

# Simulazione del processo di asportazione di truciolo

*OR 5: Miglioramento del processo di  
lavorazione (tecnologie, utensili,  
attrezzature)*

*Responsabile Area 3: prof. ing. Michele Monno*  
*Ricercatore: ing. Massimo Goletti*  
*ing. Gaetano Pittalà*

## Indice

1.	Introduzione.....	4
2.	Stato dell'arte .....	6
2.1.	Forze di taglio .....	6
2.1.1.	Azioni di taglio .....	6
2.1.2.	Il fenomeno del chatter.....	7
2.1.3.	Usura utensile .....	8
2.2.	Previsione delle forze di taglio.....	11
2.2.1.	Modelli basati sullo spessore del truciolo indeformato.....	13
2.2.2.	L'importanza dell'angolo di spoglia superiore .....	14
2.2.3.	Modelli dinamici per la determinazione delle forze di taglio.....	15
2.2.4.	Il chatter nei modelli di forze .....	16
2.3.	Modelli micro-meccanici .....	18
3.	Attività svolte .....	20
3.1.	Tempistica .....	20
3.2.	Implementazione di un modello per la previsione delle forze .....	20
3.2.1.	Sviluppo teorico del modello .....	20
3.2.2.	Parametri di ingresso del modello.....	22
3.3.	Strumentazione .....	23
3.3.1.	Piastra dinamometrica.....	23
3.3.2.	Strumentazione per l'analisi modale sperimentale .....	24
3.3.3.	Sensori adatti al TCM.....	26
3.4.	Taratura del modello e primi confronti.....	26
3.5.	Modellazione forze di taglio con solutori commerciali.....	30
4.	Lavori futuri.....	34
4.1.	Procedura di taratura statistica del modello .....	34
4.2.	Estensioni del modello.....	34
4.3.	Simulazione numerica .....	34

4.4. Monitoraggio usura.....	35
5. Bibliografia.....	36

## 1. Introduzione

Durante il processo di asportazione di truciolo, si rimuove un voluto sovrametallo da un pezzo grezzo di lavorazione al fine di ottenere una parte o un prodotto finito. Durante tale processo, un utensile entra in contatto con parte del pezzo in lavorazione provocando grandi deformazioni in seno al materiale.

Si ha quindi sviluppo di *forze di taglio* interne al sistema macchina - utensile - pezzo e un notevole *sviluppo di calore*. Quest'ultimo è generato nella zona in prossimità tagliente dell'utensile e dovuto al gradiente di deformazione (*zona di deformazione primaria*), allo strisciamento del truciolo sul petto dell'utensile (*zona di deformazione secondaria*) ed allo strisciamento della superficie appena lavorata con il dorso dell'utensile (*zona di deformazione terziaria*).

Risulta evidente che l'interazione tra l'utensile ed il materiale in lavorazione è un processo stocastico, detto *processo di taglio*, e determina la qualità della superficie lavorata. Esistono diverse tipologie di errori derivanti da altrettanti fenomeni che dipendono dal processo di taglio:

- Errori microgeometrici – dovuti a fenomeni di instabilità del processo di taglio ed al calore;
- Errori macrogeometrici e di forma – determinati dalle inflessioni elastiche del pezzo, dell'utensile o anche della macchina utensile stessa e dal calore;
- Tensioni residue – dovute ad effetti termici.

Risulta evidente la necessità di determinare le forze di taglio per una determinata operazione di asportazione di truciolo in modo tale da ottimizzare la lavorazione migliorando quindi la qualità della parte o prodotto ottenuto. Altrettanto importante risulta il monitoraggio dei valori reali delle forze di taglio e il loro scostamento dai valori previsti; tale scostamento può essere dovuto a fenomeni come usura dell'utensile o a variazioni delle condizioni di lubrificazione. La conoscenza delle forze di taglio è utile per la progettazione di utensili; in particolare per la stima della loro vita utile.

È quindi possibile pensare di prevedere le forze di taglio per una determinata lavorazione con i seguenti scopi:

- Ottimizzazione dei parametri di processo in relazione alla lavorazione da eseguire;
- Previsione della qualità della parte o prodotto che verrà realizzato.

In operazioni di sgrossatura per fresatura, ad esempio, il problema sentito è il tempo di lavorazione, che deve essere il più basso possibile. Si opera, quindi, ad avanzamenti elevati con conseguente incremento delle forze di taglio. In questo modo si usura più velocemente l'utensile, si possono avere problemi di chatter nonché rottura dell'utensile. L'ottimizzazione consiste in un trade-off tra la velocità di avanzamento e la velocità di usura dell'utensile. Si comprende come la forza sia una variabile di processo fondamentale per il problema di ottimizzazione.

Durante l'esecuzione di operazioni per asportazione di truciolo è possibile pensare di controllare le reali condizioni operative della macchina utensile:

- Monitoraggio delle condizioni di lavorazione;
- Monitoraggio dell'usura utensile;
- Monitoraggio delle condizioni macchina in generale (condizioni di lubrificazione, ecc.).

La simulazione del processo di asportazione di truciolo verrà quindi approfondita con la simulazione numerica, in particolare utilizzando il metodo agli elementi finiti. Saranno prese in considerazione l'influenza sulle forze di taglio dei parametri di taglio, della geometria dell'utensile, dei materiali pezzo e utensile, distribuzioni di temperatura e campo di tensioni sul pezzo e utensile.

Il lavoro proseguirà nel considerare fenomeni legati all'interazione pezzo-utensile, come l'usura dell'utensile stesso, l'inflessione del pezzo e problemi legati al Tool Condition Monitoring, ovvero l'uso di sensori a bordo macchina che fornisca una misura indiretta della forza.

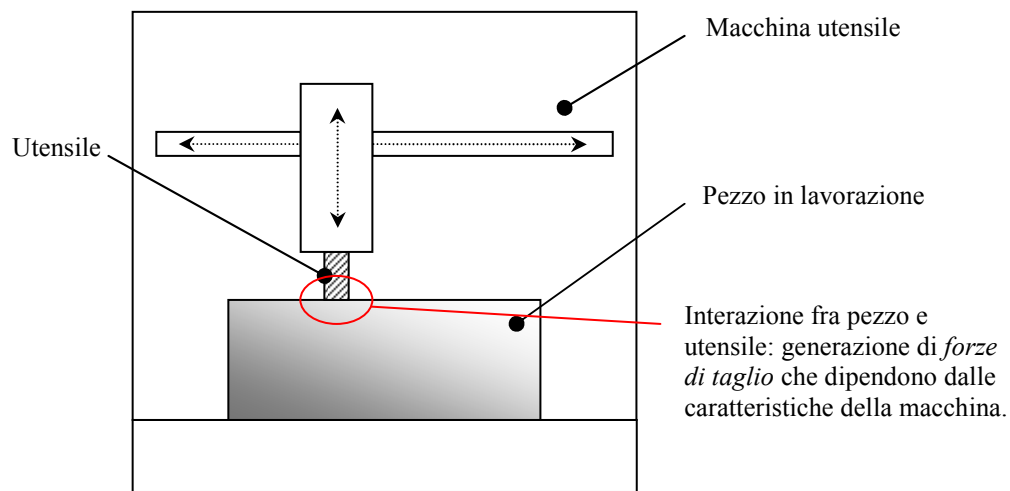


Figura 1 - Schema semplificato di fresatrice: pezzo – utensile – macchina

## 2. Stato dell'arte

### 2.1. Forze di taglio

#### 2.1.1. Azioni di taglio

Aperto il sistema chiuso macchina - utensile - pezzo tra utensile e pezzo in lavorazione, si ottengono le forze di taglio che si scambiano utensile e pezzo. A causa della natura di tale interazione, le forze variano in funzione del tempo con una legge che dipende da una notevole quantità di fattori. Quelli che maggiormente influiscono sul valore e sull'andamento delle azioni di taglio, possono essere raggruppati [3] in due grandi famiglie: *fattori deterministici* e *fattori stocastici*.

I fattori deterministici sono:

- non continuità delle azioni dei singoli taglienti (per operazioni di fresatura) – durante un giro della fresa, il singolo tagliente può lavorare, al massimo, per il 50% del tempo di giro;
- Sovrapposizione delle azioni di taglio di diversi taglienti – viste le considerazioni al punto precedente, se si sta utilizzando una fresa a più di due taglienti, è possibile che vi sia più di un tagliente in presa in una determinata posizione della fresa nel singolo giro;
- *Run-out* dell'utensile – è la distanza fra il baricentro dell'utensile e il centro di rotazione del mandrino. Tale valore può variare lungo l'asse dell'utensile ma, generalmente, si trascura tale variazione considerandone un valor medio costante;
- Variazioni prevedibili della profondità di taglio.

Fattori stocastici che contribuiscono alla fluttuazione delle forze di taglio:

- Usura utensile – l'usura dell'utensile è, nel suo insieme, un processo stocastico molto complesso che dipende da una notevole quantità di fattori macroscopici e microscopici non prevedibili;
- Rottura di uno dei taglienti dell'utensile impiegato per la lavorazione;
- Variazioni della lavorabilità del pezzo – il materiale in lavorazione non è sicuramente perfettamente isotropo, sono possibili inclusioni od impurità che variano, localmente, la lavorabilità del pezzo. Altro fattore è l'irregolarità della superficie del pezzo da lavorare;
- Altri fenomeni associati al processo di asportazione di truciolo come la rottura del truciolo, evento che dipende dal materiale in lavorazione, dai parametri di taglio, ecc; formazione del tagliente di riporto, ecc.

Un altro fattore determinante per la variazione delle forze di taglio è la risposta dinamica del sistema macchina - utensile - pezzo: la macchina utensile, il mandrino, l'utensile ed il pezzo in lavorazione, infatti, sono dei complessi sistemi meccanici che, sotto l'azione delle forze di taglio, reagiscono deformandosi; deformazione che provoca una variazione locale dei fattori che determinano l'intensità delle forze stesse (spessore di truciolo, ecc) e che, di conseguenza, provocano una variazione nell'intensità delle forze determinando un conseguente cambiamento delle deformazioni dei diversi componenti del sistema.

Da quanto esposto si evince che le forze di taglio dipendono fortemente dalla dinamica del sistema nel suo complesso, non tanto per la loro intensità ma più che altro per l'andamento nel tempo. Questa è la causa essenziale che giustifica lo studio nel dominio delle frequenze dell'andamento delle forze di taglio: se la loro variazione è tale da eccitare una delle frequenze di risonanza del sistema macchina - utensile - pezzo, l'ampiezza delle fluttuazioni, o meglio oscillazioni, delle forze e delle deformazioni risulta amplificato. Ne consegue un andamento della superficie lavorata variabile nel tempo e, con il procedere della lavorazione,

nello spazio rappresentato da tipiche striature sulla superficie lavorata che possono anche compromettere la funzionalità della parte o prodotto realizzati.

Un'altra causa che può portare alla fluttuazione delle forze di taglio nel tempo è un fenomeno di instabilità che può verificarsi durante l'esecuzione di una lavorazione: il *chatter*.

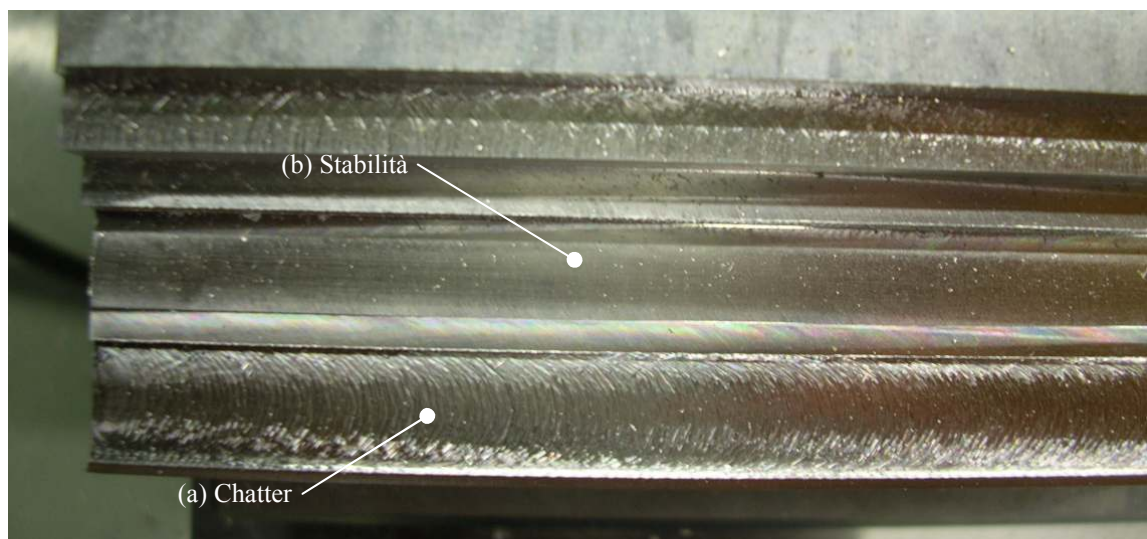


Figura 2 - Successive passate di fresatura periferica: in presenza di chatter (a) ed in condizioni stabili (b).

### 2.1.2. Il fenomeno del chatter

Il *chatter rigenerativo* è un'oscillazione relativa auto-eccitata che incorre tra utensile e pezzo in lavorazione. Si manifesta a causa dell'interazione tra il comportamento dinamico della macchina utensile ed il processo di taglio stesso (interazione fra pezzo in lavorazione e utensile). Facendo riferimento ad operazioni di fresatura, fissati tutti gli altri parametri di processo, il fenomeno d'instabilità chatter si instaura quando la profondità di taglio assiale o radiale supera un determinato valore critico.

Queste vibrazioni auto-eccitate aumentano d'ampiezza fino a raggiungere un valore di regime dipendente dalla dinamica del sistema e con ovvie conseguenze sulla finitura della superficie lavorata e sulla precisione dimensionale della parte o prodotto da realizzare.

Il chatter è un fenomeno di instabilità che, oltre alle conseguenze appena descritte, può accelerare l'usura dell'utensile o, addirittura, provocarne una rottura repentina. Ancora più grave, il fenomeno può arrecare danni alla macchina utensile stessa. In generale, limita l'accuratezza di molte operazioni di asportazione di truciolo.

Si noti che il chatter non è un fenomeno legato alle frequenze di risonanza della macchina utensile ma un meccanismo legato alla forma reale della superficie lavorata. Se si considera, per un'operazione di fresatura, la superficie generata dal tagliente  $i-1$  (Figura 3), il tagliente successivo vede una profondità di taglio che varia nel tempo; le forze che ne conseguono, come si vedrà meglio nel seguito, possono causare un fenomeno di instabilità dinamico del sistema.

Oltre ad evitare di lavorare in condizioni di risonanza per la macchina utensile, è necessario utilizzare dei parametri di lavorazione che siano in condizioni di stabilità quindi esenti da chatter.

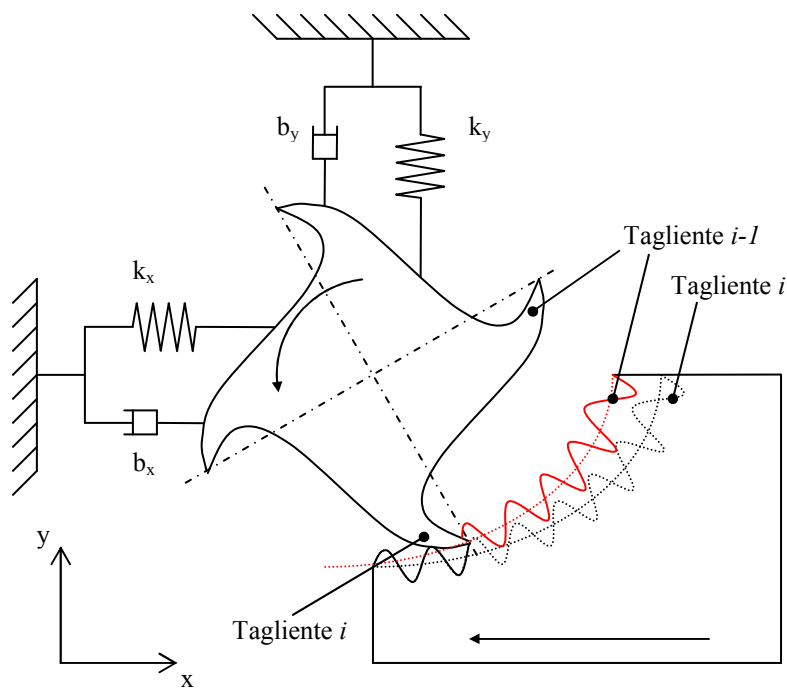


Figura 3 - Segni di lavorazione in fresatura periferica dovuti al comportamento dinamico della fresatrice

### 2.1.3. Usura utensile

L'usura degli utensili è dovuta, ovviamente, alle sollecitazioni applicate all'utensile durante le diverse operazioni di taglio. La durata, o vita utile, di un utensile dipende dal tipo, dall'intensità e dalla durata di tali azioni di taglio.

Il fenomeno è dovuto a diversi meccanismi di usura:

- *Usura adesiva* associata alla deformazione nel piano di scorrimento del truciolo;
- *Usura abrasiva* dovuta all'azione di taglio di particelle ad elevata durezza;
- *Usura diffusiva* che si manifesta per effetto delle elevate temperature fra utensile e pezzo in lavorazione;
- *Usura per fatica* che ha come conseguenza la scheggiatura dei taglienti sollecitati con azioni cicliche.



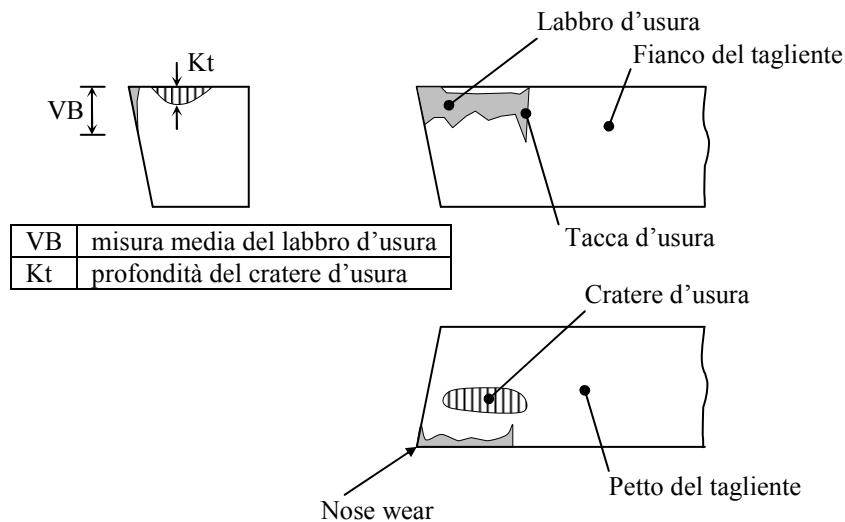


Figura 4 - Meccanismi di usura del tagliente

Il processo di usura di un utensile dipende dalle condizioni di taglio, dalla coppia di materiali utensile-pezzo, e dalla geometria dei diversi taglienti. Per una determinata coppia utensile-pezzo, la tipologia di usura che si instaura dipende esclusivamente dalle condizioni di lavorazione, specialmente dalla velocità di taglio  $v$  e dallo spessore del truciolo indeformato  $t$  nonché da una combinazione dei meccanismi di usura sopra elencati.

Ai diversi tipi di usura può essere associato un intervallo di velocità di taglio in cui si esplica; tali intervalli vengono identificati dal prodotto  $vt$  e, ovviamente, dipendono dalla velocità di taglio [18].

Come si può notare da questo valore, la vita di un utensile si può ridurre fortemente se l'area di taglio (legata a  $t$  quindi alla profondità di taglio) aumenta.

- Alle basse velocità di taglio ( $<10 \text{ m/min}$ ), l'usura che si verifica prevalentemente è quella del petto dell'utensile, ossia la formazione di un *cratere di usura*. Durante la lavorazione, porzioni di materiale asportato si possono saldare, a causa dei gradienti termici, al petto dell'utensile formando il tagliente di riporto. La ripetuta rimozione dei taglienti di riporto può causare anche un distacco di porzioni di materiale del petto dell'utensile creando, appunto, il cratere d'usura. Si verifica, inoltre, quella che viene chiamata *nose wear* e che segue un meccanismo abrasivo. La *nose wear* comporta un "arrotondamento" della punta dell'utensile (*tool tip*) con una conseguente perdita di forma e precisione della superficie lavorata. Siccome avviene sul tagliente principale, si ha una diminuzione dell'angolo di spoglia superiore.
- Per velocità di taglio intermedie, la velocità di formazione del cratere d'usura diminuisce mentre si ha la massima velocità di formazione del *labbro d'usura* sul fianco dell'utensile (Figura 4). All'aumentare della velocità di taglio, il tipo di usura cambia fino a raggiungere un flusso plastico di materiale per le velocità più elevate. L'insorgere dell'usura del fianco (*flank wear*), ossia formazione e crescita del *labbro d'usura*, si manifesta a causa di meccanismi di usura abrasiva e adesiva, da intendere, quest'ultima, come risultante di azioni di strisciamento delle due superfici a contatto (fianco dell'utensile e superficie appena formata del pezzo in lavorazione).
- Per le alte velocità di taglio, la velocità di formazione del cratere d'usura risulta minima mentre quella di formazione del labbro d'usura diminuisce con un minimo a  $45 \text{ m/min}$ .

La grandezza caratteristica del labbro d'usura è la sua larghezza; la norma ISO 3685 raccomanda, come criterio per determinare la fine della vita utile di un utensile, la soglia massima della larghezza del labbro d'usura  $VB=0,3\text{mm}$  [3].

Entrando nel dettaglio [4] l'usura del labbro può essere divisa in tre stadi:

1.  $VB \leq 0,1\text{mm}$  – usura normale;
2.  $0,2\text{mm} < VB < 0,3\text{mm}$  – soglia di attenzione;
3.  $VB > 0,3\text{mm}$  – usura anormale.

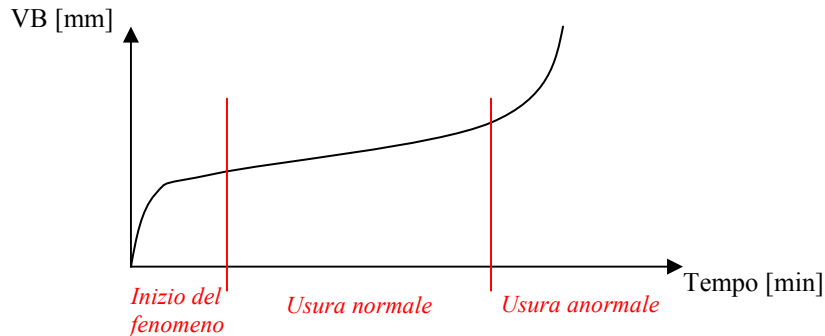


Figura 5 - Andamento dell'ampiezza del labbro d'usura in funzione del tempo di lavorazione

Più in generale, il fenomeno dell'usura del fianco inizia rapidamente quando l'utensile è nuovo, è molto modesto e si assesta ad un valore di regime durante la vita dell'utensile per poi accelerare rapidamente alla fine della vita utile. L'usura del fianco tende a peggiorare la qualità della superficie lavorata, incrementare l'area di contatto e, conseguentemente, ad accrescere la generazione di calore.

Oltre al labbro d'usura, sul fianco dell'utensile si generano [18] delle *tacche d'usura* (*wear notch*) ad una distanza dalla punta dell'utensile pari alla profondità di taglio radiale e per effetto dello spigolo della superficie ancora da lavorare (Figura 4). La criticità di questo fenomeno risiede nel fatto che tali tacche possono condurre ad una rottura dell'utensile dovuta all'insorgere di fenomeni abrasivi che possono essere accelerati da ossidazione o reazioni chimiche.

Il *cratere d'usura* si sviluppa alle elevate temperature ed in presenza di elevati sforzi di snervamento che generano un cratere sul petto dell'utensile ad una certa distanza dal tagliente principale. Il *cratere d'usura* è dovuto alla combinazione di diversi meccanismi di usura: adesione, abrasione, diffusione e deformazione plastica. Elevate profondità del cratere possono compromettere seriamente la rigidità dell'utensile.

I fattori principali che influenzano l'intensità delle forze di taglio [5] sono la velocità di taglio  $v$ , la velocità di avanzamento  $f$ , la profondità di taglio  $d$  e un'appropriata misura dell'usura utensile  $w$ . Come già detto, però, la velocità di usura dipende da  $(v, f, d)$ .

Vi è un'influenza diretta dell'usura utensile sull'intensità delle componenti delle forze di taglio, anche se la natura e importanza di questa influenza varia in base ai tipi di usura coinvolti: labbro di usura, cratere di usura, scheggiatura dell'utensile, frattura del tagliente, etc. Il labbro d'usura, ad esempio, comporta un aumento della forza di sfregamento (*rubbing or ploughing force*) che è una componente della forza di taglio quindi incide sulla coppia e sulla potenza richieste.

## 2.2. Previsione delle forze di taglio

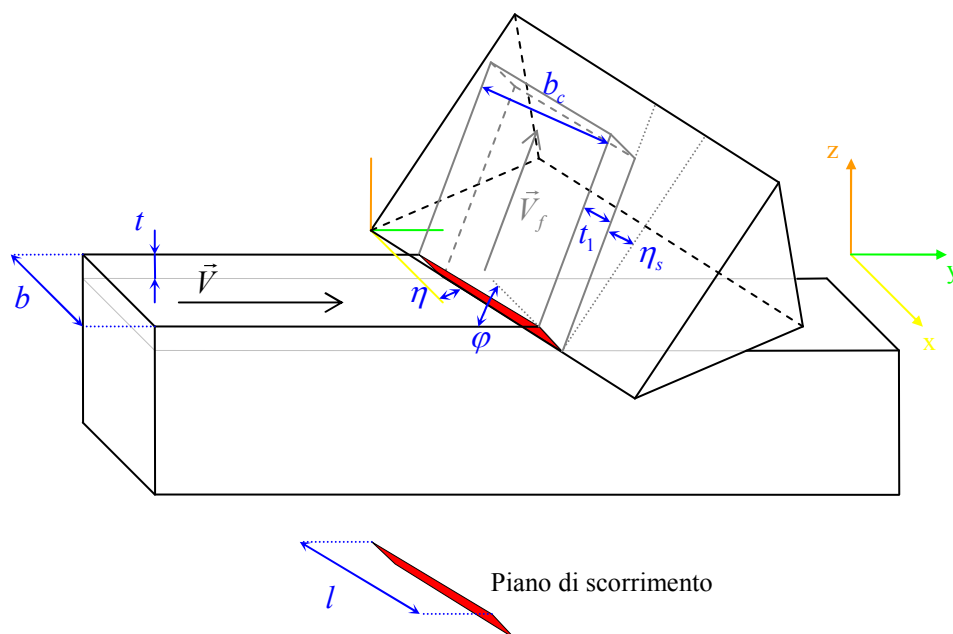


Figura 6 - Geometria del taglio obliquo

L'abilità di prevedere le forze in operazioni di asportazione di truciolo è richiesta per la progettazione di utensili, rilevamento di usura e rottura utensile, stima della vita utile dell'utensile, analisi di stabilità e per il calcolo di potenza e momento torcente richiesti nonché scelta ed ottimizzazione dei parametri di taglio ottimali da impiegare in una determinata lavorazione.

Previsioni quantitative affidabili delle forze di taglio in fresatura sono essenziali per la verifica delle condizioni di stabilità del taglio (vibrazioni della macchina utensile), qualità della superficie lavorata e precisione geometrica, nonché selezione di parametri di taglio *chatter-free*.

I modelli delle forze di taglio più comunemente impiegati [13], vengono detti *modelli meccanicistici* ed assumono la forza di taglio proporzionale all'area della sezione trasversale del truciolo indeformato. In base alle caratteristiche geometriche dell'operazione di asportazione di truciolo considerata ed ai parametri di lavorazione, è noto il volume di materiale che verrà asportato nell'unità di tempo. Lo spessore del truciolo indeformato è misurato, in fresatura, in un piano perpendicolare all'asse dell'utensile ed in direzione perpendicolare alla velocità di avanzamento. La costante di proporzionalità viene detta *coefficiente di strappamento* (*specific cutting force coefficient*).

In letteratura vengono comunemente impiegati due tipi di modelli meccanicistici per la previsione delle forze di taglio per operazioni di fresatura:

1. Nel primo gli effetti del meccanismo dello scorrimento dovuti al processo di generazione del truciolo sul petto dell'utensile e gli effetti del meccanismo di sfregamento (*ploughing mechanism*) sul fianco dell'utensile vengono inglobati nei coefficienti di strappamento per la relativa componente della forza di taglio (tangenziale, radiale, assiale). Il suo svantaggio è una considerevole variazione dei coefficienti di strappamento al variare dello spessore medio del truciolo che complica i calcoli analitici.
2. Nel secondo modello, gli effetti di scorrimento (*shearing effect*) e sfregamento (*ploughing effect*) sono caratterizzati separatamente dai rispettivi coefficienti di strappamento e coefficienti di strisciamento (*specific edge force coefficients*). Siccome i coefficienti sono relativamente indipendenti dello spessore medio del truciolo, questo modello appare più indicato dal punto di vista analitico. Lo svantaggio è che ci sono il doppio dei coefficienti da caratterizzare. La forza di

taglio totale è composta delle componenti tangenziale, radiale e assiale. I coefficienti di strappamento e di strisciamento per ciascuna componente possono essere previsti dalla teoria meccanicistica del taglio o determinati sperimentalmente. La previsione dei coefficienti è basata sulla meccanica del taglio obliquo generico e richiede la conoscenza di alcune quantità fondamentali come il carico di snervamento a taglio del materiale del pezzo in lavorazione, angolo di scorrimento e coefficiente d'attrito tra utensile e truciolo.

Esistono numerosi algoritmi per la stima delle forze di taglio considerandole funzione delle seguenti variabili:

- A. Area istantanea del piano di scorrimento (Instantaneous shear plane area);
- B. Area nominale della sezione di truciolo indeformato (Nominal undeformed chip cross-section area);
- C. Area istantanea della sezione di truciolo indeformato (Instantaneous undeformed chip cross-section area);
- D. Area nominale della sezione di truciolo indeformato e un termine di velocità di penetrazione (Nominal undeformed chip cross-section area and a penetration rate term).

L'area nominale della sezione di truciolo indeformato (modello B) è l'area perpendicolare alla velocità di taglio nominale  $\vec{V}_n(t) = \vec{R} \times \vec{\omega}$ , dove  $R$  è il raggio dell'utensile e  $\omega$  è la velocità angolare del mandrino mentre l'area istantanea della sezione di truciolo indeformato (modello C) è perpendicolare alla velocità di taglio istantanea  $\vec{V}(t)$ :

$$\vec{V}(t) = \vec{R}(t) \times \vec{\omega}(t) + \vec{f} + \vec{V}_t(t) = v_x(t)\vec{i} + v_y(t)\vec{j} + v_z(t)\vec{k}$$

Per normali operazioni di fresatura si ha che  $R\omega(t) \ll V_t(t)$  e  $R\omega(t) \ll f$  quindi:

$$\vec{V}(t) \cong \vec{R}(t) \times \vec{\omega}(t)$$

Di conseguenza, i modelli di tipo  $D$  e  $B$  sono generalmente considerati come semplificazione di quelli di tipo  $C$ .

Viene generalmente accettato che il piano di scorrimento, che è una idealizzazione della zona in cui si ha scorrimento del materiale in lavorazione a formare il truciolo, mantiene un orientamento costante nello spazio nonostante sia noto il fatto che, in realtà, la sua posizione angolare varia con una legge non ancora completamente investigata. In studi recenti [14] è stata ricavata un'espressione semi-empirica per la determinazione dell'angolo di scorrimento che prevede una dipendenza dall'angolo di attrito sul petto dell'utensile, dall'angolo di spoglia superiore, dalla variazione dello spessore del truciolo indeformato, dalla velocità di taglio, dalla velocità di rotazione angolare dell'utensile e dalla geometria della superficie reale lascia dall'utensile durante la lavorazione.

La direzione del flusso di materiale asportato risulta quella di minima energia richiesta; di conseguenza, durante una lavorazione, tale direzione varia secondo una legge che dipende da un numero di fattori deterministici, ma soprattutto stocastici, rilevante e non ancora completamente individuata: esistono, infatti, fattori non lineari che influenzano il valore dell'angolo di scorrimento come l'effetto di segmentazione del truciolo.

Nonostante lo scorrimento sia il principale meccanismo fisico che governa le lavorazioni per asportazione di truciolo, un suo uso esplicito nei modelli predittivi di forze di taglio risulta poco diffuso. La maggior

parte delle analisi, invece, viene generalmente basata sullo spessore del truciolo indeformato come parametro rappresentativo dell'operazione di asportazione.

La maggior parte dei ricercatori usano l'area della sezione trasversale del truciolo indeformato, che è pari al prodotto dello spessore nominale del truciolo indeformato e della profondità di taglio assiale, come parametro per la previsione delle forze di taglio.

Un metodo per l'analisi delle forze di taglio in fresatura deve considerare variabili fondamentali comuni alle diverse tipologie di operazioni di fresatura (spianatura, fresatura periferica, ecc.). Il modello che considera la zona di scorrimento come zona a spessore trascurabile (*thin shear zone*, ossia un piano di scorrimento) è un metodo di questo tipo, può infatti essere usato in un gran numero di operazioni di fresatura; tale approccio riduce e semplifica il lavoro sperimentale e permette di prevedere tutte le componenti della forza di taglio.

### 2.2.1. Modelli basati sullo spessore del truciolo indeformato

A causa della difficoltà di misurare la lunghezza del piano di scorrimento e di rappresentarla in funzione di variabili misurabili, in letteratura [11] vengono comunemente impiegati, per analisi e simulazioni, modelli di forza lineare proporzionale allo spessore del truciolo indeformato.

Nei diversi studi pubblicati e revisionati in [11], è stata rivolta l'attenzione anche allo studio della meccanica di formazione del truciolo: una delle ipotesi fondamentali è che il materiale non si deforma finché non raggiunge il piano di scorrimento.

Lo svantaggio della maggior parte dei lavori pubblicati, è la mancanza di ragione fisica dei modelli di previsione delle forze di taglio che prevedono proporzionalità allo spessore di truciolo indeformato o alla combinazione di profondità di taglio istantanea ed un termine di velocità di penetrazione.

La risultate delle forze di taglio in fresatura, in particolare *end-milling*, è la somma delle forze di taglio esercitate dall'estremo dell'utensile e dovute principalmente a due meccanismi:

1. processo di asportazione vero e proprio del materiale costituente il pezzo in lavorazione;
2. effetti di bordo della periferia dell'utensile (labbro d'usura, ecc.).

Nei modelli di forze di taglio che si possono trovare in letteratura, viene considerato separatamente ogni tagliente dell'utensile; ogni tagliente, a sua volta, viene suddiviso in un certo numero di segmenti considerati rettilinei (Figura 7).

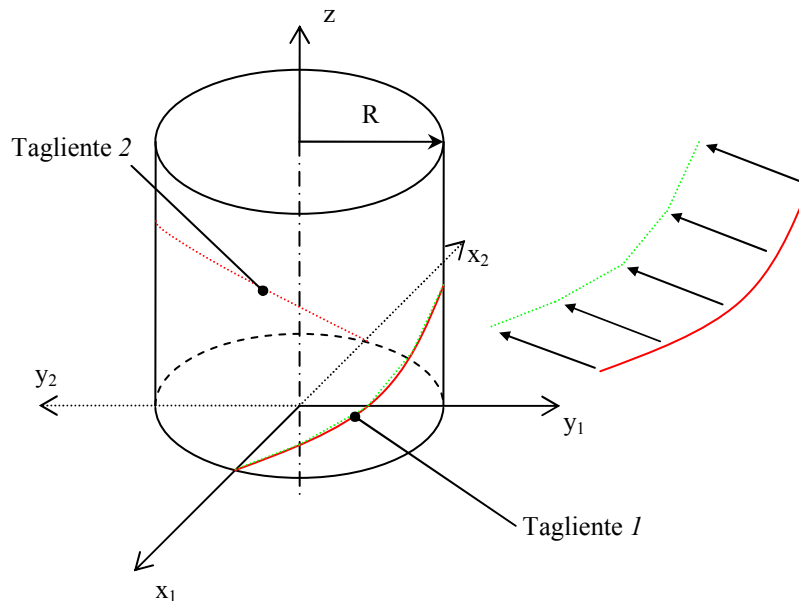


Figura 7 - Descrizione geometrica di una fresa a due taglienti in un modello di previsione delle forze

Le forze di taglio risultanti su ogni segmento del tagliente sono la somma delle due componenti di forze corrispondenti ai meccanismi sopra citati:

1. forza per deformare il truciolo, ossia la forza di contatto che include anche la forza d'attrito tra il truciolo ed il petto del tagliente;
2. le forze di strisciamento tra il pezzo ed il fianco del tagliente.

### 2.2.2. L'importanza dell'angolo di spoglia superiore

L'analisi dei processi di taglio obliqui è iniziata con il lavoro di Merchant nel 1944 che introdusse l'*angolo di spoglia superiore normale* in un piano normale al tagliente principale e l'angolo di spoglia superiore misurato in un piano contenente la velocità di taglio (*velocity rake angle*). Shaw introdusse l'*angolo di spoglia superiore effettivo* misurato nel piano che contiene la velocità di taglio e la direzione di scorrimento del truciolo (Figura 8).

L'obiettivo principale degli studi condotti successivamente a questi da un gran numero di ricercatori, è quello di contribuire alla comprensione della meccanica del processo in modo tale che, tali conoscenze, possano essere utilizzate per facilitare la progettazione di utensili da utilizzarsi in diverse operazioni per asportazione di truciolo e, conseguentemente, aumentare la produttività.

Considerando utensili a taglienti rettilinei, una caratteristica che distingue il taglio obliquo da taglio ortogonale è un *angolo di inclinazione* diverso da zero. Nel taglio ortogonale, il tagliente principale (*cutting edge*) è perpendicolare al vettore velocità di taglio mentre, nel taglio obliquo, il tagliente principale si trova ad un certo angolo dalla perpendicolare al vettore velocità di taglio, tale angolo è, appunto, l'angolo di inclinazione (Figura 6). A causa di tale geometria, il truciolo scorre sul petto dell'utensile (*rake face*) con un angolo noto come *angolo di scorrimento del truciolo* (*chip flow angle* – angolo misurato su un piano parallelo al petto dell'utensile tra il bordo del truciolo e la normale al tagliente principale).

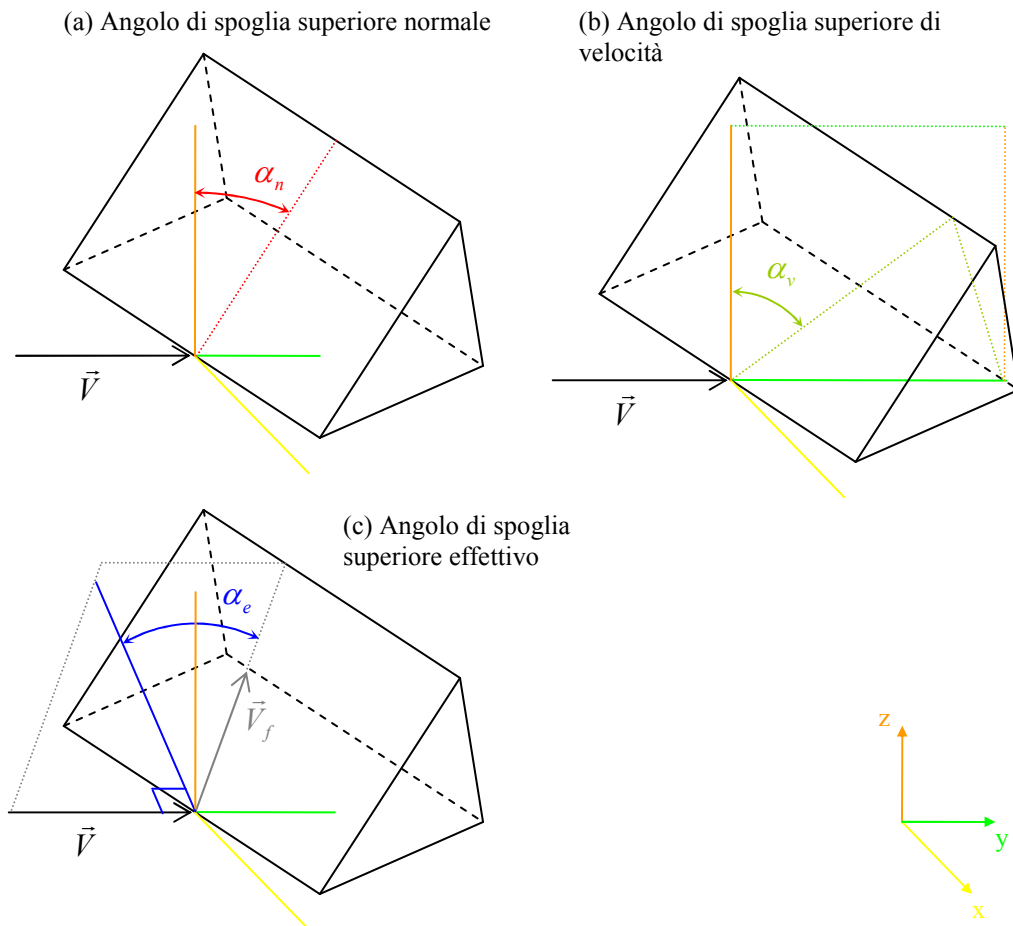


Figura 8 - Differenti angoli di spoglia superiore di interesse

Al fine di comprendere al meglio la meccanica della formazione del truciolo nel taglio obliquo, è necessario determinare quale angolo di spoglia superiore (misurato in quale piano) è quello che governa la meccanica del processo di taglio obliquo.

Nel taglio ortogonale, l'angolo di spoglia superiore è una variabile fondamentale per la meccanica di formazione del truciolo; in particolare l'*energia specifica*. Fortunatamente, nel taglio obliquo è presente un solo angolo di spoglia superiore: ossia quello misurato in un piano perpendicolare al tagliente principale ed alla superficie lavorata; quindi l'angolo di spoglia superiore normale e misurato nel piano della velocità coincidono. Nel taglio obliquo, oltre ai due appena citati, vi è un terzo angolo che si trova spesso in letteratura: *angolo di spoglia superiore effettivo*.

Secondo [19], l'angolo di spoglia superiore critico, ossia quello che influenza la meccanica del taglio obliquo, risulta essere quello normale.

### 2.2.3. Modelli dinamici per la determinazione delle forze di taglio

Un'altra tipologia di modelli per la previsione delle forze di taglio [2], è quella dei modelli dinamici che prendono in considerazione la cedevolezza dei corpi che interagiscono durante la generica operazione per asportazione di truciolo.

Il pezzo in lavorazione, l'utensile e la macchina utensile vengono modellati come strutture con una propria rigidità (o cedevolezza). Le forze di taglio applicate, uguali ed opposte, all'utensile ed al pezzo in lavorazione, e variabili nel tempo, sollecitano il sistema provocando delle deformazioni decisive per la sua stabilità dinamica.

Il sistema nel suo complesso, infatti, si deforma sotto le azioni di taglio fino a raggiungere una posizione di equilibrio dalla quale dipende, tra l'altro, l'intensità delle forze stesse. Si pensi, intuitivamente, alla deformazione della macchina come una traslazione della posizione effettiva dell'utensile che determina, conseguentemente, una variazione dello spessore di truciolo effettivamente sottoposto all'azione dell'utensile.

Come si evince da quanto appena esposto, la cedevolezza o, alternativamente, la rigidità della macchina utensile, dell'utensile e del pezzo in lavorazione, sono di fondamentale importanza per la determinazione delle forze di taglio.

Le oscillazioni delle forze di taglio dovute alla risposta dinamica del sistema generano delle vibrazioni durante la lavorazione. Le due principali cause di queste oscillazioni sono:

- La natura del processo di taglio – periodiche interruzioni del processo dovute alla geometria dell'utensile;
- Ondulazioni lasciate sulla superficie lavorata dalla precedente passata al procedere della lavorazione.

Il secondo punto risulta di fondamentale importanza per la possibile nascita di un fenomeno di instabilità dinamica del sistema: il chatter.

Per tenere conto della cedevolezza della struttura macchina, dell'utensile e del pezzo si considera, generalmente, la *Frequency Response Function* (FRF) che, a sua volta, può essere determinata sperimentalmente con un'opportuna procedura che prevede l'utilizzo di accelerometri e martelli strumentati, oppure prevista con opportuni strumenti di simulazione.

La FRF non è altro che la funzione di trasferimento, calcolata nel dominio delle frequenze, che lega, per ciascun valore di frequenza, le forze applicate alle corrispondenti deformazioni in un determinato punto della macchina utensile e nelle tre direzioni di riferimento. I punti generalmente utilizzati sono l'estremità dell'utensile e un punto rappresentativo della lavorazione sul pezzo in lavorazione [16]. Una volta determinata la funzione di trasferimento della macchina utensile, è possibile calcolare le frequenze di risonanza del sistema nonché i modi di vibrare della macchina stessa. Al fine di evitare eccessive vibrazioni con un notevole peggioramento della qualità della superficie lavorata, è necessario assicurarsi che l'operazione di asportazione di truciolo che si vuole eseguire non ecciti la struttura in prossimità delle frequenze di risonanza.

#### 2.2.4. Il chatter nei modelli di forze

Negli anni '50 [17], è stato presentato il primo lavoro sulla teoria del chatter al fine di spiegare le vibrazioni che si potevano incontrare durante operazioni di taglio. La fonte principale delle vibrazioni auto-eccitate che costituiscono il chatter, infatti, risiede nella cedevolezza dinamica della macchina e nella sua interazione con lo spessore reale del truciolo asportato durante le successive passate dei taglienti dell'utensile.

I modelli che contemplano il fenomeno del chatter si sono evoluti nel tempo [17], i coefficienti di strappamento, direzionali quindi calcolati in una terna di riferimento solidale con il singolo segmento del tagliente, vengono considerati funzione del tempo, quindi aggiornati in funzione delle condizioni attuali di lavorazione. Venne conseguentemente sviluppata una rappresentazione in anello chiuso della dinamica delle lavorazioni che può essere applicata ad operazioni di tornitura e fresatura.

Passo successivo fu quello di applicare la teoria delle equazioni differenziali periodiche nonché l'analisi di Fourier alle equazioni dinamiche della fresatura.

Recentemente, Altintas [15] ha presentato un metodo alternativo per la previsione delle condizioni di lavorazioni al limite della stabilità (Figura 9).



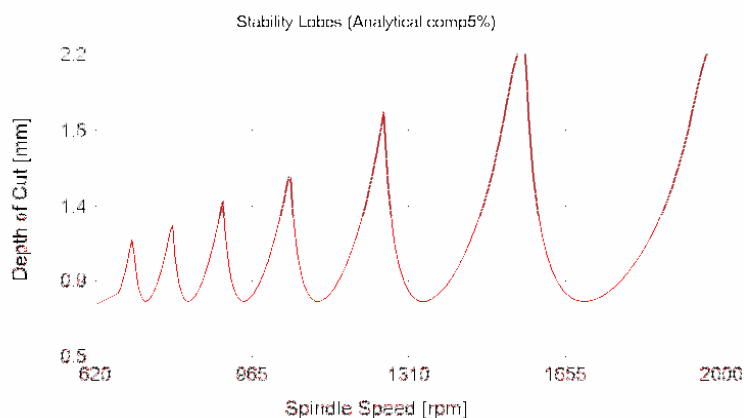


Figura 9 - Studio di stabilità di una lavorazione: profondità di taglio critica in funzione del numero di giri del mandrino (realizzato con CutPro 8.0 della Manufacturing Automation Laboratories).

Tali condizioni vengono rappresentate in un diagramma in cui compare la profondità di taglio assiale critica in funzione dell'avanzamento al dente al giro o della velocità di rotazione del mandrino (pezzo nel caso di tornitura). Il metodo, per operazioni di fresatura, si basa sulla formulazione dinamica della fresatura con rigenerazione nello spessore di truciolo, fattori direzionali variabili nel tempo; nonché la loro interazione con la struttura della macchina utensile. L'analisi di stabilità del sistema dinamico fresatrice, conduce alle relazioni analitiche dei limiti del chatter che vengono utilizzati per generare il diagramma di stabilità.

È noto, inoltre, che il chatter è un fenomeno non lineare: la causa principale è dovuta al fatto che, una volta che le vibrazioni raggiungono una determinata entità, l'utensile non risulta più in contatto con il pezzo in lavorazione per una parte del periodo di vibrazione. Durante tale tempo, la forza non è più proporzionale allo spessore di truciolo ma risulta nulla. Quando il chatter si instaura, non cresce indefinitamente ma si stabilizza ad un'ampiezza di vibrazione finita che dipende fortemente dal fenomeno appena esposto.

Il generico algoritmo per la previsione delle forze di taglio si articola in una serie di piccoli passi temporali: ad ogni istante, l'utensile viene ruotato, vengono calcolate le forze sul singolo tagliente impegnato nel taglio in quel momento e le forze risultanti ottenute per somma vettoriale. Le accelerazioni vengono calcolate in tutti i gradi di libertà in base alle forze e, tali valori, vengono integrati due volte per ottenere gli spostamenti che conducono agli spostamenti dell'utensile. Infine, viene aggiornato il profilo della superficie in base alla nuova posizione del dente.

Nella modellazione ed analisi del processo di asportazione di truciolo, i coefficienti di strappamento per la determinazione delle forze di taglio vengono in genere ricavati per via empirica; la maggior parte dei modelli di chatter esistenti [17] sono basati sull'ipotesi che le forze di taglio sono proporzionali all'area della sezione di truciolo, ossia i coefficienti sono costanti per una determinata coppia materiale utensile – materiale pezzo in lavorazione e vengono determinati sperimentalmente.

Ottenere statisticamente dati sperimentali attendibili per un'ampia combinazioni di materiali di pezzo e utensile è estremamente costoso in termini sia di tempo che di materiali impiegati. Nella maggior parte dei processi di taglio reali, inoltre, i coefficienti per la stima delle forze di taglio rimangono difficilmente costanti; le forze variano non solo con la combinazione materiali utensile/pezzo ma anche con lo spessore del truciolo indeformato, con la profondità di taglio, con la velocità di taglio e con la geometria dell'utensile.

È quindi necessario un modello previsionale delle forze a partire dalla conoscenza delle proprietà del materiale lavorato e dalle condizioni di taglio, in modo tale da fornire una soluzione generale per l'analisi e la simulazione del chatter in processi di lavorazione.

### 2.3. Modelli micro-meccanici

La previsione di tensioni, deformazioni, velocità di deformazioni e campo di temperatura nel truciolo e sull'utensile, sono importanti per la progettazione dell'utensile e del processo. Rientrano in questa categoria due metodi: *slip-line field* e *metodo degli elementi o delle differenze finite*.

Il primo metodo si basa sulla comprensione fisica del problema e fornisce soluzioni approssimate. Un approccio più generale si basa sulla modellazione numerica, e in particolare la modellazione agli elementi finti, il quale fornisce informazioni anche più dettagliate riguardo alla zona di taglio. Con questo approccio possono essere implementate diverse geometrie degli utensili, condizioni di taglio, modelli di materiali e attrito più sofisticati. Le informazioni che si possono ottenere riguardano la distribuzione della tensione, della deformazione e della temperatura.

Klamecki [26] ha per primo introdotto il FEM nelle lavorazioni per asportazione di truciolo negli anni '70.

Riguardo alla determinazione di forze di taglio e forma del truciolo nel caso di tornitura ortogonale e obliqua Ceretti [27] ha usato il software commerciale Deform®. Le velocità di taglio in gioco sono dell'ordine degli 0,01 mm/s. Il raggio di raccordo della punta dell'utensile è stato fissato pari a 0,1 mm.

Per la trattazione tridimensionale Fang [26] ha adottato un modello termo-elasto-plastico che permette di valutare, sia sul pezzo che sull'utensile, la distribuzione di temperatura dalla fase iniziale fino a quando diventa stazionario il processo di taglio. La velocità di taglio è 2500 mm/s.

Diversi studi sono stati fatti sulla modellazione 2D. Arrazola [28] ha usato la formulazione tipo *Arbitrarian Lagrangian Eulerian (ALE)* per l'asportazione 2D, con velocità di 300 m/min. Il software usato è Abaqus/Explicit v6.3 ®.

Utilizzando ancora il modello del taglio ortogonale Yen [29] ha analizzato, con il solutore Deform 2D ®, l'influenza di diverse geometrie del tagliente. La formulazione è *lagrangiana*; il materiale del pezzo è termo-visco-plastico, mentre l'utensile è di carburo cementato. È stata analizzata la formazione del truciolo, forze di taglio, e di variabili di processo, come la temperatura, le tensioni e la deformazione. La capacità di saggiare la geometria dell'utensile è un indice della bontà del *remeshing* del solutore utilizzato. In questo lavoro si riescono ad analizzare raggi di raccordo di 0,01 mm. Le velocità di taglio sono di 130 m/min e le velocità di avanzamento sono dell'ordine di 0,2 mm/giro.

L'approccio FEM è stato usato nella determinazione di forze, distribuzione di tensioni sull'utensile, distribuzione di temperature in un'operazione di fresatura piana da Ozel [30]. Queste analisi sono state condotte tramite il software Deform 2D ®. Le velocità di taglio in gioco sono di 200 m/min con avanzamenti di 0,1 mm/dente e 0,155 mm/dente.

La modellazione FEM e la validazione sperimentale è stata usata nella tornitura 3D del titanio comunemente usato (Li [31]). L'utensile è carburo di tungsteno non rivestito, modellato come elastico. La modellazione del comportamento del pezzo tiene conto dell'incrudimento, dell'effetto della temperatura e della velocità di deformazione. Il software usato è Thirdwave AdvantEdge®. Il confronto è stato fatto in termini di forze, spessore del truciolo, temperature di picco e forma del truciolo. I raggi di raccordo partono da 7 µm. Si hanno velocità di taglio fino a 200 m/min con avanzamenti massimi di 0,381 mm/giro.

Da citare il lavoro di Bil [32] dove è stato eseguito un confronto tra tre solutori commerciali; di cui due utilizzano una formulazione di tipo implicito, MSC Marc ® e Deform 2D ®, e uno, che usa la formulazione esplicita, Thirdwave AdvantEdge ®. Nella modellazione l'utensile è considerato rigido. È stato evidenziato l'influenza dell'attrito, del modello di formazione del truciolo, e il modello del materiale sulla simulazione del taglio ortogonale.

Riguardo alla simulazione della distribuzione di temperatura è stato usato da Ng [33] FORGE 2D ® nella tornitura ortogonale di acciaio per stampi con utensile PCBN. Le velocità di taglio investigate sono 75 m/min, 150 m/min, 200 m/min, con avanzamento di 0,25 mm/giro.

Avendo disponibili dal FEM la distribuzione di temperatura e di tensioni sul petto dell'utensile è possibile valutare l'usura dell'utensile tramite modelli empirici. Nell'asportazione di truciolo l'usura sull'interfaccia utensile – truciolo e utensile – pezzo (usura del fianco, cratere d'usura) è influenzata dalla temperatura di taglio, dalle tensioni di contatto e dalla velocità di scorrimento del truciolo sul petto dell'utensile. Queste variabili di processo dipendono dal materiale del pezzo e dell'utensile, dalla geometria dell'utensile, dal rivestimento, condizioni di taglio, e l'uso o meno del fluido lubrificante. Yen [34] ha integrato il modello di usura di Usui nel solutore di Deform 2D ®. Il modello considerato è il taglio ortogonale. La procedura inizia con la simulazione della asportazione di truciolo (velocità di taglio di 300 *m/min*, avanzamento di 0,145 *mm/giro*). Successivamente viene determinata la velocità di usura sulla faccia di contatto dell'utensile (petto e dorso). A questo punto viene aggiornata la geometria dell'utensile e preparato il secondo ciclo di simulazione.

In Xie [35] è stato seguito lo stesso approccio di Yen [34]. Come solutore FEM viene impiegato Ansys/Explicit ® utilizzando la formulazione *ALE*. La velocità di taglio risulta di 300 *m/min*, l'avanzamento di 0,145 *mm/giro*. Il modello di usura adoperato è ancora quello di Usui.

Un'altra famiglia di modelli usati per la stima delle forze di taglio sono quelli della Soft Computing, principalmente reti neurali. Szecsi [36] ha progettato e testato una rete neurale *feed forward back propagation* per la determinazione delle forze di taglio includendo diverse variabili. Il sistema prevede una grande quantità di prove sperimentali per la *fase di apprendimento* della rete (in questo caso 3200).

Lo stesso strumento è utilizzato per la determinazione dell'usura (Ozel [37]).

La criticità principale della simulazione FEM è relativa alla modellazione del materiale ed alla caratterizzazione dell'attrito sul petto dell'utensile. Le metodologie FEM, inoltre, non prevedono un'analisi dinamica. La previsione del chatter è raggiunta con una modellazione più semplice (vedi Altintas [15]). Pensando di avere analizzato la struttura della macchina utensile tramite FEM, è ricavabile, teoricamente, la funzione di trasferimento totale.

Durante operazioni di finitura di tasche, risulta di grande importanza la compensazione degli errori di forma (Law [38])

Importante la compensazione degli errori durante la lavorazione di tasche (Law [38]). Anche qui serve il modello delle forze durante la traiettoria che permette di stimare la deflessione dell'utensile e così stimare la correzione da eseguire. Si tratta di un approccio necessariamente off-line, ovvero prima di eseguire la lavorazione stessa. Il limite è che si tratta di software non commerciali. Si propone un approccio con software commerciale, come quello della Advantedge PM®.

### 3. Attività svolte

#### 3.1. Tempistica

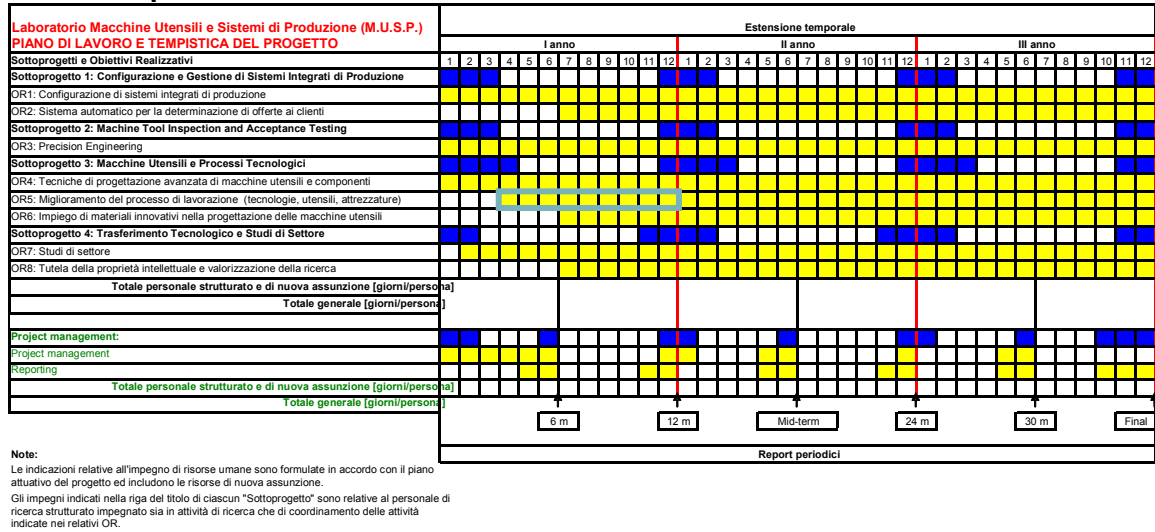


Figura 10 - Gantt del progetto MUSP.

In Figura 10 è evidenziata la tempistica relativa all'Obiettivo Realizzativo 5 preso in considerazione; non vi sono scostamenti delle attività svolte rispetto a quelle previste per il presente OR.

#### 3.2. Implementazione di un modello per la previsione delle forze

In [12] viene ampiamente descritto un modello per la previsione delle forze di taglio; tale modello viene ampliato e tarato sperimentalmente in [22] aggiungendo la terza componente della forza di taglio non presente nella prima parte dello studio. Viene inoltre previsto il *run-out* dell'utensile.

In [2] il modello viene ulteriormente ampliato per comprendere la FRF della macchina utensile che esegue la lavorazione. Si fa riferimento ad una fresatrice a 3 assi controllati.

##### 3.2.1. Sviluppo teorico del modello

Il modello implementato in Simulink<sup>®</sup> è presentato in [12] e si basa sulla teoria del taglio obliquo e considera lo spessore istantaneo del truciolo indeformato e l'influenza dell'angolo di spoglia superiore effettivo.

Il taglio obliquo è caratterizzato da un tagliente inclinato di un angolo  $\eta$  rispetto alla direzione perpendicolare alla velocità di taglio e da un angolo  $\eta_s$  tra la velocità di scorrimento del truciolo e la direzione della velocità di taglio (Figura 6).

L'angolo di spoglia superiore effettivo viene stimato dalla seguente:

$$\sin \alpha_e = \sin \eta \cdot \sin \eta_s + \cos \eta_s \cdot \cos \eta \cdot \sin \alpha_n$$

Gli angoli  $\eta$  e l'angolo di spoglia superiore normale  $\alpha_n$  sono noti, mentre l'angolo di scorrimento del truciolo  $\eta_s$  può essere stimato dalla seguente:

$$\cos \eta_s = \frac{b_s}{b} \cdot \cos \eta$$

Dove  $b$  è la larghezza di lavorazione mentre  $b_c$  è la larghezza del truciolo (Figura 6); questi due parametri sono in ingresso al modello in quanto misurabili sperimentalmente.

In luogo di questa stima dell'angolo di scorrimento del truciolo, è possibile usare, quando l'angolo di spoglia superiore normale è maggiore di  $8^\circ$ , la *regola di Stabler* per il flusso di materiale. Essa afferma che, verificata l'ipotesi sopra citata, si può considerare l'angolo di scorrimento pari all'angolo di inclinazione dell'elica:

$$\eta_s \cong \eta \Rightarrow \sin \alpha_e = \sin^2 \eta + \cos^2 \eta \cdot \sin \alpha_n$$

La forza di taglio in direzione della potenza è quindi data da:

$$F_p = u \cdot A_v = u \cdot b \cdot t = u \cdot t \cdot l \cos \eta$$

Dove  $u$  è l'energia specifica di taglio per unità di volume e dipende dal materiale in lavorazione ed è inversamente proporzionale allo spessore del truciolo indeformato elevato a 0,2.

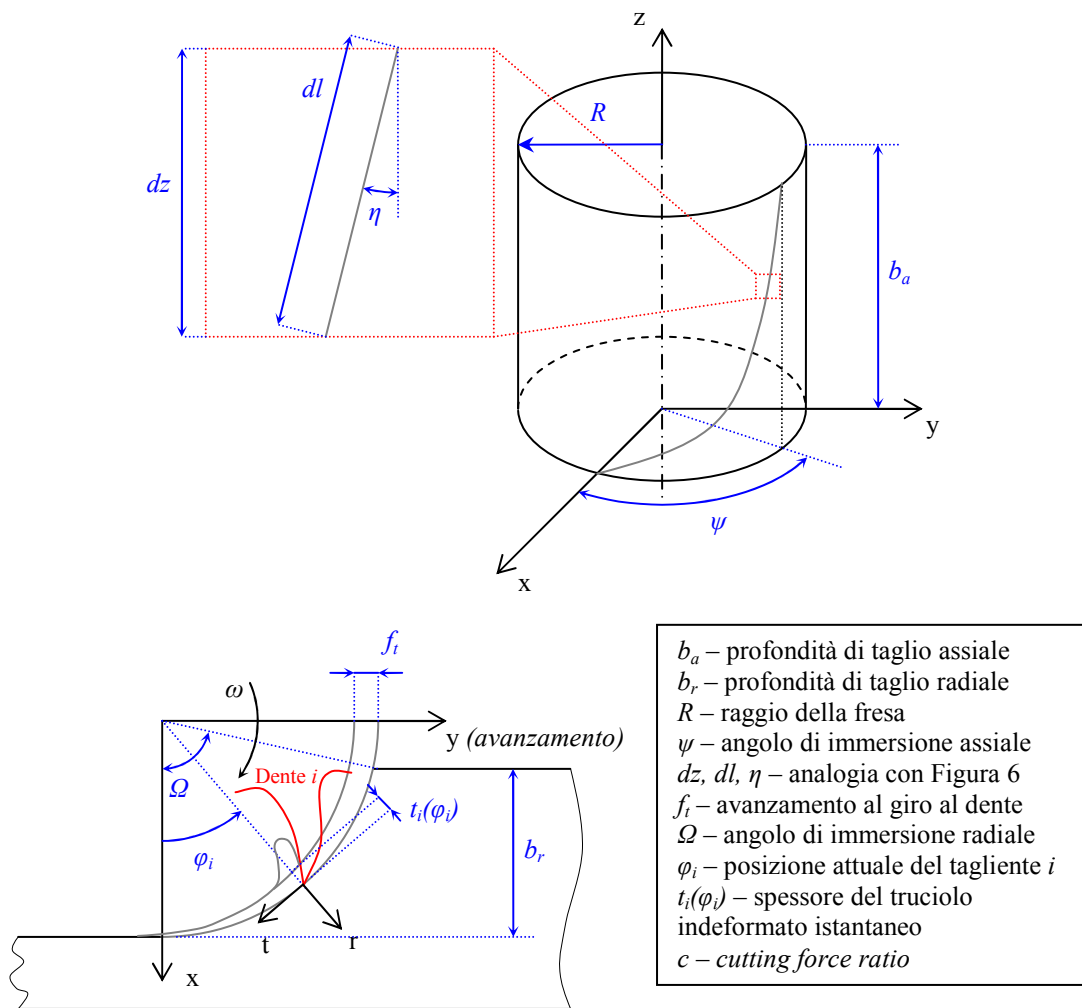


Figura 11 - Geometria della fresa nel modello di previsione delle forze di taglio (fresatura concorde) [12].

Applicando quanto appena descritto ad un'operazione di fresatura periferica, è possibile pensare di suddividere il singolo tagliente (identificato dalla lettera  $i$ ) in una successione di segmenti di tagliente rettilinei e che seguono la teoria del taglio obliquo:

$$\begin{cases} dF_{ti} = K_s \cdot dA_v(\varphi_i) = K_s \cdot t_i(\varphi_i) \cdot R \cot \eta \cdot d\varphi \\ dF_{ri} = c \cdot dF_{ti} \end{cases} \quad K_s = u_0 \left( 1 - \frac{\alpha_e - \alpha_{e0}}{100} \right) \left( \frac{t_0}{t_i(\varphi_i)} \right)^{0,2}$$

Il coefficiente di strappamento  $K_s$  è calcolato utilizzando la formula sopra riportata ed in modo tale da poter stimare le componenti tangenziale e radiale della forza di taglio agente sul singolo segmento del tagliente considerato. Proiettando le componenti nel sistema di riferimento della lavorazione (si considera unicamente il caso di fresatura concorde):

$$u' = u_0 \left( 1 - \frac{\alpha_e - \alpha_{e0}}{100} \right) \left( \frac{t_0}{f_t} \right)^{0,2} \Rightarrow K_s = u' \cdot (\sin \varphi_i)^{-0,2} \quad (t_i(\varphi_i) = f_t \sin \varphi_i)$$

$$\begin{cases} dF_{ix} = -u' \cdot t_i(\varphi_i) \cdot R \cot \eta \cdot (\sin^{0,8} \varphi_i + c \cdot \sin^{-0,2} \varphi_i \cdot \cos \varphi_i) d\varphi_i \\ dF_{iy} = u' \cdot t_i(\varphi_i) \cdot R \cot \eta \cdot (\sin^{-0,2} \varphi_i \cdot \cos \varphi_i - c \cdot \sin^{0,8} \varphi_i) d\varphi_i \end{cases}$$

Integrando le forze agenti sul segmento infinitesimo di tagliente tra i due punti estremi di contatto ( $\varphi_e - \varphi_u$ ), si ottengono le forze applicate sul tagliente  $i$ -esimo per un dato istante di tempo:

$$\begin{cases} F_{ix} = \int_{\varphi_e}^{\varphi_u} dF_{ix} d\varphi_i \approx -u' \cdot f_t \cdot R \cot \eta \cdot (0,5 \cdot \varphi_i - 0,25 \cdot \sin 2\varphi_i + 0,5556 \cdot c \cdot \sin^{1,8} \varphi_i) \Big|_{\varphi_e}^{\varphi_u} \\ F_{iy} = \int_{\varphi_e}^{\varphi_u} dF_{iy} d\varphi_i \approx u' \cdot f_t \cdot R \cot \eta \cdot (0,5556 \cdot \sin^{1,8} \varphi_i - 0,5 \cdot c \cdot \varphi_i + 0,25 \cdot c \cdot \sin 2\varphi_i) \Big|_{\varphi_e}^{\varphi_u} \end{cases}$$

Gli angoli corrispondenti al punto di inizio contatto fra tagliente e pezzo ( $\varphi_e$ ) e l'angolo corrispondente al punto di distacco ( $\varphi_u$ ), devono essere calcolati sulla base della geometria della lavorazione e dei parametri di lavorazione; in particolare numero di taglienti, angolo di spoglia superiore normale, angolo di inclinazione dell'elica, profondità di taglio assiale e radiale nonché la velocità di avanzamento ed il numero di giri del mandrino.

Calcolate le forze applicate al singolo tagliente, si ricavano le forze totali nelle due direzioni:

$$\begin{cases} F_x = \sum_{i=1}^m F_{ix} \\ F_y = \sum_{i=1}^m F_{iy} \end{cases}$$

### 3.2.2. Parametri di ingresso del modello

Come si evince dalla trattazione appena esposta, sono necessari una serie di dati in ingresso al fine di permettere il funzionamento del modello; questi dati possono essere raggruppati in 3 famiglie:

- Geometrici dell'utensile
  - Angolo di inclinazione dell'elica – essenziale per la determinazione degli estremi di integrazione delle forze di taglio oltre che per la lunghezza del segmento di tagliente effettivamente in presa sul pezzo in lavorazione.
  - Angolo di spoglia superiore normale – determina, indirettamente attraverso l'angolo di spoglia effettiva, l'andamento della forza di taglio risultante.

- Angolo di spoglia superiore effettivo *iniziale* – in [12], così come nei successivi articoli che sviluppano il modello [22] e [2], viene posto pari a zero.
- Raggio della fresa – determinante per la lavorazione quindi per l'intero modello di previsione delle forze.
- Parametri di lavorazione
  - Profondità di taglio assiale – consente di determinare l'angolo di immersione assiale della fresa al fine del computo delle forze di taglio.
  - Profondità di taglio radiale – consente di determinare l'angolo di immersione radiale ed essenziale per gli estremi d'integrazione della forza agente sul singolo tagliente.
  - Numero di giri del mandrino – parametro essenziale per l'intensità delle forze nonché per la scala temporale dei grafici generati.
  - Avanzamento al dente al giro – direttamente proporzionale allo spessore del truciolo indeformato.
- Parametri del modello
  - Spessore di truciolo indeformato *iniziale*  $t_0$  – nel caso di fresatura periferica concorde, è pari all'avanzamento al dente al giro; corrisponde, infatti, allo spessore di truciolo indeformato nel punto di contatto iniziale tra tagliente e pezzo nel caso di profondità di taglio pari al raggio dell'utensile, altrimenti ricavabile con semplici calcoli trigonometrici (Figura 11).
  - Energia di taglio per unità di volume *iniziale*  $u_0$  – parametro intrinseco del modello da determinare empiricamente; dipende dalle caratteristiche del materiale in lavorazione.
  - *Cutting force ratio* – è un parametro intrinseco del modello presentato e deve essere determinato sperimentalmente.
  - Larghezza del truciolo – questa grandezza può essere omessa se si utilizza la regola di Stabler.
  - Larghezza di lavorazione – questa grandezza può essere omessa se si utilizza la regola di Stabler.

Lo stesso approccio del modello implementato in Simulink® viene utilizzato dal software commerciale Advantedge PM®. In questo caso si riescono a stimare le forze in gioco lungo la traiettoria dell'utensile, fornendo un'indicazione sullo sfruttamento della macchina utensile. Nella versione 2D manca l'informazione dinamica, presente invece nel modulo tridimensionale.

In entrambi i casi non si riesce a prevedere la direzione di evacuazione truciolo, né la forma.

### 3.3. Strumentazione

Parallelamente allo sviluppo del modello di previsione delle forze di taglio, si è proceduto ad allestire una strumentazione adeguata, su un piccolo centro di lavoro disponibile presso il laboratorio, e descritta di seguito.

#### 3.3.1. Piastra dinamometrica

La piastra dinamometrica della Kistler, modello 9255B, è in grado di misurare le forze ed i momenti secondo una terna solidale con la piastra: a partire dai segnali provenienti da quattro celle di carico piezoelettriche triassiali.

Il sensore è gestito da un amplificatore di carica multi canale: gestendo la carica di alimentazione della piastra è in fatti possibile impostare fondoscala per le misure che vanno da un minimo:

Componente	Fondoscala	Linearità
$F_x$	200 N	<0,2 N
$F_y$	200 N	<0,2 N
$F_z$	400 N	<0,4 N

Fino ad un massimo di:

Componente	Fondoscala	Linearità
$F_x$	40000 N	<40 N
$F_y$	40000 N	<40 N
$F_z$	100000 N	<200 N

Preservando, indipendentemente dal fondoscala, una precisione dello 0,1%. Oltre a questi valori limite è possibile impostare una serie di valori intermedi in funzione di quello che si vuole osservare ed ottenendo una precisione voluta. Le misure piezoelettriche sono differenziali: una volta montato il pezzo con la relativa strumentazione di fissaggio, si accende l'amplificatore di carica e la misura delle forze (quindi considerando il peso proprio del pezzo) risulta nulla. In Figura 12 è riportato un esempio di acquisizione utilizzando le impostazioni di fondoscala minime.

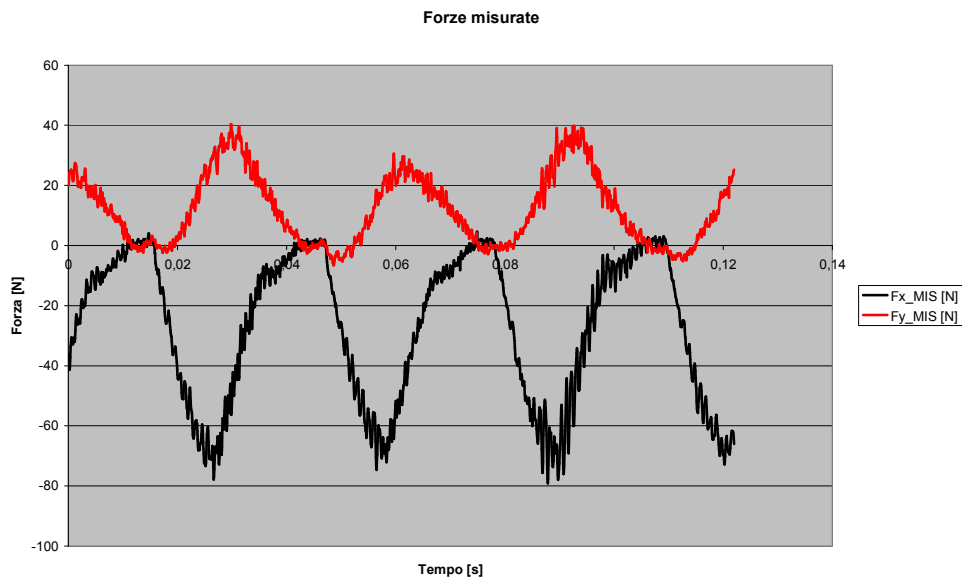


Figura 12 - Forze misurate durante una fresatura periferica concorde:  $n=1000\text{rpm}$ ,  $f=500\text{mm/min}$ ,  $b_a=10\text{mm}$ ,  $b_r=5\text{mm}$ ; utensile  $r=5\text{mm}$ , 2 taglienti,  $\alpha_n=12^\circ$ ,  $\eta=30^\circ$

I dati vengono quindi inviati, tramite un'opportuna scheda di acquisizione della National Instrument, ad un computer per la successiva elaborazione.

### 3.3.2. Strumentazione per l'analisi modale sperimentale

La Frequency Response Function (FRF) è, in linea di principio, il rapporto fra lo spostamento di un punto di una struttura (una macchina utensile nel caso in questione) e della forza applicata per provocare tale spostamento nel dominio delle frequenze. Nel caso di una macchina utensile, il punto solitamente prescelto per eseguire tale misurazione è la punta dell'utensile e ne risulta una matrice 3x3:



$$H(\omega) = \begin{bmatrix} H_{xx}(\omega) & H_{xy}(\omega) & H_{xz}(\omega) \\ H_{yx}(\omega) & H_{yy}(\omega) & H_{yz}(\omega) \\ H_{zx}(\omega) & H_{zy}(\omega) & H_{zz}(\omega) \end{bmatrix}$$

In cui il primo pedice indica la componente di applicazione della forza rispetto agli assi macchina ed il secondo la direzione delle vibrazioni conseguenti. Per il calcolo del singolo elemento della matrice, tuttavia, viene utilizzato uno stimatore denominato  $H_i$  e che ha la principale caratteristica di eliminare il rumore bianco:

$$H_{i,j}(\omega) = \frac{G_{ij}(\omega)}{G_{ii}(\omega)}$$

Ossia viene calcolato come rapporto tra il cross-spettro e l'auto spettro delle componenti di forza e spostamento selezionati.

Per tali misurazioni si è reso necessario un martello strumentato, una serie di accelerometri con diverse caratteristiche ed un'opportuna scheda di acquisizione in grado di fornire l'alimentazione tipo IEPE.

A seconda della massa e della rigidità della macchina utensile presa in considerazione, è possibile utilizzare uno dei seguenti martelli strumentati:

Martello	Fondoscala	Linearità	Massa
086D05	22000 N	<200 N	0,32 Kg
086C04	4400 N	<4,4 N	0,16 kg

Gli accelerometri disponibili, invece, sono tre, di cui uno triassiale:

Accelerometro	Fondoscala	Linearità	Risoluzione
352C23	9810 $m/s^2$	<98,1 $m/s^2$	0,03 $m/s^2$ rms
352A24	490 $m/s^2$	<4,9 $m/s^2$	0,002 $m/s^2$ rms
356A32 (Triassiale)	491 $m/s^2$	<4,9 $m/s^2$	0,003 $m/s^2$ rms

Utilizzando, rispettivamente, il primo martello ed il primo accelerometro nell'elenco, è stato possibile verificare la strumentazione ed il programma sviluppato in LabVIEW® per l'acquisizione dei segnali, la loro corretta finestatura nonché la stima della FRF. L'oggetto delle misurazioni è un bareno (diametro esterno 40 mm; lunghezza utile 300 mm e diametro interno 32 mm) del quale sono note le caratteristiche geometriche e la FRF già misurata con una strumentazione di confronto. Il risultato più interessante risulta quello relativo alla prima frequenza di risonanza dell'utensile (Figura 13).

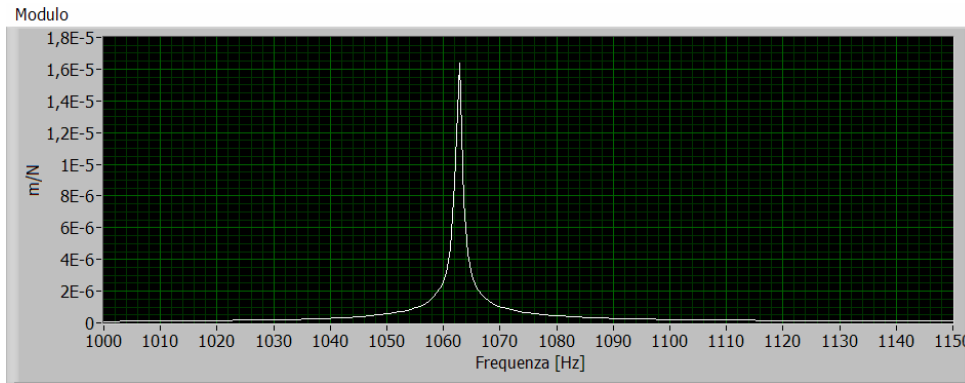


Figura 13 - Prima frequenza di risonanza - misurata con la strumentazione per FRF.

### 3.3.3. Sensori adatti al TCM

Per quanto riguarda il *Tool Condition Monitoring* (TCM), è possibile impiegare una gamma piuttosto ampia di sensori al fine di monitorare le condizioni del processo e, di particolare interesse, le condizioni di usura dell'utensile. A tal fine si rende necessario stimare le forze a partire da misure non invasive come l'assorbimento di corrente del mandrino.

Altre tipologie di misure, come misure di pressione sonora tramite microfono, possono essere impiegate per monitorare le condizioni di usura. L'*emissione acustica* viene definita [23] come l'onda di pressione generata durante il transitorio elastico dovuto al rapido rilascio di energia da una sorgente localizzata all'interno di un materiale soggetto ad uno stato di sollecitazione. L'energia, infatti, è associata alla rapida redistribuzione degli stati di sforzo interni al materiale; la conseguenza è un'onda di pressione che si propaga all'interno del materiale quindi all'aria in contatto con il materiale stesso.

In [24] viene affermato che il fenomeno delle emissioni acustiche è legato ad onde elastiche di frequenza superiore ai 20 kHz che si generano nella zona di deformazione primaria. Esistono, inoltre, due tipi di emissione acustiche che si possono incontrare durante un'operazione di taglio:

1. di tipo continuo dovute a deformazioni plastiche in materiali duttili;
2. di tipo localizzato ad intensità elevata dovute a fratture in seno al materiale.

In [25] viene proposto un metodo per l'identificazione della rottura di un tagliente che si basa su misure di corrente del mandrino: l'andamento delle forze nelle successive rivoluzioni della fresa viene memorizzato e, in base ai massimi ed ai minimi di tali grafici, viene calcolato un indice che si mantiene prossimo ad uno finché, quando si ha l'improvvisa scheggiatura di dente, aumenta di valore di un ordine di grandezza. L'uso di un sensore di forze risulta tuttavia [25] non applicabile al caso industriale quindi; in luogo di tale misura viene utilizzato il valore efficace (*root mean square* o *r.m.s.*) della corrente trifase che alimenta il mandrino. L'unica limitazione risiede negli ristretti regimi di rotazione e nell'elevata intensità delle forze richieste perché la corrente sia un buon stimatore della forza. Calcolando il medesimo indice utilizzando le correnti in luogo delle forze si ottengono i medesimi risultati.

### 3.4. Taratura del modello e primi confronti

In Figura 12 è riportato l'andamento delle forze misurate utilizzando la piastra dinamometrica descritta precedentemente; utilizzando il modello di previsione delle forze esposto, è possibile prevedere l'andamento delle forze di taglio.

Vengono riportati (Tabella 1) i dati utilizzati in ingresso nel modello nonché un riassunto dei principali parametri di taglio e di geometria dell'utensile impiegato nel corso della lavorazione che, si ricorda, essere di fresatura periferica concorde.

Tabella 1 - Parametri in ingresso al modello di previsione delle forze

<b>Angolo dell'elica <math>\eta</math> [gradi]</b>	<b>30</b>
Angolo di spoglia superiore normale $\alpha_n$ [gradi]	12
Raggio della fresa [mm]	5
Profondità di taglio assiale [mm]	10
Profondità di taglio radiale [mm]	5
Numero di taglienti	2
Velocità di rotazione mandrino [rpm]	1000
Avanzamento al giro al dente [mm/giro dente]	0,25
Angolo di spoglia superiore effettivo iniziale [gradi]	0
Spessore di truciolo indeformato iniziale [mm]	0,25
Energia totale di taglio per unità di volume iniziale [J/m <sup>3</sup> ]	80000000
Cutting Force Ratio	0,4
Larghezza di lavorazione [mm]	5
Larghezza del truciolo [mm]	4

Utilizzando tali dati in ingresso si ottiene l'andamento delle forze riportato in Figura 14. Come si può facilmente notare dal grafico, vi sono sicuramente dei parametri non correttamente caratterizzati, in particolare: il cutting force ratio e l'energia totale di taglio per unità di volume. Analizzando più attentamente la Figura, inoltre, si può notare che vi è una certa discrepanza fra la velocità di taglio impostata nel modello, nonché nel part program, e quella reale di rotazione del mandrino.

Utilizzando i dati a disposizione, è stato possibile stimare la velocità reale di rotazione in 956,52 rpm. Ne risulta, senza modificare altri parametri, il grafico riportato in Figura 15.

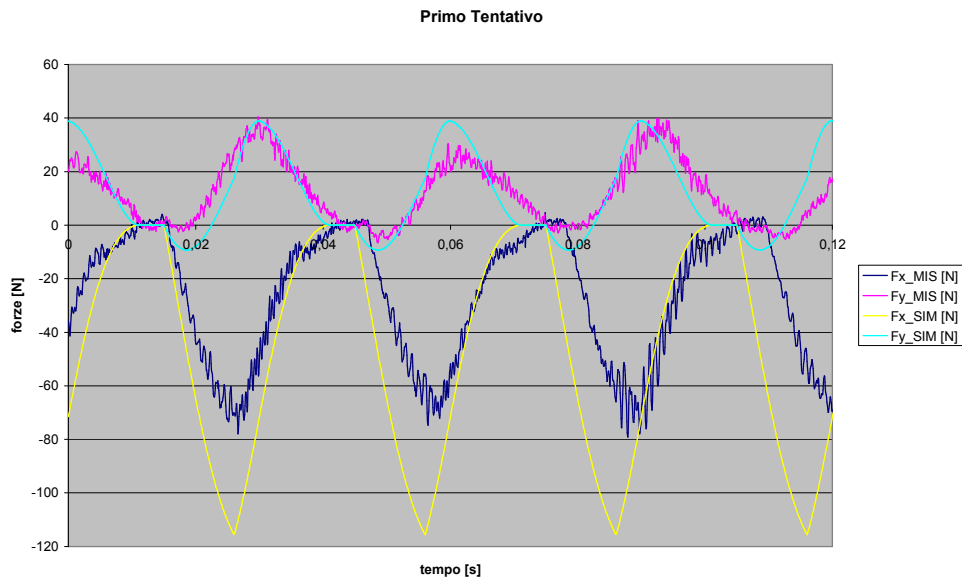


Figura 14 – Forze di taglio misurate e simulate in direzione della velocità di avanzamento (direzione y) e perpendicolari ad esse in un piano radiale della fresa (direzione x).

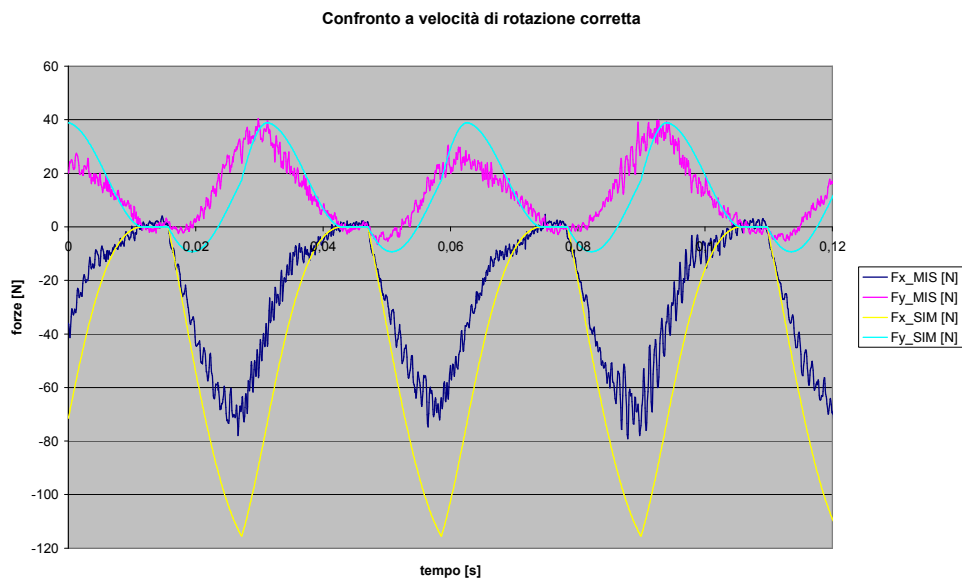


Figura 15 - Confronto fra forze misurate e previste alla velocità di rotazione del mandrino reale.

Partendo ora dalla Figura 15, si può facilmente notare come il valore del cutting force ratio, definito come il rapporto fra la forza di taglio in direzione radiale e tangenziale applicate ad un tagliente della fresa presa in considerazione, sia sovrastimato.

In Figura 16, quindi, sono riportati gli andamenti delle forze simulati, sovrapposti all'andamento della forza misurata, in funzione del cutting force ratio.

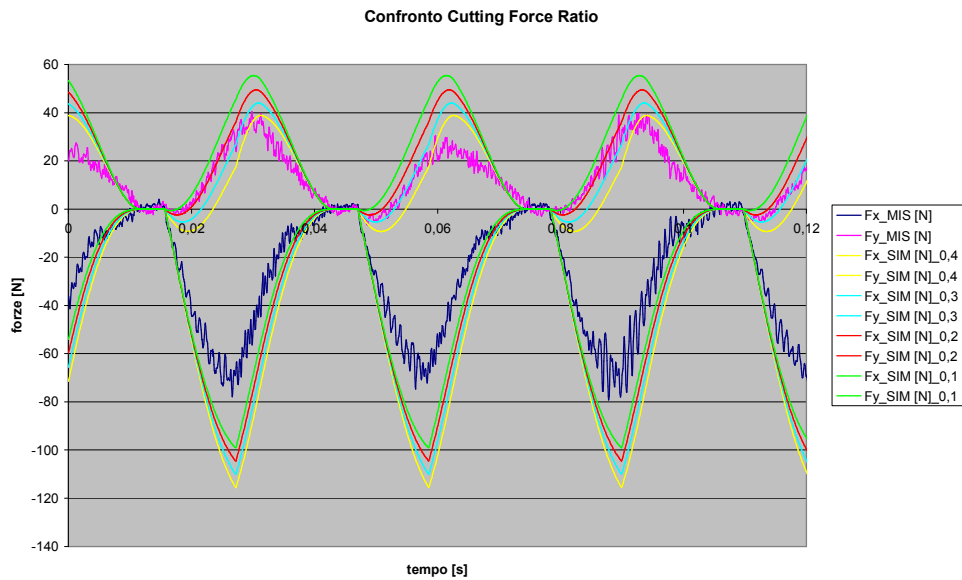


Figura 16 - Confronto fra le forze misurate e forze previste al variare del Cutting Force Ratio

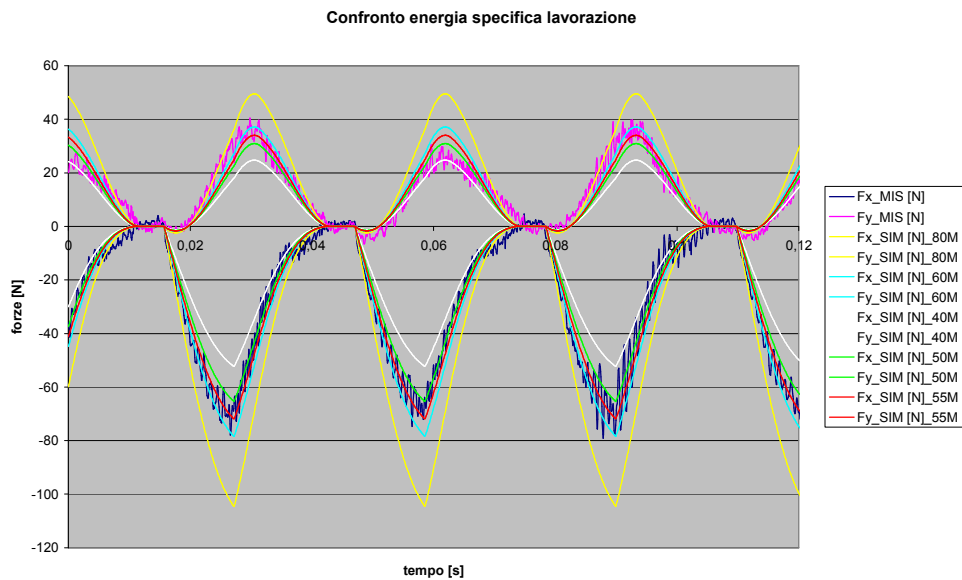


Figura 17 - Confronto fra le forze misurate e forze previste al variare dell'energia specifica di lavorazione

Come si può notare dalla Figura 16, il cutting force ratio adatto al grafico riportato (intuitivamente, si faccia la proporzione fra le forze massime previste e misura) è pari a 0,2. L'energia specifica di taglio, infine, viene quindi fatta variare fino ad individuare il valore corrispondente alla lavorazione di fresatura periferica presa in considerazione (Figura 17) e pari a  $55.000.000 J/m^3$ .

Seguendo questa procedura è possibile tarare le variabili di input del modello di previsione delle forze in funzione del materiale in lavorazione, della geometria dell'utensile e dei parametri di taglio.

Studi di sensitività su alcuni parametri di ingresso hanno messo in luce una forte dipendenza dei risultati da parametri come l'angolo di inclinazione e, ovviamente, l'energia specifica di lavorazione.

I parametri ottimizzati, seguendo la procedura sperimentale, sono quindi riportati in Tabella 2 ed il grafico risultante è riportato in Figura 18.

Tabella 2 – Parametri in ingresso al modelli ottimizzati seguendo la procedura sperimentale

<b>Angolo dell'elica <math>\eta</math> [gradi]</b>	<b>30</b>
Angolo di spoglia superiore normale $\alpha_n$ [gradi]	12
Raggio della fresa [mm]	5
Profondità di taglio assiale [mm]	10
Profondità di taglio radiale [mm]	5
Numero di taglienti	2
Velocità di rotazione mandrino [rpm]	1000 (956.52)
Avanzamento al giro al dente [mm/giro dente]	0,25
Angolo di spoglia superiore effettivo iniziale [gradi]	0
Spessore di truciolo indeformato iniziale [mm]	0,25
Energia totale di taglio per unità di volume iniziale [J/m <sup>3</sup> ]	55000000
Cutting Force Ratio	0,2
Larghezza di lavorazione [mm]	5
Larghezza del truciolo [mm]	4

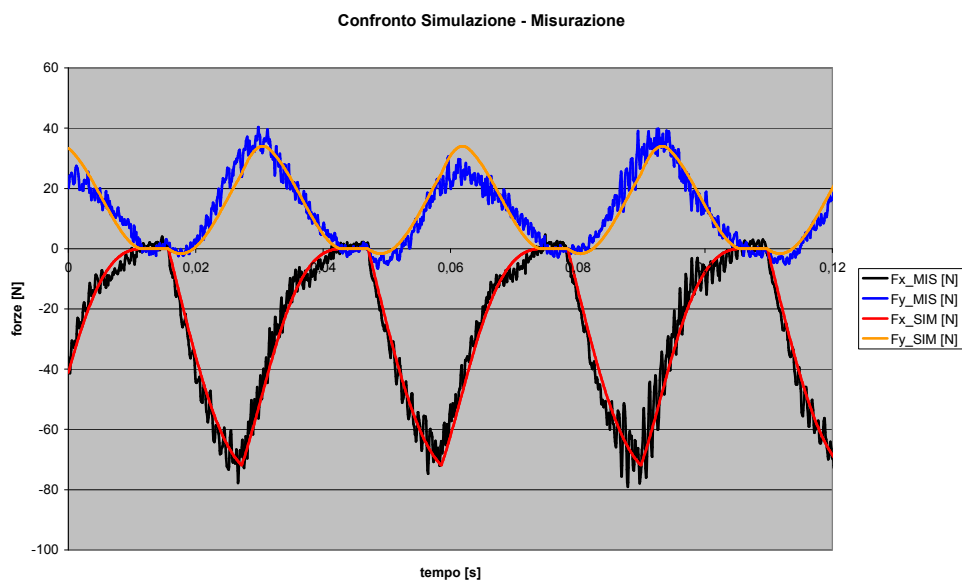


Figura 18 - Andamento delle forze previsto e misurato.

La fase di taratura viene effettuata nella fase di inizializzazione del modello. È possibile quindi utilizzare il modello così tarato per prevedere le forze per lavorazioni con parametri di taglio differenti da quelli utilizzati per la taratura.

### 3.5. Modellazione forze di taglio con solutori commerciali

La determinazione teorica delle forze di taglio prevede, come fase finale, la validazione sperimentale. Quest'ultima necessita fondamentalmente di alcuni apparati:

1. Centro di lavoro.
2. Sensore di forza, tavola dinamometrica (si veda Paragrafo 3.3.1).
3. Scheda d'acquisizione.

In questo paragrafo è stato usato il software Advantedge PM 2D ® della Thirdwave. Il modello implementato è del tipo con coefficienti di taglio sperimentali. Sono necessari ben 13 coefficienti da tarare tramite opportuna sperimentazione (Figura 19). Da notare che è possibile inserire, tramite un file formato testo, i coefficienti sopra menzionati.

Select Property ID from Master Library  
Steel\_1018\_/\_WC

Actual BRINELL Hardness 163

Force Model Coefficients

BC1	2030.4246	H1	1
A1	-0.08	H2	0
B1	-0.27	H3	0
C1	1.425	H4	0
BC2	0.4382	H5	-1
A2	0.08		
B2	-0.089		
C2	-0.467		

Figura 19 - Template dei coefficienti in Advantedge PM 2D ®

Il software utilizza come input la geometria del pezzo e della traiettoria dell'utensile (in G-codes). È possibile selezionare, a differenza di altri software, la geometria dell'inserto. Per la modellazione della forza sono presenti nel database coppie di materiali pezzo – utensile. In uscita, il software fornisce il tempo ciclo, l'andamento della forza, della potenza e delle sezioni di truciolo al variare del tempo di esecuzione. È stata eseguita una validazione facendo riferimento a delle prove sperimentali presenti in Cheng [39]. La campagna sperimentale riportata in Cheng [39] è stata condotta su un centro di lavoro a controllo numerico. Per la misura delle forze è stata usata una piastra dinamometrica Kistler 9225B. La frequenza di campionamento usata è 2 kHz. È stato memorizzato il valore della forza nella stessa posizione angolare per cinque giri consecutivi.

Si tratta di una fresatura piana con fresa a 3 inserti. I dati geometrici dell'utensile sono riportati in Tabella 3. L'inserto, con le sue grandezze caratteristiche, è riportato in Figura 20.

Tabella 3 - Geometria dell'utensile

Raggio della fresa	52 mm
Axial rake angle	5°
Radial rake angle	5°
Lead angle	15°
Raggio di naso	0.8 mm

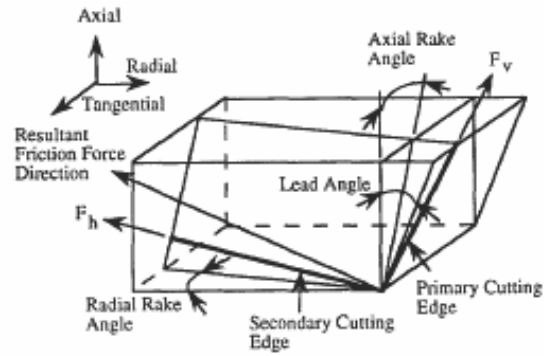


Figura 20 - Geometria dell'inserto

Lo schema della sperimentazione è mostrato in Figura 21.

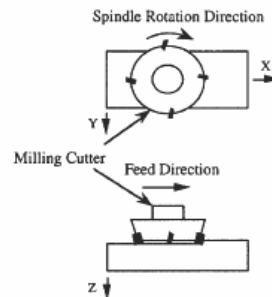


Figura 21 - Schema delle prove sperimentali

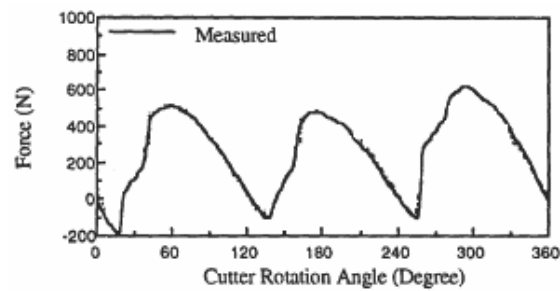
Tabella 4 - Condizioni di taglio per le prove sperimentali

Prova	N di inserti	Velocità (rpm)	Avanzamento (mm/tooth)	Dc (mm)	L (mm)	H (mm)	W(m m)
1	3	510	0,12	2	170	50	100

Dc = profondità assiale di taglio; W = Larghezza pezzo; H = spessore pezzo; L = Lunghezza pezzo.

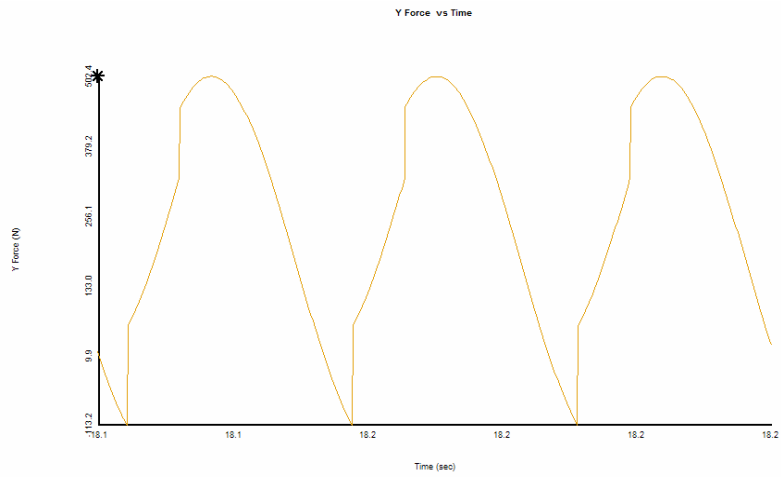
Il materiale del pezzo è AISI 1045, mentre quello dell'utensile è carburo di tungsteno.

Si riportano (Figura 22) i risultati della componente della forza di taglio nella direzione di avanzamento.

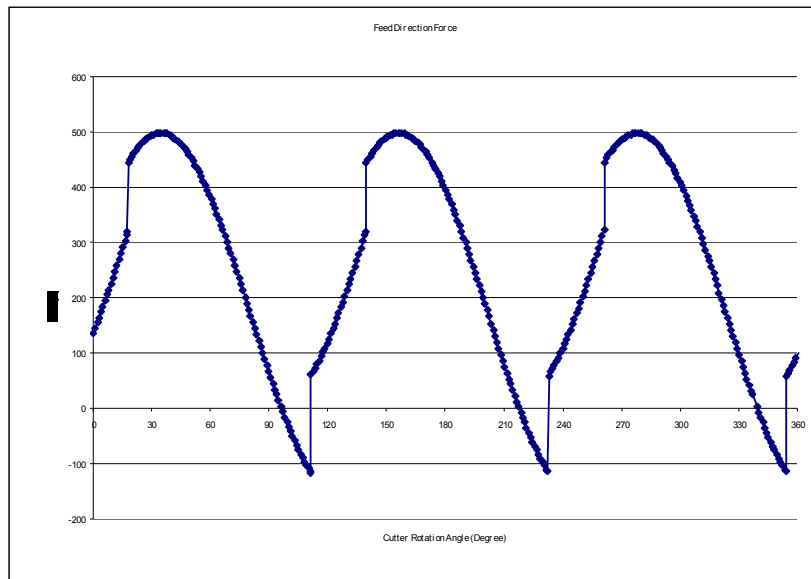


(a) Grafico sperimentale





(b) output di Advantedge PM 2D



(c) grafico della forza vs angolo

Figura 22 - Risultati delle forze misurate e simulate per fresa lungo la direzione di avanzamento, con fresa a tre inserti di raggio 52 mm ( $v= 510$  rpm,  $f_t = 0,12$  mm/dente,  $D_c = 2$  mm)

Si osserva una sostanziale aderenza con i risultati sperimentali. Sono ben rilevabili i tre picchi dovuti ai tre inserti.

In conclusione è stata portata avanti la validazione del software Advantedge PM 2D ® quando utilizzato per l'analisi della fresatura piana.

## 4. Lavori futuri

Quanto fino ad ora esposto è lo stato attuale di sviluppo delle diverse tematiche esposte. Gli sviluppi futuri, in particolare per il secondo anno di attività dell'OR 5, sono schematicamente descritti di seguito.

### 4.1. Procedura di taratura statistica del modello

Il modello di forze implementato necessita di una procedura di taratura empirica; i parametri in ingresso, com'è ragionevole aspettarsi, influenzano l'andamento della forza prevista. Alcuni tra i parametri di processo ed alcuni dati riguardanti la geometria dell'utensile, risultano particolarmente influenti rispetto alle variabili d'uscita (ossia le forze).

Si consideri, ad esempio, l'angolo di inclinazione dell'elica dell'utensile; tale valore è difficilmente misurabile e, ancor più in ambito industriale in cui strumenti idonei alla sua rilevazione sono difficilmente reperibili, le misure non sono da considerarsi attendibili. L'angolo di inclinazione dell'elica influenza particolarmente l'andamento delle forze previste, di conseguenza risulta di interesse uno strumento statistico per la determinazione dei parametri di ingresso del modello in grado di considerare anche le costanti del modello come la velocità di rotazione effettiva o l'angolo di inclinazione dell'elica dell'utensile. Partendo da un certo numero di misure sperimentali e da una serie di forze previste dal modello in funzione dei parametri di ingresso di interesse, lo strumento deve essere in grado di valutare la bontà della previsione e di proporre eventuali modifiche ai parametri al fine di migliorare l'affidabilità del modello. A valle di questa attività di taratura, sarà possibile impiegare il modello per stimare le forze al variare dei parametri di processo ma a parità di materiale lavorato e tipologia di utensile.

### 4.2. Estensioni del modello

Al fine di prevedere con maggior dettaglio l'andamento delle forze di taglio per le operazioni di fresatura di un determinato materiale, il modello precedentemente descritto verrà esteso in modo tale da prendere in considerazione altri fenomeni come il *run-out* dell'utensile, valore dal quale non è possibile prescindere. Introducendo un terzo parametro sperimentale dipendente dal materiale lavorato, inoltre, è possibile implementare il computo della terza componente della forza di taglio, ossia quella nella direzione assiale dell'utensile.

Altra caratteristica fondamentale di un buon modello per la previsione delle forze di taglio e, più in generale, di previsione delle condizioni di lavoro della macchina utensile, deve necessariamente comprendere le caratteristiche dinamiche del sistema pezzo-utensile-macchina. Tali caratteristiche sono riassunte nella FRF calcolata alla punta dell'utensile; tale funzione può essere calcolata, fondamentalmente, in due modi diversi:

1. empiricamente seguendo la procedure precedentemente descritte,
2. come risultato di un modello FEM della macchina utensile.

Il primo viene applicato, ovviamente, a sistemi esistenti mentre il secondo può essere applicato sia a macchine esistenti ma anche, e soprattutto, a sistemi non ancora esistenti ma dei quali si vogliono conoscere le prestazioni per determinate lavorazioni in fase di progettazione del sistema.

Un modello completo con le caratteristiche appena elencate, è in grado di individuare le condizioni di instabilità della macchina utensile in funzione della tipologia e dei parametri di lavorazione; in particolare individuare, quindi evitare, il chatter.

### 4.3. Simulazione numerica

Relativamente alla simulazione numerica tramite metodo agli elementi finiti si prevede l'uso di software specifici, come può essere quello commercializzato dalla Thirdwave Advantedge FEM. La fase cruciale è la validazione ottenuta tramite una campagna sperimentale; a tal proposito si prevede di cambiare avanzamenti e velocità di taglio.

Preso confidenza con la metodologia FEM per l'asportazione di truciolo si può utilizzare l'informazione delle forze di taglio per prevedere la deflessione di un utensile fresa quando si realizza una lavorazione di contornatura di una tasca. L'obiettivo è diminuire il numero di passate necessarie per la realizzazione della tasca.

#### **4.4. Monitoraggio usura**

Parallelamente allo sviluppo di un modello di forze di taglio si vuole individuare una metodologia per il monitoraggio dell'usura sulla base di considerazioni teoriche e prove sperimentali. Scegliendo in modo opportuno la strategia di monitoraggio, infatti, è possibile utilizzare i dati provenienti dal modello di previsione completo delle forze in modo tale da inizializzare i parametri del processo di controllo per il monitoraggio dell'usura: la maggior parte di tali procedure [5] necessita di una stima o di una misura delle forze nel caso di utensile nuovo per poi monitorare uno o più indici il cui valore cambia in funzione dello stato d'usura dell'utensile; confrontando il valore attuale dell'indice con quello calcolato per l'utensile nuovo è possibile monitorare lo stato di usura dell'inserito o del tagliente.

Relativamente all'uso di Advantedge PM 2D ®, tra gli output del codice si ha il tempo ciclo, potenza assorbita e sezioni di truciolo. Questo implementa un modello delle forze di taglio che permette di prevedere l'intensità della forza e il suo andamento durante il giro della fresa. I parametri del modello sono in numero superiore ad altri modelli elencati in questo lavoro. Sono comunque modelli di natura statica, ovvero non considerano fenomeni rigenerativi di vibrazione (chatter), e non prevedono il processo di usura, quindi la modifica della geometria. Ulteriori sviluppi sono prevedibili nel considerare i coefficienti di taglio dipendenti dall'entità dell'usura, come fa Lin [40].

Altra attività futura è usare l'informazione delle forze di taglio per validare soluzioni di *Tool Condition Monitoring*, come quelli che usano l'informazione della corrente per prevedere l'usura dell'inserito. A differenza di grandezze a bordo campo, come può essere la corrente (altre soluzioni usano emissioni acustiche, accelerometri [41]) la misura della forza è intrinseca al fenomeno dell'asportazione di truciolo. Questo permette di distinguere fenomeni legati all'asportazione di truciolo a quelli dovuti alla catena cinematica, guide e trasmissioni. In una visione futuristica si deve riuscire a stabilire lo stato di salute della macchina misurando delle grandezze a bordo campo, in quanto è impensabile montare un sensore di forza in un contesto di produzione industriale.

## 5. Bibliografia

- [1]. Kim, T.Y., Kim, J. Adaptive cutting force control for a machining center by using indirect cutting force measurements. *Int. J. Machine. Tools Manufacture*, 1996, vol. 36, n. 8, p. 925-937
- [2]. Liu, X., Cheng, K. Modelling the machining dynamics of peripheral milling. *Int. J. Machine Tools Manufacture*, 2005, vol. 45, p. 1301-1320
- [3]. Yan, W., Wong, Y.S., Lee, K.S., Ning, T. An investigation of indices based on milling force for tool wear in milling. *J. of Materials Processing Technology*, 1999, vol. 89, p. 245-253
- [4]. Lee, S.S., Kim, H.S. Study on the condition for milling tools by the pattern recognition technique. *Pacific Conference on Manufacturing*, 1994, p. 104-112
- [5]. Li, X., Djordjevich, A., Venuvinod, P.K. Current-Sensor-Based Feed Cutting Force Intelligent Estimation and Tool Wear Condition Monitoring. *IEEE Transactions On Industrial Electronics*, 2000, vol. 47, n. 3
- [6]. Li, X., Denkena, B., Imiela, J. Tool Breakage Monitoring Using Motor Current Signals for Machine Tools With Linear Motors. *IEEE Transactions On Industrial Electronics*, 2005, vol. 52, n. 5
- [7]. Szececi, T. Cutting force modeling using artificial neural networks. *J. of Materials Processing Technology*, 1999, vol. 92, p. 344-349
- [8]. Gardner, J.D., Vijayaraghavan, A., Dornfeld, D.A. Comparative Study of Finite Element Simulation Software. 2005. <[http://repositories.cdlib.org/lma/codef/gardner\\_05\\_01](http://repositories.cdlib.org/lma/codef/gardner_05_01)>
- [9]. Rete neurale – Wikipedia. In Pagina Principale - Wikipedia [online]. Last modified 14:58, 25-08-2006 [12-09-2006]. <[http://it.wikipedia.org/wiki/Reti\\_neurali](http://it.wikipedia.org/wiki/Reti_neurali)>
- [10]. Simulink. In The MathWorks Italia - MATLAB and Simulink for Technical Computing [online]. [13-09-2006]. <<http://www.mathworks.com/access/helpdesk/help/toolbox/simulink>>
- [11]. Wang, S.M., Chiou, C.H., Cheng, Y.M. An improved dynamic cutting force model for end-milling process. *J. of Materials Processing Technology*, 2004, vol. 148, p. 317-327
- [12]. Liu, X.W., Cheng, K., Webb, D., Luo, X.C. Improved Dynamic Cutting Force Model in Peripheral Milling Part I: Theoretical Model and Simulation. *Int. J. Machine. Tools Manufacture*, 2002, vol. 20, p. 631-638
- [13]. Gradišek, J., Kalveram, M., Weinert, K. Mechanistic identification of specific force coefficients for a general end mill. *Int. J. Machine. Tools Manufacture*, 2004, vol. 44, p. 401-414
- [14]. Chiou, C.H., Hong, M.S., Ehmann, K.F., Instantaneous shear plane based cutting force model for end milling, *J. of Materials Processing Technology*, 2005, vol. 170, p. 164-180
- [15]. Altintas, Y. *Manufacturing Automation*. Cambridge: Cambridge University Press, 2000.
- [16]. Liu, X., Cheng, K. Modelling the machining dynamics of peripheral milling. *Int. J. Machine. Tools Manufacture*, 2005, vol. 45, p. 1301-1320
- [17]. Li, H., Li, X. Modelling and simulation of chatter in milling using a predictive force model. *Int. J. Machine. Tools Manufacture*, 2000, vol. 40, p. 2047-2071
- [18]. Dimla, E., Dimla Snr. Sensor signals for tool-wear monitoring in metal cutting operations —a review of methods. *Int. J. Machine. Tools Manufacture*, 2000, vol. 40, p. 1073-1098
- [19]. Komanduri, A., Lee, M., Raff, L.M. The significance of normal rake in oblique machining. *Int. J. Machine. Tools Manufacture*, 2004, vol. 44, p. 1115-1124
- [20]. Bugini, A., Giardini, C., Pacagnella, R., Restelli, G. *Tecnologia Meccanica. Vol. II Lavorazioni per asportazione di truciolo*. Milano: Città Studi Edizioni, 1995
- [21]. Bravo, U., Altuzarra, O., López de Lacalle, L.N., Sánchez, J.A., Campa, F.J. Stability limits of milling considering the flexibility of the workpiece and the machine. *Int. J. Machine. Tools Manufacture*, 2005, vol. 45, p. 1669-1680
- [22]. Liu, X.W., Cheng, K., Webb, D., Longstaff, A.P., Widiyanto, M.H. Improved Dynamic Cutting Force Model in Peripheral Milling Part II: Experimental Verification and Prediction. *Int. J. Machine. Tools Manufacture*, 2004, vol. 24, p. 794-805
- [23]. Ravindra, H.V., Srinivasa, Y.G., Krishnamurthy, R. Acoustic emission for tool condition monitoring in metal cutting. *Wear*, 1997, p. 78-84
- [24]. Dolinšek, S., Kopač, J. Acoustic emission signals for tool wear identification. *Wear*, 1999, p. 295-303
- [25]. Kim, G. D., Chu, C. N. In-Process Tool Fracture monitoring in Face Milling Using Spindle Motor Current and Tool Fracture Index. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2001, vol. 18, p. 383-38

- [26]. Fang, G., Zeng, P. Three-dimensional thermo-elastic-plastic coupled FEM simulations for metal oblique cutting processes. *J. of Materials Processing Technology*, 2005, 168, p. 42-48.
- [27]. Ceretti, E., Lazzaroni, C., Menegardo, L., Altan, T. Turning simulations using a three-dimensional FEM code. *J. of Materials Processing Technology*, 2000, Vol. 98, p.99-103.
- [28]. Arrazola, P.J., Ugarte, D., Montoya, J., Villar, A., Marya, S. Finite element modeling of chip formation process with Abaqus/Explicit 6.3. *VII International Conference on Computational Plasticity*, Barcelona, 2005.
- [29]. Yen, Y.-C., Jain, A., Altan, T. A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries. *J. of Materials Processing Technology*, 2004, Vol. 146, p.72-81.
- [30]. Ozel T., Altan, T. Process simulation using finite element method – prediction of cutting forces, tool stresses and temperatures in high-speed flat end milling. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture*, 2000, Vol. 40, p.713-738.
- [31]. Li, R., Shih, A.J. Finite element modelling of 3D turning of titanium. *Int. J. Manuf. Technol.* 2006, 29, p. 253-261.
- [32]. Bil, H., Kilic, S.E., Tekkaya, A.E. A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture*, 2004, 44, p. 933-944.
- [33]. Ng, E.G., Aspinwall, D.K., Brazil, D., Monaghan J. Modelling of temperature and forces when orthogonally machining hardened steel. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture*, 1999, 39, p. 885-903.
- [34]. Yen, Y.-C., Sohner, J., Lilly, B., Altan, T. Estimation of tool wear in orthogonal cutting using the finite element analysis. *J. of Materials Processing Technology*, 2004, 146, p.82-91.
- [35]. Xie, L.J., Schmidt, J., Schmidt, C., Biesinger, F. 2D FEM estimate of tool wear in turning operation. *Wear*, 2005, 258, p. 1479-1490.
- [36]. Szecsi, T. Cutting force modelling using artificial neural networks. *J. of Materials Processing Technology*. 1999, 92-93, p. 344-349.
- [37]. Ozel, T., Karpat, Y. Predictive modelling of surface roughness and tool wear in hard turning using regression and neural networks. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture*, 2005, 45, p.467-479.
- [38]. Law, K.M.Y., Geddam, A. Prediction of contour accuracy in the end milling of pockets. *J. of Materials Processing Technology*, 2001, 113, p. 309-405.
- [39]. Cheng, P.J., Tsay, J.T., Lin, S.C. A study on instantaneous cutting force coefficients in face milling. *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, 1997, Vol 37, N0. 10, pp. 1393-1408.
- [40]. Lin, S.C., Yang, R.J. Force-based model for tool wear monitoring in face milling. *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, 1995, Vol 35, No. 9, pp. 1201-1211.
- [41]. Rehorn A.G., Jiang J., Orban P.E. State-of-the-art methods and results in tool condition monitoring: a review. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2005, Vol. 26, pp. 693-710.