t=0,20\text{ mm}$, $V_t=50\text{ m/min}$: per due diversi valori di θ a) $\theta=120^\circ$; b) $\theta=150^\circ$; provino non supportato

Queste immagini confermano la forte presenza dei difetti di *burrs* rispetto alle superfici corrispettive (fig. 4.20a,c) dei dischi supportati, specialmente in quest'ultimo intervallo di orientazione delle fibre esaminato, come già si poteva osservare dai fotogrammi del processo. Senza lo stratagemma dell'aggiunta degli strati di policarbonato a sostegno laterale dei dischi che si è adottato in questa nuova sperimentazione di taglio ortogonale ad alta velocità, di sicuro tali difetti avrebbero impedito l'analisi dei vari aspetti della lavorazione in questo *range* di θ , come in tutti gli altri lavori precedenti.

4.3 ANALISI DELLA RUGOSITÀ SUPERFICIALE

A completezza dello studio inerente la qualità del taglio e l'influenza dei parametri geometrici dell'utensile su di essa, che nei precedenti paragrafi già è stato affrontato sulla base di dati qualitativi ovvero le immagini acquisite al microscopio delle superfici lavorate a varie orientazioni θ , in corrispondenza di quest'ultime è stata anche rilevata la rugosità media aritmetica (R_a secondo ISO 4287/1), misurandola lungo la direzione dello spessore del disco, e solo per il tratto corrispondente al GFRP unidirezionale, per le prove del piano sperimentale completo che vede coinvolti tutti gli angoli caratteristici dell'utensile, ma solo per il valore più alto della profondità di passata prevista $t=0,20\text{ mm}$.



Per la sua rilevazione è stato utilizzato il profilometro *Taylor Hobson* mod. *Taylor Surf 50*, disponibile presso il laboratorio del D.I.C.MA.P.I.. Il valore di *cut-off* scelto è stato pari a $0,8\text{ mm}$ e la lunghezza di valutazione pari a $3,2\text{ mm}$ (per i limiti dello spessore del provino relativi alla sola zona di interesse centrale in GFRP UD di circa 4 mm). Tre misurazioni sono state effettuate per ogni condizione sperimentale, ed i risultati sono stati mediati.

Impedendo la generazione dei *burrs*, l'incertezza dei dati misurati, anche di R_a , a causa della variabilità del difetto è stata eliminata, così da facilitare la loro acquisizione e successiva analisi, anche per l'intervallo di orientazione delle fibre più ostico oltre $\theta=90^\circ$.

In figura 4.22 si riporta il grafico dei valori misurati della rugosità media aritmetica R_a in funzione dell'orientazione delle fibre, al variare dell'angolo del petto dell'utensile, per l'angolo di spoglia $\alpha=15^\circ$.

Quindi questi valori sono esattamente corrispondenti alle prove le cui forze misurate sono riportate nel grafico di fig. 4.3, analizzato accuratamente nei paragrafi precedenti. Si precisa che considerazioni simili si possono estrapolare dall'analisi dei grafici dei valori di R_a riportati al variare di γ e relativi agli altri valori dell'angolo di fianco.

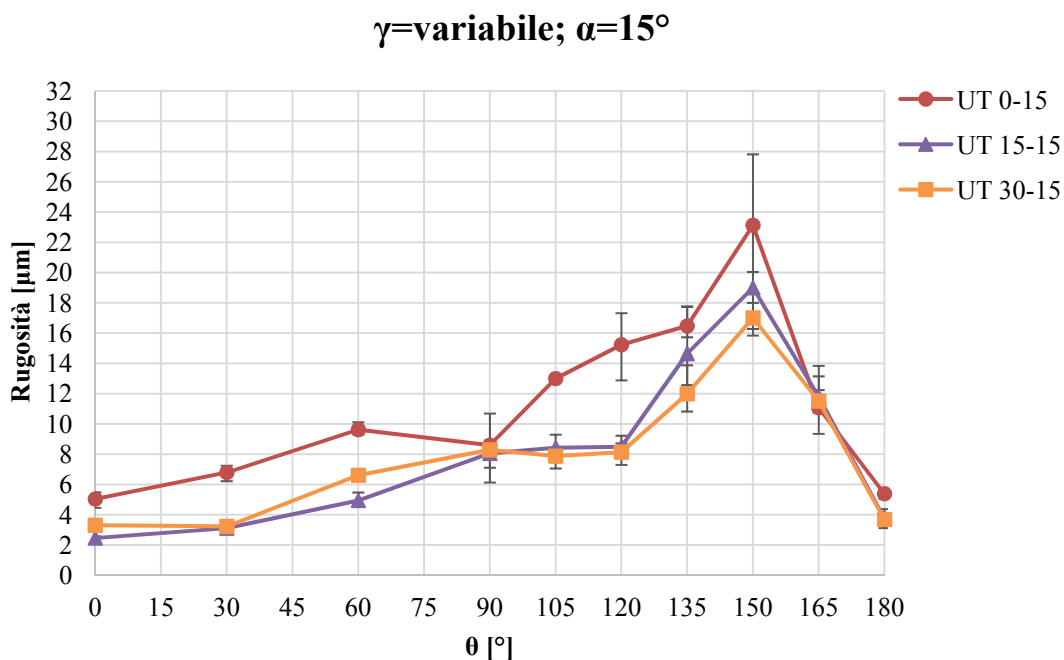


Figura 4.22 -Valori di R_a al variare dell'angolo di orientazione delle fibre θ e per differenti angoli di spoglia superiore γ , per $\alpha=15^\circ$, $t=0,2\text{ mm}$, $V_f=50\text{ m/min}$



A questo punto, dopo aver analizzato il meccanismo di formazione del truciolo, gli andamenti delle forze registrate, e le immagini della superficie lavorata, è facile spiegare queste tendenze di R_a .

La prima osservazione da fare è che anche in questo caso il parametro che maggiormente influenza l'andamento di R_a è l'orientazione delle fibre. Ciò era prevedibile, essendo R_a l'indice della qualità della morfologia della superficie lavorata, strettamente legato alla modalità di formazione del truciolo, che dipende principalmente da θ , come anche evidenziato dai grafici delle forze precedentemente presentati, e solo per $\theta=0^\circ$ è influenzato anche dall'angolo del petto dell'utensile.

Ad esempio, analizzando il grafico dei valori della R_a riportati in funzione di θ e relativi all'utilizzo dell'utensile $\gamma=15^\circ$, $\alpha=15^\circ$, il valore più basso si è registrato per l'angolo di l'orientazione delle fibre $\theta=0^\circ$, pari a $2,5 \mu m$. Esso corrisponde alla superficie lavorata generata in seguito alla propagazione della cricca longitudinale principale (fig. 4.2) come descritto in precedenza. Ciò conferma la maggiore regolarità e qualità di taglio che si ottiene per questo valore di θ .

Da questo valore in poi l'andamento delle R_a sale fino a valori prossimi a $8 \mu m$ in corrispondenza di $\theta=90^\circ$, attestando il peggioramento qualitativo della superficie lavorata (fig. 4.13a), all'aumentare dell'angolo di orientazione delle fibre.

Anche se il taglio del materiale avviene secondo lo stesso meccanismo di formazione del truciolo per questo intervallo di $0^\circ < \theta \leq 90^\circ$, come descritto nel paragrafo precedente, il grafico corrispondente della forza principale F_p evidenzia la difficoltà dell'utensile nel realizzare l'asportazione del materiale, che richiede valori della forza sempre più elevati, generando difetti sub-superficiali più estesi e la qualità di taglio va sempre a peggiorare.

Per l'intervallo $90^\circ < \theta < 135^\circ$, come già illustrato nell'analisi del meccanismo di formazione del truciolo ed esaminando il grafico delle forze di taglio di fig. 4.3, le condizioni sono simili al caso di $\theta=75^\circ \div 90^\circ$, se non per la tendenza dell'utensile a sollevare le fibre prima del taglio, ed in particolare la F_p è influenzata da oscillazioni di frequenza più elevata. Per questo motivo anche i valori di R_a registrati per $\theta=105^\circ$ e $\theta=120^\circ$, non possono che essere simili.

Come evidente dalla immagine (fig. 4.16c) della superficie lavorata per $\theta=135^\circ$ precedentemente riportata, il peggioramento della qualità del taglio ed i corrispettivi valori di R_a tendono ad aumentare. Il picco più alto di R_a si osserva per $\theta=150^\circ$, dove



si sono registrati anche gli scarti maggiori. Da questo valore in poi, tende a diminuire fino a ritornare al suo valore minimo per $\theta=180^\circ$ (0°).

I valori di R_a che si registrano per quest'ultimo intervallo di θ , altro non sono che dati quantitativi della morfologia della superficie lavorata (fig. 4.16) dalla caratteristica forma a dente di sega, ottenuta per queste orientazioni e come analizzata precedentemente, che si sviluppa al di sotto del piano teorico di taglio.

Dal grafico in fig. 4.22 si osserva che per utensili con angolo di spoglia superiore diverso da 15° la tendenza dei valori delle R_a è in generale simile. In particolare, impiegando l'utensile con $\gamma=30^\circ$, i dati relativi di R_a quasi si sovrappongono a quelli misurati nel caso dell'utensile con $\gamma=15^\circ$, e questo rafforza ancora di più la teoria che il meccanismo di taglio è uguale per gli utensili con angoli di spoglia positivi.

Lievi differenze in termini di valori più elevati di R_a , per alcune orientazioni, sono state registrate utilizzando utensili con angolo di petto $\gamma=0^\circ$. In particolare, nel caso di $\theta=0^\circ$, dall'analisi visiva di confronto delle superfici lavorate impiegando quest'ultimo utensile e quello con $\gamma=15^\circ$ (fig. 4.7) non sono state osservate chiare differenze morfologiche, ma l'aumento della rugosità certifica la diversa modalità di formazione del truciolo che per $\gamma=0^\circ$ prevede la formazione di varie cricche longitudinali distribuite nel materiale e non di una sola principale che si sviluppa in corrispondenza del tagliente nel caso di utensile con angolo di petto positivo.

Inoltre, valori leggermente superiori di R_a nel caso di utensili con $\gamma=0^\circ$ si ottengono per orientazioni successive, attestando la maggiore difficoltà di questo utensile a penetrare nel materiale e generare il taglio delle fibre. Questo va a confermare anche i valori più alti misurati delle forze necessarie per il taglio, e l'aumento di difetti ed irregolarità che danneggiano maggiormente la superficie lavorata.

Infatti, un leggero peggioramento della qualità del taglio in termini di R_a è stato registrato per valori di θ prima e dopo i 90° . Questo è in perfetto accordo con l'analisi dei grafici di forze di fig. 4.3 al variare dell'angolo del petto, in cui si sono osservate differenze delle forze di taglio, in particolare di valori della F_p , più elevati nel caso di utensili con $\gamma=0^\circ$ in questi intervalli di orientazione delle fibre, mentre andamenti e valori simili sono stati registrati impiegando utensili con angolo di taglio positivo.

Quindi le differenze e le analogie presenti nel grafico delle forze di taglio per differenti γ (fig. 4.3) trovano esatto riscontro con questo grafico corrispettivo dei valori di R_a misurati (fig. 4.22), e confermano la leggera influenza dell'angolo di



spoglia superiore non tanto nel meccanismo di formazione di truciolo quanto sulla qualità superficiale.

Di seguito si riporta il grafico (fig. 4.23) relativo ai valori di R_a al variare di θ , per differenti valori dell'angolo α dell'utensile, per $\gamma=0^\circ$. Anche per questo caso studio, considerazioni simili si possono fare dall'analisi dei grafici dei valori delle R_a relativi agli altri valori dell'angolo di petto.

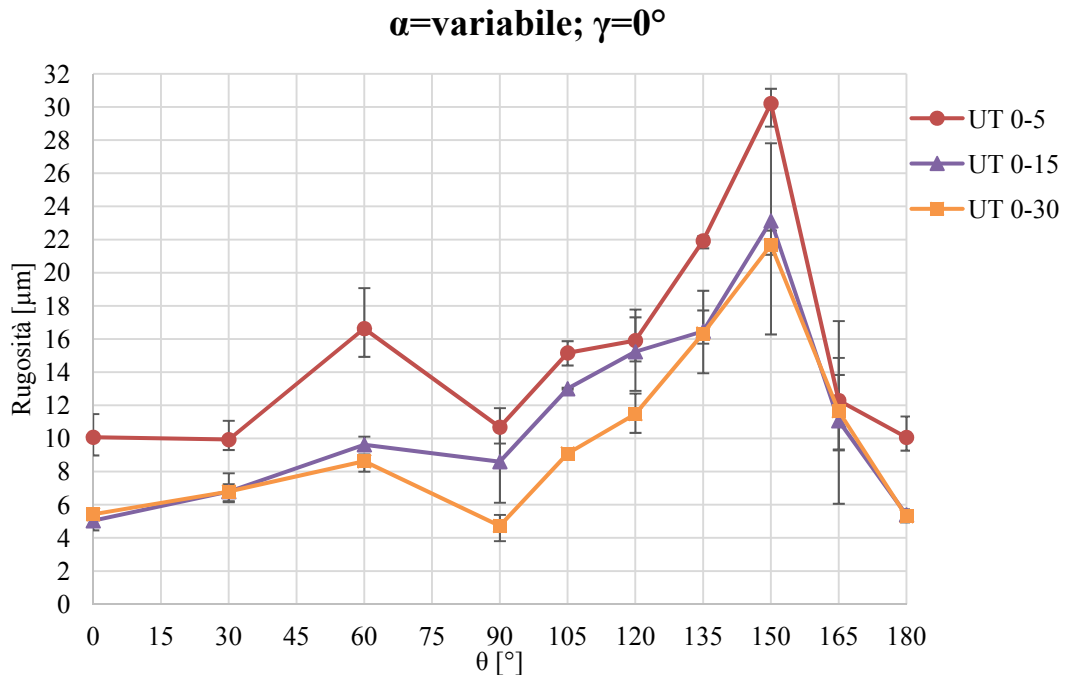


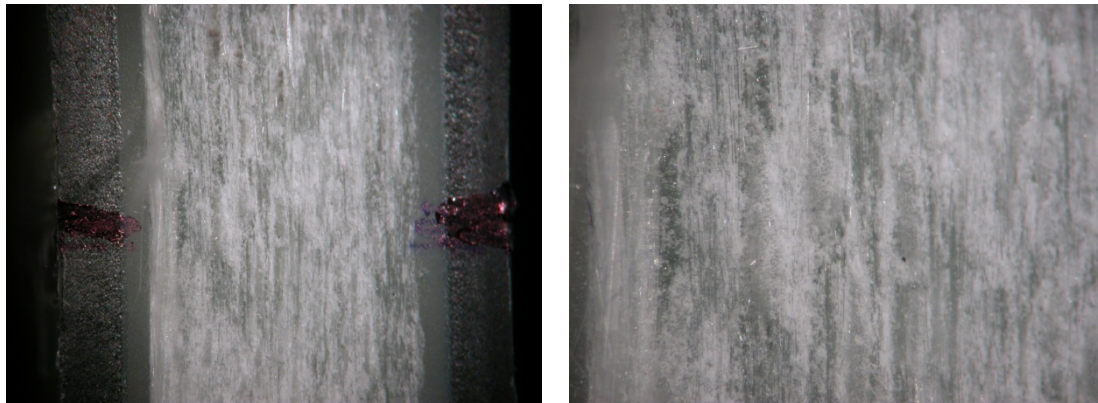
Figura 4.23 - Valori di R_a al variare dell'angolo di orientazione delle fibre θ e per differenti angoli di spoglia inferiore α , per $\gamma=0^\circ$, $t=0,20$ mm, $V_f=50$ m/min

Innanzitutto anche dall'osservazione di questo grafico, si può affermare che i trend dei valori della R_a sono grossomodo gli stessi misurati per tutti e tre gli utensili con diverso valore di α .

Quindi è confermata la differenza di andamento dei valori di R_a relativi all'utensile con $\gamma=0^\circ$, rispetto a quelli $\gamma>0^\circ$ riportati nel grafico di fig. 4.22.

Nei precedenti paragrafi non si è analizzata l'influenza dell'angolo del fianco sulla modalità di formazione del truciolo, perché come riportato in bibliografia e confermato dalle osservazioni effettuate durante la sperimentazione completa, tale parametro non ha influenza.

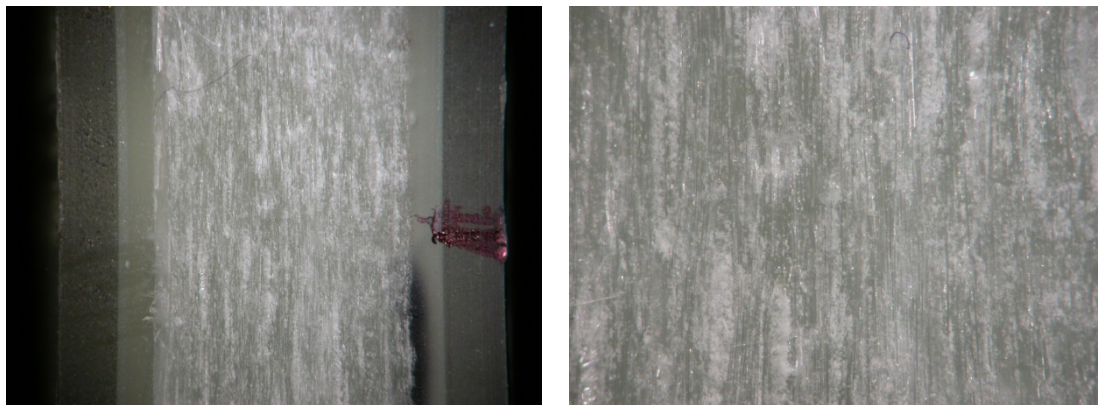
Anche la superficie lavorata ottenuta dall'impiego degli utensili con diverso angolo α apparentemente presenta caratteristiche morfologiche simili, si vedano ad esempio le immagini (fig. 4.24) delle superfici lavorate relative a $\theta=0^\circ$ per i tre diversi utensili.



a) $\theta = 0^\circ, \gamma = 0^\circ, \alpha = 5^\circ$



b) $\theta = 0^\circ, \gamma = 0^\circ, \alpha = 15^\circ$



c) $\theta = 0^\circ, \gamma = 0^\circ, \alpha = 30^\circ$

Figura 4.24 - Caratteristiche delle superfici lavorate per diversi valori di α , $\gamma = 0^\circ$, $t = 0,20$ mm, $V_c = 50$ m/min, relative alla orientazione delle fibre $\theta = 0^\circ$: a) $\alpha = 5^\circ$; b) $\alpha = 15^\circ$; c) $\alpha = 30^\circ$

Ma al variare dell'angolo α cambia l'interazione del fianco dell'utensile con esse, come anche ipotizzato nell'analisi dei grafici delle forze al variare di questo parametro geometrico riportati nel capitolo precedente.

In particolare, facendo riferimento al grafico di fig. 3.12 riportato nel capitolo precedente, si osservava che al diminuire di α si registravano valori delle forze di



taglio più elevati, dovuti al contatto più deciso del fianco dell'utensile con la superficie lavorata. E solo nell'intorno di $\theta=165^\circ$ si raggiungevano valori simili.

Il grafico in figura 4.23 non fa altro che confermare questa teoria, che associa ai valori più elevati delle forze di taglio misurati per più bassi valori dell'angolo α , una maggiore interazione del fianco dell'utensile sulla superficie già lavorata e quindi danneggiamenti più ingenti, testimoniati da valori di R_a superiori. Un esempio di conferma è proposto dal confronto delle immagini di fig. 4.24 relative alle superfici lavorate a $\theta=0^\circ$ per diversi α , dove si può intuitivamente osservare il leggero peggioramento della qualità superficiale ottenuto dall'impiego dell'utensile con $\alpha=5^\circ$ rispetto a quelli con valori di α più elevati, confermato dai diversi valori di R_a riportati nel grafico 4.23.

In conclusione, la perfetta correlazione tra le variazioni dei valori registrati delle forze ed i valori di R_a al variare dei parametri geometrici dell'utensile supporta la teoria che una perfetta analisi delle forze di taglio, del meccanismo di formazione del truciolo, e della qualità superficiale deve essere eseguita analizzando contemporaneamente i grafici delle forze, le immagini del meccanismo di formazione del truciolo, della superficie lavorata ed i dati quantitativi della qualità del taglio, come è stato fatto accuratamente in questo lavoro.



CONCLUSIONI

I risultati ottenuti dall'ampia campagna sperimentale eseguita hanno permesso di valutare contemporaneamente tutti gli aspetti del processo di taglio ortogonale nei materiali compositi ad alta velocità.

Dalle prove effettuate sui provini in vetroresina unidirezionale con e senza supporti in policarbonato, è stato possibile analizzare il fenomeno della formazione dei *burrs*. Tali difetti si presentano maggiormente per orientazioni prossime e successive alla condizione di taglio ortogonale alle fibre, e per profondità di passate e per valori dell'angolo di spoglia superiore più elevati.

Essi comportano una riduzione delle forze necessarie alla lavorazione, perché non consentono il corretto e completo taglio delle fibre.

Verificata la validità del metodo adottato per impedire la nascita di questi difetti, dall'analisi contemporanea dei grafici delle forze di taglio registrate, delle immagini della lavorazione acquisite mediante videocamera ad alta velocità, e dei dati qualitativi e quantitativi della morfologia superficiale, è stato possibile esaminare e comprendere il meccanismo di formazione di truciolo per tutti gli angoli di orientazione delle fibre, anche oltre $\theta=90^\circ$, di cui pochi risultati sono a disposizione in bibliografia.

Dall'esame dei risultati delle prove di taglio relative ai diversi materiali si possono trarre le seguenti conclusioni:

- gli andamenti delle forze, così come il meccanismo di formazione di truciolo e la qualità superficiale, sono fortemente dipendenti dall'angolo di orientazione delle e fibre, meno dagli altri parametri;
- entrambe le forze di taglio principali e verticali aumentano al crescere della profondità di passata, e risultano essere funzione lineare di tale parametro (in particolar modo le forze principali);
- l'utilizzo di utensili con angoli di spoglia superiore positivi comporta una diminuzione dei valori delle forze necessarie al taglio del materiale, e facilita la recisione delle fibre, migliorando la qualità superficiale;



- utensili con angolo di spoglia inferiore più basso sono soggetti a maggiore interazione del fianco con la superficie lavorata e quindi inducono a valori delle forze di taglio, specie quelle verticali, più elevati; in tal modo si anticipa la formazione del labbro di usura sul fianco dell'utensile, peggiorando la qualità superficiale;
- le forze necessarie alla lavorazione della carboresina unidirezionale sono più elevate rispetto al caso del taglio della vetroresina, pur verificati i loro andamenti simili legati allo stesso meccanismo di formazione di truciolo. In particolare valori molto elevati delle forze verticali sono stati misurati per i provini in CFRP UD, dovuti alla forte interazione del fianco dell'utensile con il materiale, che per le prove a più alte profondità di passata hanno indotto alla delaminazione del provino, impossibilitandone la prosecuzione.

Dai dati della sperimentazione eseguita sui provini in vetroresina MAT unifilo, è stata possibile una più semplice ed intuitiva analisi che ha condotto alla validazione di uno schema di scomposizione delle forze di taglio sulla base di alcune considerazioni ipotizzate, la cui verifica è da estendere ai risultati relativi all'unidirezionale. Ciò, potrà condurre alla stesura di un modello analitico previsionale delle forze basato sui meccanismi di formazione di truciolo la cui piena comprensione è stata offerta proprio dalla sperimentazione condotta in questo lavoro. A tal riguardo si prevedono di eseguire prove speciali di tranciatura, la cui campagna sperimentale è già partita, atte a fornire caratteristiche di resistenza del materiale associabili direttamente alle forze di taglio.

Infine, si sottolinea che questi risultati costituiscono non solo una base scientificamente valida per l'ottimizzazione della nuova proposta di geometria di punta (domanda di brevetto N° ITNA20110038) per forare i materiali compositi realizzata parallelamente a questo studio, ma forniscono altresì informazioni fondamentali utili per ottimizzare tutti i processi di asportazione di truciolo mediante utensili tradizionali.



BIBLIOGRAFIA

- [1] H. Takeyama, N. Iijima, “*Machinability of glassfiber reinforced plastics and application of ultrasonic machining*”, Annals of CIRP, 37, 1988, 93-96.
- [2] Ho-Cheng H., and Daran C. K. H., “*Delamination During Drilling in Composite Laminates*”, ASME Journal of engineering for Industry, Aug., Vol. 112, 1990, pp. 236-239.
- [3] D. Arola, M. Ramulu, D.H. Wang, “*Chip formation in orthogonal trimming of graphite/epoxy composite*”, Composites Part A, 27A, 1996, 121-133.
- [4] N. Bhatnagar, N. Ramakrishnan, N.K. Naik, R. Komanduri, “*On the machining of fiber reinforced plastic (FRP) composite laminates*”, Int. J. Mach. Tools Manuf., 35, 1995, 701-716.
- [5] Khashaba U.A., “*Delamination in drilling GFR-thermoset composites*”, Composites Structures, 2004; 63 (3-4): 313 327.
- [6] Jain S., and Yang D.C.H., “*Effect of Feedrate and Chisel Edge on Delamination in Composite Drilling*”, Processing and Manufacturing of Composite Materials, Winter Ann. Meet. of ASME, Atlanta, Dec. 1-6, 1991, pp.37-51.
- [7] A.M. Abrão, P.E. Faria, J.C. Campos Rubio, P. Reis, J.P. Davim, “*Drilling of fiber reinforced plastics: A review*”, J. Mater. Proc. Technol., 186, 2007, 1-7.
- [8] Jain S., Yang D.C.H. “*Delamination - Free Drilling of Composite Laminates*”, Journal of Engineering for Industry, 1994; 116: 475-481.
- [9] Tsao C.C., “*Experimental study of drilling composite materials with step-core drill*”. Materials and Design 2008; 29: 1740-1744.
- [10] Khashaba U.A., “*Delamination in drilling GFR-thermoset composites*”, Composites Structures, 2004; 63 (3-4): 313 327.
- [11] A. Langella, L. Nele, A. Maio, “*A torque and thrust prediction model for use in composite materials drilling*”, Composites Part A, 36, 2004, 83 – 93.
- [12] D.F. Galloway, “*Some experiments on the influence of various factors on drill performance*”, Trans. ASME, 79 (1957) 191–237.



- [13] W.R. Russell, “*Drill design and drilling conditions for improved efficiency*”, ASTME Paper No. 397 (1962) 62.
- [14] Marques A.T., Durão M.L., Magalhães A.G., Silva J.F., Travares. “*Experimental study of drilling glass fiber reinforced plastics (GFRP) manufactured by hand lay-up*”. Composites Science and Technology 2009; 69: 2376-2382.
- [15] Piquet R., Ferret B., Lachaud F., Swider P., “*Experimental analysis of drilling damage in thin carbon/epoxy plate using special drills*”, Composites Part A, 2000; 31: 1107-1115.
- [16] A. Langella, L. Nele, A. De Lumè, G. Villani, “*Experimental evaluations for the characterization of a new tool for fibrous composite materials drilling*”, proceedings of X Convegno AITeM, 12-14 Settembre 2011, Napoli, Italia.
- [17] I. Crivelli Visconti, D. Bouchè, F. Capece Minutolo. “*Tecnologie di produzione meccanica – Vol.2*”. Edizioni Cremonese, 1994.
- [18] P.M. Rao. “*Manufacturing technology: metal cutting and machine tools*”. 2000.
- [19] M. Santochi, F. Giusti, “*Tecnologia meccanica e studi di fabbricazione*”. Casa editrice Ambrosiana, 2000.
- [20] H. Hocheng, “*Machining technology for composite materials – principles and practice*”, Woodhead Publishing, 2012.
- [21] G. Caprino, L. Santo, I. De Iorio, “*Chip Formation Mechanisms in Machining Unidirectional Carbon Fibre Reinforced Plastics*”, Acts III AITEM Conf, Salerno, Italy, Sept 17-19, 1997, 65-72.
- [22] V. Lopresto, L. Santo, G. Caprino, I. De Iorio, “*Mechanisms of chip generation in orthogonal machining of unidirectional carbon fibre reinforced plastics*”, Proc. PRIME 2001, Sestri Levante, Italy, June 20-22, 2001, 81-86.
- [23] A. Koplev, A. Lystrup, T. Vorm, “*The cutting process, chips, and cutting forces in machining CFRP*”, Composites, 14, 1983, 371-376.
- [24] D.H. Wang, M. Ramulu, D. Arola, “*Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite. Part I: unidirectional laminate*”, Int. J. Mach. Tools Manuf., 35, 1995, 1623-1638.



- [25] Santo L., Lopresto V., Montalto L., De Iorio I. (2000). "*Machining of Carbon Fibre Reinforced Plastics. Part I: Effect of Cutting Speed on Cutting Forces and Cut Quality*". 5th biennial Conf. on Engineering Systems Design and Analysis (ASME-ESDA). July 10-13, Montreux, Suisse. (pp. 35-38).
- [26] G. Caprino, L. Santo, L. Nele, "*On the origin of cutting forces in machining unidirectional composites*", Proc III Biennial ESDA Conf, Montpellier, July 1-4, 1996, 83-89.
- [27] D. Nayak, N. Bhatnagar, P. Mahajan, "*Machining studies of UD-FRP composites. Part I: effect of geometrical and process parameters*", Mach. Sci. Technol., 9, 2005, 481-501.
- [28] G. Caprino, L. Nele, "*Cutting Forces in Orthogonal Cutting of Unidirectional GFRP Composites*", J. Eng. Mater. Technol., 118, 1996, 419-425.
- [29] X.M. Wang, H.J. Zhang, "*An experimental investigation into the orthogonal cutting of unidirectional fibre reinforced plastics*", Int. J. Mach. Tool. Manuf., 43, 2003, 1015-1022.
- [30] G. Caprino, L. Santo, L. Nele, "*Interpretation of Size Effect in Orthogonal Machining of Composite Materials. Part I: Unidirectional Glass-Fibre-Reinforced Plastics*", Composites Part A, 29, 1998, 887-892.
- [31] L. Santo, G. Caprino, I. De Iorio, "*Cutting forces and cut quality in orthogonal cutting of unidirectional carbon fibre reinforced plastics*", Acts III Biennial World Conf. on Integrated Design & Process Technology, Berlin, July 6-9, 1998.
- [32] G. Caprino, I. De Iorio, L. Nele, L. Santo, "*Effect of tool wear on cutting forces in the orthogonal cutting of unidirectional glass fibre reinforced plastics*", Composites Part A, 27A, 1996, 409-415.
- [33] L.C. Zhang, H.J. Zhang, X.M. Wang, "*A force prediction model for cutting unidirectional fibre-reinforced plastics*", Mach. Sci. Technol., 5, 2001, 293-305.
- [34] M. Amontons, "*De la resistance causée dans le machines*", Histoire de l'Académie Royale des Sciences, 1699, 206-222.
- [35] M.V. Ramesh, K.N. Seetharamu, N. Ganesan, M.S. Sivakumar, "*Analysis of machining of FRPs using FEM*", Int. J. Mach. Tools. Manuf., 38, 1998, 1531-1549.



- [36] P.S. Sreejith, R. Krishnamurthy, S.K. Malhotra, K. Narayanasamy, “*Evaluation of PCD tool performance during machining of carbon/phenolic ablative composites*”, J. Mater. Proc. Technol., 104, 2000, 53-58.
- [37] G. Santhanakrishnan, R. Krishnamurthy, S.K. Malhotra, “*Investigation into the machining of carbon-fibre-reinforced plastics with cemented carbides*”, J. Mater. Proc. Technol., 30, 1992, 263-275.
- [38] G. Caprino, L. Nele, L. Santo, I. De Iorio, “*Dependence of the coefficient of friction on fibre orientation in the sliding of a HSS punch on a unidirectional CFRP surface*”, Proc. III Biennial ESDA Conf, Montpellier, July 1-4, 1996, 33-39.
- [39] D. Nayak, N. Bhatnagar, P. Mahajan, “*Machining studies of UD-FRP composites. Part 2: Finite element analysis*”, Mach. Sci. Technol., 9, 2005, 503-528.
- [40] G. Venu Gopala Rao, P. Mahajan, N. Bhatnagar, “*Micro-mechanical modeling of machining of FRP composites – Cutting force analysis*”, Compos. Sci. Technol., 67, 2007, 579-593.
- [41] L. Santo, G. Caprino, V. Lopresto, I. De Iorio, “*Machining of carbon fibre reinforced plastics. Part II: analytical prediction of cutting forces*”, Acts of ESDA 2000 Conf, Montreaux, July 10-13, 2000, 39-43.
- [42] Ik Soo Kang, Jeong Suk Kim, Yong Wie Seo, “*Cutting force model considering tool edge geometry for micro end milling process*”, Journal of Mechanical Science and Technology, 22, 2008, 293-299.
- [43] A Koplev. “*Cutting of CFRP with single edge tools*”. Proc. of III Int. Conference on Composite Materials, Paris, 1980; 1597 - 1605.
- [44] H.Y. Pwu, H. Hocheng, “*Chip formation model of cutting fiber-reinforced plastics perpendicular to fiber axis*”, J. Manufact. Sci. Eng., 120, 1998, 192-196.
- [45] V. Lopresto, L. Santo, G. Caprino, I. De Iorio, “*Effect of fibre orientation on cutting forces and cut quality in machining unidirectional carbon fibre reinforced plastics*”, Acts IV AITEM Conf, Brescia, Italy, 1999, Sept.13-15, 451-458.



APPENDICE A

SCHEDA TECNICA DELLA RESINA EPOSSIDICA *MATES® SX10*

DATI TECNICI			
RESINA			
Natura:	resina epossidica da bisfenolo modificato		
Stato fisico:	liquido		
Indice di Gardner:	≤ 3		
Viscosità a 25 °C:	1200 ± 250 mPas		
Sostanze volatili a 100%:	> 0.3		
Peso specifico a 20 °C:	1,1 ± 0,15 g/cm ³		
Punto di infiammabilità:	> 100 °C		
INDURENTI			
Natura:	M	L	LL
	poliammine cicloalifatiche modificate		
Stato fisico:	liquido		
Indice di Gardner:	≤ 4	≤ 8	≤ 3
Sostanze volatili a 100%:	> 0.5	> 0.5	> 0.5
Viscosità a 25 °C:	30 ± 10	40 ± 10	40 ± 10
Peso specifico a 20 °C g/cm ³ :	0,95 ± 0,05	0,95 ± 0,05	0,95 ± 0,05
Punto di infiammabilità °C:	98	104	100

CICLI DI INDURIMENTO CONSIGLIATI			
5 ÷ 7 giorni a 25 °C:	con indurenti M o L accelerato.		
24 ÷ 48 ore a 30 °C:	con tutti gli indurenti.		
8 ÷ 24 ore a 40 °C:	con tutti gli indurenti.		
TEMPERATURE DI TRANSIZIONE VETROSA			
CON INDURENTE:	M (medio)	L (lento)	LL (lentissimo)
1 giorno a 25 °C:	33 ÷ 38	25 ÷ 30	-
7 giorni a 25 °C:	50 ÷ 55	45 ÷ 50	45 ÷ 50
16 ore a 40 °C:	55 ÷ 60	55 ÷ 60	40 ÷ 45
48 ore a 40 °C:	68 ÷ 74	68 ÷ 74	65 ÷ 70
12 ore a 50 °C:	65 ÷ 70	65 ÷ 70	60 ÷ 65
24 ore a 50 °C:	71 ÷ 79	71 ÷ 79	70 ÷ 75
8 ore a 60 °C:	66 ÷ 75	66 ÷ 75	60 ÷ 65
24 ore a 60 °C:	76 ÷ 85	80 ÷ 88	80 ÷ 85
RAPPORTO DI MISCELAZIONE			
	PROPORZIONE: IN PESO		IN VOLUME
Resina	100		100
Indurenti	26		30
CARATTERISTICHE MECCANICHE			
CICLO DI INDURIMENTO:	7 g a 25 °C		8 h a 25 °C + 24 h a 60 °C
Resistenza a trazione (UNI 5819) N/mm ²	55 ÷ 65	60 ÷ 70	60 ÷ 70
Allungamento a rottura (UNI 5819) %	2,0 ÷ 3,0	3,5 ÷ 5,0	3,5 ÷ 5,0
Modulo a trazione (UNI 5819) N/mm ²	2800 ÷ 3300	2700 ÷ 3200	2700 ÷ 3200
Resistenza a flessione (UNI 7219) N/mm ²	85 ÷ 95	105 ÷ 120	105 ÷ 120
Freccia a flessione (UNI 7219) mm	7,5 ÷ 8,5	9,5 ÷ 10,5	9,5 ÷ 10,5
Modulo a flessione (UNI 7219) N/mm ²	2500 ÷ 3000	2400 ÷ 2900	2400 ÷ 2900
Resistenza a compressione (UNI 4279) N/mm ²	105 ÷ 120	100 ÷ 120	100 ÷ 120
Temperatura di transazione vetrosa °C	50 -58	75 ÷ 85	75 ÷ 85
Temperatura di transazione max raggiungibile °C	82 -89	91	91
CARATTERISTICHE DELLA MISCELA DEI COMPONENTI			
TIPO DI INDURENTE:	M (medio)	L (lento)	LL (lentissimo)
Viscosità a 20 °C (mPas)	550 ÷ 800	450 ÷ 700	600 ÷ 800
Tempo di lavorabilità in minuti	a 10°C circa 80	circa 180 (non consigliarto)	-
	a 20°C 30 - 40	60 - 90	90 - 120
	a 30°C 15 - 20	30 - 40	45 - 60
Pot life in minuti massa di 200 gr	a 10°C 60 ÷ 80	180 ÷ 200	240 ÷ 300
	a 20°C 45 ÷ 60	130 ÷ 150	150 ÷ 180
	a 30°C 30 ÷ 40	60 ÷ 80	25 ÷ 30
Tempo in ore del gel in strato sottile	a 10°C 15 ÷ 20	24 ÷ 36 (non consigliarto)	-
	a 20°C 5 ÷ 6	8 ÷ 10	12 ÷ 16
	a 30°C 3 ÷ 4	5 ÷ 6	6 ÷ 8
Tempo di lavorabilità dello stratificato	circa la metà di quello in strato sottile		
Per esigenze particolari, o perché si resina a temperature inferiori a 20°C (è comunque sconsigliabile eseguire lavori di stratificazione con temperatura ambiente inferiore a 15°C) è possibile accelerare il sistema con l'aggiunta di piccole quantità di Accelerante SX			
I - SX10	100	100	100
INDURENTE SX 10 M	26	26	26
ACCELERANTE SX (%)	1	2	3
Pot-life 150g a 15°C in min	130	100	60
Gelificazione in strato sottile a 20°C in ore	9	7	5



APPENDICE B

SCHEDA TECNICA DELL'ADESIVO STRUTTURALE ARALDITE® 2021

Proprietà	2021/A	2021/B	2021 (miscelato)
Colore (visivo)	biancastro	beige / giallo	paglierino
Peso specifico	1.03	0.96	ca. 1
Viscosità a 25°C (Pas)	ca. 45	ca. 40	ca. 45
Tempo di vita (100 gm at 25°C)	-	-	2-3 minuti
Punto d'infiammabilità (°C)	10	10	-

Tempi per la minima resistenza al taglio

Temperatura	°C	10	15	23	40
Tempo di polimerizzazione per raggiungere	ore	-	-	-	-
RTT > 1MPa	minuti	20	12	8	2
Tempo di polimerizzazione per raggiungere	ore	-	-	-	-
RTT > 10MPa	minuti	30	25	18	5

RTT = Resistenza al taglio per trazione.

Nota: L'adesivo avrà una riduzione di circa il 13% in volume durante l'indurimento.