

POLITECNICO DI MILANO

Scuola di Ingegneria Industriale e dell'Informazione
Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica



Miglioramento di un modello di previsione delle forze di taglio in microfresatura

Relatore: Ing. Massimiliano ANNONI

Correlatore: Ing. Lara REBAIOLI

Tesi di Laurea di:

Oscar Alfredo APARI PEREZ Matr. 782570

Lorenzo CASIRAGHI Matr. 786764

Anno Accademico 2012-2013

RINGRAZIAMENTI

Per il supporto, le risorse e le opportunità che mi sono state messe a disposizione nello sviluppo di questa tesi, ringrazio il personale del Dipartimento di Meccanica (Sezione Tecnologie Meccaniche e Produzione) del Politecnico di Milano ed i collaboratori di altri dipartimenti, con particolare riferimento alle seguenti persone:

Ing. Massimiliano Annoni;

Ing. Lara Rebaioli

Ing. Francesco Cacciatore;

Ing. Massimo Goletti;

Dott. Eligio Grossi;

Ing. Luca Pagani.

Si desidera ringraziare e dedicare questa tesi a tutti i parenti e alle persone che hanno reso possibile questo importante ed impegnativo percorso.

Indice

| | |
|--|-------------|
| ELENCO DELLE FIGURE..... | V |
| ELENCO DELLE TABELLE..... | XI |
| ELENCO DELLE FORMULE..... | XIII |
| NOMENCLATURA DEI SIMBOLI..... | XV |
| INTRODUZIONE..... | 5 |
| 1 MACRO E MICRO FRESATURA..... | 9 |
| 1.1 EFFETTO DI SCALA..... | 10 |
| 1.2 EFFETTO DELLA MICRO-STRUTTURA DEL MATERIALE..... | 12 |
| 1.3 MINIMUM CHIP THICKNESS..... | 13 |
| 1.4 FORMAZIONE DI BAVE..... | 15 |
| 1.5 DEFLESSIONE DELL'UTENSILE E CHATTER..... | 17 |
| 1.6 OBIETTIVO DELLA TESI..... | 19 |
| 2 RUN-OUT..... | 21 |
| 2.1 DEFINIZIONE RUN-OUT..... | 22 |
| 2.1.1 NORMA ISO 1101:2011..... | 22 |
| 2.1.2 NORMA ASME Y14.5:2009..... | 24 |
| 2.1.3 LIMITI DELLE NORME ISO 1101 E ASME Y14.5..... | 24 |
| 2.2 RUN-OUT NEI MANDRINI..... | 25 |
| 2.2.1 NORMA ANSI B89.3.1..... | 25 |
| 2.2.2 NORMA ASME B89.3.4..... | 26 |
| 2.2.3 Total Indicator Reading (TIR)..... | 27 |
| 2.2.4 Metodo Donaldson..... | 31 |
| 2.3 RUN-OUT NELLA MICRO-FRESATURA..... | 33 |
| 2.3.1 Sorgenti run-out..... | 35 |
| 2.3.1.1 Asse mandrino – errore movimento mandrino..... | 35 |
| 2.3.1.2 Montaggio fresa – errore di centraggio..... | 36 |
| 2.3.1.3 Asimmetria fresa – errore di rotondità..... | 38 |
| 2.3.1.4 Forma fresa..... | 40 |

| | | |
|------------|---|-----------|
| 2.3.2 | Radial run-out..... | 42 |
| 3 | MODELLO DI PREVISIONE DELLE FORZE DI TAGLIO | 45 |
| 3.1 | MODELLO MECCANICISTICO | 46 |
| 3.2 | MODELLO PER LE FORZE DI TAGLIO IN MICRO-FRESATURA: FONDAMENTI | 47 |
| 3.3 | SVILUPPO SOFTWARE..... | 49 |
| 3.3.1 | Implementazione del modello meccanicistico | 49 |
| 3.3.2 | Unità del software..... | 51 |
| 3.3.2.1 | Fase di taratura per una prova di taglio singola..... | 51 |
| 3.3.2.2 | Fase di taratura per prove di taglio multiple | 54 |
| 3.3.2.3 | Fase di previsione | 56 |
| 4 | UPGRADE DEL MODELLO DI PREVISIONE DI FORZE..... | 59 |
| 4.1 | ADJUSTMENT PHASE | 60 |
| 4.1.1 | Sovrapposizione tra forze e spessore di truciolo indeformato | 63 |
| 4.1.2 | Procedura per la scelta delle forze in Adjustment Phase..... | 75 |
| 4.2 | RUN-OUT IN ARIA E RUN-OUT SUL PEZZO | 78 |
| 4.3 | SISTEMA DI MISURA PER IL <i>TIR</i> | 81 |
| 4.4 | STATO DELL'ARTE SUL RUN-OUT SUL PEZZO | 85 |
| 4.5 | STRUTTURA DEL MODELLO DEL RUN-OUT SUL PEZZO | 89 |
| 4.6 | FONDAMENTI DEL MODELLO DEL RUN-OUT SUL PEZZO..... | 93 |
| 4.6.1 | Problematiche derivanti dall'ipotesi errore movimento mandrino trascurabile ... | 94 |
| 4.6.1.1 | Conseguenze sulla cinematica del Modello: Radial run-out | 98 |
| 4.6.1.1.2 | Combinazioni errore di rotondità ed errore di centraggio | 100 |
| 4.7 | MODELLO CINEMATICO..... | 103 |
| 4.8 | CINEMATICA DEL SISTEMA UTENSILE | 105 |
| 4.9 | IMPLEMENTAZIONE DELLA CICLOIDE..... | 110 |
| 4.9.1 | Perché la cicloide?..... | 110 |
| 4.10 | SVILUPPO IN AMBIENTE MATLAB [®] | 112 |
| 4.10.1 | Ipotesi e convenzioni del codice | 113 |
| 4.10.1.1 | Fresa a due taglienti | 113 |
| 4.10.1.2 | Fresa snella | 114 |
| 4.10.1.3 | <i>TIR</i> e δ minimi recepiti | 118 |
| 4.10.1.4 | Convenzioni | 119 |
| 4.10.2 | Codice..... | 120 |
| 4.10.2.1 | Determinazione dei diametri delle due cicloidi | 121 |
| 4.10.2.2 | Correzione ordinata della cicloide e posizionamento dei taglienti..... | 122 |
| 4.10.2.3 | Introduzione del parametro δ | 122 |
| 4.10.2.3.1 | Influenza dei parametri f_n , <i>TIR</i> e δ | 124 |
| 4.10.2.4 | Calcolo dei parametri "efficaci" | 130 |
| 4.11 | SVILUPPO IN AMBIENTE LABVIEW [®] : PREDICTION PHASE | 140 |
| 4.11.1 | Upgrade di prediction phase e module runout..... | 140 |
| 4.11.1.1 | Producer loop: Runout mode e No runout mode..... | 142 |
| 4.11.1.1.1 | Module RUN-OUT..... | 144 |

| | | |
|------------|--|------------|
| 4.11.1.1.2 | Effective chip thickness functions $h(\theta)_i$ | 146 |
| 4.11.1.2 | Consumer loop | 153 |
| 4.11.1.3 | Data packet..... | 156 |
| 5 | ACQUISIZIONE E CONDIZIONAMENTO DELLE FORZE DI TAGLIO | 159 |
| 5.1 | CATENA DI MISURA DELLE FORZE | 159 |
| 5.1.1 | Cella di carico piezoelettrica | 161 |
| 5.1.2 | Amplificatori di carica..... | 163 |
| 5.1.3 | Scheda di acquisizione | 164 |
| 5.2 | CONFIGURAZIONE DELLA CATENA DI MISURA | 165 |
| 5.2.1 | Configurazione della cella di carico | 165 |
| 5.2.2 | Configurazione degli amplificatori di carica | 166 |
| 5.2.3 | Configurazione della scheda di acquisizione | 169 |
| 5.2.4 | Configurazione del trigger..... | 174 |
| 5.3 | COMPENSAZIONE DINAMICA DELLE FORZE DI TAGLIO..... | 176 |
| 5.3.1 | La necessità di compensare | 176 |
| 5.3.2 | Identificazione della FRF | 178 |
| 5.3.3 | Stima della FRF | 183 |
| 5.3.3.1 | Influenza del provino sulla FRF | 188 |
| 5.3.4 | Tecniche di compensazione | 189 |
| 5.3.4.1 | Approssimazione della FRF mediante tecniche di identificazione modale..... | 191 |
| 5.3.4.2 | Procedura di compensazione con esempio | 195 |
| 5.3.5 | Limiti della procedura | 199 |
| 6 | PIANO SPERIMENTALE E ANALISI DEI DATI | 201 |
| 6.2 | OPERAZIONE ESEGUITA | 203 |
| 6.3 | PARAMETRI DEL PIANO | 205 |
| 6.4 | LEGAMI TRA I PARAMETRI | 206 |
| 6.4.1 | Limiti dei parametri di taglio | 207 |
| 6.4.1.1 | Caratteristiche dell'utensile..... | 207 |
| 6.4.1.2 | Profondità assiale di passata | 209 |
| 6.4.1.3 | Profondità radiale di passata..... | 210 |
| 6.4.1.4 | Avanzamento al dente..... | 211 |
| 6.4.1.5 | Velocità di taglio | 212 |
| 6.4.2 | Materiale da lavorare..... | 213 |
| 6.5 | VALORI E LIVELLI DEI PARAMETRI CONSIDERATI NEL PIANO..... | 215 |
| 6.6 | ESECUZIONE DEL PIANO..... | 215 |
| 6.7 | LE MODALITÀ DI TARATURA DEL MODELLO | 218 |
| 6.7.1 | Modalità "Taratura Ehmann" | 218 |
| 6.7.2 | Modalità "Taratura Politecnico" | 219 |
| 6.7.3 | Modalità "Taratura Consigliata" | 219 |
| 6.7.4 | Modalità "Taratura Nuova" | 219 |
| 6.8 | ANALISI DEI DATI | 220 |

| | | |
|----------------------------------|---|------------|
| 6.8.1 | Scelta degli indicatori numerici per validare il modello | 220 |
| 6.8.2 | Test sulla media..... | 222 |
| 6.8.3 | Analisi statistica degli indicatori rmse della modalità Taratura Nuova | 227 |
| 7 | CONCLUSIONI E SVILUPPI FUTURI | 235 |
| 7.1 | CONCLUSIONI | 235 |
| 7.2 | SVILUPPI FUTURI: POTENZIALITÀ DEL MODULE RUNOUT..... | 238 |
| APPENDICE A | | 245 |
| A1 | SCAMBIO COLONNE F_x E F_y | 245 |
| A2 | RICAMPIONAMENTO CON FUNZIONE DI REGRESSIONE SENO..... | 245 |
| A3 | RICAMPIONAMENTO CON INTERPOLAZIONE LINEARE TRA DUE PUNTI | 249 |
| A4 | ALGORITMO PER LA CINEMATICA DI TAGLIO E CALCOLO DEGLI SPESSORI DI TRUCIOLO EFFICACI. | 250 |
| APPENDICE B | | 267 |
| B1 | PREDICTION_PHASE_RUNOUT.VI | 267 |
| B2 | MODULE-RUNOUT | 270 |
| B3 | REGRESSION SOLVER | 271 |
| APPENDICE C | | 273 |
| C1 | VERIFICA NORMALITÀ DEI DATI..... | 273 |
| C2 | SCREENING EFFETTI $RMSE_x$ E $RMSE_y$ | 275 |
| C3 | VERIFICA RESIDUI REGRESSIONE $RMSE_x$ | 276 |
| C4 | VERIFICA RESIDUI REGRESSIONE $RMSE_y$ | 277 |
| APPENDICE D | | 279 |
| D1 | PROVINO | 279 |
| RIFERIMENTI BIBLIOGRAFICI | | 281 |

Elenco delle Figure

| | |
|--|----|
| Figura 1.1 Minimum chip thickness: taglio macro e micro [43] | 11 |
| Figura 1.2 Fresatura di acciaio ferritico-perlitico con presenza di differenti fasi [17]... 13 | |
| Figura 1.3 Effetto di “minimum chip thickness” [3] | 14 |
| Figura 1.4 Variazione delle forze misurate al raggiungimento del minimum chip thickness [19]..... | 15 |
| Figura 1.5 Minimum chip thickness nello spettro del segnale di forza [21] | 15 |
| Figura 1.6 Esempio di lavorazione con presenza di bava di tipo top-burr | 16 |
| Figura 1.7 Altezza delle bave in funzione dei parametri di taglio..... | 17 |
| Figura 2.1 Tolleranza Radial run-out [35]..... | 22 |
| Figura 2.2 Radial run-out, indicazioni a disegno: A è l’asse di riferimento [35] | 23 |
| Figura 2.3 Tolleranza Axial run-out [35] | 23 |
| Figura 2.4 Axial run-out, indicazioni a disegno: D è l’asse di riferimento [35]..... | 23 |
| Figura 2.5 Vista di insieme del sistema mandrino-strumento di misura [45]..... | 27 |
| Figura 2.6 Total Indicator Reading non corretto [56] | 28 |
| Figura 2.7 Total Indicator Readout [55]..... | 29 |
| Figura 2.8 I due diversi setup per le misure col metodo Donaldson [48]..... | 31 |
| Figura 2.9 Setup T1 e T2&T3 [45] | 32 |
| Figura 2.10 a) Calcolo di $P(\theta)$; b) Calcolo di $S(\theta)$ [48]..... | 33 |
| Figura 2.11 Possibile traiettoria dell’asse mandrino [45]..... | 36 |
| Figura 2.12 Centro fresa coincidente con centro di rotazione | 37 |
| Figura 2.13 Asse fresa con offset | 37 |
| Figura 2.14 Asimmetria fresa | 38 |
| Figura 2.15 Fresa ideale con due denti sfasati di 180° | 39 |
| Figura 2.16 Fresa reale con denti sfasati | 39 |
| Figura 2.17 Fresa forma tozza | 41 |
| Figura 2.18 Radial Run-out r come combinazione di errore di centraggio e errore di rotondità | 43 |
| Figura 3.1 Struttura del modello meccanicistico | 47 |
| Figura 3.2 Sistema di riferimento e convenzioni [40] | 48 |
| Figura 3.3 Modalità di Taratura di un singolo test di taglio – interfaccia input | 51 |
| Figura 3.4 Convenzione dei segni del modello meccanicistico..... | 53 |
| Figura 3.5 Modalità di Taratura di un singolo test di taglio – interfaccia output | 53 |
| Figura 3.6 Modalità di Previsione con molteplici prove di taglio – interfaccia input | 54 |
| Figura 3.7 Modalità di Taratura con molteplici prove – interfaccia output..... | 55 |
| Figura 3.8 Modalità di Previsione – interfaccia input | 56 |

Elenco delle Figure

| | |
|--|----|
| Figura 3.9 Modalità di Previsione – interfaccia output | 57 |
| Figura 4.1 Struttura del modello di Previsione delle forze in micro-fresatura | 60 |
| Figura 4.2 Cicloidi approssimate a circonferenze [39]..... | 61 |
| Figura 4.3 Forze acquisite e compensate generate da una fresa a due taglienti affetti da run-out..... | 62 |
| Figura 4.4 Dettaglio di inizio lavorazione nella forza acquisita..... | 64 |
| Figura 4.5 Differenza tra fitting con passo di discretizzazione angolare intero, sinistra, e passo di discretizzazione angolare razionale, destra [40] | 66 |
| Figura 4.6 Ricampionamento: a) quattro rotazioni con passo di discretizzazione dato dal sistema di acquisizione; b) stesso segnale ricampionato..... | 72 |
| Figura 4.7 Dettaglio del punto di inizio lavorazione: a) forza acquisita a 22100 Hz; b) forza ricampionata con una funzione di regressione di grado 8 a 150000 Hz, pari ad un passo di discretizzazione di 2 gradi | 73 |
| Figura 4.8 Dettaglio del punto di inizio lavorazione: a) forza acquisita a 22100 Hz; b) forza ricampionata, tramite un'interpolazione lineare, 8 a 150000 Hz, pari ad un passo di discretizzazione di 2 gradi | 74 |
| Figura 4.9 Comportamento del modello in caso di forza acquisita affetta da run-out ... | 76 |
| Figura 4.10 Procedura per il corretto funzionamento dei Taratura Automatica..... | 77 |
| Figura 4.11 Simulazione FEM della deflessione di una fresa Dormer S150 e 0,5mm di diametro nominale sottoposta a una forzante in direzione X pari a +1,77N e in direzione Y pari a -1.92N. Software Abaqus..... | 80 |
| Figura 4.12 Logica dello strumento di calcolo | 82 |
| Figura 4.13 Differenza tra diametro fresa, $D_{c,nom}$, e diametro in volo, D_c | 83 |
| Figura 4.14 Principio di funzionamento del sistema di misura studiato per la misura del run-out..... | 84 |
| Figura 4.15 Andamento pixel “soglia” in funzione dell’angolo di rotazione..... | 84 |
| Figura 4.16 Metodo per impostare il valore di run-out utilizzato da DeVor e Kline [34] | 86 |
| Figura 4.17 Superfici lavorate da macro-frese a), b) e c) affette da run-out [27]..... | 87 |
| Figura 4.18 Angoli rappresentanti del run-out geometrico [15]..... | 88 |
| Figura 4.19 Forza misurata..... | 90 |
| Figura 4.20 Forza previste dal modello preesistente | 90 |
| Figura 4.21 Logica modello run-out..... | 92 |
| Figura 4.22 Traiettoria asse mandrino non ideale e misura lungo X [45] | 94 |
| Figura 4.23 Misura lungo X dell’asse mandrino [45] | 94 |
| Figura 4.24 Ricostruzione in coordinate polari della misura in X [45] | 95 |
| Figura 4.25 Sensore di posizione lungo X e utensile lungo Y [45]..... | 95 |
| Figura 4.26 Misura lungo gli assi X e Y [45]..... | 95 |

| | |
|---|-----|
| Figura 4.27 Traiettorie asse mandrino da misure in X e Y [45] | 96 |
| Figura 4.28 Misure simultanee per errore movimento mandrino [45] | 96 |
| Figura 4.29 Diametri generati dagli errori di rotondità di centraggio | 99 |
| Figura 4.30 Errore di rotondità predomina su errore di centraggio | 100 |
| Figura 4.31 Errore di centraggio e errore di rotondità si compensano | 101 |
| Figura 4.32 Errore di centraggio predomina su errore di rotondità | 101 |
| Figura 4.33 Errore di rotondità e di centraggio si sommano | 102 |
| Figura 4.34 Modello cinematico | 104 |
| Figura 4.35 Fresa NS 100 μm di diametro acquisita tramite Alicona Infinite Focus 3D | 106 |
| Figura 4.36 Misura del raggio di raccordo con a) 92 punti selezionati e c) valore di 8.2 μm e con b) 78 punti selezionati e d) valore di 4.55 μm | 106 |
| Figura 4.37 Parametri cicloide [46] | 109 |
| Figura 4.38 Cicloide in fresatura concorde e discorde [46] | 109 |
| Figura 4.39 Cicloidi con diametri diversi | 111 |
| Figura 4.40 Esempio forze con run-out di micro-fresa a due taglienti | 114 |
| Figura 4.41 Fresa Seco Jabro Tools JM 905001 [41] | 115 |
| Figura 4.42 Fresa NS MHR230 | 115 |
| Figura 4.43 In rosso l'usura omogenea della fresa SECO (Alicona InfiniteFocus®) [41] | 116 |
| Figura 4.44 Fresa con offset predominante su radial run-out | 117 |
| Figura 4.45 Convenzioni di segno dell'algoritmo sviluppato in Matlab® | 119 |
| Figura 4.46 Convenzioni parametro δ | 123 |
| Figura 4.47 Simulazione delle traiettorie dei taglienti: D_c 800 μm , f_n 6 μm , TIR 2 μm , δ 180° | 124 |
| Figura 4.48 Condizione in cui lavora solo un tagliente: D_c 180 μm , TIR 4 μm e f_n 6 μm | 126 |
| Figura 4.49 Dettaglio dell'intersezione tra le cicloidi e dei parametri di taglio; in blu il tagliente maggiore $D_{c,1}$ e in rosso il tagliente minore $D_{c,2}$ | 127 |
| Figura 4.50 Influenza del parametro δ sull'intersezione delle due cicloidi a parità degli altri parametri: D_c pari a 800 μm , TIR pari a 2 μm , e f_n pari a 6 μm ; a) δ pari a 130°, b) δ pari a 230° | 128 |
| Figura 4.51 Influenza del parametro TIR sull'intersezione delle due cicloidi a parità degli altri parametri: D_c pari a 800 μm , δ pari a 180°, e f_n pari a 6 μm ; a) TIR pari a 0 μm , b) TIR pari a 2 μm | 129 |
| Figura 4.52 Influenza del parametro f_n sui parametri di taglio "efficaci" delle due cicloidi a parità degli altri parametri: D_c pari a 800 μm , TIR pari a 2 μm , e δ pari a 180°; a) f_n pari a 4 μm , b) f_n pari a 6 μm | 129 |

| | |
|---|-----|
| Figura 4.53 Dettaglio mezzo giro di cicloide e quadranti | 131 |
| Figura 4.54 Dettaglio intersezione delle cicloidi nel primo quadrante (Discordanza) | 132 |
| Figura 4.55 Dettaglio dei differenti origini delle cicloidi..... | 133 |
| Figura 4.56 Calcolo dello spessore di truciolo del tagliente maggiore: 1) due rotazioni del tagliente maggiore, 2) due rotazioni del tagliente minore, 3) costruzione dello spessore di truciolo | 133 |
| Figura 4.57 Dettaglio dello spessore di truciolo efficace del tagliente maggiore, h_1 , con arco in presa nominale di 180° : a sinistra Discordanza, a destra Concordezza | 134 |
| Figura 4.58 Dettaglio dello spessore di truciolo efficace del tagliente minore, h_2 , con arco in presa nominale di 180° : a sinistra Discordanza, a destra Concordezza | 135 |
| Figura 4.59 Calcolo dell'angolo d'ingresso del tagliente minore $\phi_{in,1}$ | 135 |
| Figura 4.60 Diagrammi di Nyquist degli spessori di truciolo efficaci: a sinistra $h(\theta)_1$ e a destra $h(\theta)_2$ | 139 |
| Figura 4.61 Flusso dei dati in LabVIEW® | 142 |
| Figura 4.62 Interfaccia Prediction Phase aggiornata con Runout Module | 143 |
| Figura 4.63 Dettaglio del Producer Loop in modalità Runout: tratteggio rosso | 144 |
| Figura 4.64 Interfaccia Module RUN-OUT: caso in cui lavora solo un dente..... | 145 |
| Figura 4.65 Differenza nell'utilizzo del parametro $f_{z,i}$ efficace e lo spessore di truciolo efficace $h(i)$ a parità dei restanti parametri: a) e b) si riferiscono al primo tagliente, c) e d) al secondo | 147 |
| Figura 4.66 Creazione, per il secondo tagliente, del parametro spessore di truciolo indeformato, t_c , in funzione dell'angolo d'ingresso, $\phi_{in,i}$; a sinistra la logica delle circonferenze traslate, a destra la logica delle cicloidi;..... | 149 |
| Figura 4.67 Interfaccia Regression Solver.vi | 151 |
| Figura 4.68 Dettaglio Module 1 EQ (modalità run-out) e Module 1 (modalità no run-out) | 152 |
| Figura 4.69 Confronto tra Module 1 EQ e Module 1 | 153 |
| Figura 4.70 Block Diagram di Prediction Phase: evidenziato in rosso il modello preesistente..... | 154 |
| Figura 4.71 $a_p = 0.05$ mm, $a_e = 0.250$ mm; up-milling; workpiece material: Aluminium 6082T6; $f_{z,i}$, $a_{e,i}$ e ϕ_i sono indicate in Tabella 4.2 in funzione di r | 155 |
| Figura 4.72 Interfaccia output "Force Predicted" e "#1 Tooth" di Prediction Phase ... | 155 |
| Figura 5.1 Catena di misura delle forze di taglio | 160 |
| Figura 5.2 Struttura di una cella di carico triassiale | 161 |
| Figura 5.3 Set up macchina, cella dinamometrica e provino..... | 163 |
| Figura 5.4 Amplificatore Kistler 5051A [52]..... | 164 |
| Figura 5.5 Rumore elettrico rilevato dalla scheda NI USB 6210 con grounding screws agli amplificatori di carica [40]..... | 168 |

| | |
|--|-----|
| Figura 5.6 Rumore elettrico rilevato dalla scheda NI USB 6210 senza grounding screws agli amplificatori di carica [40]..... | 168 |
| Figura 5.7 Forze generate in un processo di asportazione di truciolo da una fresa di diametro 0.1 mm nel dominio delle frequenze [41]..... | 172 |
| Figura 5.8 Collegamenti ai morsetti della scheda NI USB 6210..... | 174 |
| Figura 5.9 Schema partitore di tensione | 175 |
| Figura 5.10 Approccio black box | 178 |
| Figura 5. 11 Impulso nel dominio del tempo, sinistra, e nel dominio delle frequenze, sinistra..... | 180 |
| Figura 5.12 Impact-test lungo la direzione Y con provino di Al 6082 T6 | 180 |
| Figura 5.13 Martelli dinamometrici | 182 |
| Figura 5.14 Catena di misura per impact-test..... | 183 |
| Figura 5.15 Schema a blocchi per lo stimatore H1 | 184 |
| Figura 5.16 FRF sperimentale XX in direzione X: a) modulo con la coerenza; b) fase | 185 |
| Figura 5.17 FRF sperimentale YY in direzione Y: a) modulo con la coerenza; b) fase | 185 |
| Figura 5.18 FRF sperimentali XX e YY sovrapposte | 187 |
| Figura 5.19 Banda passante dei lavori precedenti: risonanza in X a 3747 Hz e in Y a 3721 [40]..... | 189 |
| Figura 5.20 Metodo dei picchi di mezza potenza..... | 192 |
| Figura 5.21 Confronto FRF sperimentale, nera, con FRF analitica, blu; in rosso i valori in cui la coerenza è inferiore al 95% | 194 |
| Figura 5.22 FFT delle forze F_x, F_y misurate e compensate e FFT della forza F_z misurata e filtrata..... | 198 |
| Figura 5.23 Confronto nel dominio del tempo tra (in ordine dall'alto al basso): forza acquisita, forza acquisita compensata e forza acquisita filtrata | 198 |
| Figura 6.1 Provino montato sulla cella di carico..... | 204 |
| Figura 6.2 Fresa Dormer S150 [50]..... | 208 |
| Figura 6.3 Diagramma a lobi..... | 209 |
| Figura 6.4 Segnale di forza durante fresatura con NS MHR230..... | 212 |
| Figura 6.5 Durezza in funzione della temperatura di rinvenimento [58] | 214 |
| Figura 6.6 Contour plot $RMSE_x$ generati da “Taratura Nuova”; fissato a_c su livello alto +1 | 230 |
| Figura 6.7 Contour plot $RMSE_x$ generati da “Taratura Nuova”; fissato a_c su livello basso -1 | 231 |
| Figura 6.8 Contour plot $RMSE_y$ generati da “Taratura Nuova”; fissato a_c su livello alto +1 | 234 |

Elenco delle Figure

| | |
|--|-----|
| Figura 6.9 Contour plot $RMSE_y$ generati da “Taratura Nuova”; fissato a_e su livello basso -1 | 234 |
| Figura 7.1 Confronto tra la forza misurata e predetta con module runout: a) prova #16, b) prova #10 | 241 |
| Figura 7.2 Confronto tra la forza misurata e predetta con module runout: a) prova #17, b) prova #8 | 241 |

Elenco delle Tabele

| | |
|--|-----|
| Tabella 4.1 Risoluzione Alicona Infinte Focus 3D [59]..... | 105 |
| Tabella 4.2 Valori in output dal Runout Model | 138 |
| Tabella 5.1 Certificato di calibrazione della cella dinamometrica piezoelettrica triassiale Kistler 9317B [54] | 162 |
| Tabella 5.2 Scheda tecnica della cella Kistler 9317B [54]..... | 162 |
| Tabella 5.3 Scheda tecnica dell'amplificatore Kistler 5015A [52] | 164 |
| Tabella 5.4 Scheda tecnica scheda di acquisizione NI USB 6210 [53]..... | 165 |
| Tabella 5.5 Input range e risoluzione del segnale [53]..... | 170 |
| Tabella 5.6 Parametri modali | 193 |
| Tabella 6.1 Parametri geometrici di Dormer S150 [50] | 208 |
| Tabella 6.2 Composizione chimica del P20 | 213 |
| Tabella 6.3 Caratteristiche fisiche del materiale | 214 |
| Tabella 6.4 Caratteristiche meccaniche del P20..... | 214 |
| Tabella 6.5 Parametri nella macro fresatura..... | 214 |
| Tabella 6.6 Piano sperimentale | 217 |
| Tabella 6.7 Valutazione dell'usura sulla fresa: valori del diametro geometrico D_c | 218 |
| Tabella 6.8 Matrice dei coefficienti per la modalit  "Taratura Politecnico" | 219 |
| Tabella 6.9 Matrice dei coefficienti per la modalit  "Taratura Consigliata" | 219 |
| Tabella 6.10 Matrice dei coefficienti per la modalit  "Taratura Nuova" | 220 |
| Tabella 6.11 Statistica descrittiva delle popolazioni $RMSE_i$ nelle differenti modalit  | 223 |
| Tabella 6.12 Test di correlazione tra gli indici $RMSE_i$ della modalit  "Taratura Nuova" | 224 |
| Tabella 6.13 Test sulle differenze per gli $RMSE_x$ di "Taratura Consigliata" e "Taratura Nuova" | 225 |
| Tabella 6.14 Test sulle differenze per gli $RMSE_y$ di "Taratura Consigliata" e "Taratura Nuova" | 225 |
| Tabella 6.15 Test sulle differenze per gli $RMSE_x$ di "Taratura Poli" e "Taratura Nuova" | 226 |
| Tabella 6.16 Test sulle differenze per gli $RMSE_x$ di "Taratura Poli" e "Taratura Nuova" | 226 |
| Tabella 6.17 Regressione lineare del modello ridotto per $RMSE_x$ | 229 |
| Tabella 6.18 Regressione lineare del modello ridotto per $RMSE_y$ | 232 |
| Tabella 7.1 Parametri per la previsione tramite il module runout..... | 239 |

Elenco delle Formule

| | |
|--|-----|
| Equazione 2.1 Calcolo misura T2 | 32 |
| Equazione 2.2 Errore dato dal mandrino..... | 32 |
| Equazione 2.3 Errore di rotondità del pezzo misurato | 33 |
| Equazione 2.4 Forza centrifuga..... | 34 |
| Equazione 3.1 Coefficienti delle forze di taglio..... | 50 |
| Equazione 3.2 Fitting del coefficiente K_n | 51 |
| Equazione 3.3 Fitting del coefficiente K_f | 51 |
| Equazione 3.4 Fitting del coefficiente θc | 51 |
| Equazione 4.1 Spessore di truciolo indeformato t_c [39]..... | 61 |
| Equazione 4.2 Calcolo del passo di discretizzazione angolare per lo spessore di truciolo indeformato t_c [41] | 64 |
| Equazione 4.3 Relazione tra passo angolare, frequenza di campionamento e velocità di rotazione del mandrino | 64 |
| Equazione 4.4 Raggio della polare mobile..... | 108 |
| Equazione 4.5 Cicloide | 108 |
| Equazione 4.6 Calcolo di $D_{c,1}$ | 121 |
| Equazione 4.7 Calcolo di $D_{c,2}$ | 121 |
| Equazione 4.8 Cicloide tagliente maggiore..... | 122 |
| Equazione 4.9 Cicloide tagliente minore | 122 |
| Equazione 4.10 Cicloide tagliente minore con sfasamento δ | 123 |
| Equazione 4.11 Condizione limite sull'asse X perché lavori solo un dente con δ pari a 180° | 125 |
| Equazione 4.12 Condizione limite sull'asse X perché lavori solo un dente con δ pari a 180° (1) | 125 |
| Equazione 4.13 TIR | 125 |
| Equazione 4.14 Condizione limite perché lavori solo un dente sull'avanzamento al giro f_n (δ pari a 180°) | 125 |
| Equazione 4.15 Relazione tra avanzamento al giro f_n e avanzamento al dente nominale f_z per frese a due taglienti..... | 126 |
| Equazione 4.16 Condizione limite perché lavori solo un dente sull'avanzamento al dente f_z (δ pari a 180°) | 126 |
| Equazione 4.17 Proporzione tra avanzamento al giro, f_n , e sfasamento tra i taglienti δ | 127 |
| Equazione 4.18 Condizione limite generale perché lavori solo un dente | 127 |
| Equazione 4.19 Passo di discretizzazione angolare delle cicloidi in Matlab [®] | 131 |

| | |
|--|-----|
| Equazione 4.20 Relazione tra arco in presa efficace e angoli d'ingresso e uscita efficaci | 135 |
| Equazione 4.21 Calcolo dell'angolo d'ingresso del tagliente minore $\phi_{in,1}$ | 136 |
| Equazione 4.22 Definizione degli spessori medi di truciolo efficaci, hm_i | 136 |
| Equazione 4.23 Calcolo dell'area di truciolo efficaci, A_i , e dell'avanzamento al dente efficace, $f_{z,i}$ | 136 |
| Equazione 5.1 Condizione per non avere aliasing | 171 |
| Equazione 5.2 Frequenza fondamentale della rotazione del mandrino..... | 171 |
| Equazione 5.3 Frequenza fondamentale del tagliente | 171 |
| Equazione 5.4 Frequenza massima di acquisizione per singolo canale | 173 |
| Equazione 5.5 Ripartitore di tensione | 175 |
| Equazione 5.6 Serie di Fourier..... | 176 |
| Equazione 5.7 Funzione di Dirac nel dominio del tempo | 179 |
| Equazione 5.8 Funzione di Dirac nel dominio delle frequenze | 179 |
| Equazione 5.9 Stimatori H_1 e H_2 | 183 |
| Equazione 5.10 Auto-spettro e Cross-spettro..... | 183 |
| Equazione 5.11 Coerenza..... | 184 |
| Equazione 5.12 Pulsazione propria | 188 |
| Equazione 5.13 Funzione di risposta in frequenza a un grado di libertà..... | 191 |
| Equazione 5.14 Calcolo del parametro modale h , smorzamento adimensionale | 192 |
| Equazione 5.15 Calcolo del parametro modale A , guadagno | 193 |
| Equazione 5.16 Formulazione analitica delle FRF per la direzione X, H_{xx} , e la Y, H_{yy} | 193 |
| Equazione 6.1 Relazione velocità d'avanzamento e avanzamento al dente..... | 211 |
| Equazione 6.2 Calcolo velocità di taglio..... | 212 |
| Equazione 6.3 RSME | 221 |
| Equazione 6.4 Condizione di significatività del test statistico | 227 |

Nomenclatura dei Simboli

| | |
|-------------|--|
| a_e | Profondità di taglio assiale nominale Nominal radial depth of cut |
| $a_{e,i}$ | Profondità di taglio radiale efficace Effective radial depth of cut |
| a_p | Profondità di taglio radiale nominale Axial depth of cut |
| A_i | Profondità di taglio radiale efficace Effective removed area |
| D_c | Diametro della fresa misurato Acquired mill diameter |
| $D_{c,nom}$ | Diametro nominale della fresa Nominal mill diameter |
| $D_{c,1}$ | Diametro dinamico di volo del tagliente maggiore Maximum dynamic tool diameter (or flying circle diameter) |
| $D_{c,2}$ | Diametro dinamico di volo del tagliente minore Minimum dynamic tool diameter |
| e_1 | Scostamento radiale tra il diametro di volo maggiore e il diametro nominale della fresa Cutting edge 1 radius error |
| F_f | Forza di taglio tangenziale Frictional cutting force |
| F_n | Forza di taglio normale Normal cutting force |
| f_0 | Frequenza fondamentale Fundamental frequency |

Nomenclatura dei Simboli

| | |
|-----------------|--|
| f_s | Frequenza di campionamento Force sampling frequency |
| F_x, F_y, F_z | Componenti delle forze di taglio lungo gli assi della macchina Cutting force components along the machine tool axes |
| f_n | Avanzamento al giro Feed per revolution |
| f_{nat} | Frequenza propria Natural frequency |
| f_t | Frequenza di taglio Cutting frequency |
| f_z | Avanzamento al dente Feed per tooth |
| $f_{z,i}$ | Avanzamento al dente efficace Effective feed per tooth |
| $h(\theta)_i$ | Spessore di truciolo indeformato efficace in funzione dell'angolo di rotazione Effective chip thickness depending on rotation angle |
| hm_i | Spessore medio di truciolo indeformato efficace Effective average chip thickness |
| I | Numero di taglienti Flutes number |
| K_f | Coefficiente della forza di taglio tangenziale Frictional cutting force coefficient |
| K_n | Coefficiente della forza di taglio normale Normal cutting force coefficient |
| n | Velocità di rotazione del mandrino Spindle rotational speed |

| | |
|----------------|--|
| N | Numero totale di punti acquisiti per la forza Total amount of acquired force points |
| r | Runout radiale Radial runout |
| R | Risultante della forza di taglio Resultant cutting force |
| R_t | Rugosità totale Total roughness |
| $RMSE$ | Errore quadratico medio Root mean square error |
| r_e | Raggio di raccordo del tagliente Cutting edge radius |
| TIR | Total Indicator Reading |
| t_c | Spessore di truciolo indeformato Uncut chip thickness |
| v_c | Velocità di taglio Cutting speed |
| x, y, z | Assi della macchina Machine tool axes |
| α | Angolo d'intersezione tra le cicloidi Intersection angle between cycloid |
| $\alpha_{r,e}$ | Angolo di spoglia superiore efficace Partial effective rake angle |
| $\alpha_{r,n}$ | Angolo di spoglia superiore nominale Nominal rake angle |
| δ | Angolo di sfasamento efficace tra i taglienti Effective pitch between cutting edges |

| | |
|-------------------|---|
| ϕ_i | Arco in presa efficace dei taglienti Cutting edge effective engagement angle |
| $\Delta h_{j,i}$ | Differenza radiale delle cicloidi Difference between the cycloid radii |
| $\Delta \theta_s$ | Discretizzazione angolare delle forze Sampled force angular pitch |
| θ | Posizione angolare del tagliente Cutter angular position |
| θ_c | Angolo di scorrimento del truciolo Chip flow angle |
| θ_h | Angolo d'elica Helix angle |

Indici

Subscripts

| | |
|------|--|
| u | Indice degli assi della macchina Machine tool axis index |
| i | Numero dei taglienti Cutting edge number |
| j | Indice della discretizzazione angolare nel codice implementato in Matlab [®] Discretization angular step in Matlab [®] code |
| meas | Misurato Measured |
| pred | Previsto Predicted |

Sommario

Mi_crolab, Laboratorio di microlavorazioni meccaniche del Dipartimento di Meccanica del Politecnico di Milano ha implementato in linguaggio LabVIEW[®] un modello meccanicistico per la previsione delle forze di taglio. La tesi affronta le problematiche e l'ottimizzazione delle procedure per la sua esecuzione, in tutte le sue fasi, con l'obiettivo di migliorarne le performance di previsione.

La validazione del modello è ottenuta tramite una campagna sperimentale effettuata su acciaio per stampi P20.

La parte successiva dello studio si è concentrata sul limite fondamentale del modello che è in grado di prevedere solo la forza generata dal tagliente maggiore. Per tale ragione la tesi analizza e descrive il fenomeno del run-out andando infine a proporre un modello matematico capace di descriverne la cinematica.

Parole chiave: micro-fresatura, modello meccanicistico di previsione delle forze di taglio, run-out, radial run-out, axial run-out, run-out in aria, run-out sul pezzo, errore di centraggio, errore di rotondità, errore di movimento mandrino, errore di forma, avanzamento al dente efficace, spessore di truciolo indeformato efficace.

Abstract

Mi_crolab, Laboratory of mechanical micromachining of Department of Mechanical Engineering at Politecnico of Milan has implemented in LabVIEW[®] environment a mechanistic model for cutting forces prediction. The present thesis deals with the problems and the procedure optimization for the model implementation in all the areas concerned, with the aim of improving the model prediction performance.

The model validation has been obtained by an experimental campaign carried on P20 tool steel.

Moreover the present study focuses on the fundamental limit of the model that is able to predict only the force generated by the most exposed cutting edge. For this reason, thesis analyzes and describes the run-out phenomenon and finally proposes a mathematical model which is able to describe the kinematics.

Keyword: micromilling, mechanistic model for the prediction of cutting forces, run-out, radial run-out, axial run-out, flying run-out, workpiece run-out, centering error, roundness error, spindle movement error, shape error, effective feed per tooth, effective uncut chip thickness.

INTRODUZIONE

La miniaturizzazione dei componenti meccanici e dei prodotti in generale, che sta avendo luogo nei settori medico, aerospaziale e dell'orologeria, ha portato nuovi impulsi nel campo delle lavorazioni per asportazione di truciolo. Oggigiorno il settore manifatturiero sta sperimentando un considerevole incremento delle richieste di realizzazione di micro-componenti e micro-parti. E' sempre più diffusa, infatti, la pratica di realizzare componenti di impiego aeronautico direttamente da blocchi monolitici. Questa tecnica permette di ridurre i costi di set-up e di assemblaggio dei componenti finiti, nonché di garantire una maggiore integrità strutturale, ottenuta grazie all'assenza di saldature o giunti. Conseguenza di questo trend è che la ricerca scientifica si sta dedicando attivamente al tema delle micro-lavorazioni. In letteratura si trovano numerosi articoli che testimoniano questa tendenza [4, 5, 6, 7].

Per i motivi sopra elencati la buona riuscita del primo pezzo, la sua qualità e il corretto utilizzo degli utensili per la lavorazione diventano fondamentali. Poter conoscere il funzionamento della fresa durante il processo che s'intende svolgere permette il raggiungimento di tali obiettivi: valutare come agisce la singola fresa sul singolo pezzo significa conoscere a priori se essa lavorerà in condizioni prossime a quelle di progetto, permettendo, quindi, di avere capacità decisionali sulla attuazione dello stesso processo di lavorazione.

È già stato mostrato in precedenti lavori [8] come la variabilità del processo di micro-fresatura, e quindi la sua accuratezza, sia influenzato in maniera significativa da una molteplicità di fattori. Uno di questi è il run-out: esso, infatti, determina la modalità di lavorazione di ogni singolo dente, influenzando, così,

la qualità del processo in termini di rugosità, strappi su lato pezzo, usura e persino rottura sul lato utensile.

La tesi affronta il miglioramento di un modello meccanicistico di previsione delle forze di taglio in micro-fresatura, presente all'interno del Politecnico di Milano, con una particolare attenzione al fenomeno del run-out.

La presente tesi risulta così strutturata:

- Capitolo 1 offre una panoramica delle problematiche maggiormente sentite nell'ambito della micro-fresatura.
- Capitolo 2 si concentra sul fenomeno run-out: è una ricerca approfondita su tutte le definizioni riscontrabili all'interno delle normative e nel mondo industriale; definisce, infine, il parametro run-out nei mandrini e descrive la modalità corretta per la sua misurazione.
- Capitolo 3 riporta un sunto del modello meccanicistico di previsione delle forze.
- Capitolo 4 si concentra sull'analisi delle problematiche riscontrate nel modello. Descrive i miglioramenti strutturali e non, apportate al modello e riporta la modellazione matematica del fenomeno del run-out.
- Capitolo 5 analizza la struttura della sistema di misura progettato per l'acquisizione delle forze durante la campagna sperimentale e la modalità con cui esse sono elaborate.
- Capitolo 6 descrive il piano sperimentale progettato per la validazione delle modifiche apportate.
- Capitolo 7 riporta le conclusioni derivate dal lavoro svolto e i futuri sviluppi.

Capitolo 1

1 MACRO E MICRO FRESATURA

Il termine micro-lavorazione può essere applicato ad ambiti differenti. Il concetto, infatti, può essere esteso sia alle dimensioni delle geometrie ottenute inferiori ai 100 μm che al tipo di utensile utilizzato. E' importante sottolineare come geometrie estremamente piccole possano essere ottenute sia mediante l'impiego di utensili di dimensioni ridotte, che mediante utensili di dimensioni relativamente grandi, se paragonate alla dimensione delle feature.

Le tecniche impiegate nelle micro-lavorazioni per asportazione di truciolo derivano dalle conoscenze ottenute nell'ambito della fresatura tradizionale. Allo stesso modo delle macro-lavorazioni, infatti, il materiale viene rimosso dal grezzo mediante un utensile posto in rotazione relativa rispetto al pezzo lavorato. Un micro-utensile ha generalmente la stessa geometria dell'utensile standard, ma le dimensioni sono scalate opportunamente per adattarsi alle dimensioni delle parti da realizzare.

Nonostante la similitudine cinematica dei due processi, le lavorazioni micro portano con sé delle problematiche diverse.

La dimensione così ridotta, infatti, determina delle differenze nella modalità di taglio e di formazione del truciolo. Nello studio della micro-fresatura entrano in

gioco nuovi parametri che influenzano il processo, come sottolineato da molti autori in letteratura. Liu e DeVor nel 2004 [2], Chae e Park nel 2005 [3], Dornfeld nel 2006 [4] e più recentemente Dhanorker nel 2008 [5] hanno analizzato nel dettaglio le problematiche delle lavorazioni nella micro-scala. Le principali sono:

- l'effetto di scala;
- la micro-struttura del materiale;
- il fenomeno del “minimum chip thickness”;
- la presenza di bave;
- le deformazioni subite dalle geometrie lavorate e dagli utensili.

1.1 EFFETTO DI SCALA

Nell'effetto di scala rientrano tutte le problematiche legate alla miniaturizzazione degli utensili da taglio.

Nella realizzazione di un utensile per micro-fresatura si cercano di trasferire le geometrie di un utensile standard su di una struttura miniaturizzata. Ciò che si deve tenere presente è che non è possibile scalare proporzionalmente tutte le dimensioni.

L'esempio più efficace è quello del raggio di raccordo r_e , definito come raccordo tra il petto ed il dorso del tagliente principale dell'utensile: se, in una fresatura tradizionale, valori di r_e dell'ordine di una decina di micrometri non influenzano la lavorazione, in una fresatura micro, valori di r_e dello stesso ordine potrebbero modificare il meccanismo di formazione del truciolo.

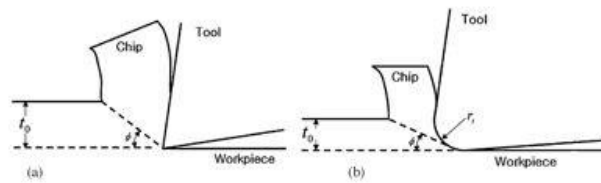


Figura 1.1 Minimum chip thickness: taglio macro e micro [43]

In particolare, se il raggio di raccordo è dello stesso ordine di grandezza, l'angolo di spoglia del tagliente cambia, e varia localmente con il variare del rapporto tra t_c ed r_e . Conseguentemente, non è più possibile assegnare un angolo di spoglia unico e, in caso di profondità di passata molto ridotte, l'angolo potrebbe diventare negativo, comportando una repulsione del tagliente dal materiale e un conseguente aumento delle forze di taglio e dell'inflexione della fresa. In questa configurazione l'utensile non taglia ma ricalca la superficie deformandola elasticamente. Le conseguenze di questo fenomeno sono un peggioramento della qualità della superficie lavorata e un'usura accelerata del tagliente.

Un'altra problematica è proprio legata all'usura della fresa. In primo luogo perché le condizioni di usura di un micro-utensile sono differenti rispetto alle condizioni di usura di un utensile standard: proprio a causa delle basse profondità di passata e del raggio di raccordo relativamente grande, la fresa si trova frequentemente a strisciare sul materiale.

Quando la fresa lavora male, il dorso del tagliente tallona la superficie, determinando una maggiore usura provocata dai moti relativi tra utensile e superficie. In questo caso la durata del tagliente diminuisce ed è fortemente dipendente dal materiale lavorato, dal materiale della fresa, dalla loro durezza e da altri fattori come la condizione di lubrificazione.

Il secondo motivo per cui l'usura della fresa è un fattore particolarmente problematico è che questa è difficilmente misurabile su un micro-utensile.

La maggior parte degli strumenti di monitoraggio della vita degli utensili si basa su misure con sistemi laser. Come descritto da Iosca [41] questi sistemi sono soggetti a problemi d'incertezze elevata e bassa ripetibilità, quando sono impiegati nella misura di caratteristiche microscopiche. Ciò che si verifica, poi, non è un'usura graduale ma un danneggiamento repentino che, se non previsto, porta alla rottura dell'utensile.

1.2 EFFETTO DELLA MICRO-STRUTTURA DEL MATERIALE

Quando si opera nella micro-scala, per il buon esito dell'operazione di fresatura, è necessario porre attenzione alla natura del materiale da lavorare.

In macro-fresatura si assume l'ipotesi che il materiale sia omogeneo e isotropo e fattori come la rugosità superficiale del grezzo di partenza, la struttura metallurgica e la dimensione dei grani non vengono quindi considerati.

Siccome la dimensione dei grani cristallini dei materiali tipicamente lavorati per asportazione di truciolo si distribuisce tra i 100 nm e i 100 μ m e le inclusioni o cavità hanno dimensioni paragonabili, quando le dimensioni caratteristiche dell'utensile e i parametri di processo si riducono molto, il materiale non si può più considerare omogeneo e la microstruttura gioca un ruolo importante sulla qualità della lavorazione.

Come analizzato da Vogler e DeVor [17], quando si lavorano materiali che presentano fasi differenti, come l'acciaio ferritico-perlitico, l'ampiezza delle forze generate durante il taglio si modifica nel passaggio tra una fase e l'altra e sorgono delle forzanti a frequenza elevata, dovute all'alternarsi tra ferrite e perlite, proporzionali alla dimensioni delle fasi. Queste vibrazioni indotte si riflettono sulla qualità del prodotto finito e possono portare gravi danni agli utensili o addirittura alla macchina. Spesso è consigliato effettuare un

trattamento termico prima dell'operazione di micro-fresatura, che consenta di omogenizzare i grani cristallini.

La scelta dei parametri di taglio è dipendente dalla durezza del materiale da lavorare: materiali più duri determinano condizioni più gravose sull'utensile.

E' possibile anche che, come effetto delle lavorazioni precedenti, la superficie del pezzo sia incrudita a causa dell'elevata deformazione plastica e che, di conseguenza, la durezza degli strati superficiali del materiale sia superiore al valore nominale. Quando la profondità di passata è nell'ordine di qualche centesimo di millimetro, la fresa si trova a lavorare proprio nello strato incrudito e più duro. Questo problema non è da sottovalutare, poiché porta sicuramente ad una maggiore usura dell'utensile e, nei casi più catastrofici, alla rottura dello stesso.

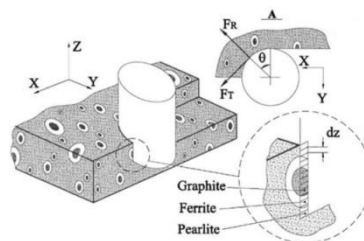


Figura 1.2 Fresatura di acciaio ferritico-perlitico con presenza di differenti fasi [17]

1.3 MINIMUM CHIP THICKNESS

In questi anni sono stati dedicati molti studi al fenomeno del "minimum chip thickness" poiché si è visto come, in asportazione di truciolo in scala micro, il meccanismo di formazione del truciolo sia differente rispetto alla fresatura tradizionale.

Per valori elevati del rapporto tra spessore di truciolo indeformato t_c e raggio di raccordo del tagliente r_e [3], si è verificato che il materiale si oppone al taglio

deformandosi elasticamente, facendo in modo che l'utensile si trovi a ricalcare la stessa porzione di superficie più volte prima del raggiungimento, dopo alcune rotazioni della fresa stessa, di una condizione tale da garantire la formazione del truciolo.

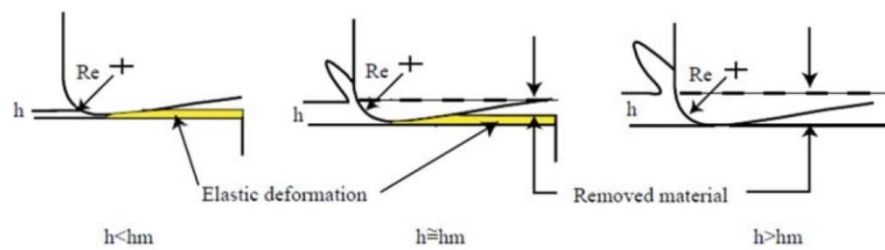


Figura 1.3 Effetto di “minimum chip thickness” [3]

Liu nel 2006 [18] e Malekian nel 2012 [19] hanno modellato analiticamente il fenomeno ed hanno dimostrato che esiste un valore limite del rapporto tra spessore di truciolo indeformato t_c ed il raggio di raccordo r_e , che determina lo spessore di truciolo minimo, o “minimum chip thickness”. Valori tipici di questo rapporto sono stati riscontrati nell'ordine di $0,2 \div 0,3$ [19] e dipendono da altri fattori come il materiale in lavorazione e il valore nominale del raggio di raccordo r_e . L'usura del tagliente è un ulteriore fattore che influenza indirettamente la formazione del “minimum chip thickness” poiché contribuisce a modificare la geometria del raggio di raccordo.

Questo comportamento anomalo della fresa determina una qualità superficiale inferiore sul pezzo finito, dovuta alle condizioni di taglio non ottimali, può consentire la formazione di bave sulla superficie lavorata e inoltre provoca delle inflessioni dell'utensile che potrebbero portare ad usura maggiore o, in casi estremi, alla rottura dell'utensile.

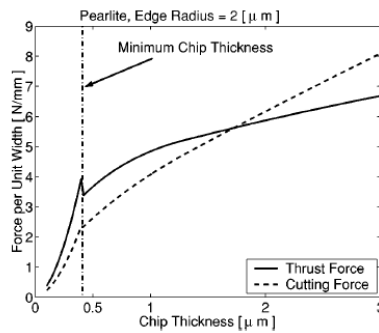


Figura 1.4 Variazione delle forze misurate al raggiungimento del minimum chip thickness [19]

Analizzando lo spettro del segnale di forza è possibile verificare se questo fenomeno sia avvenuto [18]: solitamente è possibile vedere un picco a frequenza sottomultipla dell'armonica principale, ovvero quella che corrisponde alla frequenza di rotazione del mandrino.

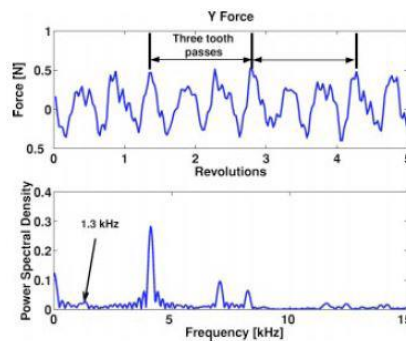


Figura 1.5 Minimum chip thickness nello spettro del segnale di forza [21]

La stessa frequenza si riscontra sulla superficie finita, mostrando una traccia di asportazione a distanza multipla del valore di avanzamento al dente f_z .

1.4 FORMAZIONE DI BAVE

Le bave sono delle protrusioni di materiale rimasto ancorato alla superficie lavorata, hanno geometria e dimensioni variabili e i meccanismi che portano alla loro formazione sono noti dagli studi effettuati in macro-fresatura [22, 23].

Queste protuberanze determinano problemi in caso di accoppiamenti tra superfici o in caso siano presenti sulle geometrie di uno stampo.

Come studiato da Lee [24], le bave che si formano in micro-fresatura hanno dimensioni maggiori rispetto alla fresatura macro, se paragonate alla dimensione delle feature, questo a causa dell'elevato rapporto tra raggio di raccordo del tagliente r_e e l'avanzamento f_z .

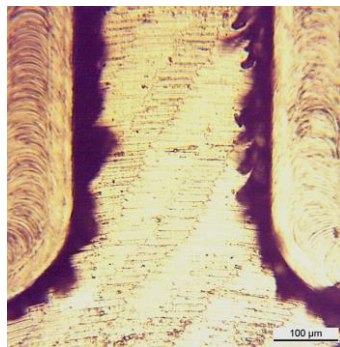


Figura 1.6 Esempio di lavorazione con presenza di bava di tipo top-burr

Bissacco [25] ha affermato che quando il rapporto tra la profondità di passata assiale a_p ed r_e è piccolo, forze di compressione elevate spingono il materiale sulla superficie lavorata generando delle bave pronunciate.

Su componenti micro, inoltre, non è quasi mai possibile agire per eliminare queste bave in post-produzione. Questo intervento è complicato dal fatto che questi residui hanno dimensioni molto ridotte ed inoltre, a causa della fragilità dei componenti e del conseguente rischio di danneggiamento, è preferibile non intervenire.

E' possibile limitare, o in alcuni casi prevenire, la formazione delle bave agendo direttamente sui parametri di taglio. Lee, et al. [24] hanno dimostrato che l'altezza delle micro-bave è linearmente proporzionale all'avanzamento f_z e molto dipendente dall'usura del tagliente.

Gli autori hanno anche notato che una micro-lavorazione eseguita in concordanza produce bave di dimensioni ridotte rispetto ad una eseguita in discordanza.

1.5 DEFLESSIONE DELL'UTENSILE E CHATTER

A differenza di altre tecnologie come l'elettroerosione o il laser, la fresatura, e quindi anche la micro-fresatura, generano delle forze non trascurabili durante il processo di asportazione di truciolo. Sebbene le forze generate in micro-fresatura siano contenute, in alcuni casi anche inferiori ad 1 N, potrebbero essere sufficienti a determinare delle inflessioni della fresa e della geometria lavorata, date le basse rigidzze in gioco.

Nella fresatura di micro-pareti [42] si è visto come le forze indotte da una fresatura con fresa da 2 mm di diametro possano provocare inflessioni consistenti a pareti dello spessore di 50 μm .

Nella realizzazione di un inserto per injection moulding, Bissacco [25] ha riscontrato una minore precisione dimensionale dovuta alla deflessione della fresa da 200 μm di diametro.

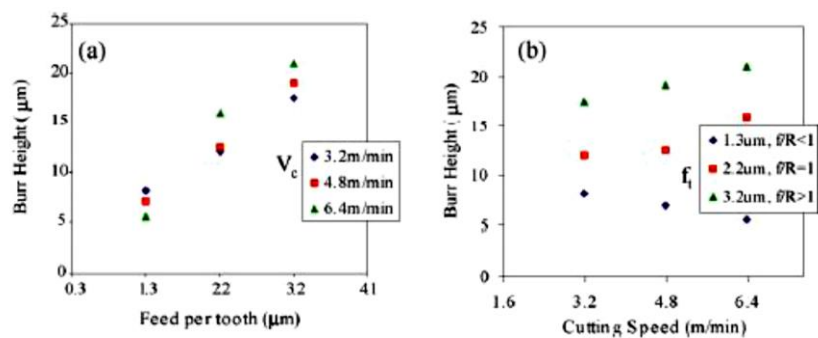


Figura 1.7 Altezza delle bave in funzione dei parametri di taglio

La conseguenza di questi fenomeni è in primo luogo il mancato rispetto delle tolleranze geometriche e dimensionali imposte sul pezzo, qualora fosse la fresa

ad inflettersi sotto le forze di taglio si potrebbero verificare fenomeni più gravi come la rottura dell'utensile.

Il chatter, infine, è una vibrazione auto-eccitata ed instabile che si genera in determinate condizioni di taglio, a causa della dinamica congiunta della macchina e del pezzo in lavorazione. E' un fenomeno estremamente dannoso, che può portare a rotture catastrofiche dell'utensile o addirittura del mandrino.

Misure di caratterizzazione dinamica della macchina possono essere impiegate per la costruzione del diagramma a lobi, che consente di definire i parametri di taglio utili a rimanere in condizioni di sicurezza. Questo sistema, che è molto valido in fresatura tradizionale, diviene meno efficace in micro-fresatura, a causa di effetti di non-linearità e tempo-varianza della dinamica.

1.6 OBIETTIVO DELLA TESI

Questo capitolo introduttivo è servito a mostrare brevemente quali sono le potenzialità del processo di micro-fresatura e quali le principali problematiche da affrontare. La capacità di saper prevedere correttamente questi fenomeni consente di poter intervenire in anticipo sulla progettazione della lavorazione e correggere quelle componenti che determinano un mancato raggiungimento della qualità desiderata o, in casi peggiori, la non riuscita del processo stesso.

In quest'ottica Mi_crolab, Laboratorio di microlavorazioni meccaniche del Dipartimento di Meccanica del Politecnico di Milano, ha implementato in linguaggio LabVIEW[®] un modello di previsione delle forze di taglio per micro-fresatura.

L'obiettivo di questa tesi è l'analisi delle principali problematiche e con essa l'introduzione di soluzioni, strutturali e non, per migliorare la performance in termini di capacità di previsione.

Il lavoro permette, inoltre, di validare il modello per una nuova tipologia di materiale: acciaio per stampi P20.

Per risolvere il limite maggiore riscontrato, dovuto al fatto che il programma è progettato per analizzare un solo tagliente, la tesi affronta il fenomeno del run-out. Questo è prima studiato in ogni sua sfaccettatura, dalle definizioni presenti in normativa, passando per il mondo industriale fino agli strumenti di misura, definendone le problematiche di quest'ultimo, e impostando le linee guida per la costruzione di uno di essi.

Nel lavoro di tesi si è modellizzata la cinematica dell'utensile e la si è implementata all'interno del modello eliminando il parametro avanzamento al dente, f_z , in favore di un parametro significativo in caso di run-out, ossia: spessore di truciolo indeformato efficace, $h(\theta)$.

Verranno da ultimo fornite indicazioni sugli sviluppi che il lavoro svolto in questa tesi consente in prospettiva di un ulteriore miglioramento.

Capitolo 2

2 RUN-OUT

Il run-out è un altro fenomeno molto influente nella micro-fresatura. Se, infatti, nella macro-fresatura difetti geometrici sulla fresa o di offset del mandrino dell'ordine di micrometri sono trascurabili, non lo sono più in condizioni di micro lavorazioni, dove essi diventano confrontabili con la dimensione della feature e dell'utensile.

Durante il lavoro, però, è stata riscontrata una molteplicità di forma, di misura, di utilizzo nonché di nomi riguardante il run-out che ha reso necessario un approfondito studio sulla definizione del termine.

A tale scopo si è provveduto ad analizzare sia le norme vigenti che le procedure di misura del parametro in questione maggiormente note e utilizzate in ambito industriale, con particolare riferimento all'ambito della micro-fresatura.

Il testo riassume, quindi, le definizioni più appropriate che sono scaturite dalla ricerca, dando una precisa impostazione alla loro elencazione. L'obiettivo è di assegnare un ordine semplice e chiaro alla vastità di descrizioni, per favorire la migliore comprensione del parametro da parte del lettore, e, inoltre, creare una raccolta di facile consultazione.

Di seguito sono riportate le definizioni normate e non del parametro in questione,

partendo da quella più semplice, in termini geometrici, ed evolvendo via via verso quella che descrive la sua misura e il suo utilizzo nell'ambito della microfresatura.

La trattazione vede anche l'introduzione di un ulteriore parametro: *TIR* (Total Indicator Reading).

2.1 DEFINIZIONE RUN-OUT

2.1.1 NORMA ISO 1101:2011

La norma ISO 1101:2011 [36] descrive il run-out in termini di tolleranza geometrica. Più precisamente essa fa riferimento alle casistiche generate da superfici con profili geometrici caratterizzati da andamenti curvilinei messi in rotazione.

La norma definisce la tolleranza come “Tolleranza di Oscillazione” e presenta due tipologie:

- Oscillazione circolare radiale (radial run-out);
- Oscillazione assiale (axial run-out).

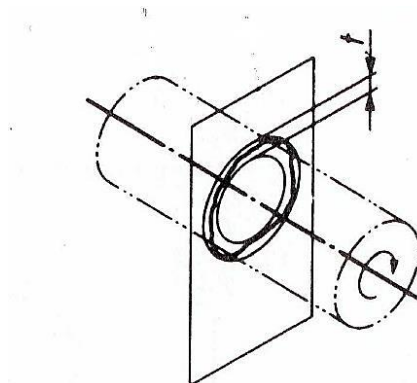


Figura 2.1 Tolleranza Radial run-out [35]

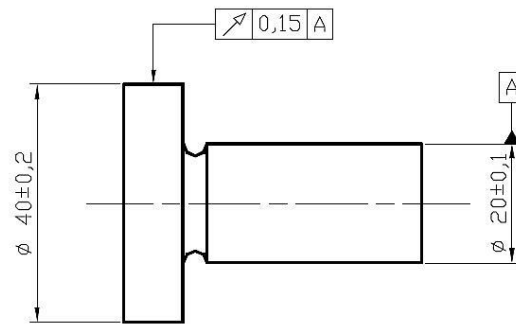


Figura 2.2 Radial run-out, indicazioni a disegno: A è l'asse di riferimento [35]

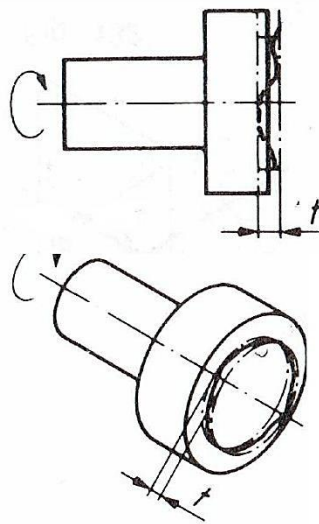


Figura 2.3 Tolleranza Axial run-out [35]

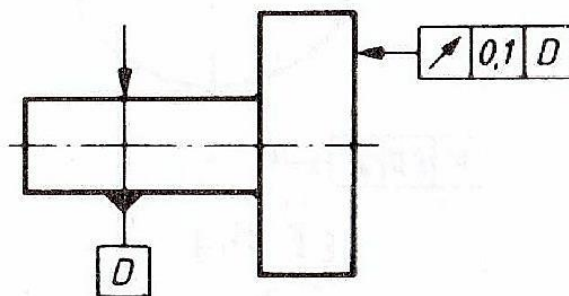


Figura 2.4 Axial run-out, indicazioni a disegno: D è l'asse di riferimento [35]

Nel primo caso la zona di tolleranza è definita, in ogni piano di misura perpendicolare all'asse di rotazione, da due cerchi concentrici i cui raggi differiscono per il valore t e il cui centro coincide con l'asse; nel caso di axial run-out la zona di tolleranza è definita, per ogni posizione radiale, da due circonferenze distanti t (in direzione assiale), il cui asse coincide con l'asse di riferimento.

La tolleranza di oscillazione, quindi, controlla l'errore di forma e di orientamento di una superficie durante una rotazione attorno ad un asse di riferimento.

2.1.2 NORMA ASME Y14.5:2009

ASME Y14.5:2009 [36] è la corrispondente della norma ISO sopra descritta per quanto riguarda la normativa americana. Anch'essa propone il run-out in termini di tolleranza di oscillazione radiale e assiale con alcuni accenni per la sua misurazione.

2.1.3 LIMITI DELLE NORME ISO 1101 E ASME Y14.5

Le norme sopra citate hanno il limite di riferirsi solo a tolleranze geometriche. Esse fanno riferimento al pezzo e servono a descrivere il movimento di un punto dello stesso intorno ad un riferimento arbitrario. Non c'è però alcuna regola su come trovare tale riferimento ed estrarre il parametro considerato. Le uniche indicazioni riscontrate sono l'utilizzo di comparatori per tale misura senza però precisare le modalità.

Si sono rese necessarie perciò ulteriori ricerche atte a determinare una procedura normata per la misura del run-out. Nei paragrafi successivi sono racchiusi le norme e i metodi che descrivono tale procedura.

2.2 RUN-OUT NEI MANDRINI

A dispetto della semplicità di definizione del termine, la complessità della sua misura varia significativamente secondo l'ambito in cui ci si trova. Nel caso di mandrini sono state raccolte due norme che si ritengono essere quelle maggiormente idonee alla casistica studiata in questo lavoro.

2.2.1 NORMA ANSI B89.3.1

ANSI B89.3.1 [37] descrive nel dettaglio tutte le tipologie riguardanti le tolleranze di oscillazione definendole “out-of-roundness”, letteralmente, ovalizzazione.

L'appendice C della norma [37] è dedicata nello specifico alla definizione di criteri per la valutazione del parametro out-of-roundness in caso di mandrini di precisione.

Tali procedure hanno lo scopo di estrapolare geometricamente il centro della traiettoria misurata dagli strumenti, per esempio da un comparatore, per risalire al valore del parametro. Esse utilizzano coordinate polari e vanno a stimare il valore di out-of roundness attraverso la differenza tra i valori massimi e minimi delle ordinate radiali del profilo misurato rispetto uno specifico centro.

L'appendice D della norma [37] riassume note generali per l'uso di strumenti tipo mandrino. È la sezione più interessante e riporta effetti e cause della distorsione del profilo che si vuole misurare.

Per alcune casistiche vengono riportate metodologie empiriche e matematiche per poter distinguere e valutare le diverse fonti di errore presenti nel sistema mandrino-strumento di misura. In dettaglio vengono descritte :

- distorsione del profilo polare dovuta a un'eccentricità tra la parte di profilo nel piano di misura e l'asse dello strumento di misura;
- effetto dell'off-set della punta del sistema di misura, per esempio di un tastatore;
- distorsione angolare del profilo polare;
- errore dato dal mandrino;
- errore dovuto a un allineamento non corretto degli assi tra del profilo da misurare e lo strumento di misurazione.

La norma, sopra descritta, non è ancora sufficiente a definire il run-out nel contesto desiderato. Essa, infatti, si limita a considerare le fonti di errore che si possono riscontrare in misure di oggetti dalla forma cilindrica, suggerendo al contempo modalità di valutazione degli effetti che ne derivano.

2.2.2 NORMA ASME B89.3.4

ASME B89.3.4 [38] è la norma che definisce la misura del run-out nel caso di mandrini. Essa riprende totalmente l'Appendice D della ANSI [37] aggiungendo a questa metodi di specifica e collaudo degli assi di rotazione dei mandrini usati nelle macchine utensili e negli strumenti di misura.

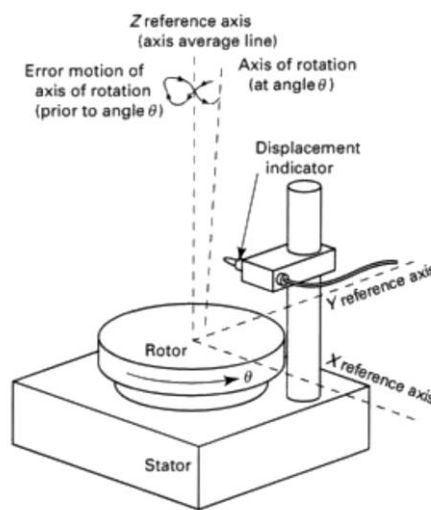


Figura 2.5 Vista di insieme del sistema mandrino-strumento di misura [45]

Al paragrafo 2.1.20 il termine run-out è così definito: lo spostamento totale misurato da un indicatore di posizione su una superficie in movimento o rispetto ad una superficie fissa.

È specificato inoltre che il termine *TIR* (Total Indicator Reading) è equivalente al parametro sopra definito. Si vuole precisare questo, in quanto nel mondo industriale viene fatto largo uso del termine *TIR*, talvolta anche erroneamente. Per tale ragione è stato dedicato il successivo paragrafo alla sua descrizione.

2.2.3 TOTAL INDICATOR READING (TIR)

TIR, Total Indicator Reading, è un parametro largamente utilizzato in ambito industriale e in maniera specifica quando si ha a che fare con macchine utensili aventi un mandrino o sistemi di misura presetting per tali macchine.

Nonostante la sua diffusione, il suo significato e/o utilizzo non è il medesimo.

Esistono, infatti, decine di acronimi per il termine *TIR*; tra cui i più comuni e coerenti ci sono:

- Total Indicator Runout;
- Total Indicator Readout;

Nonostante l'apparente connessione logica dei nomi col parametro considerato essi non trovano alcun riscontro all'interno delle norme, né definizioni univoche. Si precisa che queste nomenclature sono state riscontrate maggiormente nei cataloghi di case produttrici di utensili e macchine per asportazione di truciolo. Le descrizioni di tali nomi possono quindi variare notevolmente e riferirsi a differenti parametri. Di seguito viene riportato un esempio significativo di come una stessa azienda utilizzi il parametro *TIR* con due significati diversi per due parametri diversi:

- *TIR*(1) = Total Indicator Reading [56]: run-out dovuto all'asimmetria della fresa misurato da un comparatore e riscontrato sul pezzo attraverso la qualità ottenuta (figura 2.6).

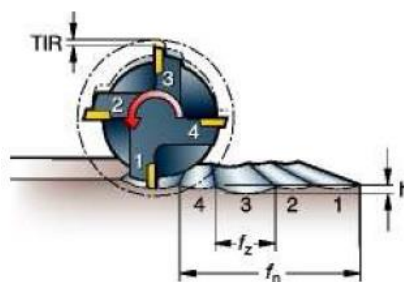


Figura 2.6 Total Indicator Reading non corretto [56]

- *TIR*(2) = Total Indicator Readout [55]: offset tra asse del pezzo e fresa (figura 2.7).

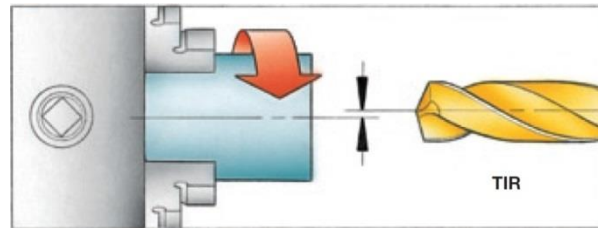


Figura 2.7 Total Indicator Readout [55]

Un altro largo utilizzo dei termini *TIR* e run-out che si vuole riportare all'attenzione è quello fatto dai produttori di frese i quali lo riferiscono all'asimmetria che si riscontra sui denti dell'utensile rispetto ad un loro proprio asse di riferimento, al termine del processo produttivo.

Per questa ragione si vuole precisare nuovamente che il *TIR*, definito come Total Indicator Reading, è l'unico parametro a cui si deve fare riferimento se si vuole analizzare il run-out. *TIR* e run-out, infatti, sono definiti dalla norma ASME B89.3.4 [38] come equivalenti.

In metrologia e nei campi che essa serve, come la produzione, la lavorazione e l'ingegneria, il Total Indicator Reading, *TIR*, anche noto con il più recente nome, Full Indicator Movement, FIM, è la differenza tra la misura massima e minima, che è letta da un indicatore sulla superficie planare, cilindrica o sagomata di un componente, determinando la sua deviazione dalla planarità, circolarità, cilindricità, concentricità o da altre condizioni di riferimento. L'indicatore tradizionale è un comparatore e oggi giorno coesiste con indicatori digitali.

La prima definizione di *TIR* è stata misura totale di eccentricità per pezzi cilindrici o conici, dove eccentricità si riferisce a qualsiasi imperfezione della forma che può essere causata una parte rotante, come un albero. Queste condizioni includono asimmetria, eccentricità e il disallineamento assiale,

indipendentemente dal fatto che le superfici abbiano una profilo perfettamente circolare e siano concentriche in ogni punto della sezione.

Oggi *TIR* nella sua definizione più generale riguarda tutti i tipi di superfici, da profili circolari a piane. Un esempio di come possa essere applicato a superfici piane, oltre a quelle circolari si ha nel campo della rugosità superficiale, la cui grandezza è affrontata in maniera opportuna da metodi statistici come lo scarto quadratico medio, RMS.

Il nuovo nome Full Indicator Movement, FIM, è stato coniato per sottolineare l'esigenza di azzerare il cosiddetto errore-coseno. Gli strumenti di misura, come i tastatori, infatti, restituiscono una lettura affetta da questo errore se viene effettuata con l'asta del tastatore inclinata rispetto lo strumento stesso.

Si può concludere, quindi, che i termini Run-Out, *TIR* e FIM sono equivalenti tra di loro e che la loro definizione in ambito della micro-fresatura è la seguente: la differenza tra i valori minimi e massimi misurati da un comparatore, o dispositivo simile, durante una rotazione completa della faccia monitorata.

Nel lavoro, da qui in avanti, verrà preferito l'uso del nome *TIR* poiché utilizzata anche dalla strumentazione impiegata. Si precisa, però, che l'eventuale presenza del termine run-out è da considerarsi perfettamente coincidente, come già detto sopra.

2.2.4 METODO DONALDSON

La tecnica per la misura del parametro *TIR*, o run-out, risale al 1972 ed è nota come “Metodo Donaldson” [26, 27]. Essa è descritta anche all’interno delle norme ASME B89.3.4 [38] e ANSI B89.3.1 [37], sopra riportate.

Nasce con il principale scopo di poter distinguere e misurare due diversi tipi di errore nella fase di taratura di un mandrino:

- errore dato dal mandrino: $S(\theta)$;
- errore dato dalla rotondità del profilo della testa di calibrazione: $P(\theta)$;

$S(\theta)$ è corrisponde al *TIR* ed equivale alla misura di oscillazione circolare radiale ad ogni angolo θ di rotazione del mandrino.

La procedura di misura è molto semplice: è sufficiente l’utilizzo di un comparatore o di un sensore di prossimità come mostrato nella figura seguente.

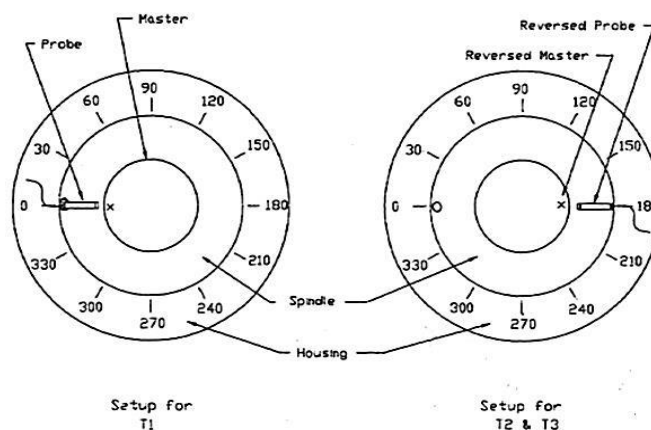


Figura 2.8 I due diversi setup per le misure col metodo Donaldson [48]

Il master è l’oggetto messo in rotazione tramite il mandrino (spindle); il sensore (probe) è fissato su un riferimento su cui sono descritte le coordinate polari. Il metodo consta di due misure, come mostrato in figura 2.8 e 2.9: T1 e T2&T3.

Il setup T1 prevede il posizionamento a 0° ($\theta = 0$) del sensore; dopodiché si procede a far ruotare per 360° il mandrino, e a segnare i valori in output dati dallo strumento di misura al passo di discretizzazione desiderato. I valori prendono il nome di $T1(\theta)$.

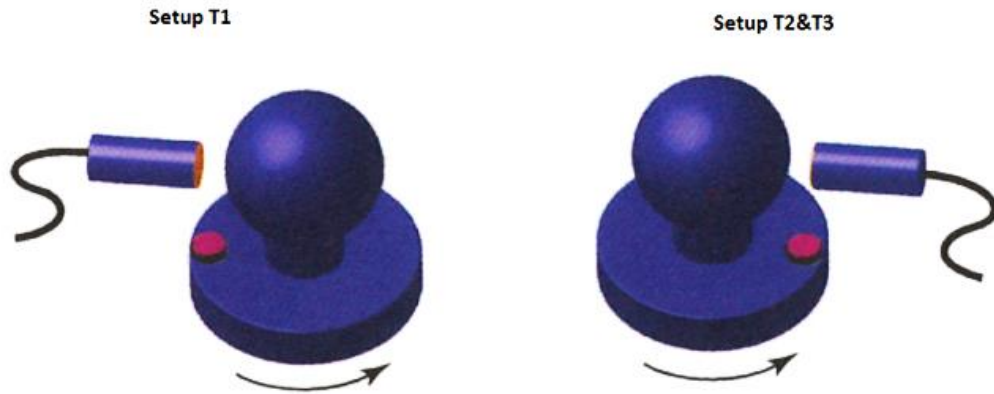


Figura 2.9 Setup T1 e T2&T3 [45]

Il setup T2&T3 prevede lo spostamento del sensore di 180° rispetto il precedente setup facendo attenzione che sia ad una distanza dallo oggetto da misurare il più possibile uguale a quella impostata in T1. Si ripetono quindi le misure agli stessi passi angolari. I valori che si acquisiscono sono nominati $T2(\theta)$ e successivamente si costruisce il vettore T3 in cui si mettono i valori qui calcolati cambiati di segno (Equazione 2.1).

$$T3(\theta) = -T2(\theta);$$

Equazione 2.1 Calcolo misura T2

Ottenuti i tre vettori T1, T2 e T3 si procede al calcolo del *TIR*, $S(\theta)$ (Equazione 2.2), e dell'errore di forma dato dall'oggetto misurato $P(\theta)$ (Equazione 2.3).

$$S(\theta) = \frac{1}{2} [T1(\theta) + T3(\theta)]$$

Equazione 2.2 Errore dato dal mandrino

$$P(\theta) = \frac{1}{2} [T_1(\theta) + T_2(\theta)]$$

Equazione 2.3 Errore di rotondità del pezzo misurato

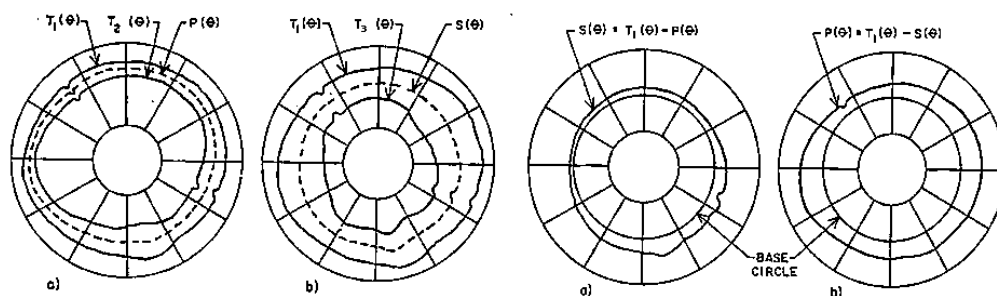


Figura 2.10 a) Calcolo di $P(\theta)$; b) Calcolo di $S(\theta)$ [48]

2.3 RUN-OUT NELLA MICRO-FRESATURA

Il run-out nell'ambito della micro-fresatura può essere generato da molteplici fattori. Come già detto il termine micro si può riferire sia alla geometria della fresa che alla feature che si vuole generare. Attualmente in commercio, le frese end-mill di metallo duro disponibili hanno un diametro minimo di 10 μm , mentre, per quanto riguarda la feature, la sua dimensione dipende dalla precisione e incertezza della macchina, nonché dai parametri di taglio dell'utensile e dalla geometria di quest'ultimo.

La gestione del processo di lavorazione deve pertanto prestare attenzione anche agli aspetti che possono sembrare i più banali, ad esempio la pulizia della fresa; l'influenza dell'utilizzatore, infatti, può risultare determinante ai fini della qualità finale. Piccoli urti possono generare deformazioni dell'utensile mentre l'eccessiva sporcizia, relativamente alle dimensioni considerate, sul codolo o sulla lunghezza utile può generare asimmetrie nel montaggio in macchina o tra i taglienti.

Le semplici problematiche, che si presentano già nelle prime fasi, vogliono solo evidenziare la delicatezza del processo.

Si procede ora a considerare il sistema macchina-utensile-pezzo. Il run-out è problema che affligge la micro-fresatura in modo particolare. Quando si lavora a velocità di rotazione del mandrino molto elevate, superiori per esempio a 50000 rpm, anche un minimo disallineamento tra l'asse dell'utensile e l'asse del mandrino si trasforma in una vibrazione con ampiezza di $3 \div 5 \mu m$ dovuta all'eccentricità. Le forze che questa genera sono modellate dalla seguente equazione:

$$F = m_o e \omega_r^2 \sin(\omega_r t)$$

Equazione 2.4 Forza centrifuga

dove m_o è la massa sbilanciata, e è l'eccentricità e ω_r la pulsazione determinata dalla rotazione del mandrino S. Come si vede nell'equazione, l'ampiezza di questa forzante dipende dal quadrato della pulsazione ω_r , il che significa che con l'aumentare della velocità di rotazione del mandrino S aumentano esponenzialmente i problemi di run-out. Questo problema si amplifica anche con il diminuire delle dimensioni dell'utensile, a causa della riduzione conseguente della rigidità. Inoltre, anche la fresa presenta delle asimmetrie dovute alle caratteristiche del processo di produzione della stessa, che contribuiscono ad aumentare questo fenomeno il quale, inoltre, non è eliminabile ed è difficile da ridurre.

È quindi fondamentale saper e poter riconoscere queste problematiche al fine di ottenere il maggior numero possibile d'informazioni in modo tale da poter prevedere il reale processo di lavorazione che verrà realizzato in macchina.

2.3.1 SORGENTI RUN-OUT

Il run-out coinvolge vari aspetti del processo e a tali può essere riferito sia singolarmente che globalmente; prendendo in esame la catena di attrezzature e processi presenti nella lavorazione si possono distinguere quattro diversi step su cui può agire l'errore di run-out:

- asse mandrino;
- montaggio fresa;
- asimmetria della fresa;
- forma della fresa;

La somma di queste componenti andrà a determinare l'interazione tra la fresa e il pezzo, quindi, la qualità finale della feature.

Nel seguito del paragrafo, i fenomeni precedentemente elencati sono descritti ed analizzati singolarmente.

2.3.1.1 Asse mandrino – errore movimento mandrino

Partendo dall'analisi della macchina, la prima sorgente di run-out che s'incontra è il mandrino; questo, infatti, in quanto componente meccanico, è soggetto ad una sua incertezza.

L'asse reale di rotazione, quindi, non è fissa nel tempo ma disegna una traiettoria tridimensionale.

Maggiore sarà tale incertezza, relativamente alla dimensione dell'utensile, maggiore sarà l'effetto del run-out sulla feature.

Questo fenomeno è forse il più complesso da analizzare poiché comporta una notevole complicazione nella cinematica del processo. Alcuni studi sono stati effettuati in tal senso da Ozdogalar, et al. [16], ed hanno dimostrato come questo

tipo di errore comporti una lavorazione differente a seconda della direzione in cui avanza l'utensile. Ciò determina processi di asportazione di truciolo differenti, e quindi qualità finale differenti sulla medesima feature se questa prevede avanzamenti lungo l'asse X,Y e/o Z.

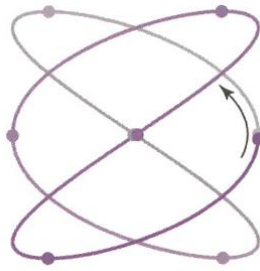


Figura 2.11 Possibile traiettoria dell'asse mandrino [45]

Il parametro *TIR*, così com'è definito nel Metodo Donaldson (Paragrafo 2.2.4), è una funzione dipendente dall'angolo di rotazione. In questo caso specifico esso è definito come errore di movimento del mandrino.

2.3.1.2 Montaggio fresa – errore di centraggio

Il secondo step riguarda il montaggio della fresa stessa; un errato centraggio dell'utensile determina un offset geometrico della fresa (Centering Error). Il disallineamento dell'asse mandrino rispetto all'asse della fresa rende quest'ultima una massa eccentrica e fa sì che una traiettoria dell'utensile si discosti da quella ideale.

Di seguito vengono riportate le Figura 2.12 e 2.13 in cui si rappresenta come variano le traiettorie dei singoli taglienti di una fresa a due taglienti. Nel caso ideale il centro di rotazione (croce nera in Figura 2.12), dettato dalla macchina, coincide con il centro della fresa (tondo giallo in Figura 2.12). Ipotizzando che la fresa sia perfettamente simmetrica, i raggi dei taglienti sono uguali e descrivono un'unica circonferenza di raggio R .

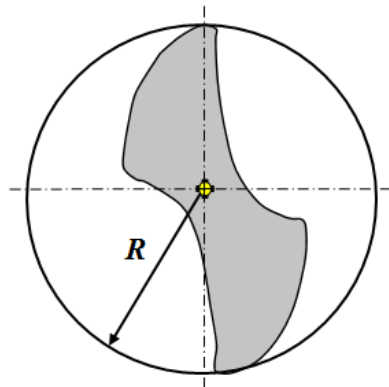


Figura 2.12 Centro fresa coincidente con centro di rotazione

Nel caso i due centri non coincidano, invece, si genererà un offset; tale condizione determina, come mostrato in Figura 2.13, la generazione di due diversi raggi dell'utensile (R_{1eff} e R_{2eff}), riferiti ora al centro di rotazione e non più a quello dell'utensile.

È importante segnalare come ciò accada anche nella condizione in cui la fresa sia perfettamente simmetrica e quindi i taglienti si trovino alla stessa distanza R_{mil} dal centro fresa, come raffigurato in Figura 2.13.

I due taglienti, quindi, generano due nuove traiettorie, di colore rosso e blu, concentriche al centro di rotazione, attraverso le quali vanno ad interagire con il pezzo. Il processo di asportazione di truciolo è, perciò, differente per i due denti.

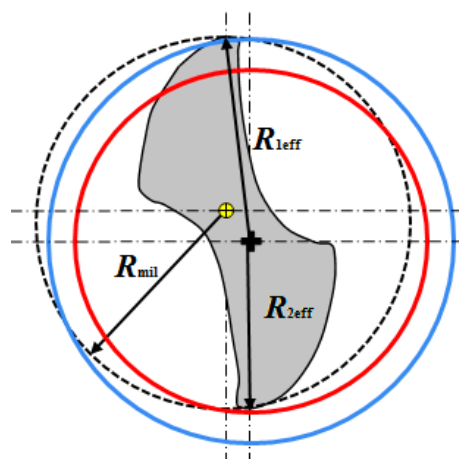


Figura 2.13 Asse fresa con offset

In questo caso il *TIR* corrisponde alla differenza tra i raggi $R_{1\text{eff}}$ e $R_{2\text{eff}}$ ed è definito come errore di centraggio.

2.3.1.3 Asimmetria fresa – errore di rotondità

Il terzo step vede l'analisi della fresa; essa, infatti, nella realtà può presentare un'asimmetria sulla sezione ortogonale allo sviluppo dell'utensile (Roundness Error). Tale fenomeno determina un run-out radiale sugli angoli di raccordo dei singoli taglienti; da ciò ne consegue che quest'ultimi lavoreranno in due modi diversi.

Si possono distinguere due tipi di asimmetrie:

- lunghezza dei singoli raggi dei taglienti;
- sfasamento angolare dei singoli taglienti.

Nel primo caso (Figura 2.14) la distanza dal centro fresa è diversa per i singoli taglienti.

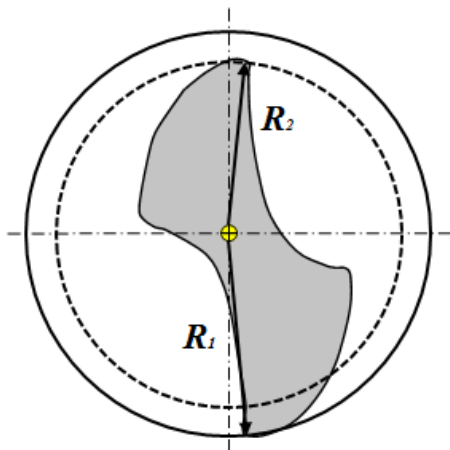


Figura 2.14 Asimmetria fresa

Come si nota in Figura 2.14 le traiettorie dei due denti hanno, perciò, raggi diversi (R_1 e R_2) e la loro differenza è equivalente al radial run-out, definito nel paragrafo 2.1.1, dove l'asse di riferimento è rappresentato dall'asse della fresa. In questo caso il *TIR* corrisponde all'errore di rotondità.

Nel secondo caso è l'angolo compreso tra i singoli denti a non essere uguale. In una fresa ideale (Figura 2.15) a due taglienti questi si trovano ad una distanza di 180° l'uno dall'altro.

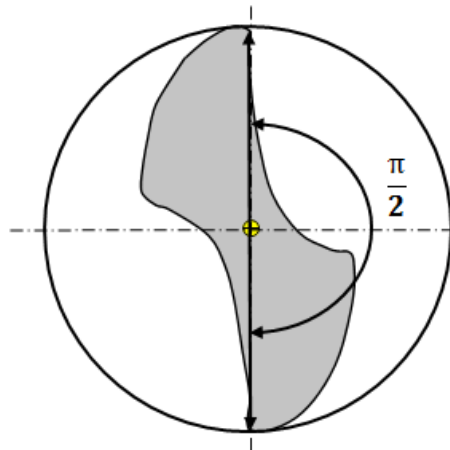


Figura 2.15 Fresa ideale con due denti sfasati di 180°

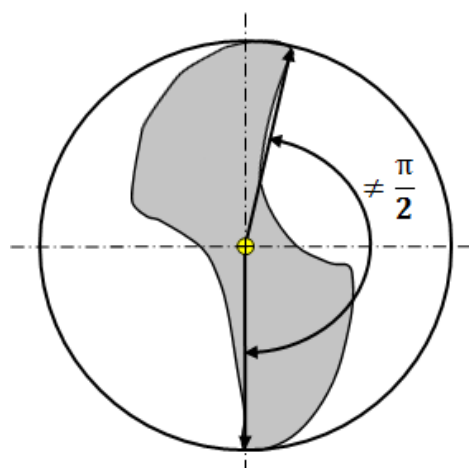


Figura 2.16 Fresa reale con denti sfasati

In un caso reale è possibile che ciò non avvenga e che i taglienti si trovino ad una distanza angolare non simmetrica (Figura 2.16).

Tale condizione determina un anticipo o ritardo di un dente rispetto all'altro; il fenomeno porta così un tagliente a vedere uno spessore di truciolo maggiore o minore rispetto a quello nominale imposto dall'avanzamento al dente.

Il parametro *TIR* in questo caso non è direttamente percepibile e descrivibile sulla sezione della fresa così rappresentata in Figura 2.16. Lo sfasamento dei denti, però, determina indirettamente un run-out riscontrabile sulla qualità finale del pezzo, dovuto ai diversi f_z (Figura 4.33).

2.3.1.4 Forma fresa

La fresa può introdurre un altro tipo di errore riconducibile al run-out; questa componente è la forma. Questa nuova componente non è citata dalle norme sopra descritte ma è stata riscontrata dal presente lavoro

Il fattore qui citato determina la quantità di punti della fresa che vanno a contatto con la superficie del pezzo.

Si distinguono due casi:

- fresa snella;
- fresa tozza.

Nel primo caso (Figura 2.15) l'utensile ha come punti più esterni quelli dei due taglienti; questa condizione consente alla fresa di lavorare nel modo corretto.

Nel secondo caso i punti più esterni non sono più quelli riferiti ai denti ma esiste una zona, tipicamente il dorso degli stessi, che va a contatto con il pezzo

creando un tagliente addizionale (R_{1bis} in Figura 2.17). Di quest'ultimo, però, è difficile analizzare le condizioni di lavoro e la sua funzione. Dalla geometria si può ipotizzare che lavori in compressione. Questa condizione determina, inoltre, in termini di frequenze, uno sfasamento delle forze e, quindi, un diverso comportamento dinamico.

Come si vede in Figura 2.17 la fresa non presenta un'accentuata asimmetria ma i punti più esterni sono rappresentati da R_2 e R_{1bis} che disegnano le traiettorie rossa e nera. R_1 in questo caso, che rappresenta il vero tagliente, è il punto più interno dei tre menzionati.

Il *TIR* è equivalente allo scostamento tra il massimo raggio e il massimo dei minimi: R_2 e R_{1bis} .

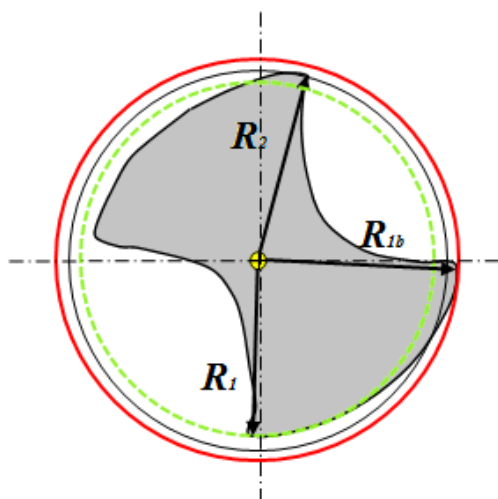


Figura 2.17 Fresa forma tozza

Da precisare che in questo caso, oltre il run-out, si aggiunge la problematica dettata dalla modalità con cui la fresa interagisce col pezzo che però non viene trattato in questo testo.

2.3.2 RADIAL RUN-OUT

La norma ASME B89.3.4, in nota al paragrafo 2.3.1, definisce un'ulteriore tipologia di run-out: "radial run-out". Questo parametro è concettualmente differente da quello descritto dalla norma ISO 1101 [35] (Paragrafo 2.1.1) e nasce dalla combinazione degli errori, sopra descritti, di rotondità e di centraggio.

L'errore di movimento mandrino si considera nullo e quindi s'ipotizza che l'asse del macchinario sia coincidente con quello di rotazione.

Nel caso del Paragrafo 2.3.1 l'asse di rotazione, su un piano ad esso ortogonale, tracciava una traiettoria 2D portando con sé tutti gli errori sopra descritti, con l'adozione dell'ipotesi di errore di movimento mandrino nullo, l'origine è fisso nello spazio.

L'origine diventa così un riferimento semplice cui far ricondurre gli errori di rotondità, di centraggio e di forma. La loro somma in direzione radiale determina lo scostamento finale della superficie durante la sua rotazione.

Prendendo in dettaglio la fresa, lo scostamento è riferito ai taglienti che sono la parte più significativa nel processo di asportazione di truciolo.

Errore di forma non viene menzionato poiché esso determina, nel caso peggiore un aumento del numero effettivo dei taglienti e nel caso migliore uno sfasamento dei denti che è riconducibile all'asimmetria della fresa che è già compresa dall'errore di rotondità. Inoltre questo fenomeno diventa importante nella modalità d'interazione della fresa con il pezzo; a seconda che il tagliente lavori in compressione o meno si avranno differenti fenomeni che andranno a determinare la qualità della superficie lavorata.

Figura 2.18 mostra un caso generico in cui si ha compresenza di errore di centraggio, offset, di errore di rotondità, differenza tra i raggi.

Il primo è rappresentato dallo scostamento tra il centro fresa e quello di rotazione; il secondo dalla differenza delle circonferenze, di colore nero, disegnate dai taglienti rispetto il centro fresa.

L'insieme delle due componenti si determina semplicemente tracciando le traiettorie dei taglienti rispetto il centro di rotazione. Queste sono rappresentate in figura dalle linee tratteggiate blu e rossa, rispettivamente D_{c1} e D_{c2} , che sono anche indicative di come i taglienti vanno ad interagire col pezzo da lavorare.

Radial run-out è la differenza tra i raggi delle traiettorie sopra citate, equivalente alla metà della differenza dei diametri D_{c1} e D_{c2} .

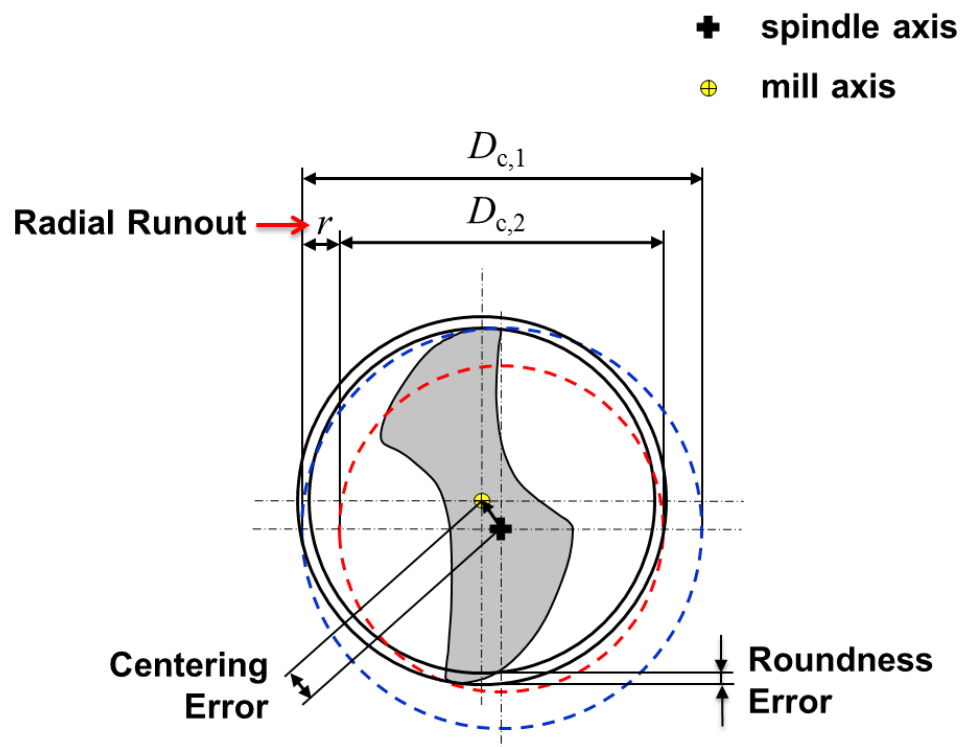


Figura 2.18 Radial Run-out r come combinazione di errore di centraggio e errore di rotondità

Capitolo 3

3 MODELLO DI PREVISIONE DELLE FORZE DI TAGLIO

Saper prevedere con una certa accuratezza le componenti delle forze di taglio che si sviluppano nelle operazioni per asportazione di truciolo è essenziale per determinare la potenza richiesta dalla lavorazione, gli errori geometrici e dimensionali sulle superfici ottenute, i requisiti che devono avere gli utensili e le strutture di fissaggio atti alla realizzazione di tali lavorazioni, così come la possibilità di insorgere di vibrazioni e, in definitiva, l'ottenimento di un componente che rispetti le funzionalità cui sarà destinato.

I modelli di previsione delle forze di taglio, applicabili alle operazioni pratiche di asportazione di truciolo, presenti in letteratura, con particolare riferimento alle operazioni di fresatura, si dividono in due categorie principali: i modelli basati su un approccio meccanicistico e quelli basati sulla trasformazione da taglio ortogonale a obliquo, indicata anche come "*unified mechanics of cutting*".

Il modello di previsione delle forze di taglio in micro-fresatura, qui studiato, è di tipo meccanicistico. Di seguito viene riportata una spiegazione del suo significato e successivamente viene data una breve descrizione del modello che è utilizzato e sviluppato in questa tesi.

Infine s'introducono i modelli oggi giorno presenti che hanno lo scopo di descrivere analiticamente il fenomeno del run-out.

3.1 MODELLO MECCANICISTICO

La struttura dei modelli meccanicistici è generalmente ipotizzata a partire da conoscenze a priori sul sistema fisico: individuate le variabili caratteristiche del sistema, si determinano le equazioni che le legano fra loro; in queste equazioni sono presenti alcuni parametri di valore non ancora specificato. Per la stima di tali parametri esistono vari metodi. In alcuni casi il valore di un parametro può essere direttamente dedotto dall'osservazione del sistema fisico reale, misurando la grandezza che esso rappresenta o il valore che assume durante appositi esperimenti; quando invece i parametri non hanno un preciso corrispondente fisico, vengono dedotti tramite una procedura matematica di taratura o calibrazione. Tale procedura si basa sul confronto fra i valori dell'uscita del sistema reale, misurati in corrispondenza di determinati valori d'ingresso, e le uscite del modello quando ad esso vengono dati gli stessi ingressi.

I modelli meccanicistici in genere presentano il vantaggio di fornire non solo i valori simulati o previsti per le uscite del modello, ma anche informazioni sui processi in atto all'interno del sistema. Il loro più grande svantaggio è che molto spesso contengono un elevato numero di parametri, che ne rendono difficile l'utilizzo. Il numero di variabili di stato impiegate influenza la complessità computazionale, il numero d'ingressi invece limita il campo di applicabilità del modello ai sistemi per i quali siano disponibili dispositivi per misurare tali grandezze.

3.2 MODELLO PER LE FORZE DI TAGLIO IN MICRO-FRESATURA: FONDAMENTI

Il modello, qui analizzato, per la previsione delle forze di taglio è un modello meccanicistico, che è costituito da due parti (Figura 3.1):

- Una modellizzazione fisica del processo considerato, che tenga conto della sua cinematica e della sua dinamica;
- Una determinazione empirica dei cosiddetti “coefficienti delle forze di taglio” per mezzo di esperimenti.

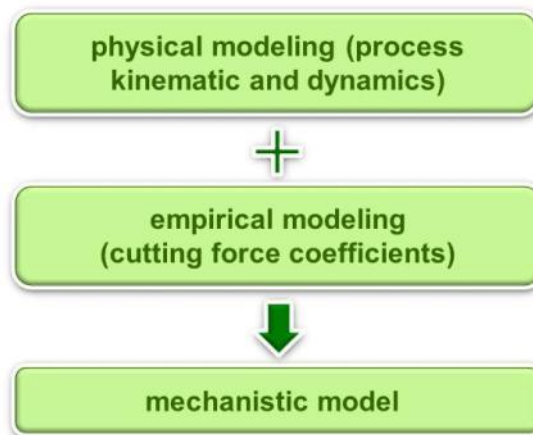


Figura 3.1 Struttura del modello meccanicistico

Il modello scelto per la previsione delle forze di taglio in micro-fresatura è quello sviluppato da Lee et al. [1] che può essere considerato, tra i modelli meccanicistici, quello idoneo per interpretare la fisica della micro-fresatura. Infatti, gli autori introducono il concetto di partial effective rake angle al fine di modellizzare meglio la fresatura nel mondo micro, dove fattori come “minimum uncut chip thickness effect” hanno grande influenza.

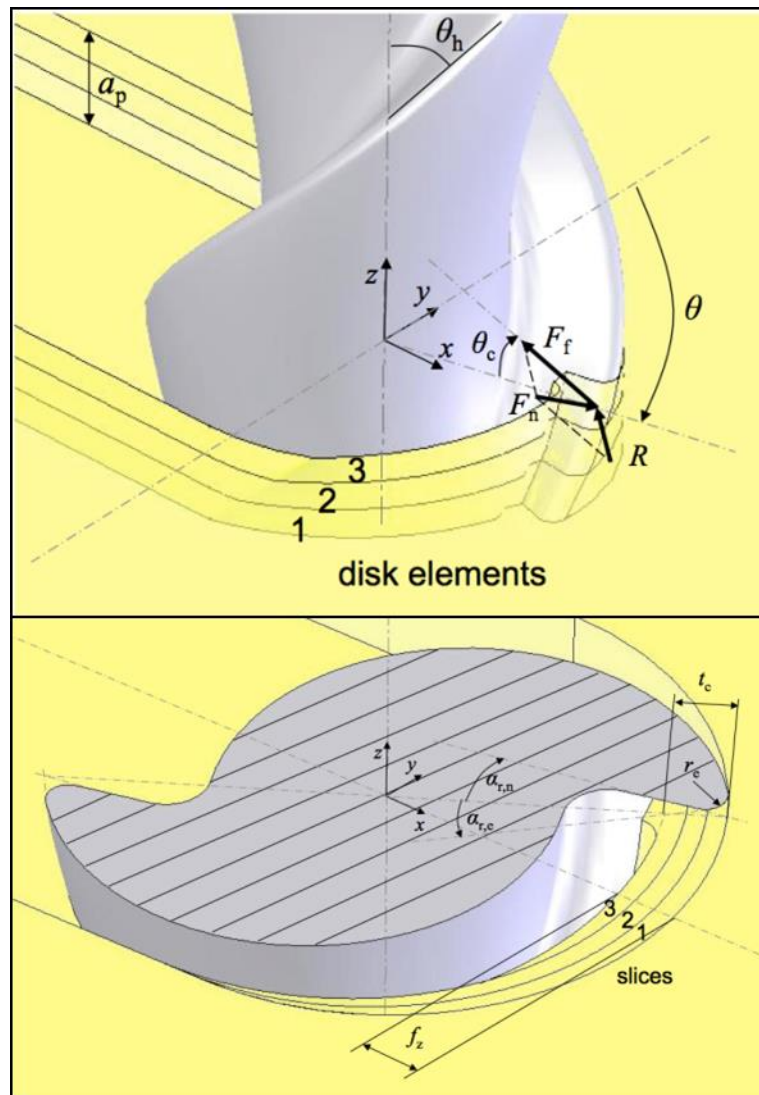


Figura 3.2 Sistema di riferimento e convenzioni [40]

La geometria della fresa, il sistema di riferimento e la nomenclatura utilizzata dal modello scelto sono rappresentati in Figura 3.2. Le componenti delle forze agenti sull'utensile F_x , F_y e F_z sono predette lungo gli assi della macchina utensile. Il modello delle forze suddivide la fresa in "disk elements" perpendicolari all'asse della fresa: questa caratteristica permette di seguire la reale geometria della fresa tenendo in considerazione l'angolo d'elica locale θ_h . Anche lo spessore di truciolo indeformato t_c (uncut chip thickness) è suddiviso

in sezioni al fine di calcolare l'angolo di spoglia superiore effettivo $\alpha_{r,e}$ (partial effective rake angle); questo angolo consente di considerare l'effetto di scala tipico della micro-lavorazione, che consiste in una formazione truciolo gran parte dovuto all'azione di ploughing del raggio di raccordo del tagliente r_e sul pezzo. Il partial effective rake angle $\alpha_{r,e}$ è negativo lungo quasi tutto il raggio di raccordo del tagliente r_e producendo elevati valori di coefficienti di forza di taglio K_n e K_f .

3.3 SVILUPPO SOFTWARE

3.3.1 IMPLEMENTAZIONE DEL MODELLO MECCANICISTICO

Il modello si articola in due differenti fasi, quella di Taratura (Adjustment phase) e quella di Previsione (Prediction phase), entrambe implementate in moduli [39]. La fase di Taratura imposta le funzioni matematiche relative ai coefficienti della forza di taglio (K_n e K_f) e all'angolo di taglio θ_c (chip flow angle) fatte rispetto lo spessore di truciolo indeformato t_c (uncut chip thickness) e la posizione angolare di ogni singolo tagliente. Queste funzioni sono utilizzate per prevedere le forze di taglio nella fase operative del modello e sono messe a punto da alcuni esperimenti di fresatura reali.

La fase di Taratura è composta da quattro moduli (vedere Figura 3.2 per i simboli):

- **Modulo 1:** Calcolo dello spessore di truciolo indeformato t_c in ogni posizione angolare della fresa j per ogni singolo tagliente.

- **Modulo 2:** Calcolo dell'angolo di spoglia effettivo $\alpha_{r,e}$ (partial effective rake angle), che è il vero angolo di spoglia lungo il raggio di raccordo del tagliente r_e (cutting edge radius).
- **Modulo 3:** Calcolo dei coefficienti delle forze di taglio K_n e K_f e dell'angolo di taglio θ_c (vettore $[K(j)]$ Equazione 3.1) usando le forze F_x , F_y e F_z (vettore $[F(j)]$ Equazione 3.1) acquisite durante il piano sperimentale per la fase di Taratura; il coefficiente A nell'Equazione 3.1 dipende dall'indice della posizione angolare della fresa j , dalle caratteristiche geometriche della fresa (raggio r , numero di scanalature, angolo d'elica θ_h (helix angle), raggio di raccordo del tagliente r_e , angolo di spoglia nominale $\alpha_{r,n}$ (nominal rake angle) e l'angolo di spoglia effettivo $\alpha_{r,e}$) e dai parametri di processo come avanzamento al dente f_z (feed per tooth), profondità di passate assiale a_p (depth of cut) e profondità di passata radiale a_e (width of cut).

$$\begin{bmatrix} K_1(j) \\ K_2(j) \\ K_3(j) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11}(j) & A_{12}(j) & A_{13}(j) \\ A_{21}(j) & A_{22}(j) & A_{23}(j) \\ A_{31}(j) & A_{32}(j) & A_{33}(j) \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} F_x(j) \\ F_y(j) \\ F_z(j) \end{bmatrix}$$

Equazione 3.1 Coefficienti delle forze di taglio

- **Modulo 4:** Fitting deterministico delle funzioni relative ai coefficienti delle forze di taglio K_n e K_f (Equazione 3.2, 3.3) e l'angolo di taglio θ_c (Equazione 3.4) riferite allo spessore di truciolo indeformato t_c e la posizione angolare di ogni singolo tagliente. Le funzioni fittate non sono lineari. I coefficienti di taglio determinati dal modello sono indipendenti dalle condizioni di taglio come la profondità di passata radiale a_e , profondità di passata assiale a_p , velocità del mandrino, e avanzamento al giro (feed rate): questa proprietà rende il modello in grado di prevedere le forze per le diverse combinazioni di parametri di processo una volta una volta eseguita una piccola serie di esperimenti per la fase di taratura.

$$\ln(K_n(t_c)) = (A_1 - (A_1 - A_2) \cdot e^{-(A_4 \cdot t_c)^{A_3}})$$

Equazione 3.2 Fitting del coefficiente K_n

$$\ln(K_f(t_c)) = (B_1 - (B_1 - B_2) \cdot e^{-(B_4 \cdot t_c)^{B_3}})$$

Equazione 3.3 Fitting del coefficiente K_f

$$\theta_c(\phi) = \frac{(C_1 - C_2)}{1 + \left(\frac{\phi}{C_3}\right)^{C_4}} + C_2$$

Equazione 3.4 Fitting del coefficiente θ_c

La fase di Previsione è composta da tre moduli; i primi due moduli sono gli stessi utilizzati anche da Taratura; il terzo (**Modulo 5**) esegue l'operazione inversa del **Modulo 3** della fase di Taratura.

3.3.2 UNITÀ DEL SOFTWARE

3.3.2.1 Fase di taratura per una prova di taglio singola

In questa fase il modello di taratura può essere calibrato mediante l'acquisizione delle forze da una singola prova di fresatura.

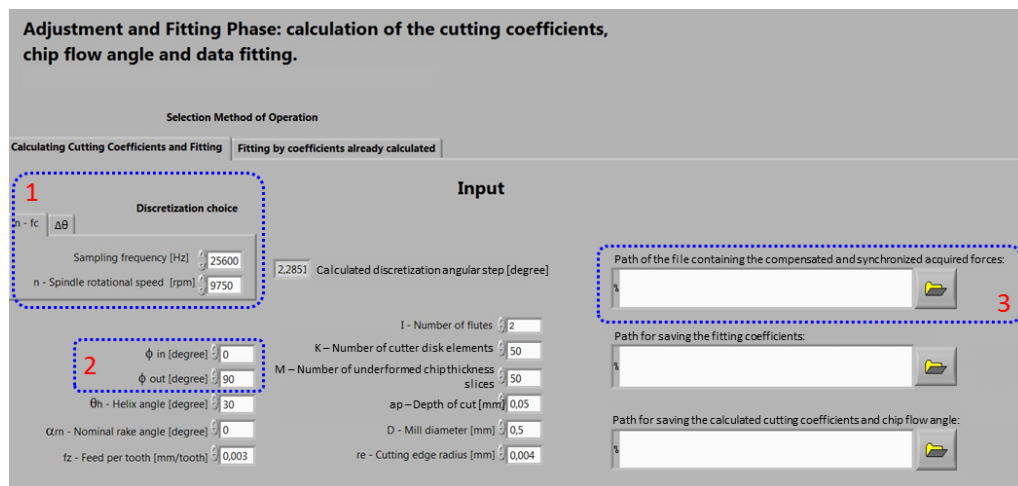


Figura 3.3 Modalità di Taratura di un singolo test di taglio – interfaccia input

Il modello è calibrato fittando le funzioni Weibull (Equazione 3.2, 3.3) e Logistica (Equazione 3.4) relative ai coefficienti delle forze di taglio K_n e K_f e all'angolo di taglio θ_c fatte rispetto lo spessore di truciolo indeformato t_c e la posizione angolare di ogni singolo tagliente.

Figura 3.3 mostra l'interfaccia dove l'utente inserisce i parametri di processo dell'esperimento di fresatura considerato.

In dettaglio:

1. le due schede consentono di selezionare il modo in cui il programma calcola la discretizzazione angolare della rotazione del mandrino:
 - a) selezionando la scheda "n-fc"(come mostrato in Figura 3.3) devono essere inserite la frequenza di campionamento e la velocità del mandrino della prova considerata; il passo di discretizzazione angolare $\Delta\theta$ è calcolato tramite questi valori e visualizzato come "Calculated discretization angular step [degrees]";
 - b) selezionando la scheda " $\Delta\theta$ ", il passo di discretizzazione angolare delle forze usate per la calibrazione del modello, se noto può essere inserito direttamente.

2. I parametri ϕ_n e ϕ_{out} rappresentano, in dimensione angolare, la profondità di passata radiale a_e e dipendono dalla strategia di fresatura (le convenzioni di segno adottate e implementate nel modello sono rappresentate in Figura 3.4); per esempio, considerando una profondità di passata radiale uguale al raggio della fresa ($a_e = r$), ϕ_n e ϕ_{out} assumono rispettivamente i valori di 0° e 90° se ci si trova in una condizione di discordanza (Up-Milling strategy), 90° e 180° se concordanza (Down-Milling strategy).

- Il programma riceve come input le forze di taglio misurate durante il test di taglio, dopo esser state filtrate, compensate e sincronizzate con la posizione del tagliente.

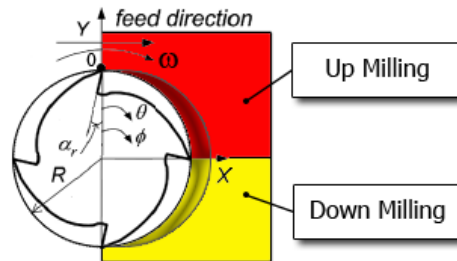


Figura 3.4 Convenzione dei segni del modello meccanistico

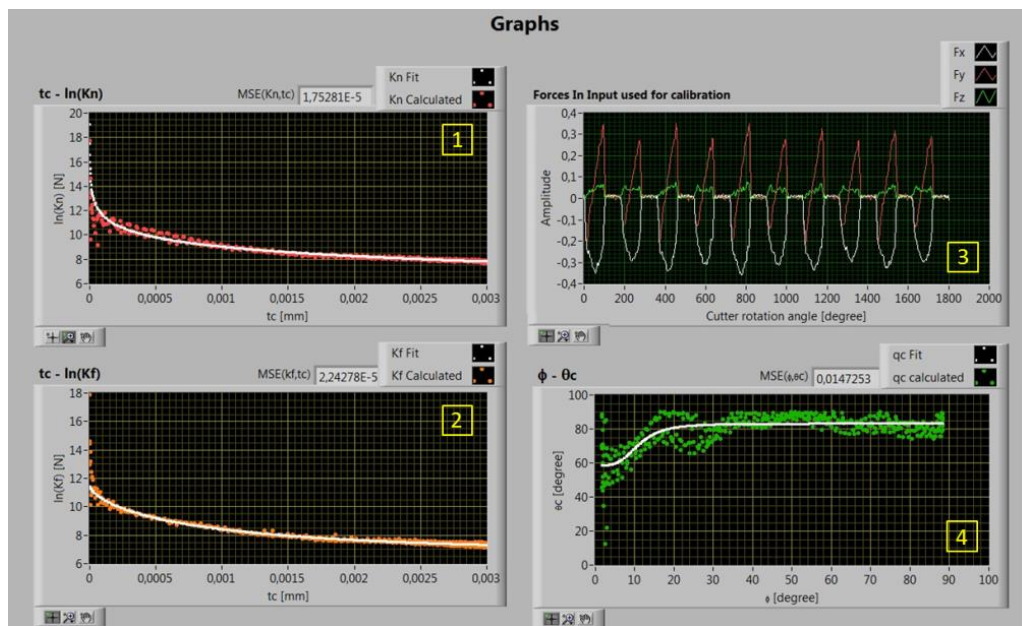


Figura 3.5 Modalità di Taratura di un singolo test di taglio – interfaccia output

Figura 3.5 raffigura l'interfaccia della fase di Taratura di una singola prova di taglio; i grafici mostrano:

- I dati sperimentali e le funzioni di fitting ottenute per il coefficienti di taglio K_n (i cui coefficienti A1, A2, A3 and A4 sono salvati in un file);

2. I dati sperimentali e le funzioni di fitting ottenute per il coefficienti di taglio K_f (i cui coefficienti B1, B2, B3 and B4 sono salvati nel medesimo file);
3. Le forze di taglio date come input filtrate, compensate e sincronizzate;
4. I dati sperimentali e le funzioni di fitting ottenute per l'angolo di taglio θ_c (i cui coefficienti C1, C2, C3 e C4 sono salvati nel medesimo file).

3.3.2.2 Fase di taratura per prove di taglio multiple

Il modello di previsione delle forze di taglio può essere anche calibrato attraverso le forze acquisite durante molteplici prove di fresatura in modo tale da migliorare l'accuratezza della previsione e la robustezza.

Adjustment Phase: calculation of cutting coefficients (all tests with radial arc in socket suitable for the purpose).

Input

Path of the file containing the process parameter table: % 1

Path of the file containing the compensated and synchronized acquired forces:

| | |
|--|--|
| Sampling frequency [Hz] <input type="text" value="25600"/> n - Spindle rotational speed [rpm] <input type="text" value="8854,7"/> ϕ in [degree] <input type="text" value="0"/> ϕ out [degree] <input type="text" value="90"/> θ_h - Helix angle [degree] <input type="text" value="30"/> Calculated discretization angular step [degree] <input type="text" value="2,07532"/> α_{rn} - Nominal rake angle [degree] <input type="text" value="0"/> fz - Feed per tooth [mm/tooth] <input type="text" value="0,003"/> | I - Number of flutes <input type="text" value="2"/> K - Number of cutter disk elements <input type="text" value="50"/> M - Number of underformed chip thickness slices <input type="text" value="50"/> ap - Depth of cut [mm] <input type="text" value="0,075"/> D - Mill diameter [mm] <input type="text" value="0,5"/> re - Cutting edge radius [mm] <input type="text" value="0,004"/> |
|--|--|

Path for saving the calculated cutting coefficients and chip flow angle:

Figura 3.6 Modalità di Previsione con molteplici prove di taglio – interfaccia input

Figura 3.6 mostra l'aspetto dell'interfaccia input nella fase di previsione. Alcuni parametri di processo (cioè, l'avanzamento al dente f_z , la profondità di passata radiale a_e , la profondità di passata assiale a_p e l'angolo ϕ_{out}) delle prove di taglio considerate sono automaticamente caricate dal software attraverso il file fornito dall'utente (1 in Figura 3.6) e visualizzate nel corrispondente box non modificabile (con sfondo grigio).

I grafici delle funzioni di fitting della fase di taratura con prove multiple di fresatura (mostrato in Figura 3.7) sono i seguenti:

1. I dati sperimentali e le funzioni di fitting ottenute per i coefficienti di taglio K_n (i cui coefficienti A1, A2, A3 e A4 sono salvati nel file);
2. I dati sperimentali e le funzioni di fitting ottenute per i coefficienti di taglio K_f (i cui coefficienti B1, B2, B3 e B4 sono salvati nel medesimo file);
3. I dati sperimentali e le funzioni di fitting ottenute per l'angolo di taglio θ_c (i cui coefficienti C1, C2, C3 e C4 sono salvati nel medesimo file).

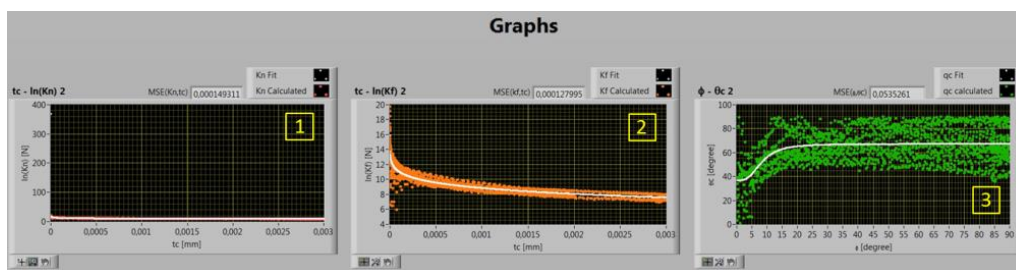


Figura 3.7 Modalità di Taratura con molteplici prove – interfaccia output

3.3.2.3 Fase di previsione

Una volta calcolati i coefficienti delle funzioni di fitting da una o più prove nella fase di taratura, il modello può essere usato per predire le forze di taglio anche in condizioni che sono differenti da quelle considerate da quelle della Taratura. Gli input della fase di previsione sono visualizzabili nell'interfaccia del software raffigurata in Figura 3.8.

La maggior parte dei parametri sono gli stessi che sono stati già introdotti nella fase di Taratura ma, in questo caso, l'utente deve specificare per quante rotazioni della fresa le forze di taglio devono essere generate e salvate in un file (1 in Figura 3.8).

Inoltre, a seconda della strategia di lavorazione (Paragrafo 3.4.3), che è selezionabile attraverso l'interruttore (2 in Figura 3.8), potrebbero essere necessari due valori costanti per i coefficienti (K_n e K_f) e l'utente dovrebbe inserirli negli appositi spazi.

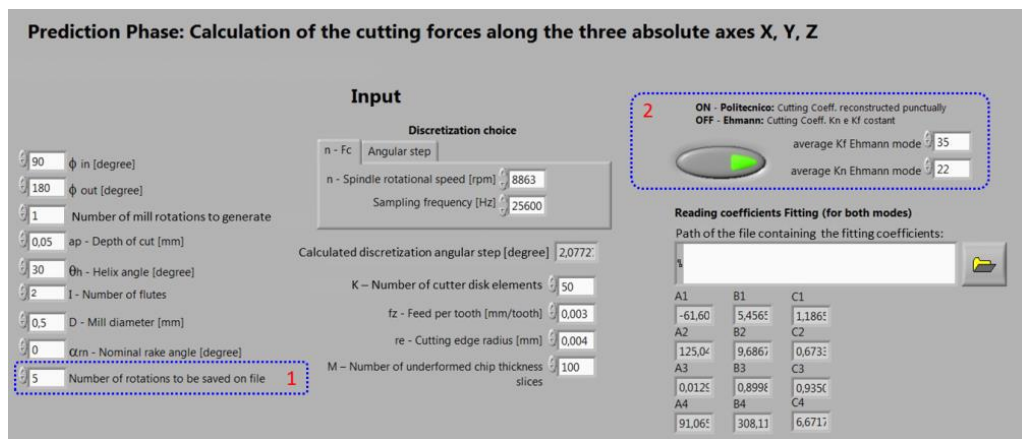


Figura 3.8 Modalità di Previsione – interfaccia input

Gli output della Fase di Previsione possono essere visti in Figura 3.9. I due grafici mostrano le forze calcolate e salvate; inoltre, vengono visualizzati la posizione angolate e l'ampiezza del primo picco F_y (1 in Figura 3.9).

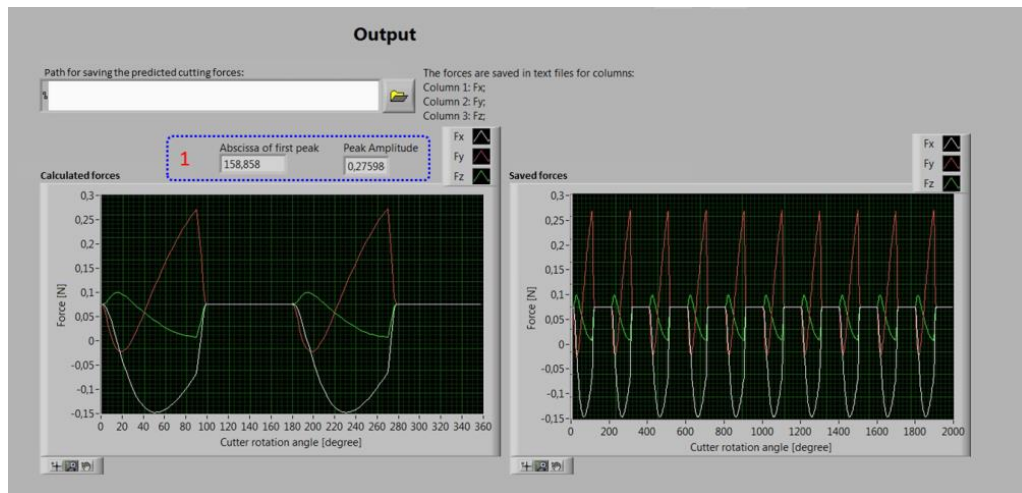


Figura 3.9 Modalità di Previsione – interfaccia output

Capitolo 4

4 UPGRADE DEL MODELLO DI PREVISIONE DI FORZE

Definite le problematiche nel mondo della micro-fresatura e introdotto il programma di previsione di forze, si provvede ora a studiarne i limiti e ad analizzare un modello matematico per descrivere il fenomeno del run-out. Infine si traduce la logica all'interno dello stesso programma.

Il modello viene analizzato in ogni singolo passaggio secondo il loro ordine cronologico di esecuzione.

Nella prima parte del capitolo, si provvede, quindi, a un'analisi della fase di taratura del modello (Adjustment Phase) che, com'è descritto in seguito, richiama anche la fase di acquisizione e compensazione delle forze acquisite (Capitolo 5); le due parti, infatti, sono strettamente dipendenti l'una dall'altra.

Il limite maggiore in questa fase è la comprensione da parte del modello dei differenti comportamenti che i taglienti presentano durante la lavorazione.

Nella seconda parte si studia nel dettaglio il fenomeno del run-out in micro-fresatura e si propone una modellazione matematica della cinematica del processo.

Infine si modifica la fase di previsione (Prediction Phase) al fine di implementare il modello costruito e si ottimizza la struttura complessiva del programma per renderla flessibile e favorire, così, possibili futuri sviluppi.

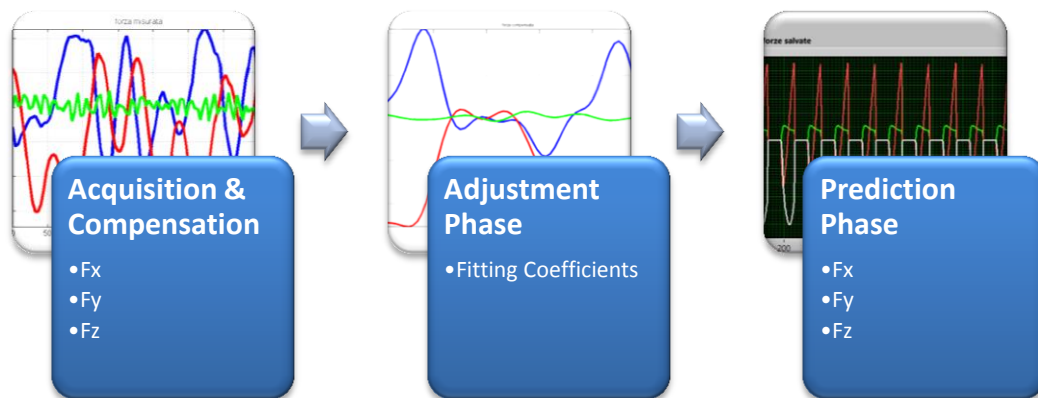


Figura 4.1 Struttura del modello di Previsione delle forze in micro-fresatura

4.1 ADJUSTMENT PHASE

La fase di taratura è uno dei passaggi più delicati della struttura del modello di forze sviluppato da Mi_crolab, Laboratorio di meccanica del Dipartimento di Ingegneria Meccanica del Politecnico di Milano. Il suo corretto funzionamento consente la creazione di una matrice contenente i coefficienti delle pressioni di taglio che permettono di ricostruire, nella fase di previsione, le forze che si andrebbero a creare nel processo di asportazione di truciolo impostato.

La logica del programma prevede la costruzione dello spessore di truciolo indeformato, t_c , in maniera totalmente indipendente dalla forza acquisita; per far

ciò il modello utilizza una cinematica che descrive le traiettorie dei taglienti tramite l'utilizzo di circonferenze traslate (Figura 4.2).

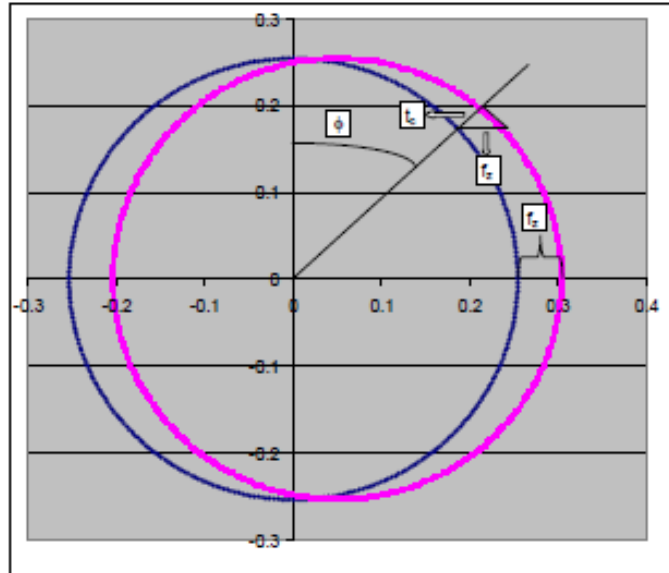


Figura 4.2 Cicloidi approssimate a circonferenze [39]

$$t_c = f_z * \sin(\phi)$$

Equazione 4.1 Spessore di truciolo indeformato t_c [39]

Equazione 4.1 descrive la modalità di calcolo del parametro interessato; si nota come questo sia caratterizzato dal processo solamente attraverso il parametro di avanzamento al dente. Conseguenza di questa scelta è l'ottenimento di uno spessore di truciolo indeformato che è identico per qualunque forza acquisita se la lavorazione prevede il medesimo valore di avanzamento al dente.

La logica del programma è di associare il vettore contenente i valori puntuali delle forze acquisite con quello contenente i valori dello spessore di truciolo indeformato costruito; da ciò ne consegue che la corretta sovrapposizione dei due vettori è fondamentale per l'ottenimento di una corretta matrice di

coefficienti delle pressioni di taglio. In caso contrario si andrebbe a compromettere i risultati della fase di previsione.

È essenziale quindi che i vettori siano sincroni: all'attimo in cui la forzante si discosta da zero, il che significa che il tagliente sta entrando nel pezzo e iniziando a lavorare, deve essere associato uno spessore di truciolo pari a zero.

È necessario, inoltre, che la sincronia sia mantenuta durante l'intera lavorazione del tagliente e che quindi il passo di discretizzazione sia il medesimo.

Essendo già nota la discretizzazione della forzante acquisita, il modello provvede a generare il medesimo passo per lo spessore di truciolo indeformato tramite l'utilizzo della frequenza di campionamento e la velocità di rotazione del mandrino.

A queste problematiche si aggiunge un fenomeno frequente e importante nell'ambito della micro-fresatura: il run-out; esso si ripercuote in maniera importante sulle forzanti acquisite determinando picchi differenti per i singoli denti, com'è possibile vedere in Figura 4.3.

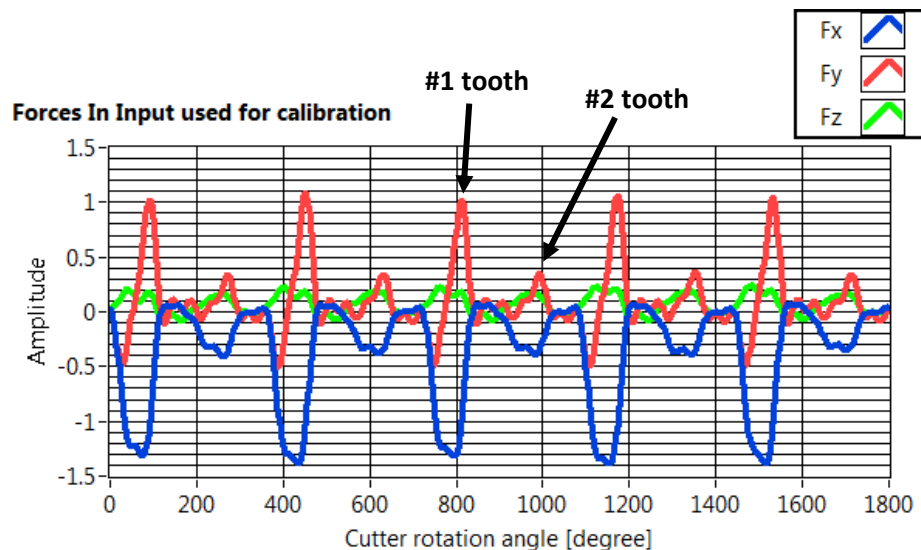


Figura 4.3 Forze acquisite e compensate generate da una fresa a due taglienti affetti da run-out

In questo caso il modello non è in grado di riconoscere la differenza tra le due forze generate dai singoli taglienti e associa ad entrambe il medesimo spessore di truciolo.

Le problematiche affrontate in Adjustment Phase sono le seguenti:

- corretta sovrapposizione dei vettori Forza e Spessore di truciolo indeformato;
- corretta scelta delle forze a cui associare lo spessore di truciolo indeformato generato dal modello.

4.1.1 SOVRAPPOSIZIONE TRA FORZE E SPESSORE DI TRUCIOLO INDEFORMATO

Dalla descrizione del modello meccanicistico, risulta chiara l'importanza che rivestono le forze sperimentali nella fase di istruzione del modello, atta al riconoscimento dei coefficienti di taglio e al loro fitting non lineare da utilizzare nelle successive previsioni.

Un aspetto fondamentale riguarda la risoluzione angolare con cui sono note le forze misurate. Quando si vanno ad acquisire le forze di taglio, infatti, si ottengono dei segnali nel dominio del tempo che sono discretizzati ad intervalli regolari in funzione della frequenza di campionamento adottata; il modello di previsione delle forze utilizza, quale variabile indipendente, la rotazione assoluta della fresa. Per questa ragione è necessario riportare le acquisizioni dal dominio temporale a quello angolare di rotazione dell'utensile. Questa operazione è possibile attraverso le relazioni che intercorrono tra il numero di giri del mandrino relativo alla misura sperimentale in oggetto e la frequenza di campionamento impostata alla scheda di acquisizione.

Per definire le ascisse angolari dei dati di forza acquisiti e campionati si fa riferimento a Figura 4.4 ed Equazione 4.2.

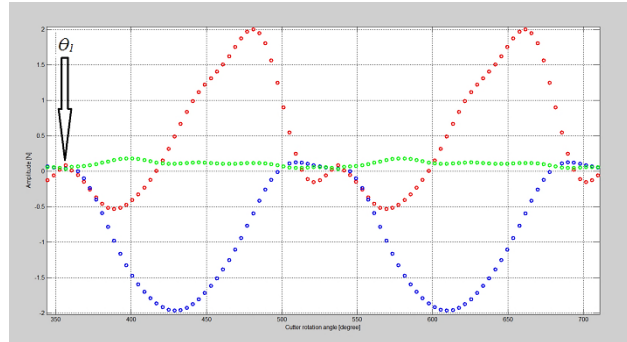


Figura 4.4 Dettaglio di inizio lavorazione nella forza acquisita

$$\theta(j) = \theta_1 + (j - 1) \cdot n \cdot \Delta t = \theta_1 + (j - 1) \cdot \frac{360 \cdot n}{60 \cdot f_c}$$

Equazione 4.2 Calcolo del passo di discretizzazione angolare per lo spessore di truciolo indeformato t_c [41]

θ_1 rappresenta il punto in cui il tagliente inizia a lavorare, individuarlo è necessario per sincronizzare i segnali misurati con le convenzioni di segno del modello, n è la velocità di rotazione del mandrino espressa in giri al minuto e f_c la frequenza di campionamento in hertz.

$$n \cdot \Delta t = \frac{360 \cdot n}{60 \cdot f_c}$$

Equazione 4.3 Relazione tra passo angolare, frequenza di campionamento e velocità di rotazione del mandrino

Equazione 4.3 rappresenta il passo di discretizzazione angolare delle forze acquisite.

La procedura è semplice ma fa sorgere la possibilità che l'intervallo angolare con cui sono note le forze misurate possa essere un numero razionale o anche irrazionale, quasi mai un intero.

Idealmente le due tipologie di grandezze (analitiche del modello e sperimentali delle acquisizioni) dovrebbero avere la stessa risoluzione angolare, possibilmente con passo angolare intero e più fitto possibile, in realtà questo non

è sempre realizzabile e l'errore di arrotondamento che si commette nel definire la discretizzazione analitica può creare problemi quando le equazioni matematiche sono messe in relazione con le forze misurate. La parte analitica, costruita dal modello di previsione, costituisce la cinematica di formazione del truciolo che si è in grado di modellare attraverso equazioni matematiche, quella sperimentale rappresenta il risultato effettivo dello svolgimento della cinematica: mettere in relazione le due parti quando una di esse ha passo di discretizzazione angolare diverso dall'altra provoca l'errata attribuzione di valori e andamenti delle forze alla cinematica del processo di taglio.

Oltre ad un problema di calcolo, durante le lavorazioni i valori di frequenza di campionamento impostati alla scheda di acquisizione e quelli di rotazione del mandrino al centro di lavoro possono subire delle variazioni che, seppur ridotte grazie alla precisione delle attrezzature, sono comunque presenti e provocano fluttuazioni nella risoluzione angolare delle forze misurate.

Una perfetta connessione tra le dimensioni del modello (analitica e sperimentale) non è quindi ottenibile, ma è necessario limitare il più possibile gli errori commettabili e soprattutto mantenere il controllo sulla loro variabilità.

Come detto sopra, idealmente, si vorrebbero avere delle acquisizioni sperimentali dotate di passo di discretizzazione angolare intero e più possibile fitto, per avere a disposizione un elevato dettaglio dei segnali e del fenomeno che rappresentano.

E' chiaro come la risoluzione angolare delle forze misurate, e quindi del modello in modalità taratura, sia fortemente limitata dalle capacità di campionamento delle schede di acquisizione. In aggiunta, come sarà illustrato nel Capitolo 5 dedicato alla configurazione del sistema di misura, esistono altri importanti vincoli che la frequenza di campionamento deve rispettare per

ottenere delle acquisizioni attendibili, perciò il suo valore non può essere modificato a piacere solo in funzione del passo di discretizzazione angolare che si vuole ottenere.

Il fatto che la risoluzione angolare possa essere un numero razionale, o più in generale non sottomultiplo intero di 360 gradi, si ripercuote sul funzionamento del modello in modalità taratura e, più nello specifico, sulla distribuzione dei valori assunti dai coefficienti di taglio calcolati nella suddetta fase.

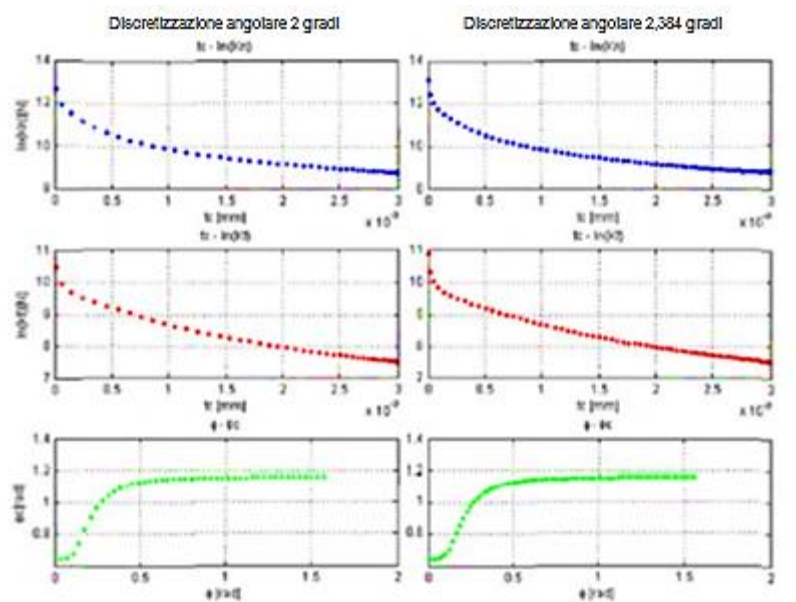


Figura 4.5 Differenza tra fitting con passo di discretizzazione angolare intero, sinistra, e passo di discretizzazione angolare razionale, destra [40]

Per chiarire questo aspetto si riporta una immagine (Figura 4.5) rappresentante i coefficienti di taglio ottenuti dal modello in taratura quando, come forze sperimentali in ingresso, vengono utilizzati dei segnali precedentemente ottenuti dal modello stesso in modalità previsione. Le forze prodotte da una rotazione della fresa a due taglienti, del diametro di 0,5 mm, in operazioni di contornatura con arco radiale pari a 50% del diametro sono state generate attraverso

previsioni del modello, nel primo caso utilizzando un passo di discretizzazione angolare intero pari a 2 gradi, nell'altro razionale di 2,384 gradi

In presenza di risoluzione angolare non intera, pur essendo la discretizzazione meno fitta (un punto ogni 2,384 gradi contro un punto ogni 2 gradi), gli andamenti dei coefficienti di taglio sembrano essere costituiti da un maggior numero di dati. Questo in realtà non è vero: ciò che è avvenuto è che sono cambiate le ascisse angolari a cui i coefficienti di taglio del secondo tagliente sono stati calcolati, rispetto a quelle del primo.

Una discretizzazione sottomultipla intera del valore 360 gradi è tale per cui, per ciascun tagliente, si valutano i medesimi punti di rotazione. Nel caso di discretizzazione intera ogni punto dei grafici sopra riportati ha quindi molteplicità doppia.

Questa analisi permette di stabilire come l'accoppiamento della parte analitica del modello di previsione alla componente sperimentale, spesso trascurata nella letteratura che tratta di modelli di previsione delle forze di tipo meccanicistico e semi-empirico, sia in realtà molto importante ai fini dell'ottenimento di un corretto calcolo dei coefficienti di taglio. Nello sviluppo del piano sperimentale di taratura del modello (Capitolo 6) i parametri di taglio e quelli relativi alla catena di misura delle forze verranno scelti verificando anche quali valori del passo angolare ne conseguono.

Tutto ciò che è stato detto è sufficiente a risolvere la problematica elencata solo nel caso in cui la frequenza scheda di acquisizione e la velocità di rotazione del mandrino siano costanti nel tempo.

Nella realtà questo non accade e la loro variabilità diventa importante all'interno del sistema di acquisizione.

La velocità di rotazione del mandrino, infatti, non è mai equivalente al parametro nominale imposto in macchina. Per quanto riguarda la macchina per micro-fresatura [51] presente all'interno dei laboratori del Dipartimento di Meccanica del Politecnico di Milano, il valore reale di questo parametro, misurato attraverso un oscilloscopio, tende ad essere inferiore del valore imposto in macchina di circa 200 rpm ed avere una fluttuazione di 100 rpm.

L'errore, nel caso di utilizzo di micro-frese, che richiedono una velocità di rotazione minima pari a 40000 rpm potrebbe sembrare non significativo in quanto è inferiore al'1%. Questo diventa importante quando lavora in coppia con la frequenza di campionamento. Quest'ultima, infatti, è frutto di sistemi numerici che per loro natura contengono approssimazioni; inoltre, le schede di acquisizione non contengono controlli in feedback, non potendo così restituire informazioni sui reali valori di funzionamento.

Questa combinazione di errori determina una variabilità sul passo angolare dei punti campionati; da essa scaturisce una seconda problematica: un punto che si trovi esattamente dove il tagliente inizia a lavorare a cui associare, quindi, il primo valore di spessore di truciolo indeformato.

Sbagliare ad associare il primo valore dei due vettori significa commettere un errore che si ripercuote su tutta la forzante.

È essenziale, quindi, avere un sistema di acquisizione che consenta la determinazione di avere un numero di punti acquisiti elevati e con un passo costante.

Le soluzioni proposte in questa tesi sono le seguenti:

- supercampionamento;
- elaborazione dei dati con ricampionamento.

La tecnica più immediata per la risoluzione delle problematiche descritte sopra è quella del supercampionamento.

Questa tecnica si propone di utilizzare le schede di acquisizione al massimo delle loro potenzialità: ciò determina che la scelta della frequenza di campionamento non sia fatta in base al processo che si vuole studiare ma che venga fissata al valore massimo dato dallo strumento che si possiede.

La procedura consente, quindi, di avere il massimo numero di punti possibili acquisibili dal sistema di misura che si ha in possesso. Ciò permette di avere un'elevata probabilità di avere un punto campionato esattamente nel momento in cui il tagliente inizia a lavorare.

Un secondo vantaggio di questa tecnica è di avere la maggior risoluzione possibile tra i punti acquisiti; ciò significa che, in caso di errore di accoppiamento del vettore di forza con il vettore di spessore di truciolo indeformato, l'errore generato avrà il valore minimo possibile.

Avere una bassa risoluzione tra i punti significa, infatti, in caso di errore di sovrapposizione, che un punto della forza vedrà un valore di spessore di truciolo molto distante da quello reale. Questo comporta un errore nella elaborazione dei coefficienti di taglio.

Lo svantaggio principale del supercampionamento risiede proprio nell'elevata frequenza di campionamento e nella sua indipendenza nei confronti del processo da acquisire.

Le frequenze massime di campionamento tipiche delle schede di acquisizione sono dell'ordine delle centinaia di KHz. Se si entra nel mondo della micro-fresatura, però, le velocità tipiche di rotazione del mandrino sono pari all'incirca a 50000 rpm. Questo determina una frequenza fondamentale (Equazione 5.2) del fenomeno pari a $833, \bar{3}$ Hz e, in caso di fresa a due taglienti, una frequenza di taglio (Equazione 5.3) pari a $1666, \bar{6}$ Hz.

Ipotizzando, quindi, una frequenza di campionamento massima di 250000 Hz si andrebbe ad acquisire un segnale contenente, sì, il processo che si vuole studiare, ma anche molti fenomeni di cui non si conosce l'origine e che con molto probabilmente sono rumore.

Inoltre, anche il segnale che si vuole acquisire potrebbe risentire di queste armoniche, che in realtà non lo riguardano, durante la sua ricostruzione.

Per tali ragioni si sconsiglia l'utilizzo di tale tecnica al fine di avere maggiori certezze sull'acquisizione delle armoniche che realmente descrivono il fenomeno che si sta studiando.

Un secondo svantaggio, di minore importanza, è la quantità di dati che viene generata da questa modalità che va ad aumentare significativamente i tempi di una successiva loro analisi.

La tecnica che si consiglia, e che è largamente adottata nel mondo dei sistemi di acquisizione dei dati, è l'elaborazione del segnale acquisito.

Questa procedura ha il vantaggio principale di progettare il sistema di acquisizione in base al processo; ciò significa ottimizzare i parametri in modo tale da ottenere la miglior descrizione del fenomeno riducendo al contempo le possibili interferenze date da rumori elettrici o da altre fonti.

Per risolvere le problematiche riscontrate nella fase di tarature si ricorre ad una elaborazione del segnale acquisito.

Nel dettaglio sono state studiate due procedure:

- ricampionamento tramite regressione del segnale acquisito attraverso funzioni seno;
- ricampionamento tramite interpolazione lineare del segnale acquisito.

Prima di procedere alla descrizione dei due processi si richiama brevemente la procedura di processazione del segnale.

Una volta acquisita la forza, si calcola il suo periodo attraverso l'autocorrelazione e si estrae arbitrariamente la zona che si ritiene sia a regime. Successivamente si applica la FFT al vettore estratto e attua la compensazione del segnale attraverso i parametri modali calcolati tramite un impact test; la procedura di quest'ultimo passaggio è dettagliatamente descritta nel Capitolo 5. Ottenuto il tratto di forza a regime e compensato si applica una seconda ed ultima estrazione: si va a selezionare come punto di partenza quello in cui la forza maggiore da indice d'inizio lavorazione, e cioè all'istante in cui le tre componenti della forza F_x , F_y e F_z si separano e assumono andamenti differenti. Il codice provvede, a partire da questo punto, ad estrarre cinque rotazioni in un file note; questo è lo stesso file che prenderà in input Adjustment Phase e che andrà ad associare agli spessori di truciolo indeformati calcolati matematicamente.

Diventa essenziale, come detto in precedenza, avere nel vettore contenente la forza a regime un'elevata probabilità di trovare il punto desiderato nell'istante d'inizio lavorazione. Si ricorda nuovamente che il punto in questione deve essere associato alla forza avente picco maggiore; il modello, infatti, è stato validato fino ad oggi solo sulla prima forzante.

La tecnica di risoluzione proposta dalla tesi è il ricampionamento (Appendici A2, A3); questa tecnica consente la creazione di punti supplementari all'interno del segnale acquisito (Figura 4.6).

In questo modo si ha il pieno controllo del passo di discretizzazione angolare del segnale di forza; a tutti gli effetti viene creata una nuova frequenza di campionamento scelta arbitrariamente dall'utente. Quest'ultima dovrà, quindi, essere poi utilizzata anche nel modello di previsione di forze per la creazione dello spessore di truciolo indeformato.

La procedura è applicata al termine dell'elaborazione descritta sopra consentendo, così, la possibilità di scelta del suo utilizzo in base all'esito della prima parte.

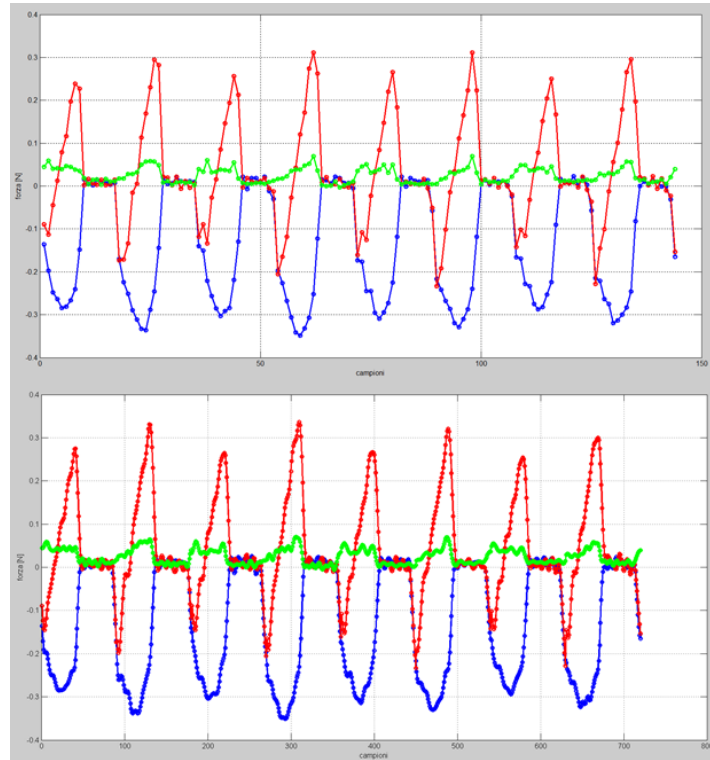


Figura 4.6 Ricampionamento: a) quattro rotazioni con passo di discretizzazione dato dal sistema di acquisizione; b) stesso segnale ricampionato

La prima tecnica elencata dalla tesi prevede l'utilizzo del metodo di regressione del segnale acquisito tramite una funzione costituita da seni.

Per applicare questo metodo è, però, necessario analizzare una singola forzante alla volta al fine di descrivere un andamento alla volta senza che questo sia influenzato dalle forzanti che la circondano si estraggono perciò 180° e si provvede a fare la regressione del segnale. Anche in questo caso è possibile impostare l'ordine di tale funzione al fine di lasciare la libertà all'utente di modificare tale parametro per ottenere il miglior risultato possibile. La valutazione della bontà dello strumento è data dal valore di MSE che il codice provvede a restituire.

Ottenuta la funzione, l'utente impone la nuova frequenza di campionamento dalla quale deduce il passo angolare che si desidera; la relazione tra i due parametri è definita dall'Equazione 4.3.

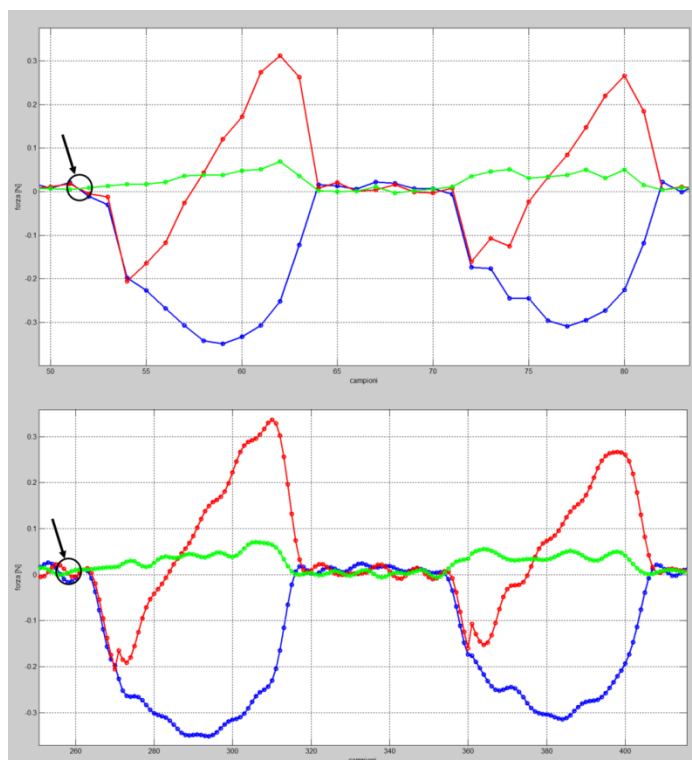


Figura 4.7 Dettaglio del punto di inizio lavorazione: a) forza acquisita a 22100 Hz; b) forza ricampionata con una funzione di regressione di grado 8 a 150000 Hz, pari ad un passo di discretizzazione di 2 gradi

Lo svantaggio della funzione costituita da seni è determinato dalla natura stessa della regressione; questa, infatti, perde i punti realmente acquisiti ed, inoltre, tende a smorzare il picco massimo della forzante per seguire il suo andamento complessivo (Figura 4.7).

La seconda tecnica utilizza l'interpolazione lineare applicata a due punti acquisiti consecutivi tra loro (Appendice A3).

Il codice provvede, presi due punti del segnale, a costruire la funzione lineare che li unisce e con essa introduce i punti di cui l'utente necessita. Anche in questa modalità si inserisce la nuova frequenza di campionamento dalla quale si può dedurre immediatamente il passo angolare.

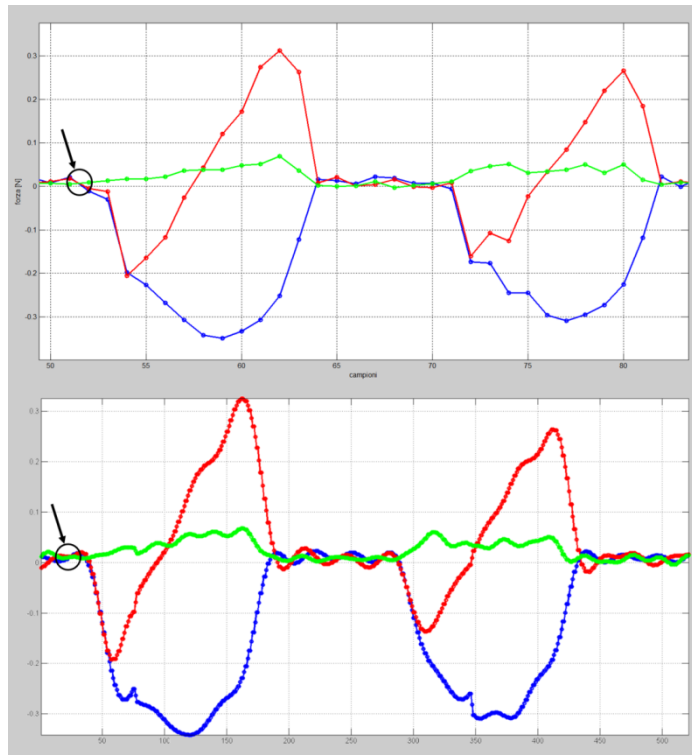


Figura 4.8 Dettaglio del punto di inizio lavorazione: a) forza acquisita a 22100 Hz; b) forza ricampionata, tramite un'interpolazione lineare, 8 a 150000 Hz, pari ad un passo di discretizzazione di 2 gradi

A differenza del primo metodo l'interpolazione conserva i punti realmente acquisiti e non modifica in alcun modo i loro valori e la forma.

Per le ragioni fin qui descritte si consiglia l'utilizzo del ricampionamento tramite l'interpolazione lineare.

Questo risultato consente sempre di avere un punto, nella zona a regime, coincidente con la separazione delle forzanti e quindi poter associare correttamente il vettore dello spessore di truciolo indeformato.

Figura 4.8 mostra un caso pratico di questa tecnica. La forza è stata acquisita con una frequenza pari a 22100 Hz al fine di descrivere al meglio l'andamento del fenomeno desiderato. Nell'immagine sopra si nota come, nonostante l'acquisizione e la compensazione abbiano dato ottimi risultati qualitativi,

manchi il punto che descrive la separazione delle tre componenti della forza impedendo, così, la corretta associazione con lo spessore di truciolo.

Il ricampionamento a 150000 Hz, rappresentato nella seconda immagine, evidenzia l'ottenimento del punto desiderato.

Questo consente, anche, la minimizzazione della risoluzione tra i punti andando a ridurre, così, un possibile errore di sovrapposizione che si potrebbe verificare all'interno dell'Adjustment Phase.

4.1.2 PROCEDURA PER LA SCELTA DELLE FORZE IN ADJUSTMENT PHASE

Il modello di previsione delle forze contiene due modalità di taratura: per prova singola e automatica, in caso di più prove (Capitolo 3).

Per una corretta taratura è necessario sviluppare un piano di sperimentazione che contenga più di una sola prova per offrire al modello più informazioni utili possibili e garantire un buon ragionevole range sui parametri.

La procedura richiede, perciò, che tutte le forze acquisite siano date in input tramite un unico ingresso; il programma provvederà poi a processarle una alla volta. In parallelo viene dato in input un file contenente i parametri di taglio di ogni singola forza acquisita.

Il modello è stato impostato perché prenda in automatico solamente le componenti di forza generate dai primi due taglienti al fine di caratterizzare il comportamento della fresa (Figura 4.9).

Nella maggior parte delle lavorazioni di micro-fresatura è riscontrabile il fenomeno del run-out; questo determina la formazione di due forzanti diverse tra di loro per valore massimo e forma, e sono caratteristiche del tagliente che l'ha generate.

In questo caso il modello elabora una matrice di coefficienti di taglio che è capace di prevedere una forzante che, a parità dei parametri di taglio che l'hanno generata, ha un valore di picco che è una media dei due picchi reali.

Il limite maggiore del modello è la possibilità di prevedere solo un tagliente e per tali ragioni è stato validato solamente sul primo.

Come detto sopra il modello, però, elabora 360° di rotazione della fresa in modo tale da mantenere un numero di informazioni elevato.

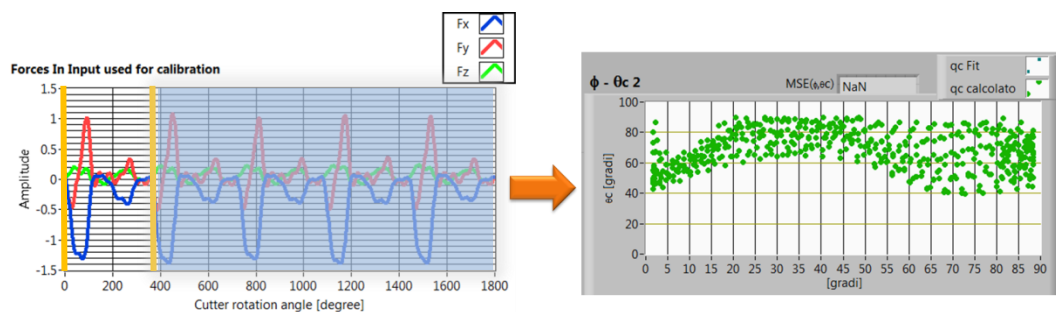


Figura 4.9 Comportamento del modello in caso di forza acquisita affetta da run-out

Il problema di questa procedura nasce nel momento in cui una delle forzanti date in input presenta un run-out eccessivo.

In primo luogo la sua presenza vorrebbe dire associare il medesimo spessore di truciolo indeformato a due forzanti che hanno lavorato il pezzo in maniera diversa. In secondo luogo comporta uno sfasamento tra i taglienti non più ideale e quindi non è certo che a 180° di distanza dal primo tagliente il secondo dente inizierà a lavorare. Paragrafo 2.3.1 analizza nel dettaglio questo aspetto.

A un'errata costruzione dello spessore di truciolo indeformato si aggiunge, quindi, un errore di sincronismo nel suo accoppiamento con la forzante.

Il modello nella maggior parte di questi casi reagisce bloccando l'elaborazione dei dati; nel dettaglio, trova difficoltà nel fitting dell'angolo di scorrimento, θ_c , e in output come MSE restituisce NaN come mostrato in Figura 4.9.

In questo caso l'utente è costretto a risalire alla prova che causa l'arresto del modello e ad eliminarla dall'elenco.

La tesi, al fine di conservare l'informazione data da entrambi i taglienti, ha costruito la procedura descritta sotto:

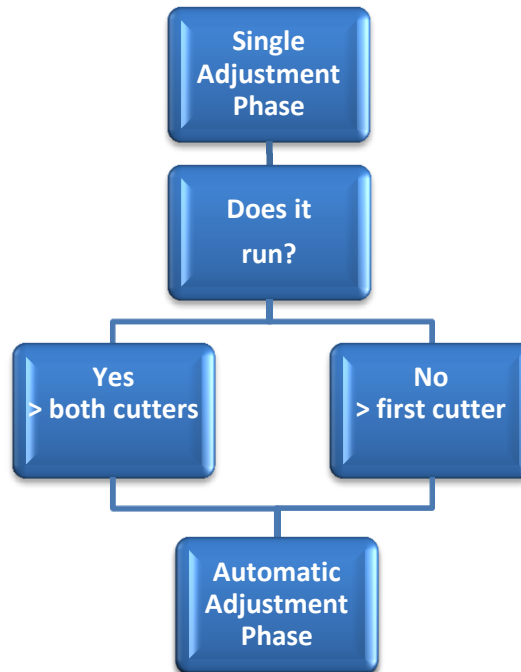


Figura 4.10 Procedura per il corretto funzionamento dei Taratura Automatica

L'utente deve prima di tutto effettuare la Taratura singola su tutte le forze acquisite e che si ha intenzione di dare in input al modello per la creazione della matrice di coefficienti di taglio generale.

Il primo step della procedura serve a controllare l'effettiva processazione del file. In caso di esito positivo si contrassegna la forza per indicare che entrambe le forzanti sono state elaborate. In caso negativo s'indica che solamente il primo tagliente è adatto per la taratura.

Per far comprendere al programma di Taratura Automatica per quali prove e quante forze sono effettivamente da processare si è resa necessaria una modifica. Nel file contenente i parametri di taglio viene aggiunta in coda un'ulteriore colonna relativa ai flute da estrarre; essa comprende i valori numerici 1 o 2 ad

indicare quanti taglienti, e quindi forze, verranno elaborate durante l'esecuzione del programma.

All'interno del codice è stato quindi convertito il parametro, già esistente e indicante il numero di flute, da "Indicatore" a "Controllo".

La soluzione consente innanzitutto il mantenimento di tutti i file di forza acquisiti riducendo, così, la possibile perdita d'informazioni.

Per quanto riguarda la problematica relativa alla costruzione univoca dello spessore di truciolo la tesi affronta e analizza questa tematica in maniera approfondita nel paragrafo successivi.

La tesi prosegue con uno studio approfondito del comportamento dei singoli taglienti; per tale ragione si dedica all'analisi del run-out che è il fenomeno che maggiormente influenza questa diversità.

4.2 RUN-OUT IN ARIA E RUN-OUT SUL PEZZO

Prima di procedere all'analisi del run-out è essenziale definire una distinzione tra run-out in aria e run-out sul pezzo.

Il run-out nei mandrini, definito nel Paragrafo 2.3.2, è la conseguenza di un insieme di fattori che si verificano in un processo di micro-fresatura.

Tali fenomeni possono essere generati dagli strumenti utilizzati, come la precisione della macchina, la bontà della micro-fresa e la precisione del montaggio, o possono derivare dalla stessa dinamica del processo di lavorazione come la deflessione dell'utensile quando va a contatto del pezzo da lavorare e dalla forza centrifuga dovuta all'elevata velocità di rotazione del mandrino.

In questo paragrafo si analizzano brevemente questi ultimi due fenomeni.

I due fattori sopra indicati variano la loro influenza a seconda della condizione in cui si va a valutare il run-out.

Durante la rotazione della fresa montata sul mandrino è presente solamente la forza centrifuga; quindi in una misura di presetting si avrà una la misura del run-out “in aria”. La misura è perfettamente coerente con la normativa ASME B89.3.4 [38] e contiene l’informazione su tutti gli errori elencati nel Capitolo 2: errore di centraggio, errore di rotondità e errore di movimento mandrino..

Ai fini della lavorazione, e quindi della qualità finale ottenibile, è più interessante il run-out sul pezzo. Questo parametro è indicativo dell’interazione reale che i singoli taglienti hanno col pezzo da lavorare.

In questo caso alla forza centrifuga si aggiunge la deflessione che la fresa subisce a causa del contatto col materiale da asportare.

Si precisa che le due componenti non si sommano mai vettorialmente ma anzi è la deflessione tende a compensare il run-out in aria; per tale ragione quest’ultimo è sempre maggiore del run-out sul pezzo.

A supporto di queste dichiarazioni è stato svolto uno studio FEM della microfresa per valutare qualitativamente le deflessioni che si generano in seguito al contatto pezzo-utensile.

La fresa modellizzata è una Dormer S150 di diametro 0,5; nello specifico la geometria riportata nel modello FEM riporta un diametro della sezione dei taglienti pari a 0,35 mm che è un valore medio tra il diametro nominale e quello di nocciolo. Il materiale utilizzato è carburo di tungsteno che ha un modulo di Young pari a 650 GPa, tre volte quello di un acciaio.

Le forze utilizzate (Figura 4.11) sono quelle acquisite durante una prova di taglio effettuata durante lo svolgimento della tesi; i parametri di lavorazione utilizzati si riferiscono ad una condizione gravosa, e sono: a_p 50 μ m, f_z 3 μ m e a_e 250 μ m. L’esperimento utilizza la medesima prova e il materiale da lavorare è un

acciaio per stampi P20. In dettaglio la forza in direzione X assume un valore pari +1,77 N e in direzione Y, pari al valore -1,92 N.

Figura 4.11 mostra i risultati ottenuti della simulazione FEM e riporta come valore massimo di scostamento nella punta della fresa di 17 μm .

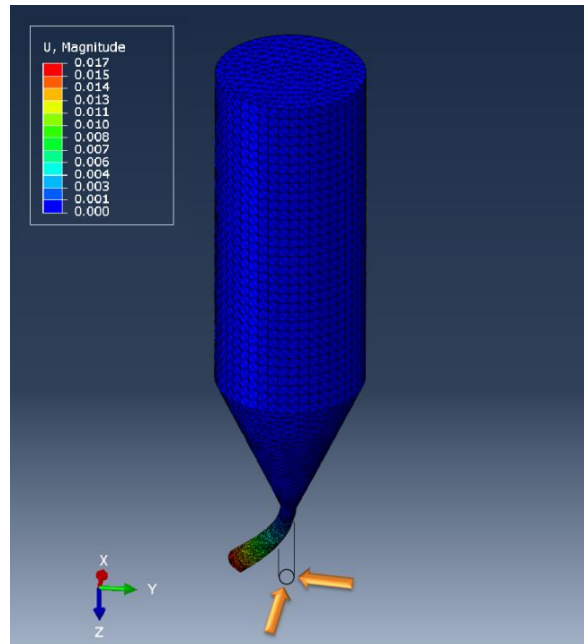


Figura 4.11 Simulazione FEM della deflessione di una fresa Dormer S150 e 0,5mm di diametro nominale sottoposta a una forzante in direzione X pari a +1,77N e in direzione Y pari a -1.92N. Software Abaqus

Il risultato mostra come tale fenomeno influenzi significativamente il processo di lavorazione soprattutto se lo si mette in relazione con il diametro nominale della fresa.

Seconda conseguenza è la necessità di distinzione tra il run-out in aria e il run-out sul pezzo; il primo, infatti, non contiene l'informazione sull'interazione pezzo-utensile.

4.3 SISTEMA DI MISURA PER IL *TIR*

L'innovazione, che la tesi porta, risiede nella modalità di caratterizzazione del parametro run-out o *TIR*.

Il presente lavoro prende la definizione di run-out dalla norma B89.3.4-2010 ASME [38]: “spostamento totale misurato da un indicatore di posizione su una superficie in movimento o rispetto ad una superficie fissa” (Paragrafo 2.2.2).

Questa definizione, applicata al caso di run-out dato dall'utensile nella fresatura, riguarda l'asse del mandrino e introduce il run-out come errore composto dall'errore di movimento mandrino, dall'errore di rotondità (taglienti disuguali) e dal errore di centraggio tra il porta-utensile e l'utensile (Paragrafo 2.3.1). Queste tre fonti di errore devono essere sommate vettorialmente. È evidente come questa definizione comprenda tutte le fonti di errore importanti per la micro-fresatura.

La quarta forma di errore, data dalla forma della fresa, viene analizzata nel paragrafo 2.3.1.4.

Oggi non esiste in commercio uno strumento di misura capace di riprodurre fedelmente la normativa ASME B89.3.4 [38] nel calcolo del parametro run-out.

Prendendo spunto da quello che il mercato propone si è studiato un metodo realizzabile per l'analisi del parametro considerato.

Lo strumento avrebbe la caratteristica principale di lavorare a bordo macchina; si tratterebbe di un presetting ottico che sfrutta una serie d'immagini dell'utensile, acquisite da una videocamera ad alta velocità sincronizzata con la rotazione del mandrino. Un algoritmo va infine ad elaborare i pixel delle fotografie effettuate.

La logica di funzionamento è la seguente: una volta inquadrata la fresa, si definisce una zona d'interesse in cui un algoritmo va a calcolare i parametri desiderati.

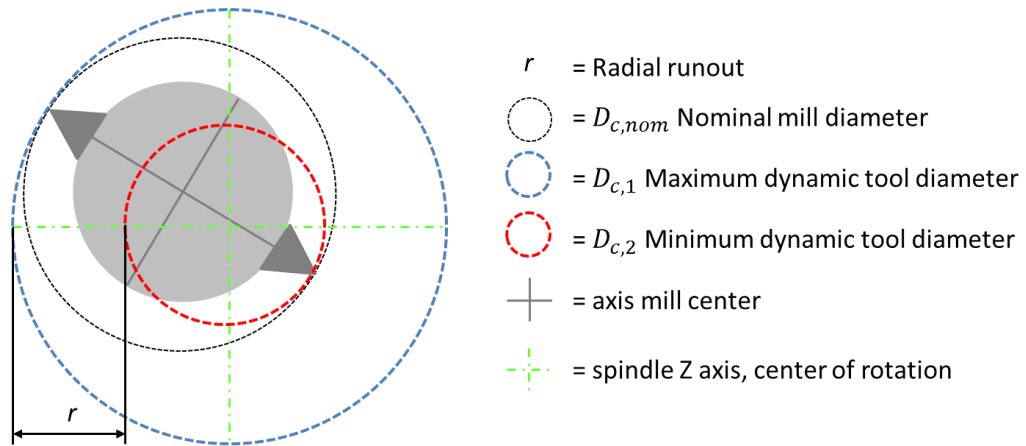


Figura 4.12 Logica dello strumento di calcolo

È importante porre prima l'attenzione sui parametri che si andranno a definire: in primo luogo s'introduce D_c che non corrisponde in nessun modo al diametro nominale della micro-fresa, $D_{c,nom}$ (Nominal mill diameter); quest'ultimo, infatti, è il diametro della fresa (Figura 4.12) misurato fuori macchina, e può, per sua natura, contenere solo l'errore di rotondità, dovuto a un'asimmetria dei singoli taglienti.

D_c è, invece, il diametro con cui la fresa va ad interagire col pezzo nell'istante di inizio lavorazione (Figura 4.13) e che quindi caratterizza il processo di asportazione di truciolo.

La sua misura, può essere eseguita solamente con la fresa montata in macchina e messa in rotazione alla velocità di lavorazione effettiva.

Questo consente di introdurre nella misura anche la possibile deflessione della micro-fresa dovuta alle forze centrifughe; si ricorda che le velocità di utensili per micro-fresatura sono di norma superiori a 50.000 rpm.

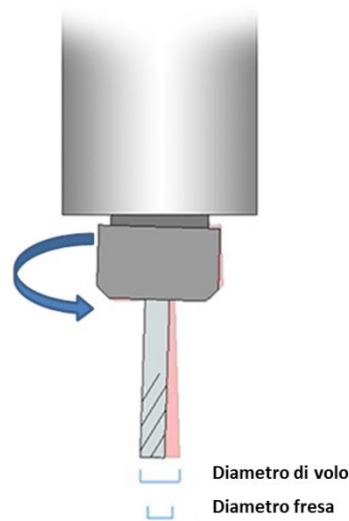


Figura 4.13 Differenza tra diametro fresa, $D_{c,nom}$, e diametro in volo, D_c

D_c descrive, quindi, il punto più esterno che va a contatto con il pezzo senza che questo sia necessariamente la punta di uno dei taglienti. Con questo passaggio si va a introdurre, nel discorso fatto finora, l'informazione riguardante la forma della micro-fresa (Paragrafo 2.3.1.4). In un caso ideale la parte dell'utensile interessata dalla lavorazione è il tagliente ma non è possibile stabilirlo a priori a causa delle geometrie ancora oggi difficilmente caratterizzabili e della stessa dinamica del processo.

La misura del run-out è effettuata tramite una semplice logica: il software riconosce un pixel, qui nominato pixel di "soglia", che definisce il confine dell'ombra dell'utensile inquadrato. Il programma analizza l'andamento di tale pixel durante la rotazione descrivendo così una funzione, proprio come farebbe un tastatore tradizionale.

Il valore del TIR corrisponde alla differenza tra il massimo e il minimo dei picchi riscontrati. Per una migliore comprensione viene riportato in figura 4.15 un possibile andamento del pixel di "soglia".

Tale funzionamento permette di svincolarsi, così, da qualsiasi riferimento assoluto.

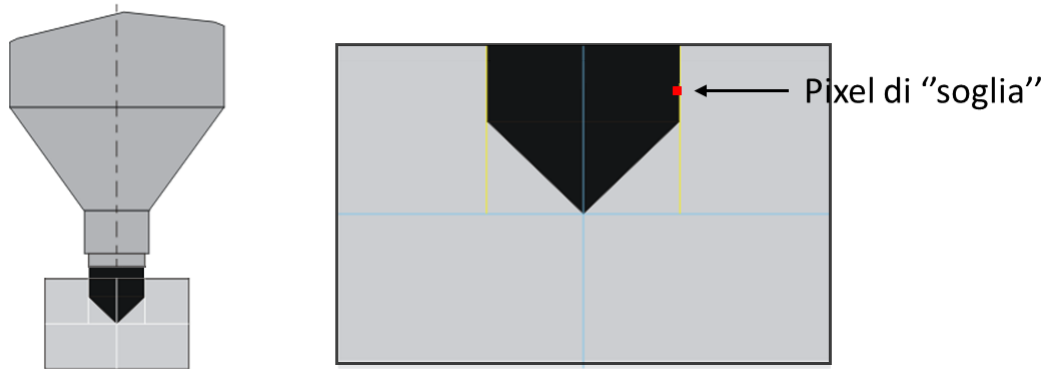


Figura 4.14 Principio di funzionamento del sistema di misura studiato per la misura del run-out

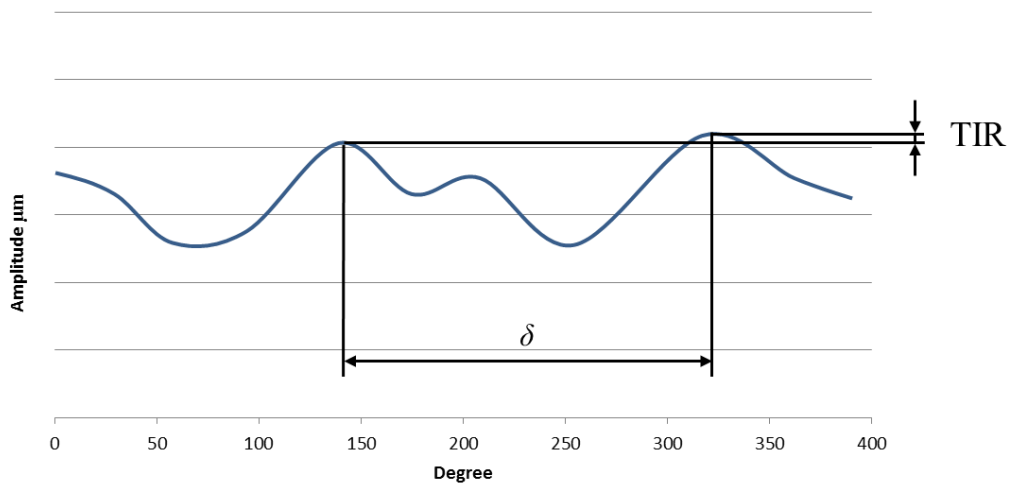


Figura 4.15 Andamento pixel "soglia" in funzione dell'angolo di rotazione

Questa metodologia permette, inoltre, di determinare un secondo parametro che contribuisce alla descrizione del run-out: l'angolo di sfasamento dei taglienti δ , Effective pitch between cutting edges (Figura 4.15, Figura 2.16, Paragrafo 2.3.1.3). Il dato indica se uno dei denti è in anticipo o ritardo rispetto al precedente o al successivo.

I parametri fin qui descritti riguardano la misura del run-out inteso come run-out in aria. I valori, infatti, non contengono informazioni riguardanti la deflessione dell'utensile sul pezzo; come detto in precedenza questa tecnica consente di riferirsi pienamente alla normativa ASME B89.3.4 [38].

La tesi si concentra, da qui in avanti, sull'analisi del run-out sul pezzo perché è il parametro che contiene informazioni su tutti i fenomeni fin qui descritti; inoltre esso è ciò che determina la qualità finale della feature e quindi caratterizza il processo di lavorazione. È interessante, però, notare come tramite lo studio delle forze e la conoscenza del run-out in aria sia possibile determinare il run-out sul pezzo.

4.4 STATO DELL'ARTE SUL RUN-OUT SUL PEZZO

Nonostante il grande volume di ricerca, descritta nel Capitolo 1, vi è ancora una significativa lacuna nella comprensione del processo di micro-fresatura, in particolar modo del fenomeno del run-out. L'obiettivo di questo capitolo è di sviluppare un approccio per la previsione delle forze di taglio in micro-fresatura che tenga conto di tale fenomeno, e, successivamente, di implementarlo all'interno del modello di previsione di taglio per micro-fresatura già esistente.

Il primo significativo studio, in letteratura, lo propongono DeVor e Kline (1982) [34] che introducono la problematica del run-out nei processi di contornatura. Gli autori utilizzano una fresa a quattro taglienti e analizzano il fenomeno andando a impostare il valore di errore di centraggio attraverso un tool holder a vite (Figura 4.16), considerando ideali tutte le altre componenti (Paragrafo 2.3.1).

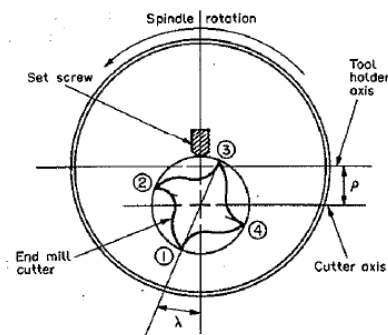


Figura 4.16 Metodo per impostare il valore di run-out utilizzato da DeVor e Kline [34]

Lo studio evidenzia come il run-out sia riscontrabile in diversi campi e lo sia in maniera tanto più accentuata tanto maggiore è il fenomeno:

- differenza tra i picchi di forza misurata;
- l'armonica con maggior contributo di energia, relativa alla forza nella direzione di avanzamento, corrisponde alla frequenza di rotazione del mandrino nel caso lavori solo un tagliente e non alla frequenza di taglio;
- la rugosità finale del pezzo ha una spaziatura tra i picchi che è equivalente all'avanzamento al giro invece dell'avanzamento al dente.

Gli autori, infine, propongono un'equazione per risalire al valore di avanzamento al dente reale per i singoli taglienti basandosi su una cinematica che utilizza circonferenze traslate per descrivere il moto rototraslatorio della fresa.

L'individuazione del fenomeno del run-out attraverso vari campi, come descritto sopra, ha consentito, negli anni, l'utilizzo di diversi metodi per la sua analisi.

Bao et al. (2000) [28] vanno a introdurre in un modello analitico la traiettoria dei denti, descritta tramite la formula della trocoide opportunamente adattata; fino ad allora il processo è stato descritto approssimando la sua cinematica alla traslazione rigida di una circonferenza in direzione dell'avanzamento.

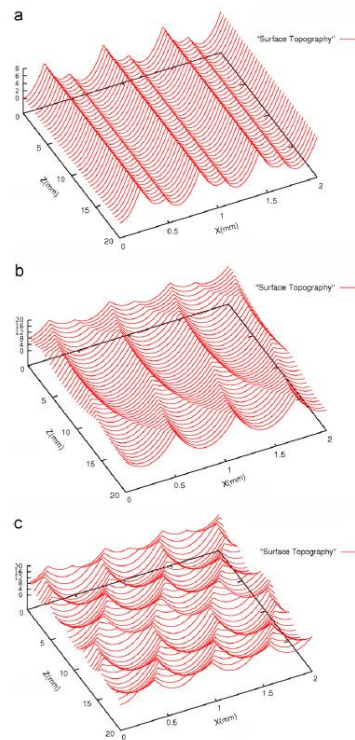


Figura 4.17 Superfici lavorate da macro-frese a), b) e c) affette da run-out [27]

Li et al. (2004) [29] hanno presentato un modello di previsione delle forze di taglio per macro-frese contenente il parametro radial run-out. L'anno seguente Schmitz et al. [27] affrontano il fenomeno da un'altra prospettiva; essi vanno a modellizzare la superficie sul pezzo lasciata da frese con radial run-out imposto (Figura 4.17). Rauch et al. (2009) [30] dimostrano come sia importante in scala micro l'uso dell'equazione della trocoide per modellizzare il run-out confrontando tale tecnica con quella che prevede l'utilizzo delle circonferenze traslate sopra descritto.

Afazov et al. (2010) [31] implementano un modello FEM di previsione per micro-fresatura inserendo tra i parametri l'offset tra l'ipotetico centro fresa e il reale centro di rotazione. Nel 2011 Buj-Corral et al. [32], studiano nella macro-fresatura l'influenza della compresenza di radial run-out ed eccentricità sulla superficie generata da un processo di contornatura.

Un ulteriore approccio è offerto da Wan et al. (2009) [15]: essi, infatti, vanno a caratterizzare direttamente sulla geometria della fresa gli angoli che determinano il fenomeno del run-out (Figura 4.18). Gli autori, però, non misurano i parametri, ma ricavano i loro valori dai risultati ottenuti dai loro modelli e i dati sperimentali.

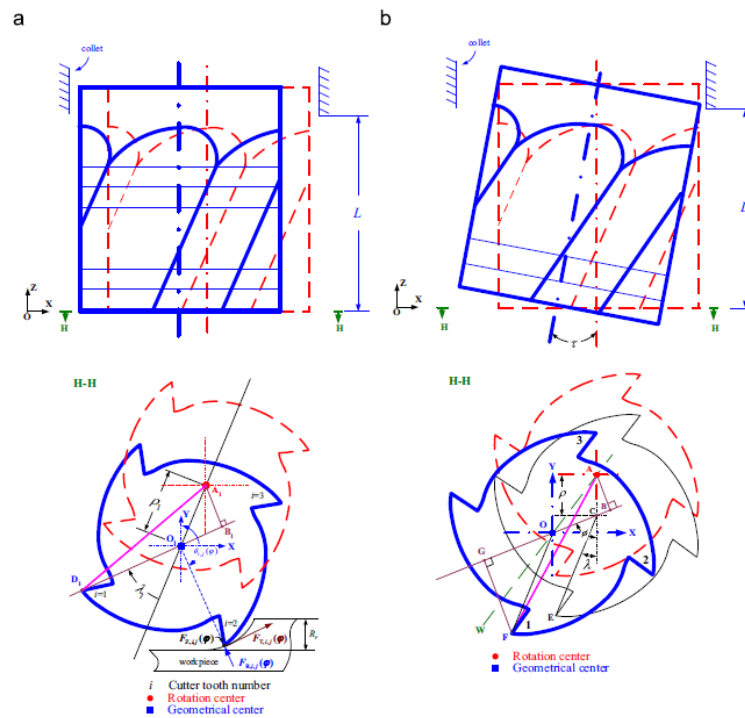


Figura 4.18 Angoli rappresentanti del run-out geometrico [15]

I risultati dei lavori citati dimostrano come la presenza di questi errori determini comportamenti diversi per i singoli taglienti in termini di parametri di taglio. Il run-out, quindi, gioca un ruolo fondamentale nella micro-fresatura e influenza la capacità di processo sia in termini di qualità che di precisione dimensionale e di superficie [27]; inoltre, le sezioni di truciolo diseguali sui taglienti e la variazione degli angoli di lavoro riducono la vita dell'utensile e la fattibilità complessiva del processo a causa di rotture della fresa e conseguenti danni al pezzo, spesso irreversibili.

I seguenti paragrafi descrivono la modellizzazione del fenomeno run-out sul pezzo in tutte le sue sfaccettature elencate nel paragrafo 2.3.1. Si procede, quindi, dapprima alla descrizione analitica della cinematica per poi passare alla sua implementazione in un codice numerico capace di restituire nuovi parametri di taglio per i singoli denti da introdurre al modello di previsione delle forze di taglio (Paragrafo 3.3) che è stato sviluppato all'interno della sezione di Tecnologie Meccaniche e Produzione del Dipartimento di Meccanica del Politecnico di Milano.

Ciò permette di focalizzare l'attenzione su quali sono stati i punti di partenza, i risultati attuali, le operazioni introdotte attraverso questa tesi ed i possibili sviluppi futuri.

4.5 STRUTTURA DEL MODELLO DEL RUN-OUT SUL PEZZO

Per comprendere le scelte riguardanti la modellizzazione, che sono descritte nel seguito della tesi, bisogna avere una chiara visione del contesto in cui si va a operare e a implementare i codici. Le motivazioni sono strettamente collegate al modello di previsione delle forze di taglio (Paragrafo 3.3) e alla capacità del sistema di misura presente all'interno del Laboratorio del Dipartimento di Meccanica.

L'idea di base del modello, qui presentato, è quella di far svolgere il programma di previsione delle forze per micro-fresatura per ogni singolo tagliente. Il software, infatti, è progettato per costruire gli andamenti delle forze di taglio dando in input i parametri di taglio e i coefficienti istantanei di taglio generati da prove di taratura preliminari del medesimo processo [40].

Com'è mostrato nelle figure seguenti il modello costruisce un solo tagliente per poi replicarlo tante volte, e con un determinato sfasamento, a seconda di quanti siano i taglienti della fresa.

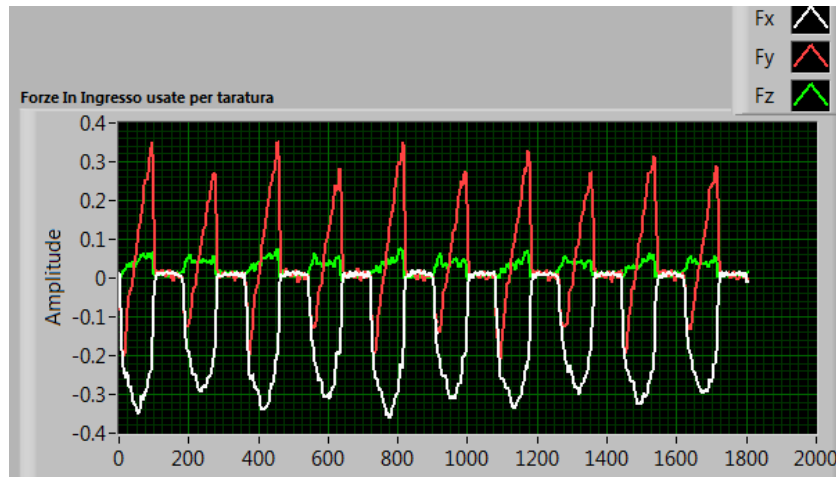


Figura 4.19 Forza misurata

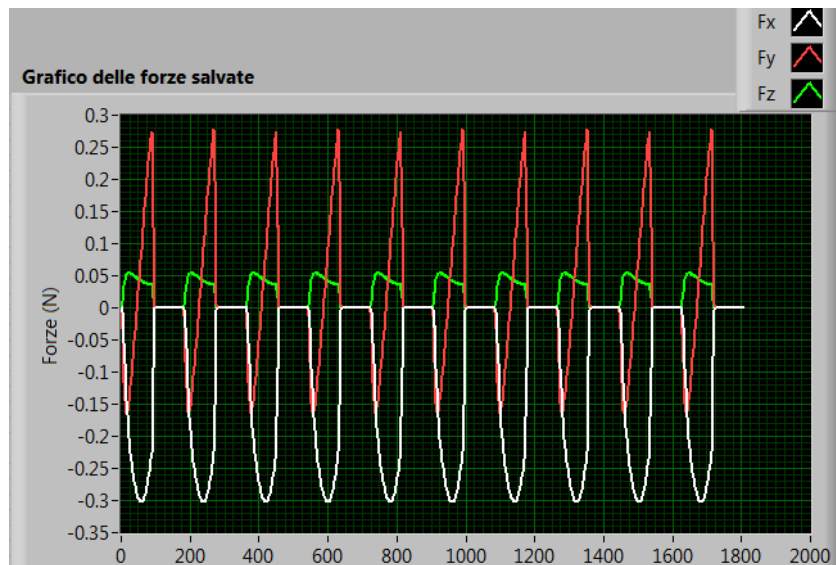


Figura 4.20 Forza previste dal modello preesistente

Si nota come a fronte di una forza acquisita da una prova di laboratorio con una fresa a due denti, soggetta a run-out, il modello sappia prevedere un solo andamento.

Nel capitolo 2 si è definito come l'effetto del run-out vada a modificare i parametri di taglio nominali a partire dal diametro stesso della micro-fresa. Per tale ragione la logica che ne segue è definire in primis i reali parametri di taglio per ogni singolo dente, partendo dalla misura del *TIR*, e successivamente eseguire il programma simulando processi di asportazione di truciolo differenti. Infine si provvede alla ricostruzione del segnale sfasando opportunamente le singole componenti.

A tale scopo, grazie alla modularità del modello preesistente, si va ad introdurre un nuovo modulo: **runout module** (Figura 4.21, Appendice A4 e B1).

Si precisa che la tesi analizza frese a codolo per contornatura a due flute, descritte nel paragrafo 6.4.1.1; l'analisi, il modello e con loro le immagini sono quindi riferiti a due taglienti. Sul mercato esistono anche frese a uno o a tre taglienti ma per l'analisi del fenomeno considerato si è ritenuto che l'utensile scelto sia il migliore nel descriverlo e quindi più facile da analizzare e studiare.

Nella figura seguente è riassunta la logica appena descritta; in dettaglio, impostati i parametri nominali del processo di lavorazione f_z , a_e e misurati i parametri D_c (Maximum tool dynamic diameter or Flying circle diameter), r (*TIR*, Total Indicator Runout, radial run-out), e δ (Effective pitch between cutting edges), la tesi consente di ricavare i reali parametri per ogni singolo tagliente che vengono poi dati in input al modello di previsione delle forze di taglio: r , $D_{c,1}$, $D_{c,2}$, $f_{z,1}$, $f_{z,2}$, $a_{e,1}$, $a_{e,2}$, ϕ_1 , ϕ_2 , A_1 , A_2 , $h_{m,1}$, $h_{m,2}$, $h(\theta)_1$ e $h_{m,2}(\theta)$.

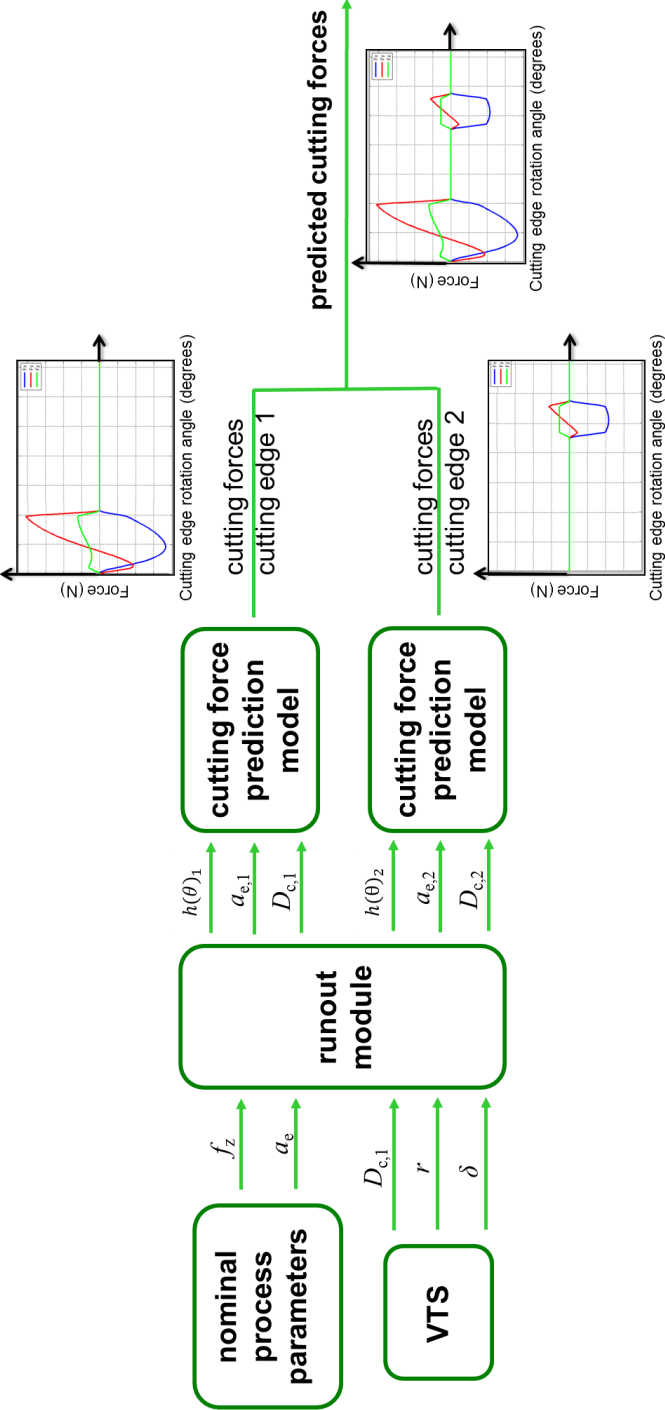


Figura 4.21 Logica modello run-out

4.6 FONDAMENTI DEL MODELLO DEL RUN-OUT SUL PEZZO

I seguenti paragrafi presentano uno studio della cinematica della fresa durante la lavorazione. Il lavoro si concentra sull'interazione tra utensile e pezzo e per tale motivo va ad analizzare il run-out sul pezzo e non il run-out in aria.

Alla base del modello sviluppato sono state fissate le seguenti ipotesi:

- Fresa infinitamente rigida;
- Errore di Movimento Mandrino trascurabile.

La prima ipotesi valuta nulla l'influenza della deflessione della fresa durante la lavorazione e consente di riportare la nomenclatura e la definizione dei parametri definiti nel paragrafo 4.3, Sistema di misura per il *TIR*, dalla condizione di run-out in aria a quella di run-out sul pezzo.

In dettaglio si definiscono:

- $D_{c,nom}$ diametro geometrico della fresa;
- $D_{c,1}$ massimo diametro di volo;
- $D_{c,2}$ minimo diametro di volo;
- r radial run-out, *TIR*;
- δ sfasamento efficace tra i taglienti.

La seconda ipotesi trascura l'errore dato dal movimento del mandrino; questa supposizione, che è abbastanza forte in generale, ha senso se vengono usate macchine per micro-fresatura idonee, le quali riportano un errore di moto inferiore al micron. Le problematiche derivanti da questa limitazione sono ampiamente descritte nel paragrafo successivo.

4.6.1 PROBLEMATICHE DERIVANTI DALL'IPOTESI ERRORE MOVIMENTO MANDRINO TRASCURABILE

Come detto nel paragrafo 2.2.4, il *TIR* è funzione dell'angolo di rotazione. Esso varia al variare della direzione radiale in cui lo si misura; da ciò ne consegue che il processo di lavorazione è diverso a seconda dell'asse lungo cui si lavora poiché i raggi dei taglienti non saranno più costanti ma disegneranno traiettorie curvilinee che sono la composizione di tutti gli errori fin qui descritti.

L'asse è per sua natura una figura geometrica estratta e quindi non misurabile direttamente. Per analizzarla è necessario fare riferimento a utensili di precisione di cui sono già note le caratteristiche geometriche.

È presa un'ipotetica e volutamente amplificata traiettoria disegnata da un punto giacente sull'estremità di un pezzo da filettare, fatto ruotare per 360° (Figura 4.22).

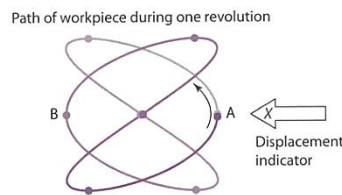


Figura 4.22 Traiettoria asse mandrino non ideale e misura lungo X [45]

La sua analisi sarà tanto più precisa tante quante più misure saranno effettuate in direzioni diverse; infatti, la sola misura di posizione di un oscilloscopio lungo l'asse X, restituisce il seguente andamento (Figura 4.23):

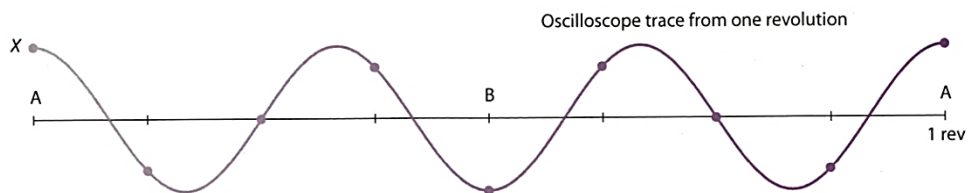


Figura 4.23 Misura lungo X dell'asse mandrino [45]

Se l'indicatore di spostamento è sostituito con un utensile di taglio, il pezzo lavorato avrà una forma a tre lobi, così com'è mostrato nel diagramma polare (Figura 4.24).

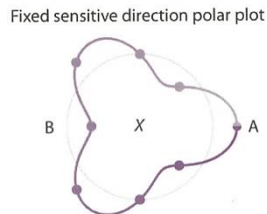


Figura 4.24 Ricostruzione in coordinate polari della misura in X [45]

Sebbene il diagramma polare assomigli poco all'orbita reale del pezzo rotante, replica perfettamente il numero e l'ampiezza dei lobi.

Si considera ora un ipotetico percorso di un punto sull'estremità dell'utensile per tornitura durante una rotazione di 360° . Due indicatori di posizione (X e Y) sono disposti a 90° l'uno rispetto l'altro in modo da catturare la traiettoria 2D del punto considerato.

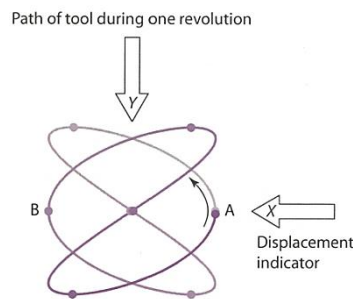


Figura 4.25 Sensore di posizione lungo X e utensile lungo Y [45]

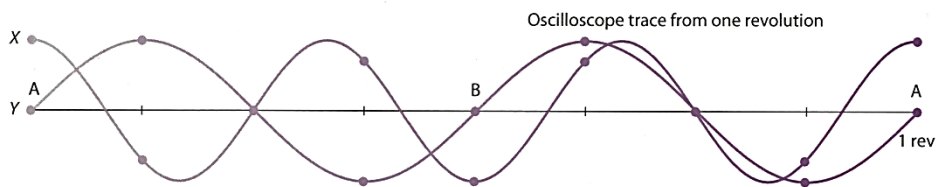


Figura 4.26 Misura lungo gli assi X e Y [45]

Le due misure di spostamento permettono una migliore ricostruzione del percorso dell'utensile (Figura 4.27).

Fixed sensitive direction polar plot

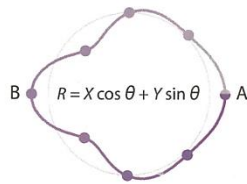


Figura 4.27 Traiettorie asse mandrino da misure in X e Y [45]

Da ciò seguono due considerazioni fondamentali. La prima riguarda la metodologia di misurazione dell'Errore di Movimento del mandrino; si deduce che la sua valutazione non può essere effettuata tramite una singola misura eseguita in un'unica direzione. Ciò comporterebbe, sì la ricostruzione del movimento dell'asse, ma solo nel senso in cui è stato posto il sensore. Il comportamento del mandrino lungo le altre direzioni radiali non è analizzato. Soluzione a tal problema è utilizzare più sensori che compiano misure sincrone lungo assi differenti (Figura 4.28).

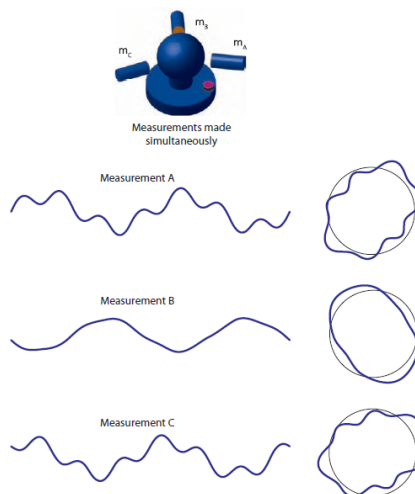


Figura 4.28 Misure simultanee per errore movimento mandrino [45]

Tale soluzione è però dispendiosa in termini di tempo, costi e numero di sensori impiegati.

Un'alternativa più semplice sarebbe quella di inquadrare, tramite una videocamera ad alta precisione, la sezione perpendicolare all'asse del mandrino. Utilizzando la tecnica, già descritta, del pixel di "soglia" si potrebbe descrivere la sua traiettoria e comprendere, così, la vera interazione che c'è tra utensile e pezzo durante il processo di asportazione.

Quest'ultima soluzione, inoltre, andrebbe nella stessa direzione dello strumento ipotizzato per la misura del run-out e descritto nel paragrafo precedente.

La seconda considerazione, la più importante, riguarda la singola misura effettuata in un'unica direzione; tale analisi, come detto sopra, è incompleta se si vuole descrivere l'errore lungo i tre assi tipici di lavoro X, Y e Z. Questa, però, risulta fedele e corretta nel momento in cui la lavorazione è effettuata solo lungo la direzione in cui è stato misurato l'errore.

In dettaglio, il parametro *TIR* valutato per esempio lungo l'asse Y, conterrà correttamente l'Errore di Movimento del Mandrino lungo Y mentre non avrà informazioni lungo le restanti direzioni.

Nel caso pratico, ipotizzando di valutare il *TIR* lungo l'asse Y e di impostare una lavorazione con avanzamento lungo la medesima direzione, si avrà una corretta informazione dell'influenza di tal errore sull'avanzamento dei singoli denti $f_{z,i}$, mentre non se ne avrà nessuna riguardo le profondità radiali $a_{e,i}$.

In conclusione a seconda della direzione in cui è montato l'ipotetico strumento di misura sulla macchina utensile, esso è in grado di considerare anche l'Errore di Movimento Mandrino, sebbene in un'unica direzione. Si consiglia, perciò, dove possibile, di programmare lavorazioni in macchina lungo la direzione in cui è noto il valore di run-out al fine di utilizzare il parametro correttamente e far contenere in esso il maggior numero di errori che influenzano tale fenomeno.

4.6.1.1 Conseguenze sulla cinematica del Modello: Radial run-out

L'ipotesi introdotta nel paragrafo precedente consente una significativa semplificazione delle casistiche riscontrabili all'interno del fenomeno del run-out, ma ancora più importante, determina una capacità di misurazione molto più rapida.

Trascurare l'Errore di Movimento Mandrino, e quindi considerarlo idealmente coassiale al reale asse di rotazione, comporta la confluenza di tutte le possibili combinazioni degli altri errori (Paragrafo 2.3.1) in una sola: Radial Run-Out (Paragrafo 2.3.2).

Il centro di rotazione, infatti, non presenta una traiettoria 2D ma risulta essere un punto fisso nello spazio; gli errori di centraggio e di rotondità si tramutano, così, in due lunghezze differenti per i raggi dei taglienti e in un angolo di sfasamento. La fresa lavorerà con taglienti fittizi che potranno non coincidere con quelli nominali, e genererà parametri di taglio personalizzati per ogni dente.

In un'ipotetica sezione ortogonale all'asse di rotazione le traiettorie dei due taglienti di una fresa messa in rotazione ma priva di avanzamento diventano due circonferenze con centro coincidente a quello di rotazione.

Figura 4.29 mostra un caso generico contenente radial run-out e errore di centraggio, dove:

- $D_{c,nom}$ è il diametro nominale (Nominal mill diameter) riferito al tagliente con raggio maggiore;
- D_c è il diametro dinamico (Mill acquired diameter) ed è equivalente a $D_{c,1}$;
- $D_{c,1}$ (Maximum tool dynamic diameter o Flying circle diameter) è il diametro riferito al tagliente con il raggio maggiore (circonferenza blu tratteggiata);

- $D_{c,2}$ (Minimum tool dynamic diameter) è il diametro riferito al tagliente con il raggio minore (circonferenza rossa tratteggiata);
- r è il run-out determinato dagli errori di centraggio e di rotondità. È equivalente al radial run-out ed al *TIR*.

✚ spindle axis

⊕ mill axis

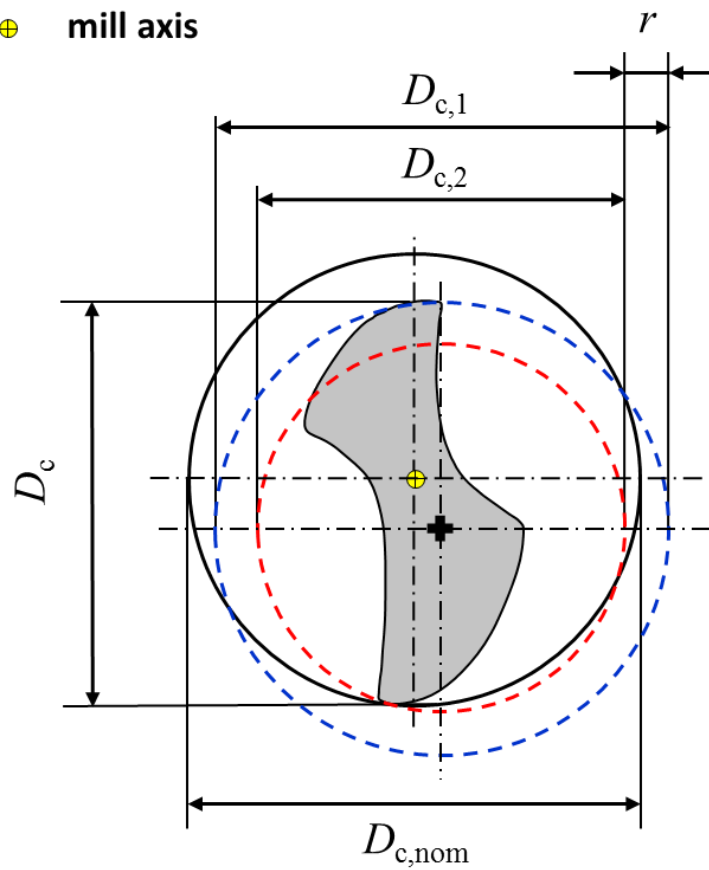


Figura 4.29 Diametri generati dagli errori di rotondità e di centraggio

4.6.1.1.2 Combinazioni errore di rotondità ed errore di centraggio

La combinazione delle due componenti di errore, di rotondità e di centraggio, determina il comportamento reale della micro-fresa sul pezzo. Il risultato dipende dalla somma in direzione radiale degli errori e da quale dei due domina sull'altro. Di seguito vengono riportati i casi più interessanti:

- Proiezioni dei vettori in direzione radiale discordi, con l'errore di rotondità che è predominante sull'errore di centraggio: in questo caso il tagliente avente il raggio maggiore misurato rispetto il centro-fresa risulta essere anche il tagliente ad avere il diametro maggiore nel momento in cui viene montato in macchina e messo in rotazione.

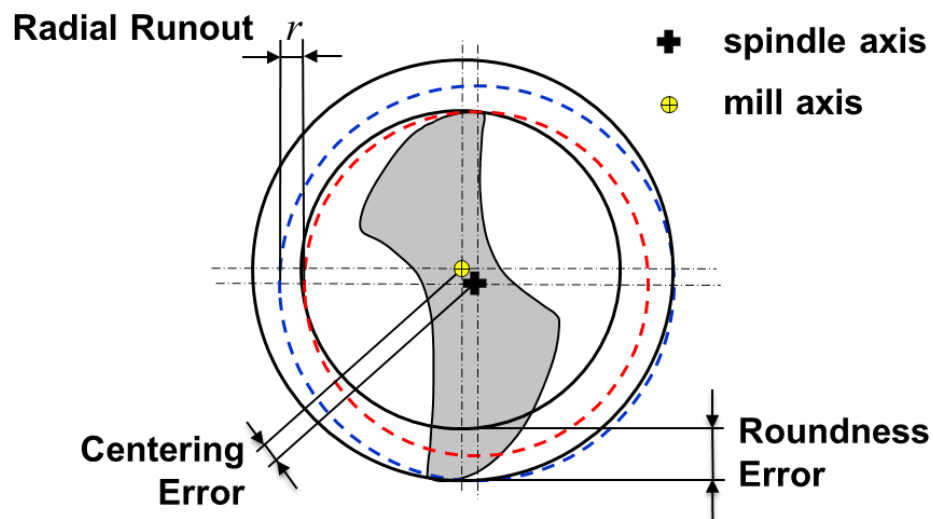


Figura 4.30 Errore di rotondità predomina su errore di centraggio

- Proiezioni dei vettori in direzione radiale discordi, con l'errore di rotondità ed errore di centraggio che si compensano l'un l'altro: in questo caso i due scostamenti sono in direzione opposta l'una all'altra e con la stessa ampiezza; così facendo i due taglienti, che hanno

dimensioni diverse se misurate rispetto il centro-fresa, vanno a lavorare il pezzo in maniera simile. Il radial runout tende a zero.

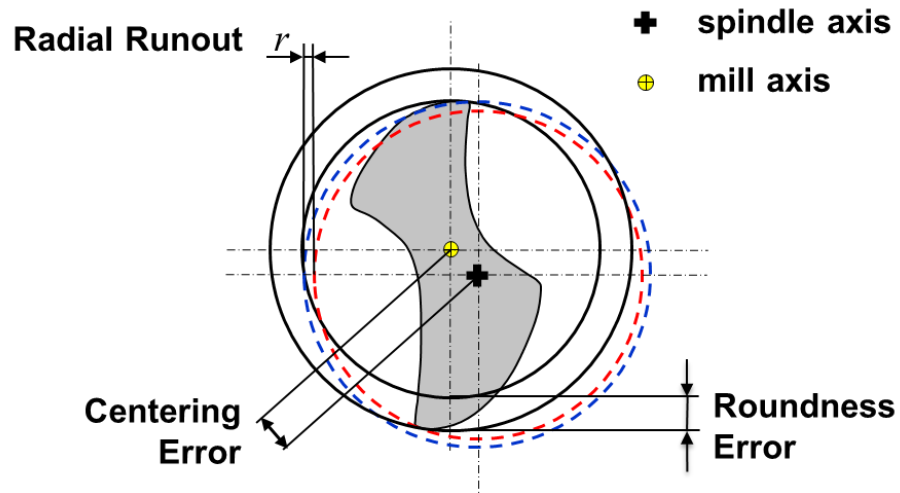


Figura 4.31 Errore di centraggio e errore di rotondità si compensano

- Proiezioni dei vettori in direzione radiale discordi, con l'errore di centraggio che è predominante sull'errore di rotondità: in questo caso il dente avente il raggio minore misurato rispetto l'asse-fresa risulta essere quello con raggio maggiore una volta messo in rotazione sulla macchina.

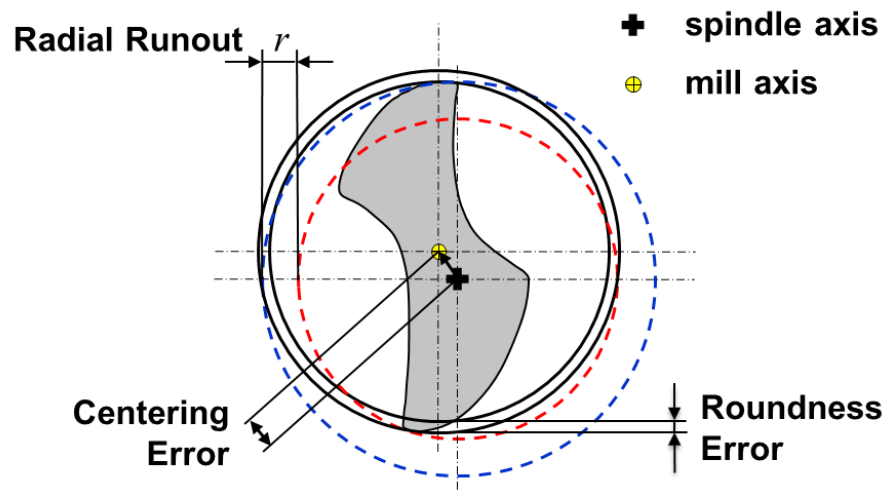


Figura 4.32 Errore di centraggio predomina su errore di rotondità

- Proiezioni dei vettori in direzione radiale concordi, con l'errore di centraggio e l'errore di rotondità che si sommano: in questo caso il dente avente il raggio maggiore misurato rispetto l'asse-fresa va ad incrementare la propria lunghezza una volta messo in rotazione sulla macchina; il dente minore molto probabilmente non andrà a lavorare poiché vede una riduzione significativa del suo raggio effettivo, cioè misurato rispetto l'asse di rotazione. Il radial run-out aumenta.

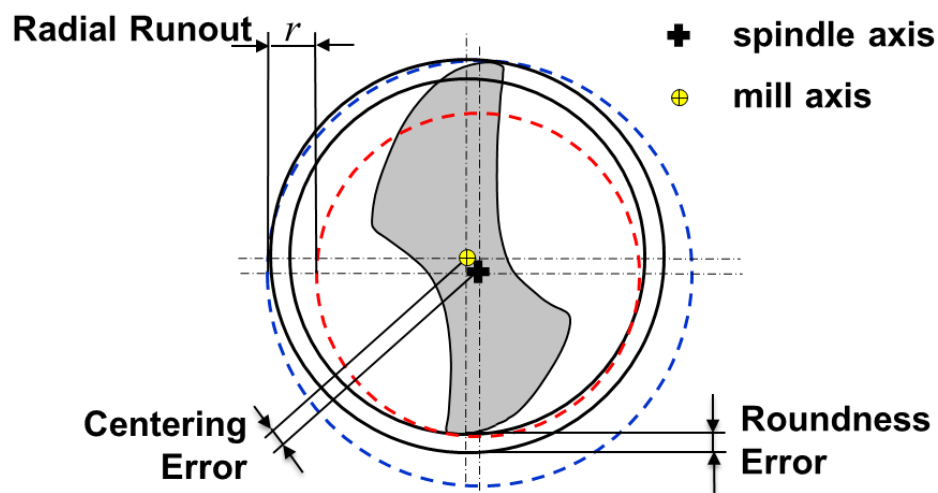


Figura 4.33 Errore di rotondità e di centraggio si sommano

Dalle immagini si conferma nuovamente la conseguenza, in termini geometrici, che deriva dall'ipotesi di Errore Movimento Mandrino trascurabile. Qualsiasi misura effettuata fuori macchina sulla sezione della micro-fresa diventa fine a se stessa perché la componente che determina il processo di asportazione è quella dinamica. Ancora più importante è la possibilità di ricostruire la cinematica del processo per ogni singolo tagliente tramite la sola conoscenza del D_c , Mill acquired diameter, e del TIR misurati in macchina.

Si ricorda che le combinazioni di questi errori si riconducono tutte al radial run-out definito nel paragrafo 2.3.2.

4.7 MODELLO CINEMATICO

Figura 4.34 mostra il modello cinematico sviluppato e adottato dalla tesi. L'immagine è suddivisa in due parti: il lato di sinistra mostra una sezione della micro-fresa ed evidenzia come i parametri di taglio si discostino da quelli nominali nel momento in cui si va a considerare l'asse del mandrino, che come detto sopra s'ipotizza essere coincidente con quello di rotazione.

La parte di destra evidenzia come l'utensile interagisca col pezzo. In dettaglio con il colore blu si fa riferimento al dente che disegna la circonferenza massima riferita al centro di rotazione reale ed equivalente al $D_{c,1}$; in rosso, invece, tutto ciò che è generato dal tagliente minore, $D_{c,2}$. Con r s'indica il valore di *TIR* ed è indicativo del run-out della micro-fresa relativo al sistema macchina-utensile. Infine s'introduce anche il parametro δ che caratterizza lo sfasamento angolare reale tra i singoli taglienti; come detto precedentemente, anche se non ancora noto, è già implementato nel codice.

È evidente come ogni singolo tagliente interagisca con il pezzo secondo parametri di taglio personalizzati che si differenziano da quelli nominali impostati dall'utente. Il modello ha l'obiettivo di calcolare i due nuovi set di parametri di taglio che verranno, in seguito, dati in input al modello di previsione delle forze di taglio, opportunamente modificato e aggiornato.

Nello specifico, per ogni dente, vengono ricalcolati i singoli diametri, $D_{c,i}$ (Tool dynamic diameter), le profondità di taglio radiale, $a_{e,i}$ (Effective radial depth of cut), gli avanzamenti al dente efficace $f_{z,i}$ (Effective feed per tooth), gli spessori medi di truciolo efficace, $h_{m,i}$ (Effective average chip thickness), le aree di truciolo efficace, A_i (Effective removed area) e gli archi in presa ϕ_i efficace (Cutting edge effective engagement angle).

In ultimo è possibile definire anche la rugosità totale R_t .

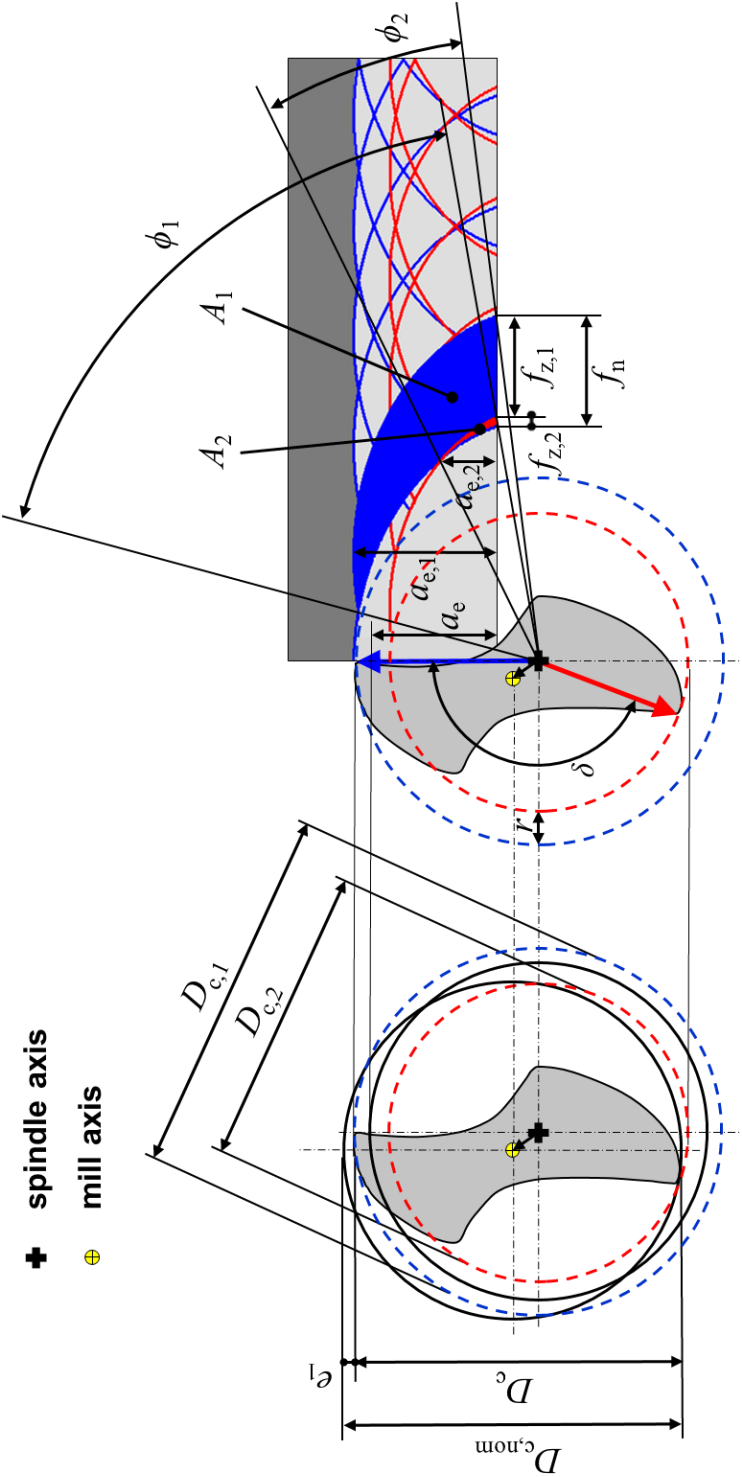


Figura 4.34 Modello cinematico

4.8 CINEMATICA DEL SISTEMA UTENSILE

Per l'analisi cinematica si è basato lo studio sul comportamento dei singoli taglienti con il pezzo. La scelta di approfondire l'interazione geometrica tra i denti e la superficie da lavorare è dettata dalla capacità tecnologica oggi presente, e dall'affidabilità di tale procedura.

Una caratterizzazione geometrica (Figura 4.35) [15] della micro-fresa risulta ancora oggi complessa da attuare a causa della elevata risoluzione richiesta ai sistemi di misura. In secondo luogo la definizione di angoli e/o distanze chiedono come riferimento assi che risultano essere entità matematicamente estratte e quindi non realmente riscontrabili.

All'interno del Laboratorio di Ingegneria Meccanica del Politecnico di Milano è presente lo strumento di misura ottico Alicona Infinte Focus Real 3D capace di una risoluzione di $0.18 \mu\text{m}$ con la lente 50x (Tabella 4.1).

| Objective | X | 2.5 | 5 | 10 | 20 | 50 | 100 |
|--------------------|---------------|------|------|------|------|------|------|
| Numerical aperture | | 0.06 | 0.15 | 0.3 | 0.5 | 0.55 | 0.80 |
| Sampling distance | μm | 3.52 | 1.76 | 0.88 | 0.44 | 0.18 | 0.09 |
| Lateral resolution | μm | 6.92 | 6.92 | 3.49 | 1.75 | 0.88 | 0.64 |

Tabella 4.1 Risoluzione Alicona Infinte Focus 3D [59]

Lo strumento acquisisce una nuvola di punti durante un'intera rotazione dell'utensile per poi ricostruire l'immagine (Figura 4.35).

In teoria lo strumento di misura permette di caratterizzare le varie geometrie d'interesse della fresa come gli angoli di spoglia superiore, inferiore, frontale, l'angolo d'elica, il diametro nominale e i raggi di raccordo dei taglienti.

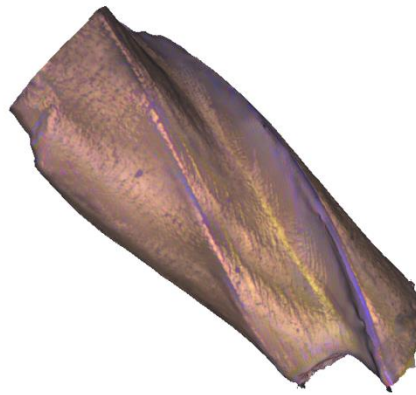


Figura 4.35 Fresa NS 100 μm di diametro acquisita tramite Alicona Infinite Focus 3D

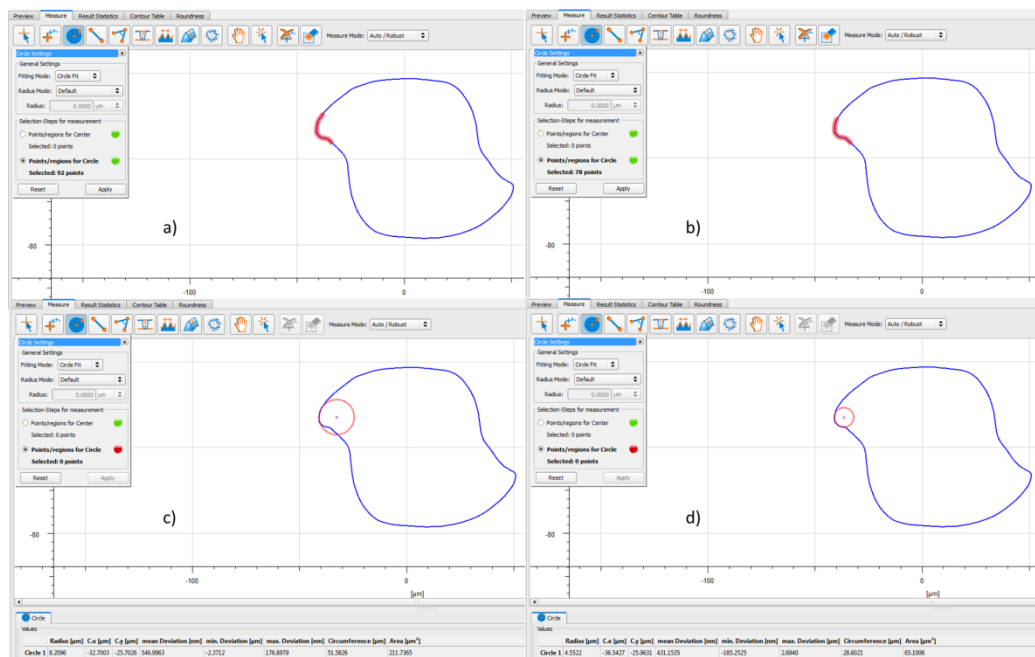


Figura 4.36 Misura del raggio di raccordo con a) 92 punti selezionati e c) valore di 8.2 μm e con b) 78 punti selezionati e d) valore di 4.55 μm

La problematica nasce nel metodo di misura; questo, infatti, è funzione del tipo e del numero di punti che si vogliono far includere nella misura del parametro interessato.

Figura 4.36 mostra come possa variare il valore in output andando a selezionare insiemi di punti poco differenti. Sono riportati due misure dello stesso raggio di

raccordo di un tagliente della fresa riportata in figura 4.35; le nuvole di punti selezionati nei due casi non sono percettibilmente distinguibili e si discostano l'una dall'altra di quattordici punti in favore della prima. Ciò determina un'esecuzione differente dell'algoritmo del sistema di misura per i due insiemi di punti selezionati e con essa due valori in output anch'essi diversi; in questo esempio si ha un raggio di raccordo di $8.2 \mu\text{m}$ per la prima misura e $4.55 \mu\text{m}$ per la seconda. Di conseguenza si ha una ripetibilità della misura del parametro, effettuata sullo stesso campione, molto debole, nonostante la misura del pezzo sia la medesima.

Per tali ragioni si è concentrata la ricerca sulla descrizione delle traiettorie dei denti della micro-fresa; l'equazione che descrive in maniera fedele questo andamento appartiene alla famiglia della trocoide, più precisamente: la cicloide. In letteratura sono presenti diverse equazioni che hanno l'intento di rappresentarla [30] [27].

Tornando alla cinematica la tesi fa riferimento al testo "Tecnologia Meccanica" di Levi e Zompì [46], in cui si descrivono le traiettorie dei singoli denti.

Il moto relativo utensile-pezzo è dato dalla composizione vettoriale del moto di taglio rotatorio uniforme dell'utensile col moto di avanzamento rettilineo uniforme del pezzo. Attribuendo entrambi i moti all'utensile, la traiettoria percorsa da un generico punto della fresa risulta essere una cicloide; inoltre, il moto rototraslatorio dell'utensile può considerarsi analogo a quello di un pignone che ingrana con una dentiera fissa. In tal modo, è possibile considerare il moto dell'utensile come equivalente ad una condizione di rotolamento senza strisciamento di una circonferenza (polare mobile) su una retta (polare fissa) parallela alla direzione di avanzamento.

Siccome ad ogni giro compiuto l'utensile avanza di una distanza pari all'avanzamento f_n , il raggio della polare mobile risulta essere (Equazione 4.4):

$$\rho = \frac{f_n}{2\pi}$$

Equazione 4.4 Raggio della polare mobile

L'equazione di una cicloide espressa in forma parametrica risulta essere:

$$\begin{cases} x = \rho\varphi - \frac{D}{2}\sin(\theta) \\ y = \rho - \frac{D}{2}\cos(\theta) \end{cases}$$

Equazione 4.5 Cicloide

dove θ è il generico angolo di rotazione dell'utensile.

Nel caso di una fresa cilindrica con quattro denti, figura 4.37 mostra qualitativamente gli archi di cicloide descritti da due taglienti contigui, l'uno traslato rispetto all'altro di una distanza pari ad f_z nella direzione di avanzamento, e la posizione delle due polari.

La sezione di truciolo indeformato asportato da un dente è delimitata dall'arco di cicloide AB da esso percorso e dall'arco AC descritto dal dente che lo precede (Figura 4.38). Nella fresatura in discordanza il sovrametallo viene asportato da un tagliente che si muove da A verso B , mentre nella fresatura in concordanza un generico dente viene inizialmente a contatto col pezzo nel punto B e poi segue la traiettoria BA .

Da ciò consegue che le traiettorie non cambiano forma a seconda della strategia di lavorazione ma cambiano solo il loro verso. Questo consente una loro semplice implementazione.

La scelta di questa formulazione è dettata da una serie di motivazioni; in primis la formula è coerente con gli input necessari alla sua descrizione. Altre equazioni chiedono l'uso anche del parametro velocità mandrino che non è significativo nel percorso del singolo tagliente.

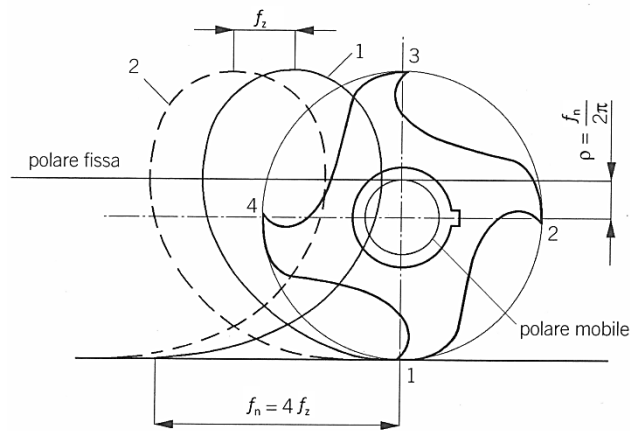


Figura 4.37 Parametri cicloide [46]

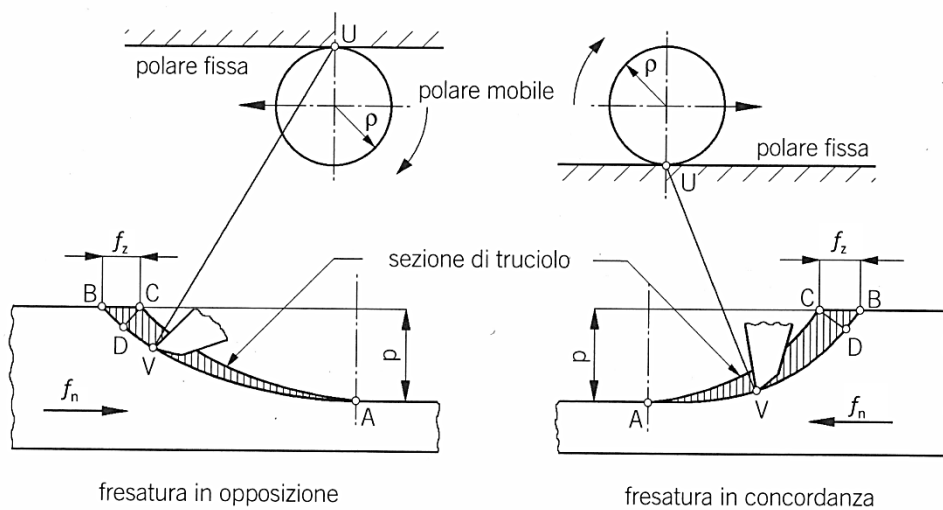


Figura 4.38 Cicloide in fresatura concorde e discorde [46]

Quest'ultimo parametro, infatti, definisce solo il tempo con cui il dente percorre la sua traiettoria. Inoltre questa cicloide è risultata la migliore in termini di rappresentazione delle traiettorie e nella capacità di descriverle per qualsiasi intervalli spaziali. Permette, infatti, di replicare l'andamento per qualsiasi avanzamento senza dover combinare più vettori come impongono altre formule, le quali descrivono queste traiettorie come asintoti replicati nello spazio.

4.9 IMPLEMENTAZIONE DELLA CICLOIDE

L'implementazione della forma analitica della cicloide, descritta nel paragrafo precedente, prevede una serie di sviluppi e ipotesi al fine di renderla quanto più generale, e recepire così il più alto numero di casistiche riscontrabili nella micro-fresatura.

Lo scopo di questo paragrafo è di descrivere l'algoritmo capace, inseriti come input D_c e il TIR , di restituire due nuovi set di parametri indicanti i singoli comportamenti dei taglienti.

Questi vengono poi dati a loro volta in input al programma di previsione delle forze di micro-fresatura, descritto nel capitolo 3, opportunamente modificato (Paragrafo 4.11).

Il codice è sviluppato in ambiente Matlab[®] e LabVIEW[®] ed è riportato in Appendice A4 e Appendice B1. L'utilizzo di due differenti software si è reso necessario a causa della loro miglior compatibilità con i processi da automatizzare. Il primo software è stato preferito per la sua gestione delle matrici e per la capacità di apportare modifiche a codici già sviluppati. Il secondo software serve a far interagire l'algoritmo, scritto in Matlab[®], con il modello di previsione delle forze di taglio per micro-fresatura preesistente (Paragrafo 3.2).

4.9.1 PERCHÉ LA CICLOIDE?

La modellizzazione della cinematica dei taglienti che è maggiormente usata nei modelli di previsione di forze per fresatura presenti in letteratura è la circonferenza traslata.

È possibile, però, determinare il diverso comportamento dei taglienti e risalire ai loro differenti parametri effettivi, solo introducendo la logica delle cicloidi.

Figure 4.2 e 4.38 mostrano la differenza sostanziale che esiste tra i due utilizzi. Approssimare le traiettorie significa non poter riscontrare i diversi parametri di taglio che esse generano. Infatti, solo l'utilizzo delle cicloidi consente l'incrocio delle traiettorie dei singoli denti, la cui posizione nel piano sarà determinante ai fini dei reali valori dei parametri di processo.

La cicloide, oltre a descrivere meglio la cinematica, permette l'introduzione di una nuova logica del modello: uguale origine per entrambi i taglienti.

In primo luogo, la formula finora definita, descrive un singolo tagliente e prevede come input il diametro e l'avanzamento al giro.

Si provvede quindi a generare due cicloidi una sfasata rispetto all'altra di 180° aventi, però, lo stesso origine.

È importante definire che l'origine sia il medesimo in quanto, come viene descritto in seguito, il modello di previsione di taglio usa l'ipotesi che le traiettorie, che generano lo spessore di truciolo indeformato, siano circonferenze traslate. Esse implicano, quindi, che ogni tagliente ha un suo origine che trasla con un avanzamento pari ad f_z .

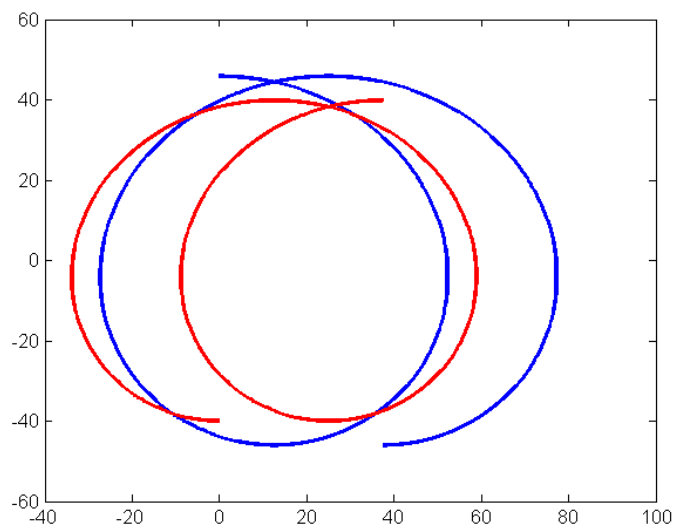


Figura 4.39 Cicloidi con diametri diversi

Ulteriore conseguenza di questa nuova logica è la forma dello spessore di truciolo; quest'ultimo, nel caso di circonferenze, presenta un andamento equivalente a quello della funzione sinusoidale seno, mentre, nel caso di cicloidi, l'andamento è dettato dai parametri in input e non è costante. Questo argomento viene trattato nello specifico nel paragrafo 4.9.1. In conclusione approssimare con circonferenze traslate è valido solo nell'ipotesi che non ci sia run-out.

4.10 SVILUPPO IN AMBIENTE MATLAB[®]

Il codice che è descritto in questo paragrafo ha la funzione di simulare il processo di asportazione di truciolo per micro-fresatura tenendo conto del fenomeno del run-out.

La costruzione delle cicloidi è già stata descritta nei paragrafi 4.8 3 4.9; in questa sezione sono illustrati i passi che portano l'equazione della cicloide ad essere una riproduzione corretta dei singoli taglienti capace di descrivere l'influenza degli errori sopra elencati (Paragrafo 2.3.1) sui parametri di processo rincontrabili dal pezzo lavorato.

Gli input che il codice richiede sono:

- D_c ($D_{c,1}$), diametro di volo (Maximum tool dynamic diameter);
- TIR , radial run-out;
- δ , sfasamento efficace tra i taglienti (Effective pitch between cutting edges);
- f_n , avanzamento al giro (Feed per revolution);
- a_e , profondità di taglio radiale nominale (Nominal radial depth of cut);

In output il codice restituisce i parametri geometrici d'interesse per ogni dente i :

- $D_{c,i}$, diametri efficaci dei taglienti (Tool dynamic diameter);
- $a_{e,i}$, profondità di taglio radiale efficaci (Effective radial depth of cut);
- $f_{z,i}$, avanzamenti al dente efficaci (Effective feed per tooth);
- $h_{m,i}$, spessori medi di truciolo efficaci (Effective average chip thickness);
- $h_i(\theta)$, spessori di truciolo indeformato efficaci in funzione dell'angolo di rotazione (Effective chip thickness depending on rotation angle);
- A_i , aree di truciolo efficaci (Effective removed area);
- ϕ_i , archi in presa efficaci (Cutting edge effective engagement angle);
- R_t , rugosità totale;

4.10.1 IPOTESI E CONVENZIONI DEL CODICE

Le ipotesi alla base di questo codice sono:

- Fresa a due Taglienti;
- Fresa snella;
- $TIR \geq 0$;

4.10.1.1 Fresa a due taglienti

La tipologia di fresa che viene analizzata in questa Tesi è una fresa a codolo a due taglienti, di diametro 500 μm , per contornatura.

In commercio sono presenti, per questa tipologia di lavorazione, anche frese a uno e a tre taglienti.

La scelta di studiare la fresa a numero di taglienti pari è motivata dallo scopo dello stesso lavoro. Si ritiene che questa sia quella che più facilmente descriva il fenomeno del run-out, o che comunque sia quella che permetta una comprensione più rapida di tale fenomeno.

Una fresa a un dente non conterrebbe l'informazione riguardante il radial run-out (raggi taglienti diversi) mentre una fresa a tre denti comporterebbe un'analisi delle forze più complicata, in termini di armoniche da acquisire, e di più difficile comprensione. Inoltre, quest'ultima, a causa degli spazi e delle geometrie limitate non consentirebbe una facile rimozione del truciolo.

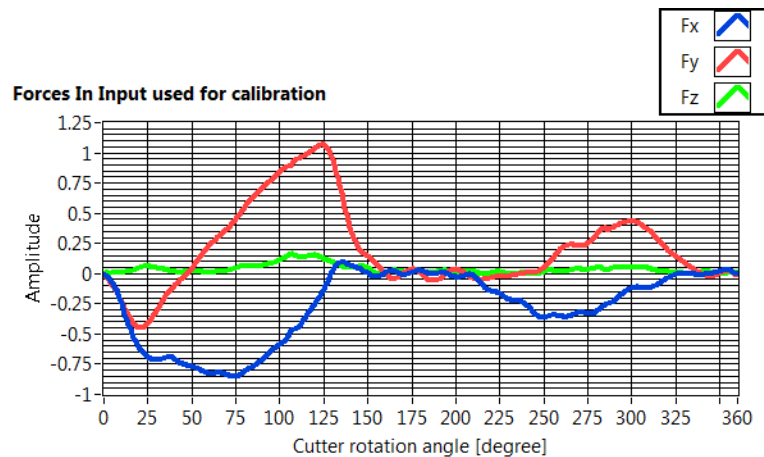


Figura 4.40 Esempio forze con run-out di micro-fresa a due taglienti

La fresa a due taglienti si presta molto bene a descrivere tutti le sorgenti di run-out riportate nel paragrafo 2.3.1; anche graficamente, risulta più semplice confrontare gli andamenti delle forze acquisite (Figura 4.40).

Per tali ragioni si è preferito l'utilizzo di quest'ultima.

4.10.1.2 Fresa snella

La caratterizzazione geometrica della micro-fresa è ancora oggi un campo molto aperto a nuovi sviluppi; la capacità tecnologica non è ancora in grado di riuscire a determinare procedure che sappiano restituire i parametri reali dell'utensile, come per esempio D_{nom} , r_e e α_{re} .

A questa problematica si aggiunge la difficoltà in ambito produttivo di offrire un prodotto uniforme e rispettoso delle specifiche nominali richieste.

Figure 4.41 e 4.42 mostrano la diversità che è possibile riscontrare sul mercato per due frese per contornatura di diametro 100 μm , a parità di materiale da lavorare. Per una maggiore chiarezza sono stati evidenziati con dei cerchi rossi i raggi di raccordo dei taglienti.

Si nota subito come la seconda geometria sia più coerente con quella di una fresa per macro lavorazioni. La prima, infatti, si presenta con una forma più tozza. Questa caratteristica, però, consente all'utensile di avere una vita utile molto più lunga della seconda fresa. La motivazione è semplice: avendo una forma cilindrica, l'utensile lavora il pezzo con più parti oltre ai due taglienti. Analisi [41], fatte su frese utilizzate in prove da laboratorio, hanno evidenziato come questa si usuri in maniera omogenea (Figura 4.43) su tutta la superficie determinando, così, pressioni minori sui singoli taglienti e distribuendo l'energia su tutto l'utensile.

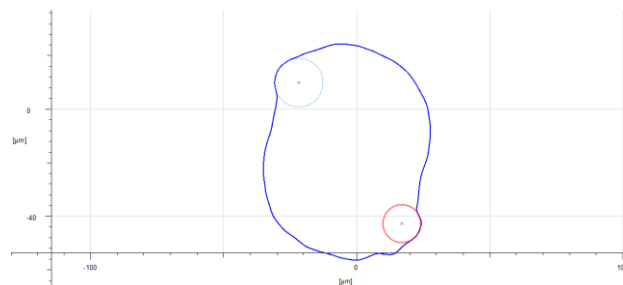


Figura 4.41 Fresa Seco Jabro Tools JM 905001 [41]

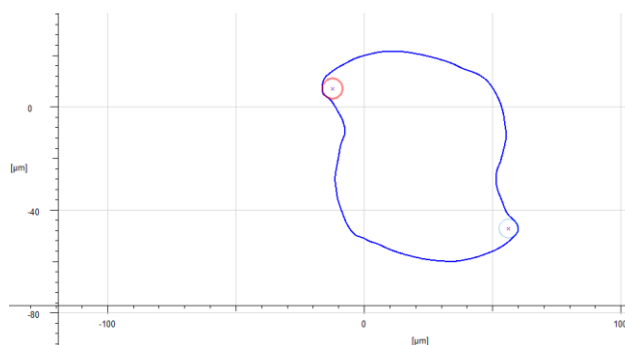


Figura 4.42 Fresa NS MHR230

Si ritiene, quindi, che in alcuni casi il truciolo non sia stato asportato dall'azione del tagliente ma dallo strisciamento dell'utensile stesso, attraverso un meccanismo di abrasione.

Al contrario, frese dotate di una geometria più dettagliata subiscono pressioni più elevate a causa della minor superficie a contatto col pezzo. Ciò determina una minore vita utile dell'utensile e, in alcuni casi, la sua rottura immediata per errori d'ingresso nel pezzo o parametri di taglio troppo spinti.

Il suo vantaggio, però, risiede nella qualità della finitura superficiale del pezzo lavorato. A differenza della prima, il comportamento della fresa in questo caso non dovrebbe comportare meccanismi di abrasione.

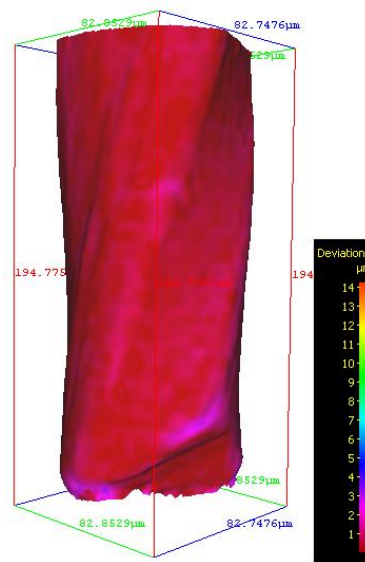


Figura 4.43 In rosso l'usura omogenea della fresa SECO (Alicona InfiniteFocus®) [41]

Il limite dell'algoritmo è dettato dall'ipotesi precedente di fresa a due taglienti. Nel caso di fresa tozza l'utensile andrebbe a lavorare con un numero di denti effettivi maggiore di quello nominale. Questa eventualità, come detto nel paragrafo precedente, non è stata implementata nel codice che recepisce in ingresso solo due taglienti.

Bisogna precisare che l'algoritmo è comunque in grado di simulare la cinematica del processo d'asportazione nel caso in cui la fresa sia tozza e che lavori con due soli taglienti; questo avviene quando il dorso di un tagliente è più sporgente del dente stesso.

Il fatto che lavorino i due denti correttamente, un dente e un dorso o solo i dorsi non è possibile saperlo a priori a meno di analisi attente con microscopi ottici o sistemi di misura ottici ad alta precisione; anche queste, però, sarebbe solo indicative della parti più sporgenti della sezione della fresa e non sarebbe in grado di descriverne la dinamica con cui va ad interagire col pezzo.

Un esempio è il caso in cui l'utensile presenta un offset predominante sul radial run-out (Figura 4.44).

Il raggio maggiore che viene calcolato sulla sezione geometrica risulta essere riferito a R_1 . Una volta montata in macchina la fresa, al radial run-out si aggiunge l'errore di centraggio; quest'ultimo determina, in termini di lunghezza, l'inversione dei taglienti: R_{1eff} risulta essere minore di R_{2eff}

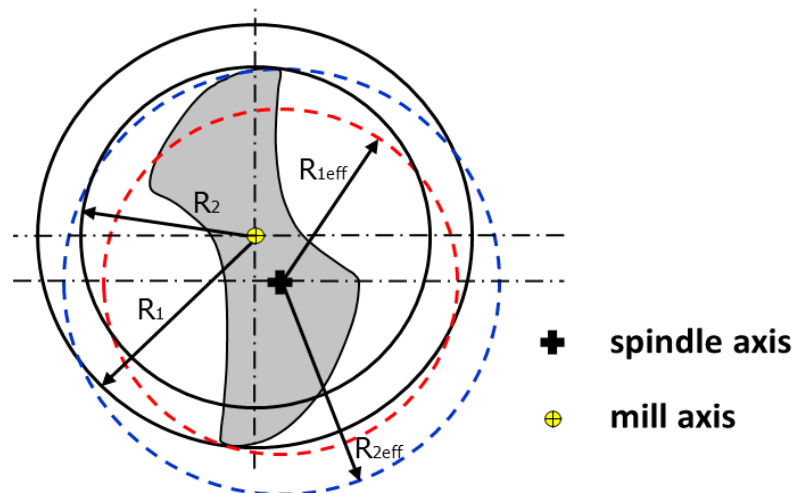


Figura 4.44 Fresa con offset predominante su radial run-out

Tornando alla problematica riferita al caso in cui lavori il dorso al posto del dente, questa eventualità è già recepita dall'algoritmo. Per il modulo è

sufficiente conoscere i punti che interagiscono col pezzo. La vera problematica risiede nel corretto sfasamento dei taglienti. È corretto ipotizzare che la distanza angolare tra i due punti interessati sarà differente da 180° ; con lo strumento ipotizzato sopra sarebbe possibile conoscere il valore reale grazie al sistema, δ in figura 4.15.

In conclusione l'algoritmo recepisce qualsiasi condizione a patto che i punti, che vanno ad interagire col pezzo, siano due e che non si formino, così, durante la lavorazione taglienti fittizi a causa della geometria tozza della fresa.

4.10.1.3 TIR e δ minimi recepiti

I parametri di taglio che determinano la distanza e lo sfasamento tra le due cicloidi sono $D_{c,1}$, f_n , TIR e δ . I valori che possono subire maggiori variazioni, nell'ambito della micro-fresatura, sono gli ultimi due.

Valori troppo piccoli di questi parametri possono determinare il mancato svolgimento dell'algoritmo.

Valutazioni in tal senso hanno dimostrato che il codice riesce a essere eseguito per i seguenti valori:

- $TIR > 0,01\mu\text{m}$;
- $90^\circ \leq \delta \leq 270^\circ$;

L'angolo di sfasamento tra i taglienti può variare tra $\pm 90^\circ$ rispetto la posizione nominale permettendo così di simulare anche frese

I limiti riportati sono riferiti alla combinazione peggiore. Essi non sono assoluti ma possono variare a seconda del valore dell'altro parametro. TIR più elevati permettono δ più spinti e viceversa.

In conclusione si può dichiarare che il codice è applicabile in tutte le condizioni riscontrabili in micro-fresatura.

4.10.1.4 Convenzioni

Ci sono due tipologie di convenzioni da definire: le convenzioni di segno e la convenzione su quale sia dei due il primo dente che entra in presa.

Le convenzioni di segno utilizzate riprendono in pieno quelle utilizzate dal modello di previsione di forze per micro-fresatura preesistente (Figura 4.45).

La scelta è determinata dal fatto che l'algoritmo di simulazione del fenomeno di run-out deve successivamente interagire con il programma di previsione forze.

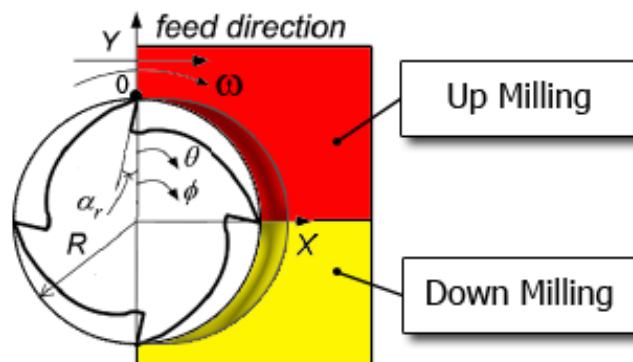


Figura 4.45 Convenzioni di segno dell'algoritmo sviluppato in Matlab[®]

Il sistema è proiettato tramite una sezione ortogonale all'asse di rotazione su un piano cartesiano avente l'origine passante per tale asse. L'avanzamento, f_n , è positivo lungo l'asse X per valori crescenti e l'arco in presa, ϕ , parte da 0° quando il tagliente è parallelo all'asse Y. In ultimo la rotazione, ω , è in senso orario.

Si determinano così due zone, dove è possibile definire la strategia di lavorazione:

- tra 0° e 90° discordanza;
- tra 90° e 180° concordanza.

Oltre alle convenzioni di segno è necessario definire l'ordine con cui i taglienti, differenti tra loro, vanno a interagire col pezzo.

Prendendo sempre in considerazione il modello di previsione delle forze, si è notato che nella tesi precedente [40] la previsione è fatta sulla forza maggiore. Inoltre, anche durante la compensazione delle forze acquisite, viene consigliato di utilizzare un breve tratto a regime con in testa la forza con picco maggiore.

Per essere coerenti con il lavoro fin qui fatto, il seguente codice è implementato secondo l'idea che sia il tagliente con raggio dinamico maggiore ad essere il primo ad andare in contatto col pezzo.

Di per sé la scelta non comporta alcuna precisazione per il processo fisico, perché si tratta di un fenomeno ciclico, ma serve solo a definire una procedura chiara.

4.10.2 CODICE

L'equazione della cicloide descritta nel paragrafo 4.3 è implementata per ogni singolo dente con le necessarie modifiche, indispensabili per introdurre le varie casistiche che il fenomeno del run-out presenta, in modo tale da rendere l'algoritmo il più generale possibile.

Lo scopo di tale algoritmo è di definire una modalità di semplice utilizzo che a partire dai parametri che definiscono il run-out secondo normativa, determini

per i singoli denti differenti parametri di taglio; questi saranno caratterizzati dal suffisso “efficace”.

4.10.2.1 Determinazione dei diametri delle due cicloidi

In primo luogo si definiscono i differenti diametri di ogni singolo tagliente a partire dai valori di TIR e di D_c .

$$D_{c,1} = D_c$$

Equazione 4.6 Calcolo di $D_{c,1}$

$$D_{c,2} = D_{c,1} - (2 * r)$$

Equazione 4.7 Calcolo di $D_{c,2}$

Una fresa avente diametro nominale $D_{c,nom}$ pari a 100 μm , che ha un diametro statico misurato, D_c , di 96 μm e r di 0,7 μm , andrà a lavorare il pezzo con i taglienti aventi diametri:

- $D_{c,1}$ uguale a 96 μm ;
- $D_{c,2}$ uguale a 94,6 μm .

La differenza che può sembrare non significativa diventa importante relativamente ai numeri in gioco; gli avanzamenti al dente, per la micro-fresa ipotizzata, infatti sono tipicamente valori tra 1 e 10 μm .

4.10.2.2 Correzione ordinata della cicloide e posizionamento dei taglienti

La prima modifica che si apporta riguarda la coordinata Y che vede l'eliminazione della componente relativa alla polare mobile in modo tale da centrare l'origine delle traiettorie con il piano cartesiano. La modifica è applicata a entrambe le cicloidi (Equazione 4.8, 4.9).

$$\begin{cases} x_1 = \rho\theta - \frac{D_{c,1}}{2}\sin(\theta) \\ y_1 = -\frac{D_{c,1}}{2}\cos(\theta) \end{cases}$$

Equazione 4.8 Cicloide tagliente maggiore

$$\begin{cases} x_2 = \rho\theta - \frac{D_{c,2}}{2}\sin(\theta - \pi) \\ y_2 = -\frac{D_{c,2}}{2}\cos(\theta - \pi) \end{cases}$$

Equazione 4.9 Cicloide tagliente minore

dove:

- ρ è la polare mobile pari a $f_r/2\pi$, con f_n avanzamento al giro;
- θ è un generico angolo di rotazione uguale per entrambe le cicloidi;

La cicloide riferita al tagliente minore ha un angolo di rotazione sfasato rispetto all'altro di 180°.

4.10.2.3 Introduzione del parametro δ

Il parametro δ corrisponde all'angolo di sfasamento tra i due taglienti. La misura può essere effettuata secondo la modalità descritta in figura 4.15 e viene implementata nel codice in base alla figura 4.46.

Seguendo la convenzione secondo cui è il dente maggiore ad andare per primo in presa, e ciò accade quando questo è parallelo all'asse Y, e la rotazione ha senso orario, il parametro δ assume valore 0 alla posizione di 0° (Figura 4.46, 4.47) incrementando in senso antiorario.

Prendendo il primo dente come riferimento, il parametro δ rientra solamente nell'equazione del tagliente con raggio minore misurato rispetto asse del mandrino (Equazione 4.10).

$$\begin{cases} x_2 = \rho\varphi - \frac{D_{c,2}}{2} \sin(\theta - \delta) \\ y_2 = -\frac{D_{c,2}}{2} \cos(\theta - \delta) \end{cases}$$

Equazione 4.10 Cicloide tagliente minore con sfasamento δ

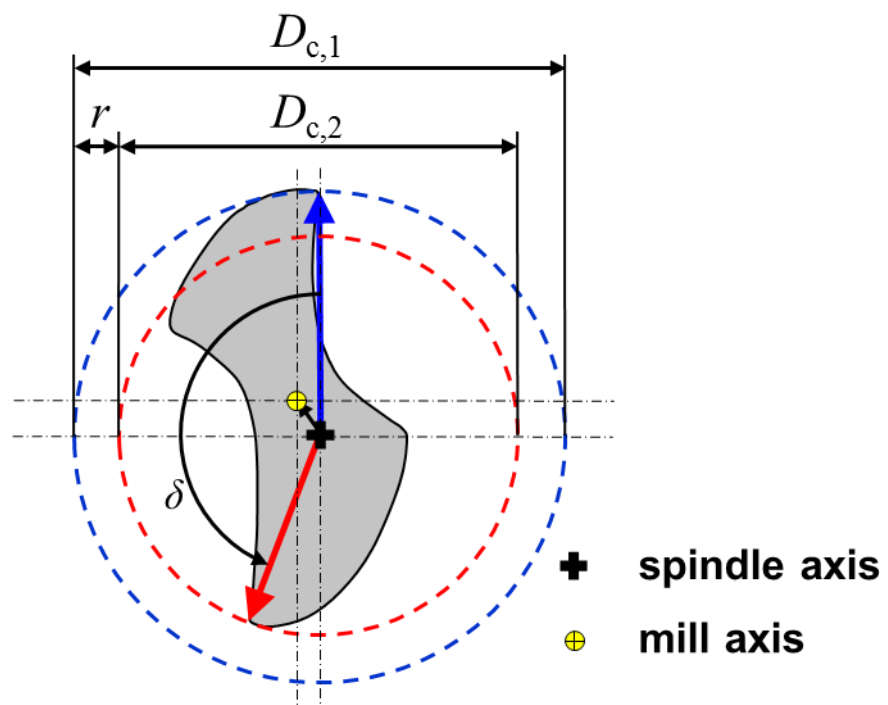


Figura 4.46 Convenzioni parametro δ

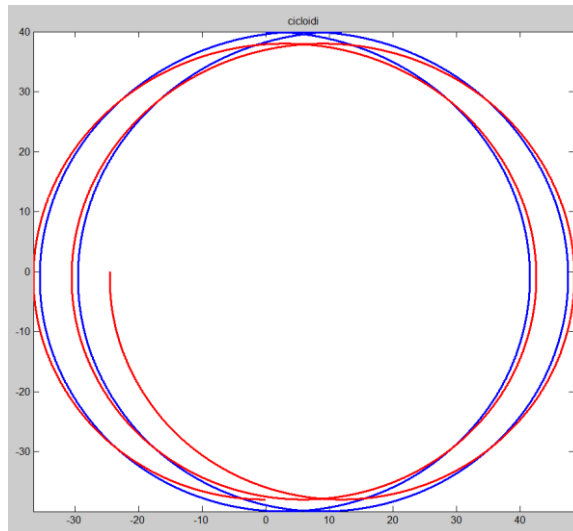


Figura 4.47 Simulazione delle traiettorie dei taglienti: D_c 800 μm , f_n 6 μm , TIR 2 μm , δ 180°

4.10.2.3.1 Influenza dei parametri f_n , TIR e δ

Equazione 4.9 e 4.10 descrivono rispettivamente nella forma generale le traiettorie del tagliente maggiore e di quello minore; i parametri che le costituiscono sono:

- f_n , l'avanzamento al giro (Feed per revolution);
- TIR , radial runout, equivalente a metà della differenza tra i diametri $D_{c,1}$ e $D_{c,2}$;
- δ , sfasamento angolare efficace tra i taglienti (Effective pitch between cutting edges);

La variazione dei parametri sopra elencati determina le traiettorie dei singoli taglienti e con esse il processo di asportazione di truciolo.

Il caso limite che può verificarsi, ed è frequente in micro-fresatura, è quello in cui lavora solo un dente su due. Questa condizione si verifica quando il dente

maggiore asporta durante una rotazione una quantità tale di materiale da far sì che il secondo dente, il minore non ne trovi più durante il suo passaggio.

La formula matematica che descrive ciò per due denti sfasati (δ) a 180° l'uno dall'altro è:

$$R_1 + \frac{1}{4}f_n \geq R_2 + \frac{3}{4}f_n$$

Equazione 4.11 Condizione limite sull'asse X perché lavori solo un dente con δ pari a 180°

dove con R_i si fa riferimento ai raggi dei taglienti misurati rispetto all'asse di rotazione, e qui pari alla metà dei diametri di volo $D_{c,i}$.

Equazione 4.11 fa riferimento alla posizione dei singoli taglienti quando si trovano sull'asse X; ciò accade, per il dente maggiore, R_1 , quando questo ha completato il quadrante tra 0° e 90° , e quindi dopo un quarto dell'avanzamento al giro f_n , mentre per il dente minore, R_2 , quando quest'ultimo ha percorso i due quadranti che lo separano dal primo dente e quello tra 0° e 90° , e quindi dopo tre quarti dell'avanzamento al giro f_n .

Se il primo tagliente, durante la rototraslazione, ha un'ascissa, a parità di ordinata, maggiore rispetto a quella del secondo dente, quest'ultimo non andrà ad interagire col pezzo (Figura 4.48).

Si precisa nuovamente che le due cicloidi hanno lo stesso origine.

Svolgendo l'Equazione 4.11 ci si può ricondurre ad una disequazione maggiormente indicativa:

$$R_1 - R_2 \geq \frac{3}{4}f_n - \frac{1}{4}f_n$$

Equazione 4.12 Condizione limite sull'asse X perché lavori solo un dente con δ pari a 180° (1)

ma

$$R_1 - R_2 = TIR$$

Equazione 4.13 TIR

$$TIR \geq \frac{1}{2}f_n$$

Equazione 4.14 Condizione limite perché lavori solo un dente sull'avanzamento al giro f_n (δ pari a 180°)

ma

$$\frac{1}{2} f_n = f_z$$

Equazione 4.15 Relazione tra avanzamento al giro f_n e avanzamento al dente nominale f_z per frese a due taglienti

$$TIR \geq f_z$$

Equazione 4.16 Condizione limite perché lavori solo un dente sull'avanzamento al dente f_z (δ pari a 180°)

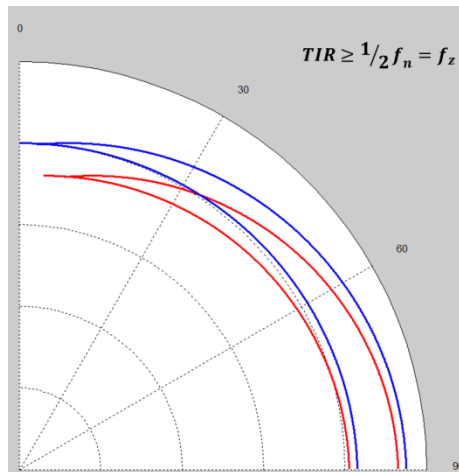


Figura 4.48 Condizione in cui lavora solo un tagliente: D_c 180 μm , TIR 4 μm e f_n 6 μm

Figura 4.48 mostra un caso in cui solo un tagliente va a lavorare; i parametri sono: maximum tool dynamic diameter, D_c , 180 μm , radial run-out, TIR , 4 μm e avanzamento al giro, f_n , 6 μm , sfasamento tra i taglienti, δ , ipotizzato pari a 180° . Il dente maggiore, raffigurato in blu, è il primo ad interagire col pezzo mentre il dente minore, raffigurato in rosso, è il secondo. Si nota come la traiettoria del secondo dente si trova sempre all'interno di quella riferita al primo tagliente. Tramite i parametri si verifica matematicamente la condizione espressa dall'Equazione 4.14 e 4.16 essendo il TIR maggiore della metà di f_n .

La formulazione fin qui costruita prevede l'ipotesi di sfasamento dei taglienti ideale, e perciò aventi δ pari a 180° . Come detto sopra questo parametro è riferito solo al secondo dente perché si prende il primo come riferimento.

Si può risalire all'equazione più generale tramite una semplice proporzione tra lo sfasamento angolare e l'avanzamento al giro del tagliente minore (Equazione 4.17).

$$180^\circ \div \frac{3}{4} f_n = \delta \div x$$

Equazione 4.17 Proporzione tra avanzamento al giro, f_n , e sfasamento tra i taglienti δ

La condizione limite per cui lavora solo un dente diventa:

$$TIR \geq f_n \left(\frac{3}{4} * \frac{\delta}{180^\circ} - \frac{1}{4} \right)$$

Equazione 4.18 Condizione limite generale perché lavori solo un dente

Nel caso in cui entrambi i taglienti lavorino il pezzo, e quindi non si verifica la condizione espressa dall'Equazione 4.18, le traiettorie delle due cicloidi presentano un'intersezione come riportato in figura 4.49.

È evidente come la posizione della sopra citata intersezione determini in maniera univoca i parametri di taglio “efficaci” dei singoli taglienti.

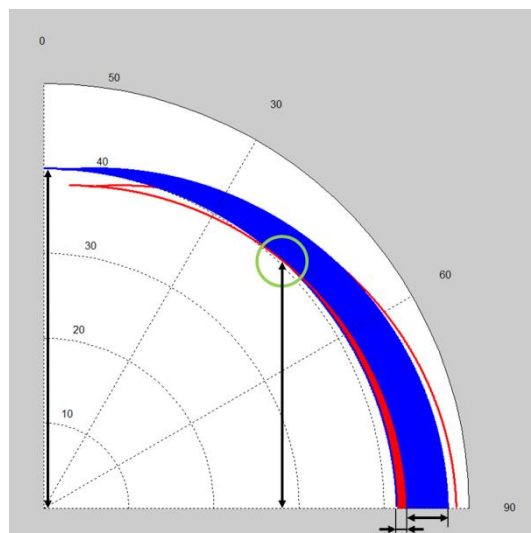


Figura 4.49 Dettaglio dell'intersezione tra le cicloidi e dei parametri di taglio; in blu il tagliente maggiore $D_{c,1}$ e in rosso il tagliente minore $D_{c,2}$

La presenza e la posizione dell'intersezione sono determinate dagli stessi parametri che costituiscono l'Equazione 4.18; da questa si deduce subito che per evitare che lavori solo un dente la fresa deve avere:

- TIR basso;
- f_n alto;
- δ alto;

In primis un TIR tendente a zero significa avere due taglienti con diametri calcolati rispetto l'asse di rotazione, molto simili; ciò non significa invece che la fresa sia simmetrica, come già detto nel Paragrafo 2.3.1.

Aumentare l'avanzamento al giro, f_n , significa offrire più materiale da lavorare durante una rotazione dell'asse mandrino; mentre δ elevato vuol dire che il secondo tagliente, che è il minore, è molto in ritardo rispetto al primo e quando arriverà sul pezzo da lavorare, l'asse di rotazione sarà avanzata di un avanzamento al dente maggiore di quello nominale. Così facendo si permette al dente minore di recuperare lo spazio in cui il dente maggiore è già passato, e quindi dove il materiale è già asportato.

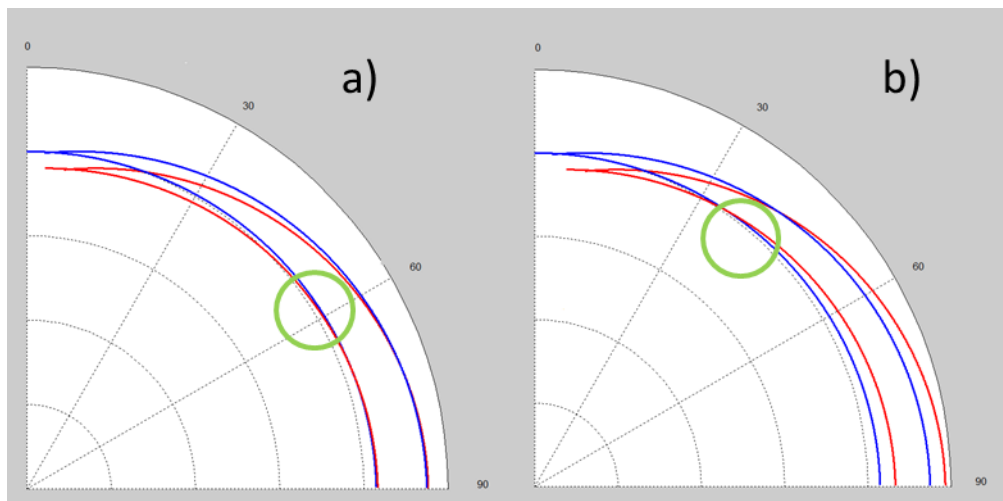


Figura 4.50 Influenza del parametro δ sull'intersezione delle due cicloidi a parità degli altri parametri: D_c pari a $800\mu\text{m}$, TIR pari a $2\mu\text{m}$, e f_n pari a $6\mu\text{m}$; a) δ pari a 130° , b) δ pari a 230°

Sono riportate le Figure 4.50, 4.51 e 4.52 per dare un significato grafico alla logica descritta sopra; in ordine è rappresentata l'influenza del parametro δ , del parametro TIR e del parametro f_n .

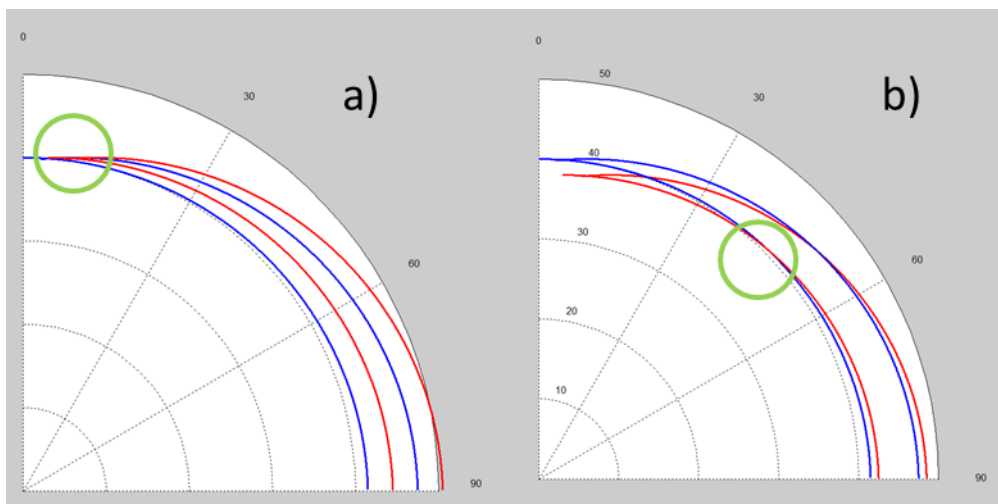


Figura 4.51 Influenza del parametro TIR sull'intersezione delle due cicloidi a parità degli altri parametri: D_c pari a $800\mu\text{m}$, δ pari a 180° , e f_n pari a $6\mu\text{m}$; a) TIR pari a $0\mu\text{m}$, b) TIR pari a $2\mu\text{m}$

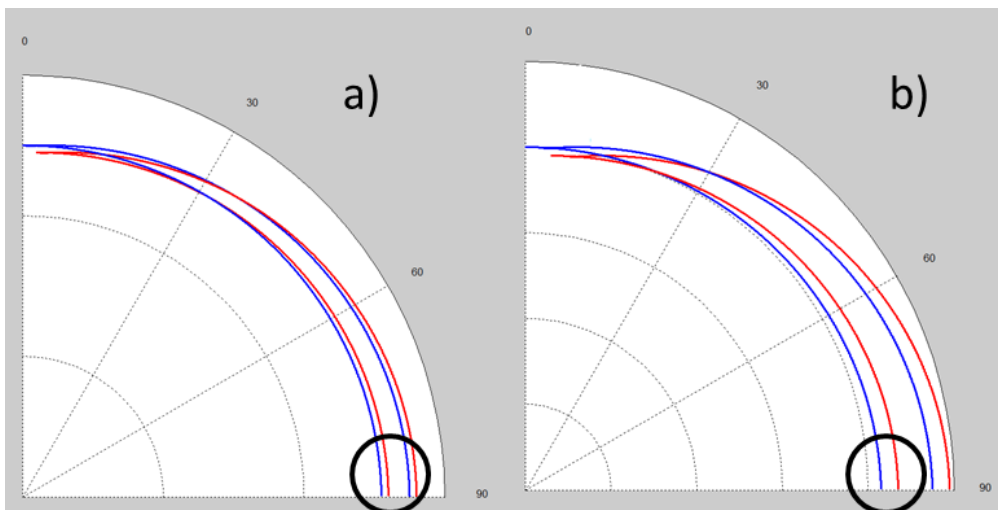


Figura 4.52 Influenza del parametro f_n sui parametri di taglio "efficaci" delle due cicloidi a parità degli altri parametri: D_c pari a $800\mu\text{m}$, TIR pari a $2\mu\text{m}$, e δ pari a 180° ; a) f_n pari a $4\mu\text{m}$, b) f_n pari a $6\mu\text{m}$

I valori consigliati sopra per i parametri f_n e δ non valgono in termini assoluti; inoltre, di questi, solo l'avanzamento al giro si può impostare in macchina e quindi modificare facilmente.

L'aumento di f_n , però, significa esporre la fresa a carichi maggiori che la porterebbero velocemente a rottura.

Sfasamento tra i denti elevato significa avere una fresa che lavora in maniera non omogenea: altra condizione per la quale si riduce la vita utile dell'utensile.

L'unico parametro che assicura una lavorazione omogenea è il *TIR* con valori tendenti a zero. Tuttavia questa condizione è poco frequente nell'ambito della micro-fresatura.

La logica fin qui descritta consente di simulare il processo di asportazione di truciolo per frese affette da run-out e consente di determinare, prima della lavorazione, con quanti denti effettivamente la micro-fresa andrà ad interagire col pezzo.

Nei paragrafi seguenti si analizza come i singoli taglienti vanno ad interagire col pezzo.

4.10.2.4 Calcolo dei parametri “efficaci”

Tramite la modellizzazione della cinematica del processo è possibile ricavare tutti i valori geometrici d'interesse e, quindi, i parametri di taglio di ogni singolo dente. Le uniche limitazioni derivano dalle logiche di calcolo che si adottano e con esse i possibili errori numerici.

La rotazione fresa ha verso oraria e l'avanzamento del pezzo va da destra a sinistra. Il dente maggiore, $D_{c,1}$ (blu in Figura 4.53 e nelle seguenti) entra in presa per primo a 0° .

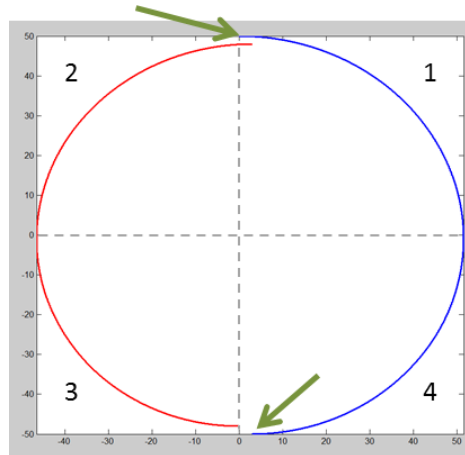


Figura 4.53 Dettaglio mezzo giro di cicloide e quadranti

Si nota come le curve, anche se raffigurate per un angolo di 180° , vanno a terminare la loro traiettoria a valori superiori dello zero e pari a metà dell'avanzamento al giro, a causa proprio di quest'ultimo parametro.

Per il dente maggiore si tracciano due giri di cicloide, mentre per il dente minore (in rosso in Figura 4.49 e nelle seguenti) si tracciano due giri e mezzo al fine di avere entrambe le cicloidi che terminano oltre il quarto quadrante del piano cartesiano anche nel caso di sfasamento tra i denti, δ , molto elevato. Lo scopo è di ottenere un numero di punti sufficienti che descrivono le traiettorie dei due denti nelle sezioni di piano d'interesse definite dalle convenzioni: primo quadrante per la discordanza, e quarto per la concordanza.

La discretizzazione numerica data a entrambe le cicloidi è pari a:

$$\Delta j = 1/200^\circ$$

Equazione 4.19 Passo di discretizzazione angolare delle cicloidi in Matlab[®]

Si procede ad estrarre le porzioni di cicloidi che si trovano nei quadranti designati dalle convenzioni: nel caso del secondo passaggio dello stesso dente si estraggono quattrocento punti in più per avere un incrocio con il primo passaggio.

L'algoritmo da prima procede a una conversione in coordinate polari e successivamente cerca l'angolo in cui si ha l'intersezione delle traiettorie.

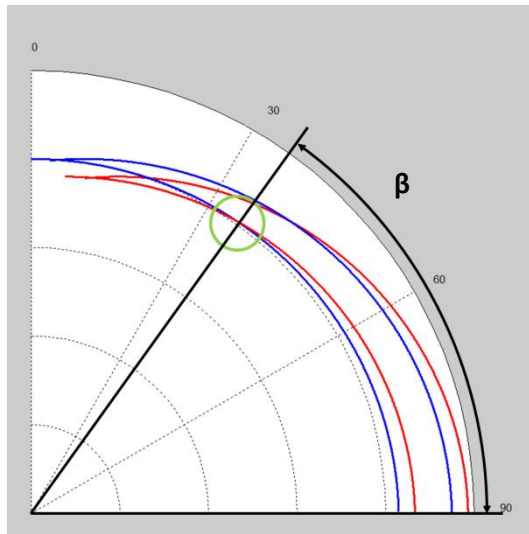


Figura 4.54 Dettaglio intersezione delle cicloidi nel primo quadrante (Discordanza)

L'angolo di incrocio, β (Figura 4.54), è calcolato sia per il quadrante riguardante la discordanza che la concordanza. Il calcolo degli spessori di truciolo, $h_{j,i}$, richiede un'attenzione particolare. Il metodo corretto è misurare tale parametro in direzione radiale; si va perciò a sottrarre i valori puntuali dei differenti raggi delle curve disegnate. Avendo, però, imposto la medesima ascissa per entrambe le cicloidi, anche la discretizzazione sarà la medesima; di conseguenza i vettori delle due traiettorie non conterranno a parità di posizione gli stessi spessori in direzione angolare, e quindi anche a parità di angolo è possibile non trovare i corrispondenti spessori.

Il codice è costruito in modo tale da cercare le fasi -jesime dei due vettori interessati e associare i rispettivi raggi. La differenza massima riscontrata tra due fasi associate è pari $3E-5$ che si ritiene trascurabile ai fini del calcolo perché inferiore di cinque ordini di grandezza rispetto la dimensione micrometrica in cui si sta operando.

Una seconda problematica nasce dal fatto che le traiettorie raffigurate fanno riferimento a curve aventi origini differenti perché disegnate in istanti temporali diversi; ciò nasce dalla movimento rototraslatorio della cicloide.

La prima traiettoria del tagliente maggiore ha l'origine che trasla tra zero e metà avanzamento al giro durante una rotazione di 180° ; mentre la prima curva del dente minore, che è il secondo tagliente in base le convenzioni stabilite, ha l'origine che trasla tra metà avanzamento al giro e l'avanzamento al giro.

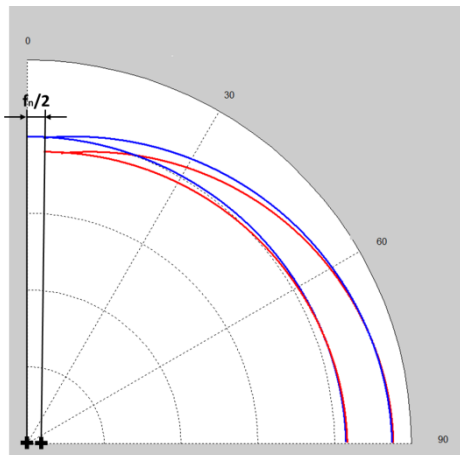


Figura 4.55 Dettaglio dei differenti origini delle cicloidi

Si decide di utilizzare come riferimento un singolo origine per ogni tagliente, e questo origine è quello facente riferimento alla convenzione detta sopra (Figura 4.45, Paragrafo 4.10.1.4), cioè all'istante in cui il tagliente, prima il maggiore (blu) poi il minore (rosso), si trova a 0° (Figura 4.55).

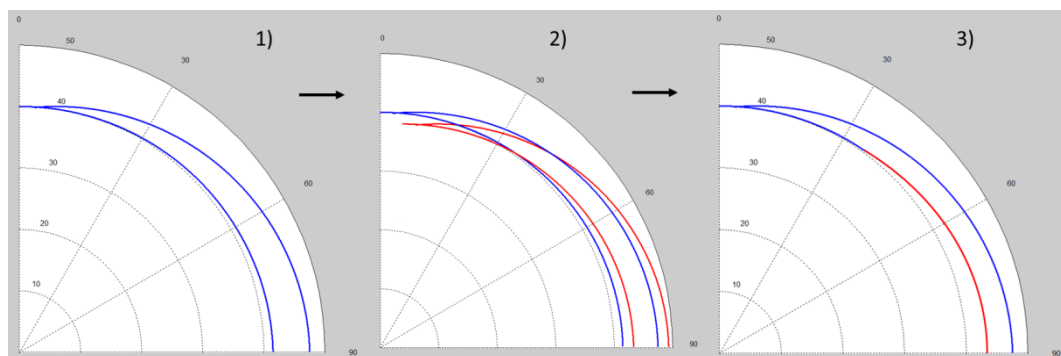


Figura 4.56 Calcolo dello spessore di truciolo del tagliente maggiore: 1) due rotazioni del tagliente maggiore, 2) due rotazioni del tagliente minore, 3) costruzione dello spessore di truciolo

Gli spessori $h_{j,i}$ sono determinati dall'angolo d'incrocio sopra definito. Si procede quindi da prima a calcolare le differenze dei raggi delle cicloidi, $\Delta h_{j,1}$ (1

in figura 4.56), generati solo da due rotazioni del dente maggiore tenendo come origine la coordinata (0,0) che è corrispondente all'origine del primo giro.

Il secondo passaggio (2 in figura 4.56) è calcolare le differenze dei raggi tra la prima cicloide blu e la prima rossa, $\Delta h_{j,1-2}$, solo nella zona di interesse, e, quindi, tra l'angolo di incrocio e 90° . L'origine rispetto cui sono calcolati è sempre la coordinata (0,0).

Ottenute le differenze dei raggi, queste si vanno a sottrarre ai valori dei raggi della prima curva blu (3 in figura 4.56) definendo il reale truciolo generato dal tagliente maggiore $h_{j,1}$ (Figura 4.57).

Per il tagliente minore (Figura 4.58) è sufficiente la differenza dei raggi delle cicloidi, $\Delta h_{j,2-2}$, al di sotto dell'angolo di incrocio, di due sue traiettorie aventi origine con coordinate $(f_n/2, 0)$.

Figura 4.57 riporta il dente maggiore in ingresso alla fase 0° , nel caso di discordanza, e a 90° , nel caso di concordanza. Si nota che la fase in ingresso, $\phi_{in,1}$, è sempre pari al valore nominale impostato, mentre in uscita, $\phi_{out,1}$, è sempre minore di 180° , anche nel caso 'full slotting', e che le due aree non sono perfettamente simmetriche poiché il centro di rotazione avanza nel tempo.

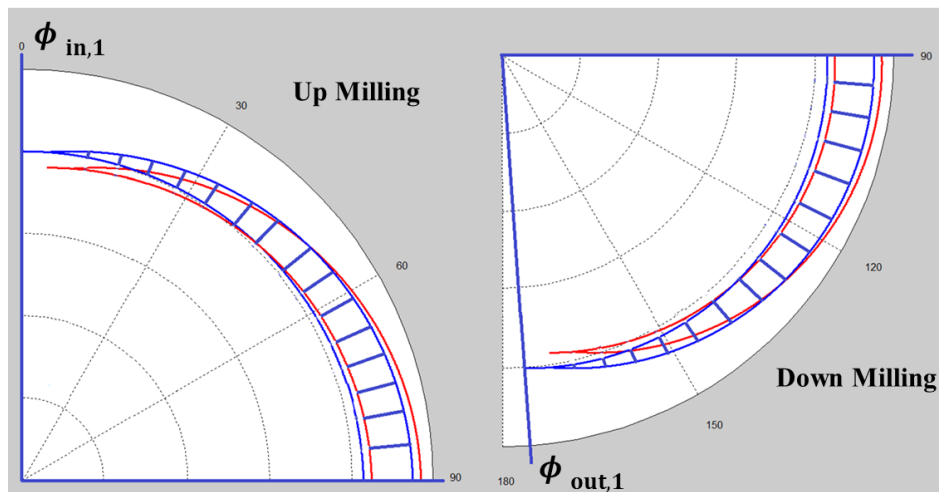


Figura 4.57 Dettaglio dello spessore di truciolo efficace del tagliente maggiore, h_1 , con arco in presa nominale di 180° : a sinistra Discordanza, a destra Concordanza

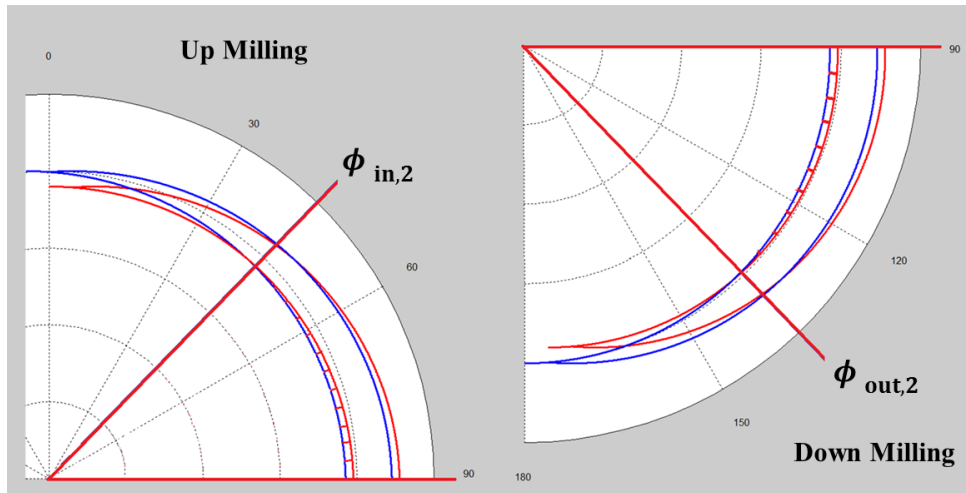


Figura 4.58 Dettaglio dello spessore di truciolo efficace del tagliente minore, h_2 , con arco in presa nominale di 180° : a sinistra Discordanza, a destra Concordanza

$$\phi_i = \phi_{in,i} - \phi_{out,i}$$

Equazione 4.20 Relazione tra arco in presa efficace e angoli d'ingresso e uscita efficaci

L'angolo d'ingresso del dente minore, $\phi_{in,2}$ (Figura 4.58) corrisponde visivamente all'incrocio indicato precedentemente. La sua misura viene effettuata però rispetto al suo origine, e quindi alle coordinate $(f_n/2, 0)$; tramite una semplice relazione geometrica si risale al valore corretto (Figura 4.58, Equazione 4.20).

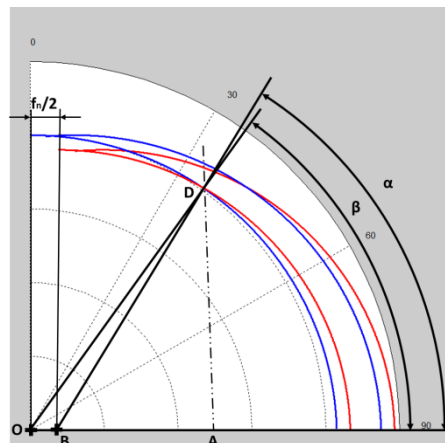


Figura 4.59 Calcolo dell'angolo d'ingresso del tagliente minore $\phi_{in,1}$

$$\alpha = \arctan\left(\frac{DA}{BA}\right) = \phi_{in,1}$$

Equazione 4.21 Calcolo dell'angolo d'ingresso del tagliente minore $\phi_{in,1}$

L'angolo d'incrocio (Figura 4.59, Equazione 4.21) è equivalente a β poiché entrambi sono calcolati rispetto l'origine avente coordinate (0,0).

Fin qui sono stati definiti gli angoli d'ingresso, $\phi_{in,i}$; per determinare gli angoli di uscita, $\phi_{out,i}$, il codice si serve del parametro profondità radiale dato in input. Gli spessori di truciolo calcolati hanno fase compresa tra 0° e 180° ; il parametro a_e , profondità di taglio radiale nominale, determina per ogni singolo tagliente la lunghezza del vettore da estrapolare da quello totale. La misura è fatta rispetto l'ordinata zero, ovvero lungo la quale trasla l'asse di rotazione. Infine gli archi in presa, ϕ_i , ricostruiscono le profondità di taglio radiale efficaci, $a_{e,i}$.

Si possono ora definire gli spessori medi di truciolo efficaci, hm_i , come la media dei vettori fin qui definiti:

$$hm_i = \left(\frac{\sum_j^n h_j}{n}\right)_i$$

Equazione 4.22 Definizione degli spessori medi di truciolo efficaci, hm_i

dove n è la lunghezza dei singoli vettori $h_{j,i}$.

Una volta ottenuti gli spessori medi efficaci, hm_i , gli archi in presa efficaci, ϕ_i , e le profondità assiali efficaci, $a_{e,i}$, si possono calcolare gli avanzamenti al dente efficaci, $f_{z,i}$, e le aree di truciolo asportato efficaci, A_i , tramite la seguente relazione (Figura 4.34):

$$A_i = h_m \phi_i \frac{D_{c,i}}{2} = f_{z,i} a_{e,i}$$

Equazione 4.23 Calcolo dell'area di truciolo efficaci, A_i , e dell'avanzamento al dente efficace, $f_{z,i}$

Gli avanzamenti al dente efficaci, $f_{z,i}$, definiti sopra necessitano di una importante precisazione; l'Equazione 4.23, infatti, è valida sotto l'ipotesi di traiettorie approssimabili a circonferenze traslate.

Il suo utilizzo consente, perciò, di ricostruire gli avanzamenti al dente efficaci riportandoli a una condizione in cui si hanno circonferenze traslate; questa tecnica va quindi a distribuire lo spessore di truciolo efficace, $h_{j,i}$, ottenuto dalle cicloidi, in questa nuova condizione generando, così, un'approssimazione. I valori non coincidono, perciò, ai valori di avanzamento al dente calcolati geometricamente lungo l'asse parallelo a quello di avanzamento ma sono frutto di una ricostruzione matematica. Questo passaggio si rende, però, necessario se si vuole dare in input al modello di previsione di forze preesistente (Capitolo 3) i parametri di avanzamento al dente, $f_{z,i}$. Paragrafo 4.6.3.2.2 illustra dettagliatamente il suo utilizzo.

L'approssimazione non è comunque significativa in termini di errore introdotto; Tabella 4.2 mostra come la somma dei singoli avanzamenti al dente, $f_{z,i}$, sia equivalente al valore di avanzamento al giro, f_n .

Il caso preso in esame è una fresatura in discordanza con profondità radiale nominale, a_e , pari a 250 μm , caratterizzata da una fresa avente un diametro di volo, $D_{c,1}$, pari a 503 μm , avanzamento al giro, f_n , pari a 6 μm e un *TIR* di 0,1,2 e 3 μm .

Tale verifica è necessaria perché la mancata corrispondenza determinerebbe, sia la creazione di parametri di taglio non coerenti con il processo di asportazione di truciolo impostato, sia il mancato rispetto di un vincolo geometrico reale. È interessante notare come anche la somma delle aree asportate, A_i , si mantenga costante. In ultimo si evidenzia la coerenza dei risultati con la condizione limite per la quale lavora solo un dente; il quarto caso, infatti, ha un *TIR* equivalente a metà dell'avanzamento al giro, e quindi il tagliente minore non trova materiale da asportare.

| | Runout Data | | Runout model output | | | | | | | | |
|---|--------------------------------|--------------------------|--------------------------------|--------------------------------|------------------------------|-----------------------|--------------------------------|--------------------------------|--------------------------------|------------------------------|-----------------------|
| | | | Cutting edge 1 | | | | Cutting edge 2 | | | | |
| | $D_{c,1}$ (μm) | r (μm) | $f_{z,1}$ (μm) | $a_{e,1}$ (μm) | A_1 (μm^2) | ϕ_1 (degrees) | $D_{c,2}$ (μm) | $f_{z,2}$ (μm) | $a_{e,2}$ (μm) | A_2 (μm^2) | ϕ_2 (degrees) |
| 1 | 503.0 | 0.0 | 3.0 | 251.5 | 754.5 | 90 | 503 | 3.0 | 251.5 | 754.5 | 90 |
| 2 | 503.0 | 1.0 | 4.3 | 251.5 | 1100 | 90 | 501 | 1.7 | 236.5 | 394 | 70.1 |
| 3 | 503.0 | 2.0 | 5.3 | 251.5 | 1350 | 90 | 499 | 0.7 | 186.3 | 136 | 47.9 |
| 4 | 503.0 | 3.0 | 5.9 | 251.5 | 1509 | 90 | 497 | - | - | - | - |

Tabella 4.2 Valori in output dal Runout Model

In conclusione si è costruito un algoritmo capace di, dati in input i parametri nominali di un processo di micro-fresatura e i dati ottenuti dal sistema di misura, restituire i valori “efficaci” con cui singoli taglienti dell’utensile vanno a lavorare il pezzo, dall’avanzamento al dente efficace allo sfasamento dei singoli denti.

Le informazioni che si ottengono permettono, quindi, di eseguire il modello di previsione delle forze di taglio preesistente per ogni singolo dente della fresa.

È possibile, inoltre, determinare un nuovo parametro: l’andamento dello spessore di truciolo efficace in funzione dell’angolo di rotazione, $h(\theta)_i$.

La simulazione del processo di asportazione di truciolo consente di ricostruire gli andamenti completi dei singoli spessori di truciolo efficace. Figura 4.60 mostra gli andamenti dei singoli $h(\theta)_i$ per una lavorazione di “full slotting”. I grafici sono in coordinate polari e consentono un’immediata comprensione dello svolgimento dello spessore di truciolo incontrato puntualmente da ogni singolo tagliente.

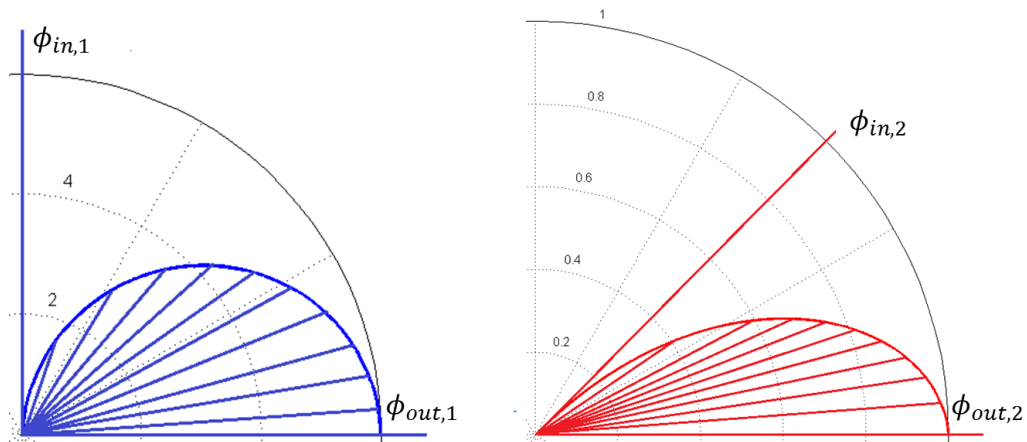


Figura 4.60 Diagrammi di Nyquist degli spessori di truciolo efficaci: a sinistra $h(\theta)_1$ e a destra $h(\theta)_2$

Si vuole precisare come la forma dei singoli andamenti non sia approssimabile con la tecnica delle circonferenze traslate. Per prima cosa l'andamento prevede un'accentuata asimmetria dovuta al movimento traslatorio dell'asse del mandrino.

Un'altra caratteristica di questa rappresentazione è data dalle tangenti agli estremi che rappresentano gli angoli d'ingresso e uscita dei rispettivi denti; automaticamente, quindi, sono contenute anche le informazioni sulle singole profondità di taglio radiale $a_{e,i}$ e sui singoli avanzamenti al dente efficaci, $f_{z,i}$.

Il grande vantaggio è di contenere in un unico vettore tutte le informazioni riguardanti i parametri di taglio "efficaci".

Questa tecnica consente, quindi, di ricostruire correttamente e puntualmente le varie forme di spessore di truciolo che si possono verificare nel processo di asportazione di truciolo senza introdurre approssimazioni.

4.11 SVILUPPO IN AMBIENTE LABVIEW[®]: PREDICTION PHASE

Il modello di previsione delle forze di taglio con il quale il codice, descritto nel paragrafo precedente, deve andare ad interagire, è già implementato in ambiente LabVIEW[®]. Per tale ragione si rende necessario l'aggiornamento e lo sviluppo di quest'ultimo al fine di renderlo capace di comprendere i valori restituiti dall'altro software (Appendice B1).

Il modello di previsione di forze [38,39], come già detto nel capitolo 3, ha una struttura modulare che molto bene si presta ad aggiornamenti e modifiche. Essendo già stato validato in precedenti lavori [40], la tesi si concentra sullo sviluppo del modulo di previsione delle forze di taglio, Previsione.vi (Prediction Phase); la parte di taratura del modello, Taratura.vi (Adjustment Phase) non viene, quindi, modificata.

Alla base di questa scelta c'è quindi la capacità di taratura del modello nel generare una matrice di coefficienti di taglio capaci di descrivere un ragionevole range di condizioni di lavoro.

4.11.1 UPGRADE DI PREDICTION PHASE E MODULE RUNOUT

Lo studio della modalità di aggiornamento del programma preesistente ha lo scopo principale di renderlo capace di tradurre le informazioni, restituite dal precedente codice (Paragrafo 4.10.2), in forze, ponendo però una particolare attenzione alla sua ottimizzazione in termini di onere computazionale, di funzionalità e di facilità di utilizzo da parte dell'utente.

LabVIEW[®], infatti, è un software di programmazione grafica che richiede l'utilizzo di procedure standard al fine di ottenere il corretto e completo svolgimento del codice, in particolar modo nel caso di strutture che lavorano in parallelo.

Inoltre, la sua particolare programmazione consente la facile creazione d'interfacce grafiche di semplice utilizzo.

L'idea è di creare un programma capace di cambiare modalità di previsione, run-out o no run-out, in base all'esigenza dell'utente, al fine anche di conservare il lavoro fin qui svolto.

Il problema maggiore che si crea, in termini di onere computazionale, è la necessità di replicare il programma preesistente, tante volte quante sono le casistiche riscontrabili:

- no run-out;
- runout: primo tagliente;
- runout: secondo tagliente.

Quelle elencate riprendono il numero minimo necessario, poiché se si avessero frese con un numero di taglienti superiori a due, il modulo runout dovrebbe essere a sua volta incrementato.

A questa problematica si aggiungerebbe la bassissima efficienza del programma perché costretto ad avere repliche di parti di codice al suo interno.

La soluzione utilizzata in questa tesi prevede l'utilizzo di una logica "Queue" (code) associata a "Case Structure" (strutture a casi) e a "Even Case" (struttura ad eventi).

Il codice implementato in LabVIEW[®] si basa su creazione di due loop separati, di per sé asincroni e indipendenti l'uno dall'altro:

- Producer loop;
- Consumer loop.

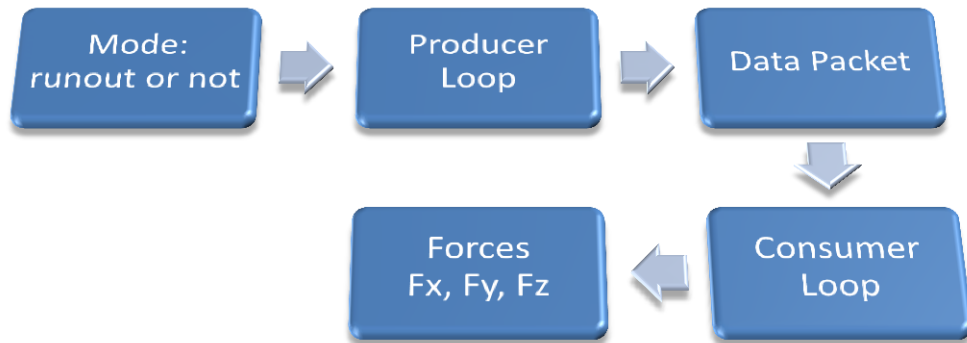


Figura 4.61 Flusso dei dati in LabVIEW®

Il primo ha il compito di generare pacchetti di dati, uno per ogni tagliente, in base alla modalità scelta dall'utente (runout, no runout); il secondo ha il compito di estrarre i dati e con essi eseguire il modello preesistente.

Il vantaggio principale è quello di svincolare la modalità impostata dal modello di previsione di taglio che conserva la sua struttura.

4.11.1.1 **Producer loop: Runout mode e No runout mode**

L'utente da un'unica interfaccia può scegliere tra due modalità a seconda delle parametri in proprio possesso (Figura 4.62, Appendice B1).

Nel caso non si conoscano i valori dei parametri di radial run-out, r , e diametro di volo, $D_{c,1}$, si possono impostare i parametri nominali di taglio ed eseguire il programma preesistente di forze di taglio [40] come mostrato in Figura 4.62 (2).

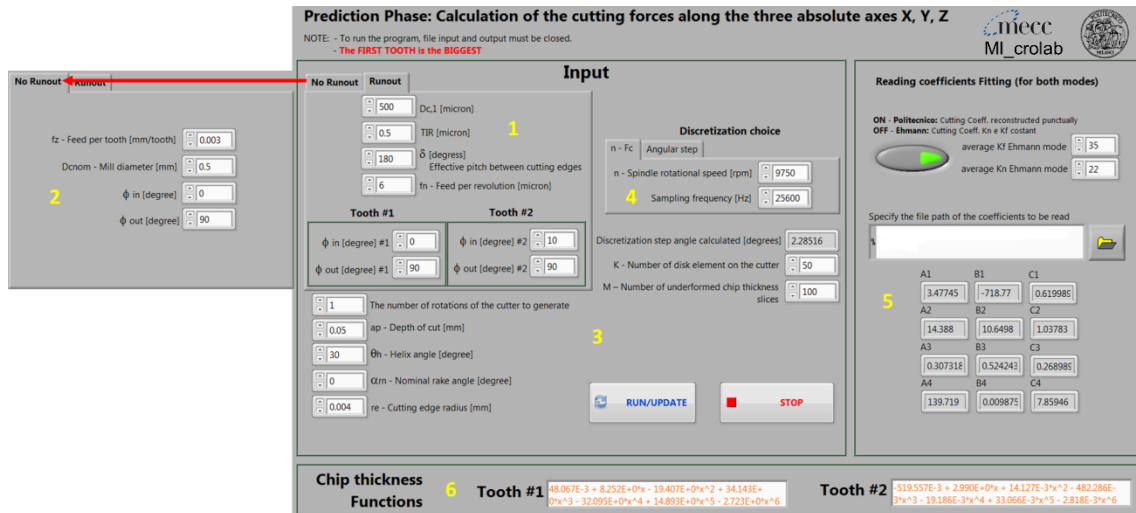


Figura 4.62 Interfaccia Prediction Phase aggiornata con Runout Module

In dettaglio:

1. Runout mode: permette l'introduzione dei parametri maximum dynamic tool diameter, $D_{c,1}$ (D_c) e radial run-out, TIR , dati dallo strumento di misura, e Effective pitch between cutting edges, δ , feed per revolution, f_n , e gli angoli di ingresso e uscita per i rispettivi taglienti, $\phi_{in,i}$ e $\phi_{out,i}$, restituiti dall'algoritmo descritto nel paragrafo 4.6.2.
2. No runout mode: permette l'inserimento dei parametri nominali di taglio nominal mill diameter $D_{c,nom}$, feed per tooth, f_z , e l'angolo di ingresso e uscita nominale, ϕ_{in} e ϕ_{out} .
3. Parametri che non influiscono sul run-out e che sono validi per entrambe le modalità.
4. Discretizzazione angolare immutata rispetto il modello preesistente (Capitolo 3).
5. Inserimento dei coefficienti di fitting generati da Adjustment Phase immutato rispetto il modello preesistente (Capitolo 3).
6. Inserimento delle equazioni interpolanti gli spessori di truciolo efficaci, $h(\theta)_i$, (Paragrafo 4.10.2.4), solo per la modalità runout.

Producer loop ha lo scopo di creare in maniera temporizzata pacchetti di dati in base alla modalità impostata. Si utilizza un “case structure” per differenziare le casistiche di runout e no runout.

Per brevità di trattazione viene riportato solo il funzionamento nella modalità runout. In entrambe le casistiche i parametri vengono raggruppati in pacchetti, detti cluster (2 in Figura 4.63), che verranno trasferiti al consumer loop.

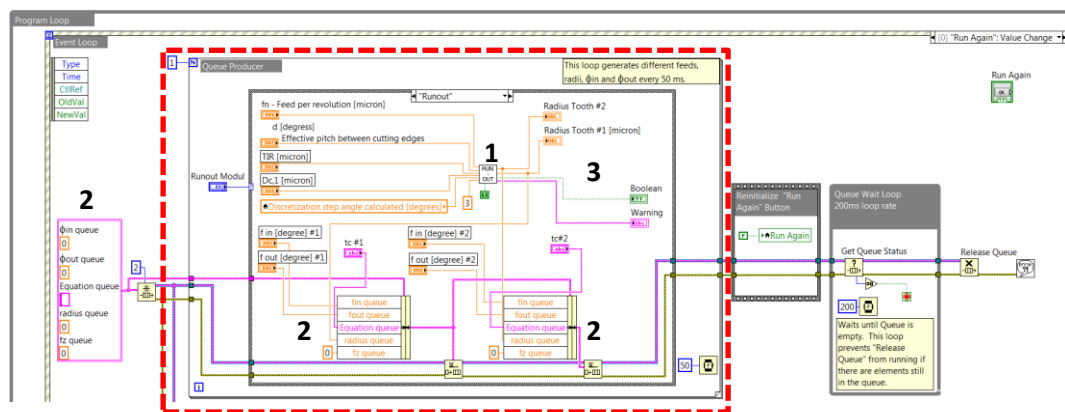


Figura 4.63 Dettaglio del Producer Loop in modalità Runout: tratteggio rosso

In dettaglio:

1. Module RUN-OUT;
2. Cluster: contiene l'insieme di dati necessari all'esecuzione del programma di previsione di forze;
3. Output del Module RUN-OUT.

4.11.1.1.1 Module RUN-OUT

Module RUN-OUT (Appendice B2), da non confondere con runout module, nasce dall'esigenza di ridurre il numero di parametri che l'utilizzatore deve trasferire dal codice sviluppato in ambiente Matlab[®] (Paragrafo 4.10) nel modello di previsione di forze.

Questo è, a tutti gli effetti, un primo tentativo di tradurre il codice in unico linguaggio.

Il modulo in questione ha la funzione di simulare il processo di asportazione di truciolo come mostrato in Figura 4.64.

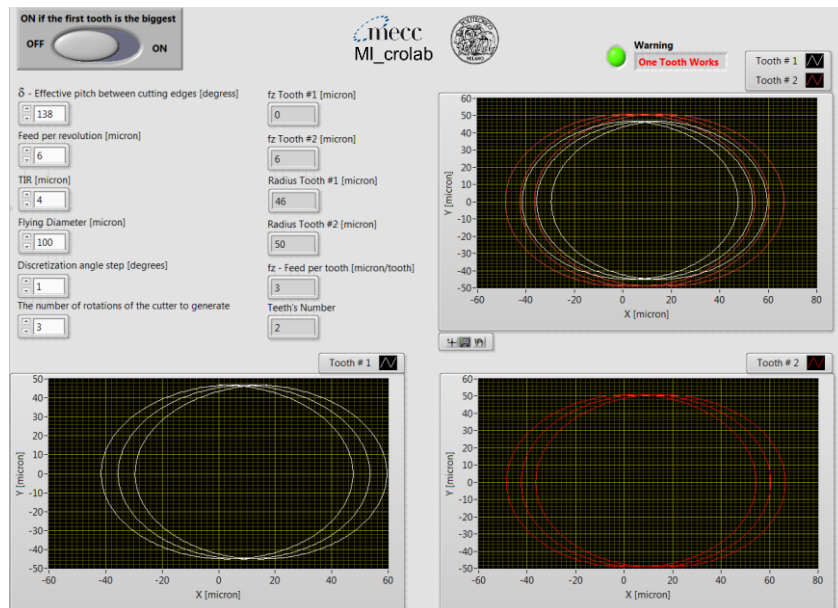


Figura 4.64 Interfaccia Module RUN-OUT: caso in cui lavora solo un dente

Le equazioni utilizzate sono le cicloidi, le medesime descritte nel paragrafo 4.6.2 e dalle Equazioni 4.8 e 4.10.

Il modulo calcola i raggi efficaci, $D_{c,i}/2$, dei singoli taglienti per poi inviarli al consumer loop che provvede a trasformarli in maximum tool dynamic diameter, $D_{c,1}$, e minimum dynamic tool diameter, $D_{c,2}$.

In aggiunta, Module RUN-OUT contiene la condizione limite per cui lavora un solo tagliente, descritta dall'Equazione 4.18; tramite questa restituisce in out un warning (3 in Figura 4.63, Figura 4.64, 3 in Figura 4.71) con cui avvisa l'utente se ciò accade.

4.11.1.1.2 Effective chip thickness functions $h(\theta)_i$

Il modello preesistente di previsione delle forze di taglio prevede, nella sua struttura originale, l'approssimazione della cinematica del processo tramite circonferenze traslate (Figura 4.2); questa, insieme alle convenzioni (Figura 4.45) determina la creazione dello spessore di truciolo tramite l'Equazione 4.1.

Si nota dall'Equazione 4.1 l'utilizzo del parametro avanzamento al dente, f_z . Come descritto nel paragrafo 4.10.2.4, il modello è capace di generare gli avanzamenti al dente efficaci, $f_{z,i}$, per ogni singolo tagliente.

In linea di principio si possono utilizzare quest'ultimi valori per completare i due set di parametri "efficaci" da dare in input al modello di previsione di forze di taglio aggiornato.

Questa tecnica, però, non risulta essere corretta per due motivi.

- si converte la modellazione a cicloidi in una modellizzazione a circonferenze traslate;
- non si conserva la forma di $h(\theta)_i$.

I valori di avanzamento al dente efficaci sono generati dall'Equazione 4.23; questa relazione consente di ricondursi, dalla condizione di cinematica modellizzata tramite cicloide, a quella modellizzata tramite circonferenze traslate, mediante l'uguaglianza delle aree di truciolo asportato, A_i .

I valori $f_{z,i}$ consentono, perciò, di ricostruire gli avanzamenti al dente che, a parità degli altri parametri, si devono avere in una modellizzazione con circonferenze traslate per poter asportare un'area di truciolo equivalente.

Per far ciò la formula va a distribuire lo spessore medio di truciolo efficace calcolato, hm_i , (Equazione 4.23) su tutta una circonferenza.

Le circonferenze in questione sono definite ora da diametri e archi in presa differenti, $D_{c,1}$, $D_{c,2}$, ϕ_1 e ϕ_2 .

Nello specifico il dente maggiore avrà un diametro efficace, un arco in presa efficace e un avanzamento al dente efficace maggiorati rispetto la condizionale nominale di partenza; al contrario il dente minore vede tutti i parametri elencati sopra ridotti rispetto i valori nominali (Figura 4.65).

Conseguenza di ciò è la creazione di forzanti che vedono, per il picco della forza del tagliente maggiore un valore superiore a quello reale, mentre per il secondo un valore di picco inferiore.

Per maggiore chiarezza viene riportata l'immagine seguente:

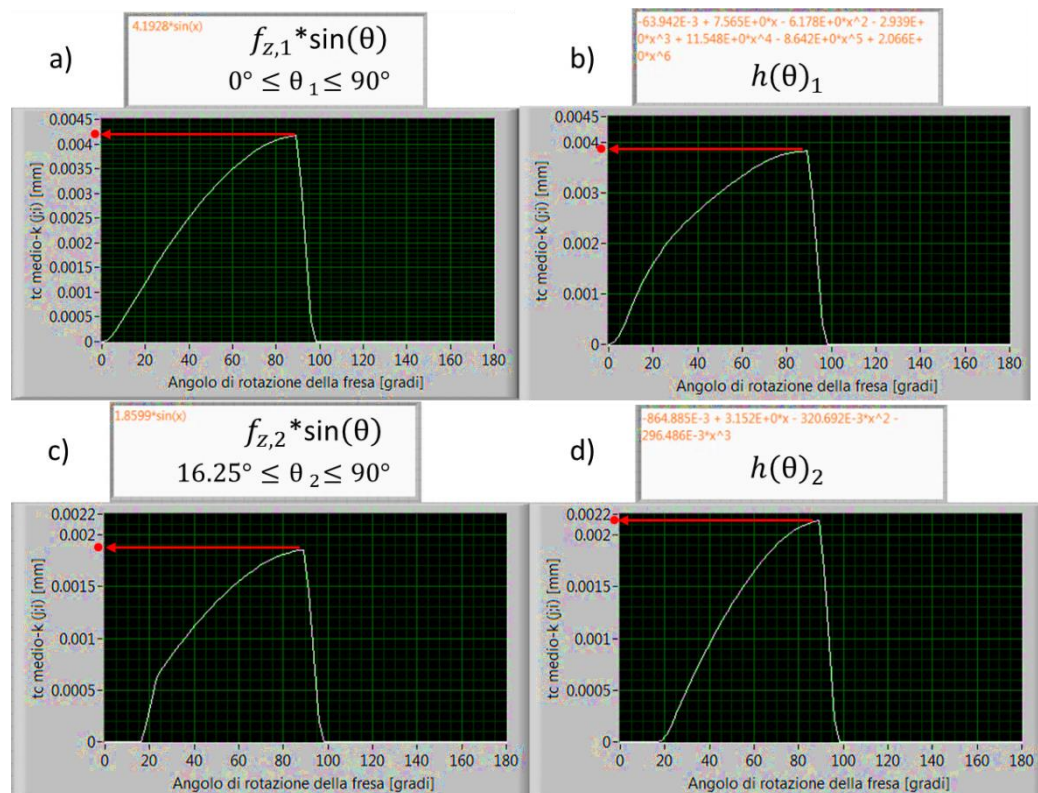


Figura 4.65 Differenza nell'utilizzo del parametro $f_{z,i}$ efficace e lo spessore di truciolo efficace $h(\theta)_i$ a parità dei restanti parametri: a) e b) si riferiscono al primo tagliente, c) e d) al secondo

La condizione nominale di partenza prevede un avanzamento al giro pari a $6 \mu\text{m}$, quindi un avanzamento al dente pari a $3 \mu\text{m}$, un diametro di volo pari a $500 \mu\text{m}$ e un TIR di μm . Il codice restituisce in output un $f_{z,1}$ pari a $4.2 \mu\text{m}$ e un $f_{z,2}$ di $1.8 \mu\text{m}$.

Si nota subito come i valori di avanzamento al dente efficace siano per il primo tagliente maggiore di quello nominale e minore per il secondo.

Di conseguenza, utilizzando i valori “efficaci” con la funzione seno per la costruzione dello spessore di truciolo indeformato come impone la cinematica che utilizza le circonferenze traslate, anche questi valori si discosteranno nella stessa direzione (a e c in Figura 4.65).

L’immagine c mette in evidenza anche come il valore iniziale di spessore di truciolo per angoli d’ingresso $\phi_{in,2}$ diversi da zero sia anch’esso non nullo.

Le immagini a e d evidenziano l’uso innovativo del parametro spessore di truciolo efficace, $h(\theta)_i$, e di come riporti i valori correttamente all’interno del modello di previsione di forze senza introdurre approssimazioni o errori numerici.

Il modello cinematico descritto nel paragrafo 4.7 è, inoltre, capace di costruire gli spessori di truciolo efficace in funzione dell’angolo di rotazione, $h(\theta)_i$; ciò significa avere informazione sull’andamento puntuale del parametro interessato e, quindi, sulla sua forma (Figura 4.60).

Con l’utilizzo dei parametri avanzamento al dente efficace questa informazione viene persa e il modello non può ricostruire l’asimmetria dello spessore di truciolo dovuto al moto di avanzamento.

In aggiunta a questa problematica il modello di previsione di taglio preesistente contiene un errore nella logica di base per la costruzione dello spessore di truciolo indeformato t_c ; l’utilizzo dell’Equazione 4.1 consente, infatti, di generare gli spessori di truciolo solo nell’eventualità che il valore di angolo di ingresso del tagliente nel pezzo, ϕ_{in} , sia 0° .

Si prenda, per esempio, un angolo d’ingresso maggiore di zero (Figura 4.66): nel processo reale il tagliente, quando incontra il materiale, va a generare uno spessore di truciolo indeformato con valori crescenti a partire da zero in

corrispondenza di ϕ_{in} . Il modello, invece, genera prima lo spessore di truciolo indeformato per un arco di 180° per poi andare a estrapolare i dati a partire dall'angolo d'ingresso impostato; ciò significa avere all'ingresso del tagliente nel pezzo uno spessore di truciolo che è differente da zero.

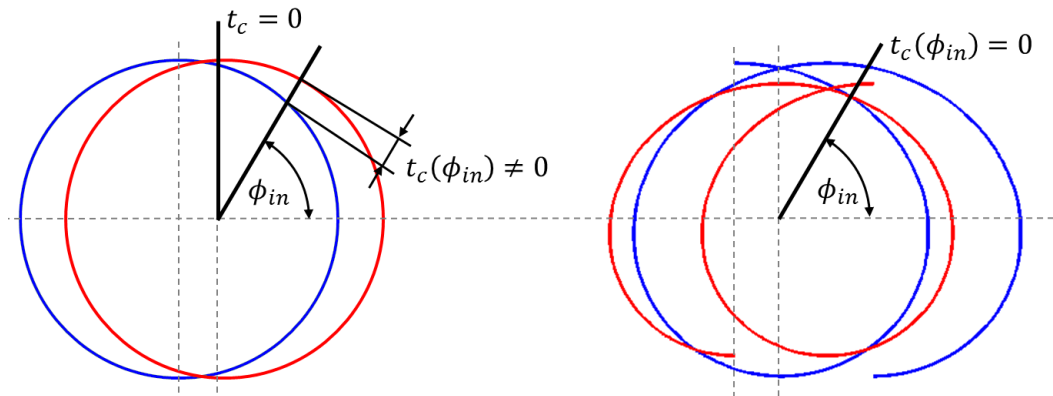


Figura 4.66 Creazione, per il secondo tagliente, del parametro spessore di truciolo indeformato, t_c , in funzione dell'angolo d'ingresso, ϕ_{in} ; a sinistra la logica delle circonferenze traslate, a destra la logica delle cicloidi;

L'errore che si genera è tanto maggiore tanto sarà distante il valore di angolo d'ingresso del tagliente rispetto l'angolo zero.

La stessa procedura viene fatta per l'angolo di uscita del tagliente ϕ_{out} , introducendo così una seconda volta il medesimo errore.

Questa tecnica risulta particolarmente deficitaria per il tagliente con diametro di volo minore, $D_{c,2}$.

Entrambe le problematiche sono risolte con l'utilizzo del parametro spessore di truciolo efficace $h(\theta)_i$; questo, infatti, contiene al suo interno tutte le informazioni riguardanti l'avanzamento al dente efficace, $f_{z,i}$, gli angoli di ingresso e di uscita efficaci, $\phi_{in,i}$ e $\phi_{out,i}$, e le profondità radiali efficaci, $a_{e,i}$. Figura 4.65 mette in evidenza quanto descritto fino ad ora.

La sua introduzione permette di descrivere puntualmente l'andamento di entrambi gli spessori di truciolo efficaci generando forme del tutto

caratteristiche del singolo processo di micro-fresatura impostato e della singola micro-fresa utilizzata, come mostra Figura 4.60.

Il passaggio di questa informazione dall'algoritmo che simula la cinematica sviluppato in ambiente Matlab[®] e il modello di previsione delle forze sviluppato in ambiente LabVIEW[®] richiede un passaggio intermedio.

Il modello preesistente va a costruire lo spessore di truciolo indeformato tramite la funzione sinusoidale seno (Equazione 4.1) e l'angolo di rotazione. Il passo di discretizzazione è impostato dall'utente mediante la velocità di rotazione del mandrino e la frequenza di campionamento (Capitolo 3); questo è utilizzato anche in tutta la restante parte del codice che elabora i coefficienti delle pressioni di taglio, associandoli ai valori puntuali degli spessori di truciolo indeformato generati, per restituire in output le forze predette.

Il codice di simulazione della cinematica costruisce un vettore di numeri e non una funzione.

Per tale ragione si è provveduto a creare un nuovo programma in ambiente LabVIEW[®] in grado di generare una funzione che descriva i vettori di spessori di truciolo indeformati efficaci, $h(\theta)_i$: Regression Solver.vi (Appendice B3).

Prima di procedere si precisa che il vettore delle ascisse del parametro $h(\theta)_i$ è ricostruito artificialmente in ambiente Matlab[®]; al primo e all'altro estremo vengono imposti rispettivamente i valori radiali degli angoli di ingresso e uscita efficaci, $\phi_{in,i}$ e $\phi_{out,i}$, del tagliente i corrispondente, mentre la discretizzazione è definita alla lunghezza del vettore $h(\theta)_i$. Ciò è necessario per avere una funzione finale che ragioni in maniera identica alla funzione sinusoidale permettendo così di non modificare oltre la struttura del modello di previsione delle forze di taglio.

Regression Solver (Figura 4.67) ha lo scopo generare una funzione di regressione a partire dalle matrici $h(\theta)_i$ date in output dal codice sviluppato in Matlab[®]; per conservare una buona flessibilità di questo strumento sono

implementate più tecniche di regressione. L'utente ha, inoltre, la possibilità di determinare l'ordine della funzione in modo tale da correggere eventuali regressioni che presentano un valore di MSE troppo elevato.

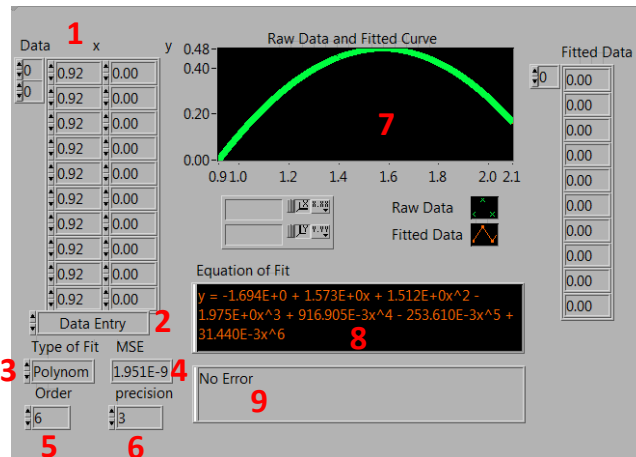


Figura 4.67 Interfaccia Regression Solver.vi

In dettaglio:

1. Mostra i vettori di ascissa e ordinata del parametro $h(\theta)_i$ dato in input;
2. Dati in input; presenta tre modalità:
 - a) Read from file: permette la scelta del file da dare in input contenente $h(\theta)_i$.
 - b) Data entry: richiama i vettori dati in input all'esecuzione precedente.
 - c) Salve to file: salva su file i vettori dati in input all'esecuzione precedente.
3. Modalità di regressione; presenta tre modalità:
 - a) Polinomiale.
 - b) Lineare.
 - c) Esponenziale.
4. Valore di MSE della regressione effettuata.
5. Ordine della funzione di regressione.

6. Numero di cifre significative dopo la virgola per i coefficienti della funzione di regressione.
7. Grafico dei dati in input e della funzione di regressione.
8. Funzione di regressione.
9. Finestra di Error in caso si presentino errori durante l'esecuzione.

La tesi utilizza una regressione di tipo polinomiale e valuta corrette tutte quelle funzioni che restituiscono in output un MSE minore $1E-5$ e che visivamente conservano meglio la forma dello spessore di truciolo.

La scelta è dettata dalla tipologia del file in input e da quella che si desidera per il file in output.

Ottenute le due funzioni di regressione (8 in Figura 4.67), una per ogni tagliente, si provvede a trasferirle al modello di previsione di forze, Prediction Phase, inserendole negli spazi indicati (6 in Figura 4.62).

L'introduzione di questo parametro ha richiesto una modifica alla struttura del modello di previsione di forze, nello specifico al module 1 (Capitolo 3).

Per conservare la modalità "no runout", e continuare ad avere la possibilità di utilizzare il modello già validato, si utilizza anche in questo caso un "case structure" che richiama le due modalità.

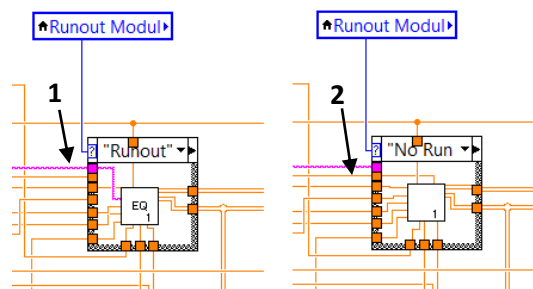


Figura 4.68 Dettaglio Module 1 EQ (modalità run-out) e Module 1 (modalità no run-out)

Nella modalità "no run-out" viene conservato Module 1 mentre in "run-out" viene copiata la struttura e modificata attraverso l'introduzione del parametro

spessore di truciolo efficace, o più precisamente, della funzione di regressione di tale parametro.

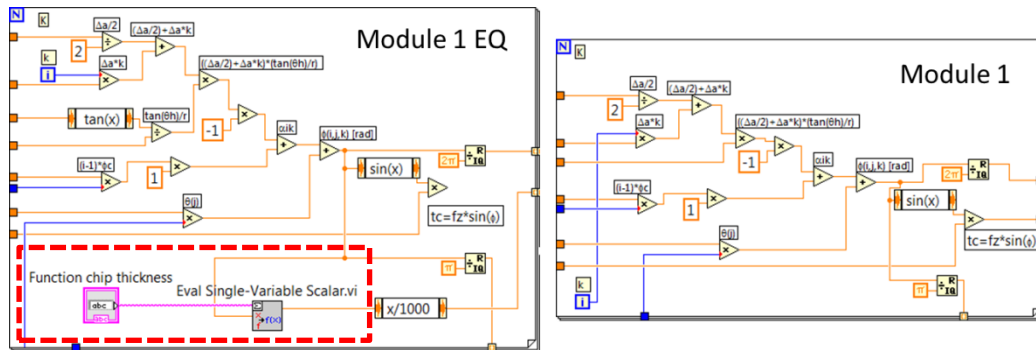


Figura 4.69 Confronto tra Module 1 EQ e Module 1

Figura 4.68 evidenzia come il nuovo modulo non utilizzi più il parametro avanzamento al dente, f_z , che continua ad essere conservato per la modalità “no run-out” (2), ma vada ad elaborare il nuovo parametro $h(\theta)_i$.

4.11.1.2 Consumer loop

Il consumer loop ha il compito di estrarre in maniera ordinata e temporizzata i due pacchetti di dati generati dal producer loop.

Figura 4.70 mostra il block diagram complessivo; il codice, per ogni loop, estrae l'insieme di dati necessari ad eseguire il programma di previsione di forze preesistente (evidenziato in Figura 4.70).

Il consumer loop esegue i moduli per la previsione delle forze di taglio due volte durante l'esecuzione dell'intero programma, una per ogni tagliente.

Questo consente di costruire le forze per un tagliente alla volta (3) e di, infine, ricostruire la forzante totale che si ha in una rotazione del mandrino.

La procedura sebbene vada a separare i due taglienti per poi ricomporre in ultimo le forzanti non introduce alcun tipo di errore o approssimazione.

Il programma, infatti, ha in input i parametri di angolo d'ingresso e uscita efficaci dei singoli taglienti, $\phi_{in,i}$ e $\phi_{out,i}$; questo consente di trasferire

correttamente la cinematica simulata dall'algoritmo implementato in ambiente Matlab[®] (Paragrafo 4.10) e tradurla nello sfasamento angolare delle due forzanti in ambiente LabVIEW[®].

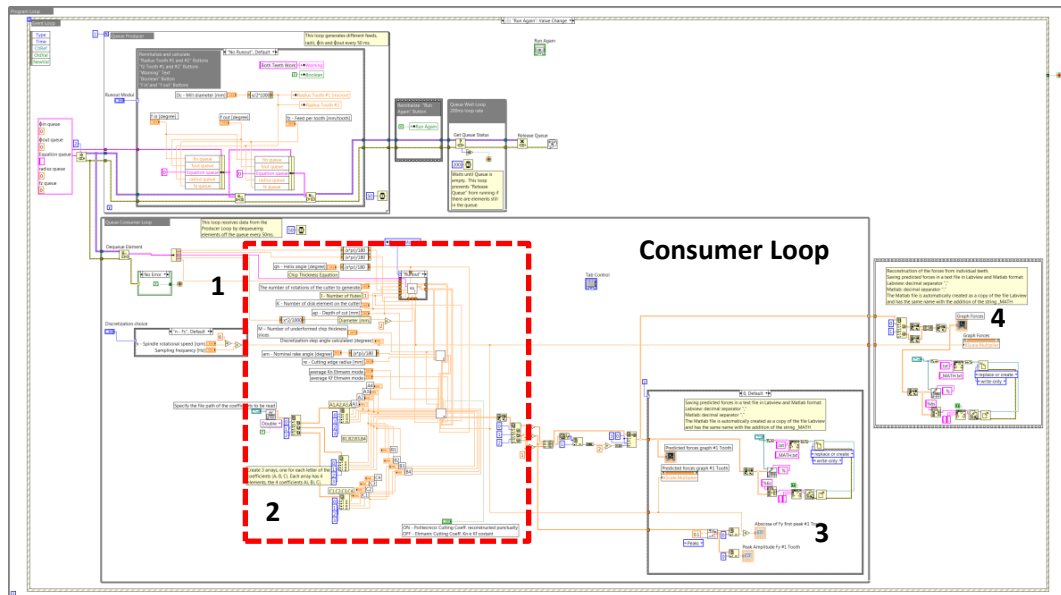


Figura 4.70 Block Diagram di Prediction Phase: evidenziato in rosso il modello preesistente

In dettaglio:

1. estrazione dei pacchetti di dati;
2. esecuzione del modello di previsione di forze di taglio;
3. costruzione delle forze dei singoli taglienti;
4. ricostruzione delle forze di entrambi i taglienti.

La ricostruzione della distanza angolare tra le due forze è un'ulteriore innovazione portata da questo lavoro.

Figura 4.71 mostra come le forze ricostruite varino ampiezza e fase a seconda dei valori di TIR in ingresso.

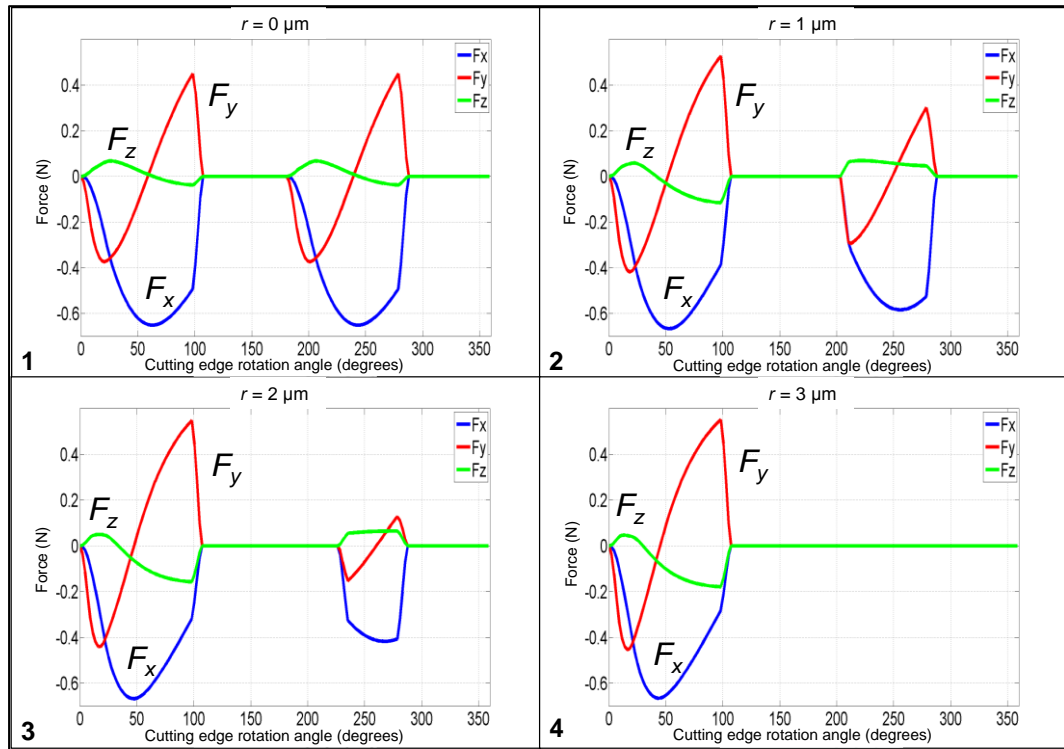


Figura 4.71 $a_p = 0.05$ mm, $a_e = 0.250$ mm; up-milling; workpiece material: Aluminium 6082T6; $f_{z,i}$, $a_{e,i}$ e ϕ_i sono indicate in Tabella 4.2 in funzione di r

In output l'interfaccia permette di visualizzare sia la forzante ricostruita, "Force Predicted", che le singole forze generate da ogni tagliente, "#1 Tooth" e "#2 Tooth". Figura 4.72 riporta i primi due casi elencati.



Figura 4.72 Interfaccia output "Force Predicted" e "#1 Tooth" di Prediction Phase

In dettaglio:

1. indirizzo del file note su cui salvare le forze predette;
2. grafico delle forze predette, ricomposte e per singolo tagliente;
3. messaggio di warning nel caso lavori solo un tagliente;
4. misura del raggio efficace del tagliente considerato;
5. valore di picco della Forza Y;
6. angolo in cui si ha il valore di picco dato dal punto 5.

4.11.1.3 Data packet

Il corretto passaggio dei dati tra il consumer loop e il producer loop è essenziale per il funzionamento del programma.

A questo si aggiunge l'attenzione di rendere la struttura più flessibile possibile al fine di favorire possibili sviluppi futuri.

Lo strumento utilizzato per la trasmissione dei dati tra i due loop è la funzione queue. Ad essa viene associato un dato di tipo cluster; esso si caratterizza per la capacità di contenere più dati di diversa natura: booleani, numerici o stringhe.

Questo consente, perciò, possibili introduzioni di ulteriori parametri in un'ottica di miglioramento del software, con il vantaggio di non dover modificare la struttura.

La coda viene creata con una dimensione fissa pari a due, uno spazio per ogni set di dati di ogni singolo dente; il primo è dedicato al dente maggiore e il secondo al dente minore.

Il producer loop provvede alla creazione dei set di parametri per entrambi i taglienti contemporaneamente e li deposita all'interno della coda. Questo passaggio ha un tempo di esecuzione impostato di cinquanta millisecondi.

Terminato il tempo, la coda trasferisce in maniera ordinata i due pacchetti contenenti i parametri di taglio al consumer loop. Quest'ultimo, in un tempo imposto sempre di cinquanta millisecondi, provvede ad estrarre i due set di parametri; prima quelli relativi al tagliente maggiore e successivamente quelli relativi a quello minore.

Terminata l'estrazione del primo set, questo viene immediatamente trasferito al modello di previsione di forze che provvede ad elaborare i dati. Nel mentre, viene estratto il secondo set di parametri che resta in attesa finché il modello di previsione delle forze non ha terminato la sua prima esecuzione.

Le due singole forzanti vengono, infine, ricostruite dando origine così alla forzante rappresentativa dell'intera fresa.

In aggiunta sono portate modifiche per ottimizzare il funzionamento del programma. In primo luogo viene dato un ordine cronologico al procedimento tramite il collegamento della funzione "error" a tutte le modifiche introdotte; questo consente di determinare e comandare il flusso dei dati durante l'esecuzione del programma. Questa tecnica non è, però, introdotta all'interno del modello di previsione di forze preesistente (Figura 4.69) a causa della complessità del flusso di dati.

Questo potrebbe determinare l'inizio dell'elaborazione dei dati del secondo set quando il primo non è ancora stato processato completamente; per ovviare a questo problema è stata imposta la temporizzazione del ciclo.

Il producer e il consumer loop sono poi inseriti all'interno di un "even case" in modo tale da poter dare all'utente la gestione del tutto autonoma dell'esecuzione del modello tramite l'utilizzo del comando "run/update" come mostrato in Figura 4.70. Infine si aggiunge esternamente un ciclo "while" in modo tale che l'utente sia in grado di comandare l'arresto dell'intero programma mediante il comando "stop".

Queste ultime modifiche consentono, inoltre, di ottimizzare la CPU del computer in quanto, una volta avviato l'intero programma, il modello rimane dormiente fino a quando l'utente non decide di eseguirlo tramite il comando "run", consentendo, così, anche veloci modifiche dei parametri in input senza l'arresto dell'intero sistema.

Capitolo 5

5 ACQUISIZIONE E CONDIZIONAMENTO DELLE FORZE DI TAGLIO

Il seguente capitolo tratta la struttura del sistema di misura utilizzato dalla tesi per acquisire i segnali di forze che generatisi durante la campagna sperimentale descritta nel Capitolo 6.

Nella prima parte sono esposti gli strumenti utilizzati nel corso del lavoro e la modalità con cui sono applicati.

Nella seconda parte si descrive l'elaborazione del segnale acquisito trattando in maniera dettagliata la parte di compensazione dinamica delle forze.

La macchina utilizzata è la Kern EVO [51] per micro-lavorazioni presente all'interno del Laboratorio di Meccanica del Dipartimento di Ingegneria Meccanica del Politecnico di Milano.

5.1 CATENA DI MISURA DELLE FORZE

All'inizio del Capitolo 4 si è fatto riferimento all'importanza che rivestono le forze misurate nei confronti del modello meccanicistico e soprattutto delle problematiche che emergono in campo sperimentale a proposito della acquisizione delle forze di taglio prodotte dalla micro asportazione del truciolo.

Gli strumenti di misura attualmente presenti sul mercato, seppur tecnologicamente all'avanguardia, sono dotati di bande passanti in frequenza limitate, se messe a confronto con il contenuto armonico dei segnali di forza generati dai micro utensili rotanti ad elevate velocità. La conseguenza di questo problema è la pesante influenza del comportamento dinamico della struttura di misura all'interno delle forze acquisite.

A questa problematica ed alla relativa soluzione sviluppata è dedicato il successivo paragrafo 5.3, è opportuno però anticipare la trattazione con una serie di considerazioni che riguardano la messa a punto della catena di misura, altrettanto importante per l'ottenimento di segnali di forza corretti.

La catena di misura è composta dal trasduttore piezoelettrico Kistler 9317B [54], da tre amplificatori di carica Kistler 5015A [52] (uno per ciascuna componente cartesiana della forza), dalla scheda di acquisizione NI USB 6210 [54] e dal PC con software implementato in LabVIEW© per l'acquisizione dei segnali. Di seguito vengono espone nel dettaglio le caratteristiche dei singoli blocchi riportati in Figura 5.1.

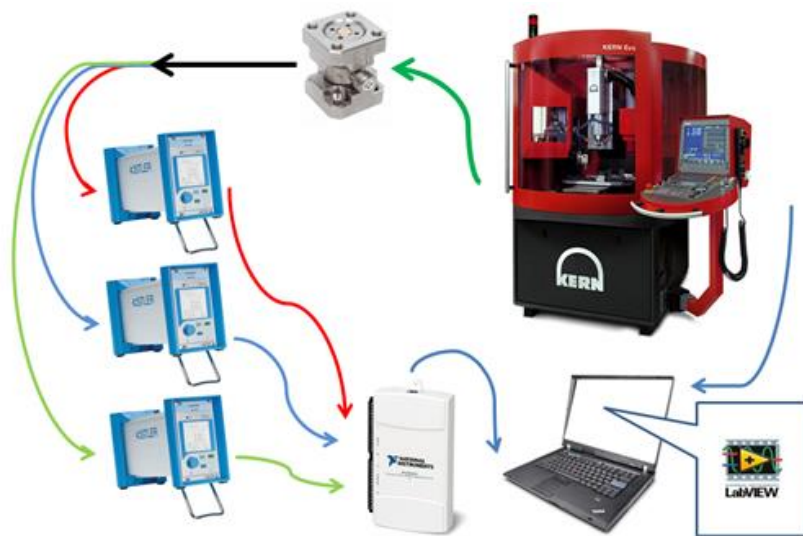


Figura 5.1 Catena di misura delle forze di taglio

5.1.1 CELLA DI CARICO PIEZOELETTRICA

Le forze di taglio vengono acquisite per mezzo della cella dinamometrica piezoelettrica triassiale Kistler 9317B, al cui interno sono presenti tre sensori di forza, uno per ciascuna direzione. Il principio di funzionamento (Figura 5.2) di questo sensore è il seguente:

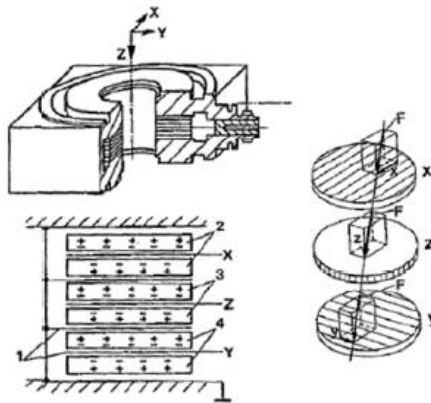


Figura 5. 2 Struttura di una cella di carico triassiale

La forza da misurare è introdotta nel sensore di forza attraverso la flangia superiore dello strumento. Il sensore contiene tre paia di dischi di quarzo, dei quali uno è sensibile alla pressione in direzione Z e gli altri due alle forze di taglio. La misura viene realizzata praticamente senza spostamento. La forza che è stata introdotta viene scomposta nelle tre direzioni ortogonali X,Y,Z. In funzione del verso delle componenti di forza si hanno cariche elettriche negative o positive, direttamente proporzionali alle suddette componenti. Cariche negative producono tensioni positive all'output degli amplificatori di carica e viceversa.

In Tabella 5.1 vi sono le caratteristiche del certificato di calibrazione (datato 08-12-10), ottenuto ad una temperatura ambiente di 24°C con una umidità relativa del 43%.

| | Range | Sensibilità | Linearità | Cross-talk | | | |
|-------|---------------|-------------|--------------|-----------------------|------|-----------------------|------|
| | [N] | [pC/N] | < \pm %FSO | % | | | |
| F_X | 0 \div 600 | -25.90 | 0.04 | $F_X \rightarrow F_Y$ | -0.2 | $F_X \rightarrow F_Z$ | -1.1 |
| | 0 \div 60 | -25.92 | 0.13 | | -0.3 | | -1.1 |
| F_Y | 0 \div -600 | -25.68 | 0.04 | $F_Y \rightarrow F_X$ | -1.4 | $F_Y \rightarrow F_Z$ | 1.1 |
| | 0 \div 60 | -25.74 | 0.10 | | -1.3 | | 1.3 |
| F_Z | 0 \div 2000 | -11.29 | 0.08 | $F_Z \rightarrow F_X$ | 0.6 | $F_Z \rightarrow F_Y$ | 0.5 |
| | 0 \div 200 | -11.29 | 0.13 | | 0.6 | | 0.4 |

Tabella 5.1 Certificato di calibrazione della cella dinamometrica piezoelettrica triassiale Kistler 9317B [54]

Le caratteristiche principali di questa cella, ottenute dalla scheda tecnica, sono riassunte nella Tabella 5.2.

| | | | |
|---|------------|------|-------------------|
| Range (senza momenti flettenti in configurazione con quattro celle) | F_X, F_Y | [N] | -1000 \div 1000 |
| Range (con punto di applicazione di F_{XY} a 12 mm dalla flangia) | F_X, F_Y | [N] | -200 \div 200 |
| Range (direzione di applicazione di F_Z centrale) | F_Z | [N] | -2000 \div 2000 |
| Sovraccarico | | % | 10 |
| Massimo momento flettente ($M_Z = 0; F_Z = 0$) | M_{XY} | [Nm] | -5 \div 5 |
| Massimo momento flettente ($M_{XY} = 0; F_Z = 0$) | M_Z | [Nm] | -4 \div 4 |
| Range di temperatura | | [°C] | -50 \div 80 |
| Frequenza propria | $f_n(x)$ | [Hz] | \approx 5000 |
| | $f_n(y)$ | [Hz] | \approx 5000 |
| | $f_n(z)$ | [Hz] | \approx 21000 |
| Peso | | [g] | 85 |

Tabella 5.2 Scheda tecnica della cella Kistler 9317B [54]

Nonostante i valori di forza massima misurabili siano molto abbondanti rispetto al modulo delle forze generalmente derivanti da una lavorazione di micro-fresatura, il valore della frequenza propria dello strumento limita la banda passante in maniera notevole, specialmente se confrontata con le forzanti armoniche generate dal taglio ad alta velocità. Quest'ultimo punto verrà affrontato in seguito; verrà inoltre presentata una tecnica di compensazione delle forze misurate atta a sopperire a questa limitazione del sensore.

Sono poi noti dai risultati di altre ricerche [39, 41] alcuni problemi che affliggono questo tipo di dispositivo; questi sono descritti nella tesi di Pusterla [40].

Il provino in lavorazione è vincolato alla cella di carico Kistler 9317B mediante 4 viti M4x16 di classe di resistenza 12.9 (Figura 5.3). Il serraggio delle viti viene effettuato alla flangia superiore della cella mediante una chiave dinamometrica e la coppia di serraggio è impostata a 5 Nm, come consigliato da catalogo della cella di carico [54].

La cella è a sua volta ancorata tramite 4 viti M4x15 classe di resistenza 12.9 ad un blocco di supporto. Anche queste viti sono serrate tramite una chiave dinamometrica con una coppia di serraggio di 5 Nm. Il supporto è realizzato in acciaio inossidabile ed è dotato di una massa importante che inevitabilmente va a modificare la dinamica della macchina.

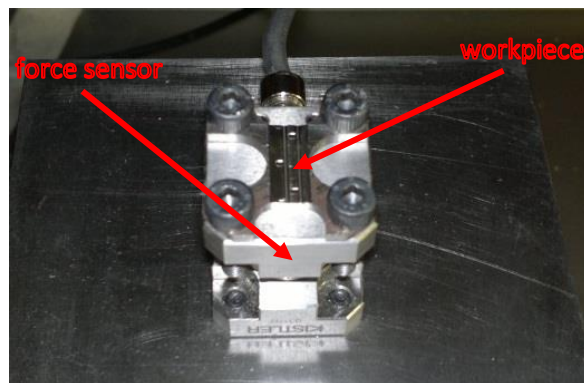


Figura 5.3 Set up macchina, cella dinamometrica e provino

5.1.2 AMPLIFICATORI DI CARICA

Come si capisce dai valori di sensibilità visti in Tabella 5.2, prima di poter acquisire i segnali generati dalla cella di carico è necessario che questi vengano amplificati tramite tre amplificatori di carica Kistler 5015A, uno per ognuno dei canali X, Y e Z.

Il collegamento avviene attraverso dei connettori BNC con cavi schermati per ridurre al minimo le interferenze elettro-magnetiche.

A valle degli amplificatori la trasmissione viene convertita da segnale di carica ad alta impedenza a segnale in tensione a bassa impedenza; l'informazione è quindi resa disponibile in Volt e viene cambiata di segno.

In Tabella 5.3 vengono elencate le caratteristiche tecniche degli amplificatori.

| | | |
|---------------------------------|------------------------|------------------------------------|
| Measuring range | [pC] | $\pm 2 \div 2\,200\,000$ |
| Measuring error | Range FS < 10 pC | % < ± 3 |
| | Range FS < 100 pC | % < ± 1 |
| | Range FS ≥ 100 pC | % < ± 0.5 |
| Drift, measuring mode DC (Long) | pC/s | < ± 0.03 |
| Overload | % FS | $\approx \pm 105$ |
| Output range FS | V | $\pm 10 / \pm 5 / \pm 2.5 / \pm 2$ |
| Output impedance | | ≈ 10 |
| Zero errors | mV | < ± 2 |
| Frequency response bandwidth | kHz | $\approx 0 \div 200$ |

Tabella 5.3 Scheda tecnica dell'amplificatore Kistler 5015A [52]

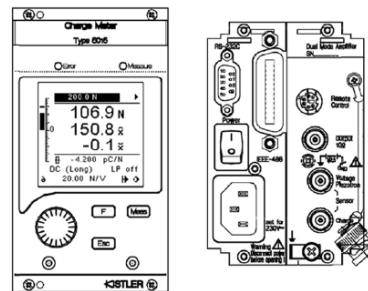


Figura 5.4 Amplificatore Kistler 5015A [52]

Ogni amplificatore può essere regolato separatamente dagli altri e, tra le varie funzioni, è possibile impostare un filtro interno all'amplificatore sia di tipo passa-basso che di tipo passa-alto. Una corretta selezione di queste possibili configurazioni, unitamente alla scelta di un fondo scala e di una tensione di output adeguati sono necessari prima di ogni prova, in modo tale da preservare tutte le informazioni utili del segnale e limitare gli effetti non voluti, come il rumore bianco e la deriva temporale delle misure.

5.1.3 SCHEDA DI ACQUISIZIONE

La scheda di acquisizione utilizzata è la National Instruments NI USB 6210, alla quale giunge il segnale analogico di tensione generato dagli amplificatori che

viene campionato e quindi convertito in un segnale digitale. Le caratteristiche tecniche della scheda sono riportate in Tabella 5.4.

| | | |
|------------------------------------|-------|----------------------------------|
| Numero di canali | | 16 (8) in RSE (Differenziale) |
| Risoluzione | bits | 16 |
| Frequenza massima di campionamento | [kHz] | 250 |
| Massima range di tensione | [V] | ± 10 |

Tabella 5.4 Scheda tecnica scheda di acquisizione NI USB 6210 [53]

La scheda consente sia la configurazione differenziale dei canali in ingresso sia la configurazione RSE o NRSE (Referenced Single Ended o Not Referenced Single Ended).

5.2 CONFIGURAZIONE DELLA CATENA DI MISURA

In questo paragrafo vengono mostrate le configurazioni adottate per i singoli componenti della catena di misura e vengono messe in luce le problematiche affrontate per ottenere una corretta misura delle forze.

5.2.1 CONFIGURAZIONE DELLA CELLA DI CARICO

La cella di carico è l'elemento più importante della catena di misura; data la grande sensibilità di cui è dotata, alcune problematiche risultano amplificate e vanno quindi considerate prima di ogni misura. Queste problematiche sono:

- la presenza del cavo coassiale di collegamento;
- il momento flettente generato dalle forze;
- l'allineamento con gli assi macchina e la configurazione del sistema di riferimento;
- la deriva piezoelettrica e la deriva termica.

Queste problematiche sono già state affrontate da Pusterla [40] e Iosca [41] nelle cui tesi sono riscontrabili le soluzioni apportate per la loro riduzione e/o eliminazione.

Il presente lavoro riprende tali soluzioni che vengono qui sotto elencati:

- cavo coassiale: fissato alla struttura d'acciaio mediante del nastro adesivo;
- momento flettente: lavorazioni al centro della cella dinamometrica;
- allineamento degli assi: uso ripetuto del touch probe;
- deriva piezoelettrica e termica: attento riscaldamento delle componenti elettriche di tutte le componenti costituenti il sistema di misura e della macchina per micro-fresatura.

5.2.2 CONFIGURAZIONE DEGLI AMPLIFICATORI DI CARICA

Gli amplificatori di carica Kistler 5015A offrono all'utente diverse scelte di configurazione; queste riguardano la possibilità di impostare un filtro al segnale sia di tipo analogico passa-basso che di tipo digitale passa-alto, impostabili separatamente.

Data la natura quasi-statica delle forze acquisite durante la sperimentazione in oggetto, è fondamentale configurare il filtro passa-alto in modalità DC (Long): tale settaggio modifica la costante di tempo del filtro portandola ad essere $\tau = 1 s$, mantenendo intatte le componenti di forza a bassa frequenza. Questa impostazione del filtro passa-alto, inoltre, è quella che consente di minimizzare l'effetto della deriva piezoelettrica.

Si è scelto poi di disattivare il filtro passa-basso, sempre per cercare di avere meno distorsioni possibili del segnale; in fase di post processing sarà valutata la

possibilità di filtrare i segnali mediante un filtro digitale. Questo tipo di approccio consente inoltre di scegliere la frequenza di taglio ottimale ed il livello di attenuazione applicato dal filtro.

Per una corretta acquisizione del segnale è necessario inoltre selezionare il fondo-scala adeguato tra le impostazioni. Per questo è ancora una volta richiesta la conoscenza a priori delle proprietà del segnale da acquisire. Il manuale degli amplificatori [52] consiglia di mantenere il segnale acquisito all'interno di un intervallo di tensione alto per la maggior parte del tempo di misura, sfruttando così appieno il fondo scala selezionato ed evitando problemi di misura a causa di un segnale troppo vicino allo zero e che potrebbe essere coperto interamente dal rumore, poiché questo è proporzionale al fondo-scala. Ovviamente, nel caso in cui uno dei segnali acquisiti fosse di ampiezza superiore al fondo-scala, questo non sarebbe letto, poiché porterebbe a saturazione lo strumento.

Da alcune prove preliminari è noto che i segnali di forza analizzati nel corso di questa trattazione hanno un'ampiezza massima inferiore ai 10 N. La scelta del fondo-scala ricade quindi tra i 5 N e i 10 N. Per essere conservativi e non rischiare di mandare in saturazione lo strumento, il valore del fondo-scala viene impostato a 10 N.

Come enunciato nel paragrafo amplificatori di carica essendo il range di misura impostato a $\pm 10V$, si ottiene una sensibilità k dello strumento pari a 1 N/V.

Durante le prove preliminari stato notato che la scheda di acquisizione NI USB 6210 presenta, a macchina spenta, un segnale con un rumore correlato tra i vari canali, e con una frequenza pari a 50 Hz evidentemente elettrico.

Tale problema di correlazione tra i canali nel rumore, viene risolto in questo lavoro, svitando le viti chiamate “grounding screws M2,5x5” da ciascun amplificatore di carica, come indicato nel manuale d’uso degli stessi [54].

Figura 5.5 e 5.6 mostrano l’entità del rumore con e senza le “grounding screws”.

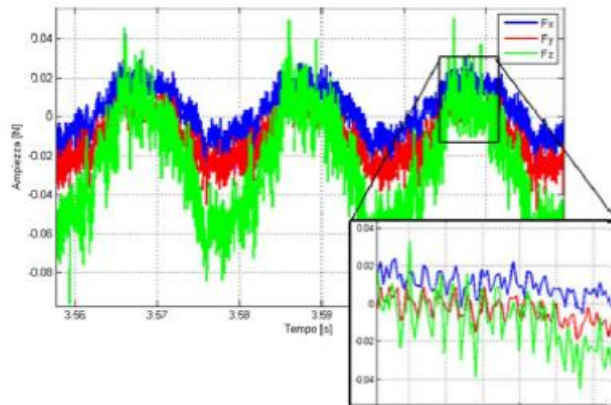


Figura 5.5 Rumore elettrico rilevato dalla scheda NI USB 6210 con grounding screws agli amplificatori di carica [40]

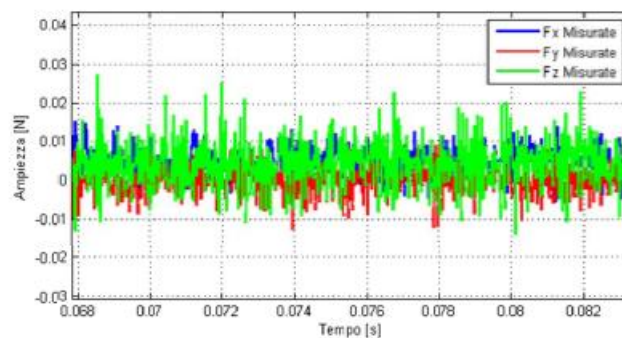


Figura 5.6 Rumore elettrico rilevato dalla scheda NI USB 6210 senza grounding screws agli amplificatori di carica [40]

È raccomandato dal manuale di riscaldare gli amplificatori per almeno 1 h, prima dell’uso degli stessi. Inoltre, immediatamente prima di accendere gli amplificatori per la misura, è buona norma resettare lo zero attraverso il comando ‘zero adjust’ integrato nell’amplificatore.

5.2.3 CONFIGURAZIONE DELLA SCHEDA DI ACQUISIZIONE

La scheda di acquisizione NI USB 6210 consente differenti configurazioni del potenziale di riferimento:

- Referenced Single Ended (RSE): la misura fornita è la differenza di potenziale tra il segnale di un canale di input ed il segnale relativo al canale AI GND (Analog Input Ground);
- Not Referenced Single Ended (NRSE): la misura fornita è la differenza di potenziale tra il segnale di un canale di input ed il segnale relativo al canale AI SENSE;
- Differenziale: la misura fornita è la differenza di potenziale tra i segnali di due canali di input che corrispondono al capo positivo e negativo del canale.

Il manuale della NI 6210 [53] fornisce una guida dettagliata per la scelta della configurazione ottimale in funzione delle specifiche condizioni di misura cui si deve far fronte.

Il segnale in ingresso alla scheda è di tipo flottante, a causa del disaccoppiamento tra il segnale di riferimento e la terra dell'edificio. Per l'acquisizione di segnali flottanti, ovvero non collegati al riferimento di potenziale dell'edificio, si possono impiegare tutte e tre le configurazioni riportate.

La configurazione differenziale è in grado di ridurre il rumore in ingresso e di diminuire il rumore di modo comune, essendo meno influenzabile dal rumore di tipo elettrostatico e magnetico rispetto alla configurazione 'single-ended'.

Il manuale consiglia di impiegare il collegamento differenziale per segnali qualora si verifichi una delle seguenti condizioni di misura:

- vi è un basso livello del segnale di input (minore di 1 V);
- i collegamenti tra la scheda di acquisizione e la fonte del segnale sono maggiori di 3 metri;
- il segnale viaggia attraverso un ambiente ‘rumoroso’;
- sono disponibili due segnali analogici di input AI+ ed AI-.

Le motivazioni scritte sopra riprendono in pieno le condizioni di lavoro che si presentano nel processo di micro-fresatura all’interno dei laboratori del Dipartimento di Meccanica. Per tali ragioni è scelta questa modalità.

I valori di range del segnale riprendono quelli impostati per gli amplificatori di carica descritti sopra, $\pm 10V$, determinando una risoluzione di $320 \mu V$ (Tabella 5.5).

| Input Range | Nominal Resolution |
|-------------------|--------------------|
| -10 V to 10 V | 320 μV |
| -5 V to 5 V | 160 μV |
| -1 V to 1 V | 32 μV |
| -200 mV to 200 mV | 6.4 μV |

Tabella 5.5 Input range e risoluzione del segnale [53]

Il terzo parametro da valutare ai fini di una corretta analisi delle forze di taglio è la frequenza di acquisizione del segnale. Come mostrato in Tabella 5.4, la scheda di acquisizione NI USB 6210 è in grado di campionare fino a 250000 valori al secondo.

Per il teorema del campionamento di Nyquist-Shannon, un segnale analogico, caratterizzato da una banda di frequenze limitata a f_i , può essere univocamente

ricostruito dai suoi campioni senza aliasing, se la frequenza di campionamento $f_c = \frac{1}{\Delta t}$ è tale per cui rispetti Equazione 5.1:

$$f_c > 2f_t$$

Equazione 5.1 Condizione per non avere aliasing

dove Δt è l'intervallo temporale tra un campione ed il successivo, $\frac{f_c}{2}$ è detta invece frequenza di Nyquist.

Il segnale di forze generato da un processo di micro-fresatura ideale da una fresa a due taglienti è periodico ed è caratterizzato da due componenti armoniche fondamentali e dalle componenti multiple delle prime:

- La prima armonica è corrispondente alla frequenza di rotazione del mandrino ed è nominata in letteratura Spindle Frequency, f_o ; è ricavabile dalla seguente relazione:

$$f_o = \frac{n}{60} [Hz]$$

Equazione 5.2 Frequenza fondamentale della rotazione del mandrino

- La seconda armonica corrisponde al passaggio del tagliente e è nominata Tooth Passing Frequency, f_t ; si calcola come:

$$f_t = I \cdot f_o [Hz]$$

Equazione 5.3 Frequenza fondamentale del tagliente

- Le componenti multiple delle prime due sono dovute alla complessità della forma del truciolo la quale è affetta dalle tracce lasciate dai passaggi precedenti dei taglienti.

Un segnale di forza di una micro-fresatura è descritto in maniera completa da queste armoniche. Dall'analisi delle componenti, poi, è possibile ricavare informazioni riguardo alla qualità della lavorazione. La Spindle Frequency, ad

esempio, è associata a fenomeni che avvengono una volta al giro; può essere perciò utilizzata come misura del run-out dell'utensile o del mandrino stesso.

In Figura 5.7 viene mostrato un segnale di forze nel dominio delle frequenze, acquisito durante una lavorazione effettuata con fresa di 100 μm di diametro ad una velocità di rotazione del mandrino pari a 49500 rpm. Nel grafico si distinguono chiaramente le componenti armoniche del segnale.

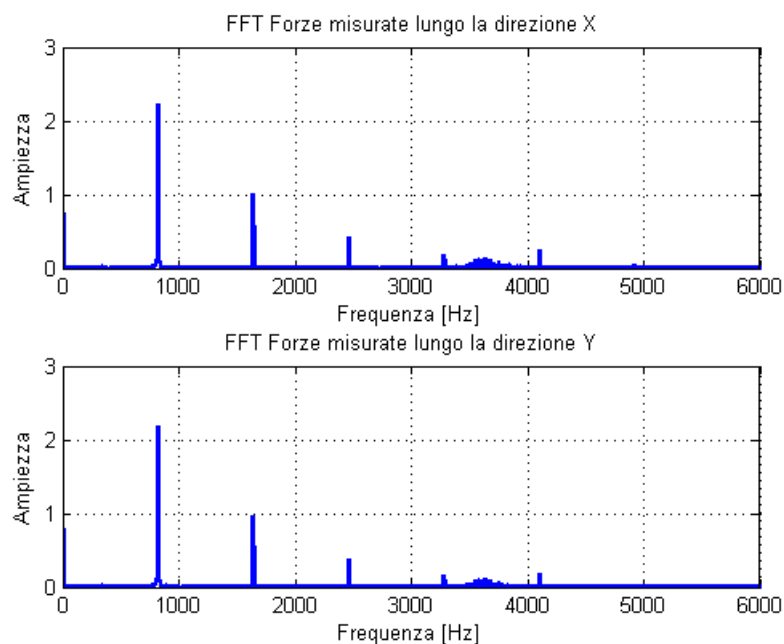


Figura 5.7 Forze generate in un processo di asportazione di truciolo da una fresa di diametro 0.1 mm nel dominio delle frequenze [41]

A causa della periodicità del segnale, è necessario che la f_c sia pari ad almeno il doppio della più alta frequenza che caratterizza il segnale, così da evitare problemi di aliasing. La velocità di rotazione massima raggiungibile dal mandrino è di 50000 rpm, che corrisponde ad una frequenza di 833,33 Hz. Utilizzando, ad esempio, una f_c pari a 24000 Hz si possono acquisire, senza commettere aliasing, fino a 14 armoniche multiple dell'armonica fondamentale a 833,33 Hz, ritenute ampiamente sufficienti a ricostruire il segnale nella sua interezza, con un passo angolare di 12,5 gradi. Quest'ultimo valore, però, non è

adatto per il corretto funzionamento del modello in modalità taratura, per i vincoli già descritti all'inizio del Capitolo 4.

Il vincolo della frequenza di campionamento massima supportata dalla scheda, non corrisponde a quella nominale, ma è ridotta a causa del funzionamento del clock di sistema che deve gestire più canali contemporaneamente. La frequenza di acquisizione massima è definita dall'Equazione 5.4:

$$f_{c,max} = \frac{f_{c,scheda}}{n_{canali}}$$

Equazione 5.4 Frequenza massima di acquisizione per singolo canale

Il limite massimo di frequenza di acquisizione raggiungibile dalla scheda NI6210 è quindi 62500 Hz. Si considerano quattro canali perché oltre alle tre forzanti si va ad acquisire anche il segnale di trigger come descritto nel paragrafo successivo.

In accordo con la frequenza massima di acquisizione per singolo canale, 62500 Hz, la frequenza fondamentale massima del processo, 833,33 Hz, e la volontà di acquisire il numero massimo di armoniche multiple del fenomeno si sceglie una frequenza di acquisizione pari a 62200 Hz.

Questo valore rispecchia anche quando detto nel Capitolo 4 sulla discretizzazione angolare necessaria per una corretta elaborazione del segnale da parte del modello di previsione di taglio, determinando un valore pari a quattro gradi.

Da ultimo è necessario tenere presente che la scheda di acquisizione, come ogni elemento elettronico, è dotata di un transitorio termico all'accensione, durante il quale le misure fornite sono affette da errore. Il manuale della scheda [53] consiglia di eseguire un riscaldamento di almeno 15 minuti prima di effettuare qualsivoglia acquisizione; durante questo riscaldamento la scheda deve essere funzionante e deve poter elaborare un segnale. Per tale ragione è stato

precedentemente realizzato un circuito elettrico che fornisce alla scheda un segnale in ingresso in loop infinito.

La procedura di riscaldamento sarà eseguita ad ogni accensione dello strumento, assicurando così l'assenza di errori dovuti al transitorio dell'elettronica.

Infine si riporta in Figura 5.8 la configurazione adottata per il seguente lavoro:

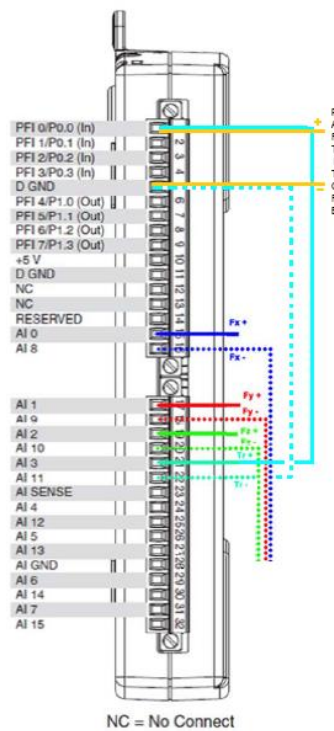


Figura 5.8 Collegamenti ai morsetti della scheda NI USB 6210

5.2.4 CONFIGURAZIONE DEL TRIGGER

Per poter unire le informazioni sulle forze acquisite con le posizioni degli assi e le velocità, è necessario che queste abbiano un riferimento comune che ne permetta la sincronizzazione. L'utilizzo di un trigger consente di riferire i dati allo stesso asse temporale.

All'interno del part program possono essere attivati i livelli alto e basso del segnale di trigger attraverso una funzione macchina, rispettivamente M68 e M69.

Nel caso in cui non si effettuasse la misura combinata di forze e dati macchina, sarebbe necessario porre particolare attenzione alla riga di programma all'interno della quale si inserisce il comando di trigger, per evitare di acquisire informazioni non utili o addirittura fuorvianti, come ad esempio un tratto di avvicinamento al pezzo senza contatto, o viceversa. Con l'acquisizione parallela delle forze e della posizione, il trigger diventa semplicemente un ausilio per la sincronizzazione.

Il segnale di trigger entra nella scheda di acquisizione come un canale aggiuntivo. L'uscita del segnale dalla macchina è direttamente in tensione e quindi non deve passare attraverso gli amplificatori, tuttavia questo viene fornito ad una tensione di 25 V, che non è supportata dalla scheda di acquisizione, come mostrato in Tabella 5.5. E' stato quindi creato appositamente un partitore di tensione per ridurre la tensione a 4 V.

Figura 5.9 mostra lo schema elettrico di un partitore di tensione.

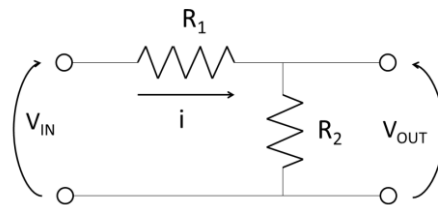


Figura 5.9 Schema partitore di tensione

La funzione di trasferimento del partitore si può ricavare applicando la legge di Ohm, per cui si ottiene:

$$V_{out} = V_{in} \frac{R_2}{R_1 + R_2}$$

Equazione 5.5 Ripartitore di tensione

Scegliendo opportunamente le resistenze R_1 ed R_2 è possibile ottenere la tensione di uscita, V_{out} , desiderata.

5.3 COMPENSAZIONE DINAMICA DELLE FORZE DI TAGLIO

Questa sezione affronta il problema della corretta identificazione delle forze di taglio, che vengono distorte dalla dinamica del sistema di acquisizione.

5.3.1 LA NECESSITÀ DI COMPENSARE

La cella di carico è un sistema meccanico sottoposto ad eccitazioni forzate. Queste forzanti, nel caso derivino da un processo di micro-fresatura, non sono di tipo statico ma dinamico.

Come è noto dal Teorema di Fourier, qualunque segnale periodico può essere scomposto nella somma di un termine costante e di un numero N sufficientemente grande di sinusoidi, delle quali la prima prende il nome di armonica fondamentale, poiché possiede lo stesso periodo e quindi la stessa frequenza del segnale considerato; le successive armoniche possiedono frequenze multiple alla frequenza fondamentale; questa somma di termini prende il nome di serie di Fourier. La funzione può essere così riscritta:

$$f(t) = A_0 + \sum_{n=1}^N A_n \cdot e^{i2\pi n f_0 t}$$

Equazione 5.6 Serie di Fourier

Nel caso in cui il segnale non sia periodico si può estendere il concetto della serie di Fourier come somma di infiniti termini. In tale modo qualsiasi segnale può essere analizzato nel dominio delle frequenze mediante lo spettro.

All'interno dello spettro di un segnale di forze di una micro-fresatura le armoniche a più alta energia sono, in generale, quelle della frequenza fondamentale, f_0 , e della frequenza di taglio, f_t .

Quando un sistema meccanico viene eccitato ad una determinata frequenza, la sua risposta in termini di spostamento dipende dalle caratteristiche di massa, smorzamento e rigidità del sistema stesso. Se il sistema è di tipo lineare tempo-invariante, la risposta ad una serie di forzanti a differenti armoniche può essere vista come la somma delle risposte alle singole armoniche.

A causa di una sollecitazione di questo tipo, il sistema di misura fornisce delle misurazioni che possono essere viste come somma di due contributi distinti: il primo contributo è quello dovuto alle forze generate dal processo di taglio, il secondo è generato dagli spostamenti del sistema dovuti alla dinamica. Questa distorsione è particolarmente importante quando la sollecitazione possiede una pulsazione che si trova nell'intorno della frequenza propria f_{nat} , di uno dei modi di vibrare del sistema.

Per applicazioni standard la frequenza propria del primo modo di vibrare del sistema è sufficientemente elevata da non interferire con la misura. Per applicazioni nel campo della micro-fresatura, a causa dell'elevatissima velocità di rotazione del mandrino, può accadere che alcune delle frequenze di interesse cadano molto vicino alla risonanza. Per questo motivo è necessario conoscere il comportamento dinamico del sistema di misura e valutare un opportuno intervento di correzione delle forze misurate [47].

Per fare un esempio concreto, le frequenze proprie nominali in direzione X ed Y del sensore Kistler 9317B da catalogo sono indicate in 5 kHz; sempre da catalogo è fornita una banda passante in ogni direzione pari al massimo al 30% della relativa frequenza propria, corrispondente ad una accuratezza ottenibile del 10%, che porta il limite di banda passante a 1,45 kHz. Una prova sperimentale con una fresa a 2 taglienti messa in rotazione a 30000 rpm ha una frequenza fondamentale di 0,5 kHz ed una frequenza di passaggio del tagliente di 1 kHz: con il limite della banda passante nominale del sensore ad 1,45 kHz si è in grado

di ricostruire solo la forma della sinusoide relativa al passaggio del tagliente, senza cogliere praticamente null'altro del complesso fenomeno di formazione del truciolo, poiché le frequenze superiori sono distorte dal comportamento dinamico del sensore.

5.3.2 IDENTIFICAZIONE DELLA FRF

La funzione di risposta in frequenza o FRF di un sistema meccanico è la funzione di trasferimento del sistema stesso, valutata nel dominio delle frequenze. Per funzione di trasferimento s'intende una particolare relazione che lega un ingresso del sistema a un'uscita. Con questo tipo di approccio il sistema viene visto come una "black box" (Figura 5.10).



Figura 5.10 Approccio black box

Per FRF di un sistema meccanico, solitamente, si intende la relazione algebrica che lega una forzante unitaria, che è l'input del sistema, ad uno spostamento, che rappresenta l'output. Questo tipo di funzione di trasferimento in letteratura viene chiamata Receptance.

E' possibile valutare questo tipo di funzione in due modi: modellando il sistema per via analitica o caratterizzando il sistema reale per via sperimentale. Il primo metodo ha come punto di forza il fatto che può essere esteso a molti sistemi differenti e può essere adattato qualora il sistema in esame subisse delle modifiche; di contro è necessaria una conoscenza accurata del sistema, che spesso non è facilmente raggiungibile. Il secondo, invece, è facilmente applicabile ma è efficace e valido solamente per le condizioni in cui il sistema si

trova durante la caratterizzazione; cambiamenti anche minimi del sistema stesso richiedono una nuova identificazione della FRF.

Per la caratterizzazione della dinamica del sistema di misura in esame la funzione di trasferimento analizzata non riguarda lo spostamento come output, bensì la forza misurata. Questo tipo di funzione di risposta in frequenza è concettualmente molto simile alla Receptance, poiché la cella di carico piezoelettrica fornisce in output una carica elettrica che è proporzionale alla deformazione imposta al sistema. Per caratterizzare questa funzione si è proceduto attraverso delle prove di impatto con martello dinamometrico (impact test). Il principio su cui si basa la prova è che attraverso il martello è possibile sollecitare il sistema con una forzante impulsiva. Un impulso ideale è in grado di sollecitare il sistema con una banda infinita di frequenze.

L'equazione della funzione delta di Dirac è la seguente:

$$\delta(t) = \begin{cases} 1 & \text{per } t = T \\ 0 & \text{per } t \neq T \end{cases}$$

Equazione 5.7 Funzione di Dirac nel dominio del tempo

Che nel dominio delle frequenze diventa:

$$\delta(f) = \int_{-\infty}^{+\infty} \delta(t) e^{-i2\pi ft} dt = 1$$

Equazione 5.8 Funzione di Dirac nel dominio delle frequenze

L'impulso ideale possiede, infatti, energia infinita, che viene distribuita su un numero infinito di frequenze ad ampiezza unitaria, come mostra l'Equazione 5.8. Nella realtà è impossibile applicare un impulso ideale. A causa della deformabilità del martello, infatti, l'impulso ha una durata finita e non infinitesima, seppur di pochi decimi di millisecondo, e allo stesso modo l'energia applicata non è infinita e sarà distribuita su una banda finita di frequenze. Figura 5.11 mostra schematicamente la differenza tra un impulso ideale ed uno reale.

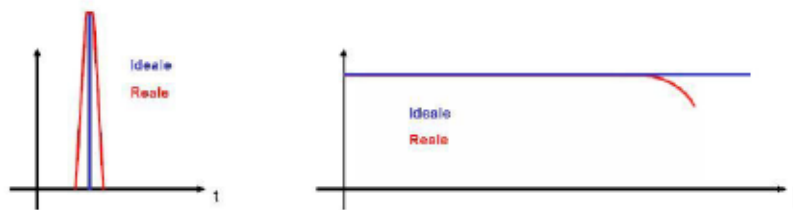


Figura 5.11 Impulso nel dominio del tempo, sinistra, e nel dominio delle frequenze, sinistra

Dato che la banda del segnale d'impulso non è infinita e unitaria, è necessario che la forza applicata dal martello sia nota. Per questo motivo la punta è dotata di un accelerometro che fornisce indicazioni riguardo al segnale di forza sia nel dominio del tempo che delle frequenze. Misurando la risposta del sistema a una forzante nota è possibile ricostruire la FRF.

Gli impact-test vanno effettuati in ogni direzione di misura per cui è utile sapere la risposta dinamica; per il sistema in esame, quindi, sono state misurate le risposte nelle direzioni X e Y, poiché la direzione Z è ritenuta poco significativa. La stima della FRF migliora con l'aumentare del numero di repliche delle prove di impatto, soprattutto perché gli impulsi di intensità differente consentono di capire se il sistema risponde in maniera lineare.

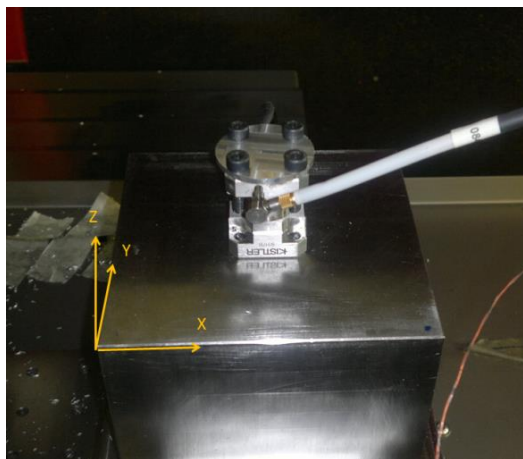


Figura 5.12 Impact-test lungo la direzione Y con provino di Al 6082 T6

La misura, sul sistema in esame, è stata effettuata con dieci repliche di impulso per entrambe le direzioni d'interesse. Durante la prova d'impatto è necessario porre molta attenzione nel mantenere il punto di applicazione della forza il più costante possibile tra le repliche, in modo tale che le risposte misurate siano rappresentative della medesima configurazione. Repliche in cui l'impulso abbia una durata troppo prolungata o siano presenti doppi colpi devono essere scartate e la prova deve essere ripetuta. Alla fine della procedura i risultati delle dieci repliche verranno mediati per affinare il risultato.

Il sistema su cui viene eseguita l'identificazione deve essere nelle stesse condizioni che si avranno durante la lavorazione: piccoli cambiamenti potrebbero portare ad un comportamento dinamico differente. Per questo motivo il provino deve essere montato sulla cella e avvitato con la stessa coppia nominale delle condizioni di lavoro, pari a 5 Nm, la macchina deve essere accesa, gli assi devono essere nella posizione di lavoro e il controllo CNC deve esercitare una retroazione agli spostamenti imposti.

I test sono stati eseguiti con un martello dinamometrico con punta in rame di tipo PCB 086C04 (Figura 5.13, b) della massa di 0,16 kg e sensore in quarzo e con un martello di massa minore e con punta in acciaio inossidabile di tipo PCB 086E80 (Figura 5.13, a) della massa di 4,8 g e massa aggiuntiva di 1,25 g, dotato anch'esso di sensore al quarzo.

Tra i due si è deciso di utilizzare le misure effettuate con il martello di massa minore (PCB 086E80). Questo perché la punta in rame risulta troppo cedevole, riuscendo ad eccitare solamente frequenze basse. La maggiore rigidità della punta in acciaio ha consentito di avere una banda di eccitazione di circa 6000 Hz; oltre tale frequenza non vi è energia sufficiente per una buona valutazione della risposta.



Figura 5.13 Martelli dinamometrici

L'impiego del martello PCB 086E80 comporta una perdita di qualità nella stima della FRF a bassa frequenza; si può, infatti, ritenere in maniera piuttosto semplicistica che martelli dotati di masse importanti siano ottimi per lo studio delle basse frequenze, mentre martelli con masse piccole siano più prestanti per lo studio delle alte frequenze.

Per l'acquisizione del segnale di forze si è utilizzata la scheda di acquisizione NI9234 capace di compensare internamente eventuali derive termiche. Il martello dinamometrico è collegato mediante un cavo coassiale con connettore BNC a una seconda scheda di acquisizione NI. La frequenza di acquisizione f_c scelta per entrambi i segnali è di 25600 Hz.

Gli amplificatori di carica, invece, sono stati impostati con fondo scala di 50 N, essendo i segnali di impulso anche superiori a 30 N di intensità, e con ampiezza dell'intervallo di acquisizione tra -10 V e +10 V; la sensibilità k risultante è pari a 5 N/V. I filtri passa-basso e passa-alto sono stati disattivati per non perdere informazioni sul segnale. L'amplificatore è stato azzerato prima di ogni misura ed è stata seguita la procedura di riscaldamento consigliata.

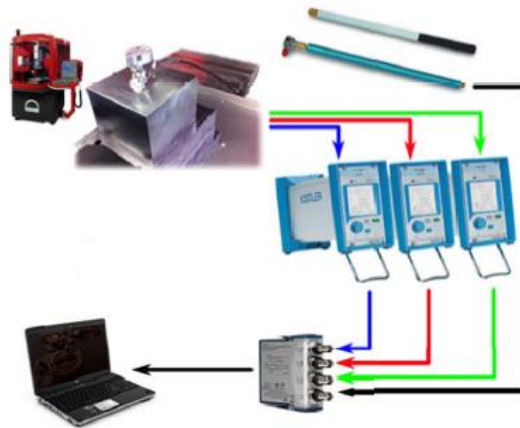


Figura 5.14 Catena di misura per impact-test

5.3.3 STIMA DELLA FRF

La FRF sperimentale viene calcolata a partire da segnali provenienti dalle eccitazioni impulsive e segnali di risposta al forzamento; queste misure vengono condotte in ambiente rumoroso, dove non è esclusa la presenza di disturbi. Per limitare in parte l'effetto di questi disturbi esiste la possibilità di utilizzare degli stimatori della FRF reale del sistema. Questi stimatori vengono nominati in letteratura come H_1 e H_2 . La definizione matematica di questi operatori matematici è riportata da Equazione .

$$H_1(f) = \frac{G_{xy}(f)}{G_{xx}(f)}; \quad H_2(f) = \frac{G_{yy}(f)}{G_{yx}(f)}$$

Equazione 5.9 Stimatori H_1 e H_2

Dove $G_{xx}(f)$ e $G_{xy}(f)$ è l'auto-spettro ed il cross-spettro dei segnali $x(t)$ e $y(t)$ che vengono definiti come:

$$G_{xx}(f) = X^*(f) \cdot X(f); \quad G_{xy}(f) = X^*(f) \cdot Y(f)$$

Equazione 5.10 Auto-spettro e Cross-spettro

dove $x(t)$ e $y(t)$ sono rispettivamente i segnali di impulso applicato al sistema e la risposta misurata in termini di forza, con $X(f)$ e $Y(f)$ le relative trasformate di Fourier e con $X^*(f)$ il complesso coniugato di $X(f)$.

Lo stimatore H_1 fornisce la migliore stima di $H(f)$ nel caso in cui il rumore affligga il segnale di risposta, ovvero la misura di forza, H_2 invece fornisce la stima migliore di $H(f)$ nel caso in cui il rumore sia correlato all'ingresso, ovvero all'impulso. In assenza di rumore si avrebbe $H_1(f) = H_2(f) = H(f)$.

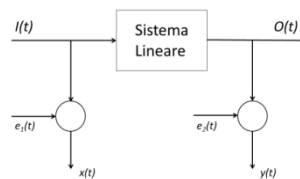


Figura 5.15 Schema a blocchi per lo stimatore H1

Date le proprietà del sistema di misura in oggetto, caratterizzato da rumore sul segnale di risposta, si è deciso di utilizzare lo stimatore H_1 , mostrato in Figura 5.15.

Per completezza di trattazione si è voluto valutare l'andamento della funzione di coerenza γ_{xy}^2 , che consente di stimare il grado di correlazione lineare tra ingresso e uscita. La coerenza è una funzione scalare i cui valori possono variare tra zero ed uno ed è definita dall'Equazione 5.11.

$$\gamma_{xy}^2(f) = \frac{|G_{xy}(f)|^2}{G_{xx}(f) \cdot G_{yy}(f)}$$

Equazione 5.11 Coerenza

Quando la funzione di coerenza assume valore unitario significa che vi è perfetta dipendenza lineare tra ingresso e uscita ed è possibile applicare il principio di sovrapposizione degli effetti senza commettere errori o approssimazioni significative.

La funzione di coerenza può assumere valori inferiori all'unità a causa dei seguenti fenomeni:

- presenza di rumore casuale non correlato nelle misure dei segnali di input e output;
- comportamento non lineare del sistema;
- errori di leakage nella valutazione delle trasformate di Fourier dei segnali;
- presenza di fonti di eccitazione non misurate.

Figura 5.16 e 5.17 riporta i diagrammi di Bode di modulo e fase delle FRF lungo la direzione X, sperimentale *XX*, e lungo Y, sperimentale *YY*.

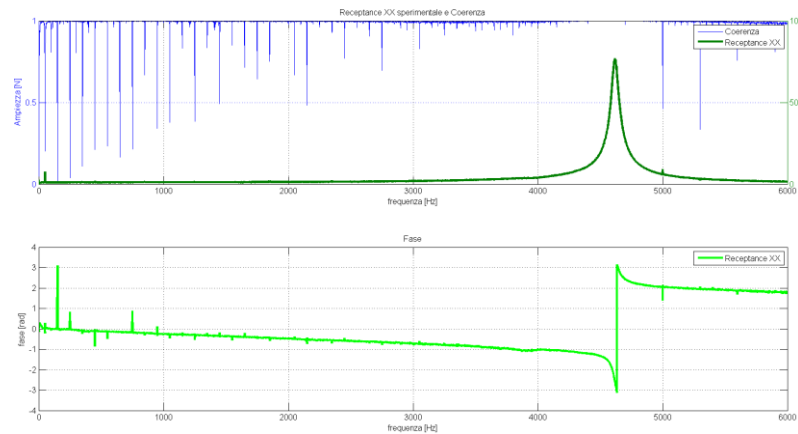


Figura 5.16 FRF sperimentale *XX* in direzione X: a) modulo con la coerenza; b) fase

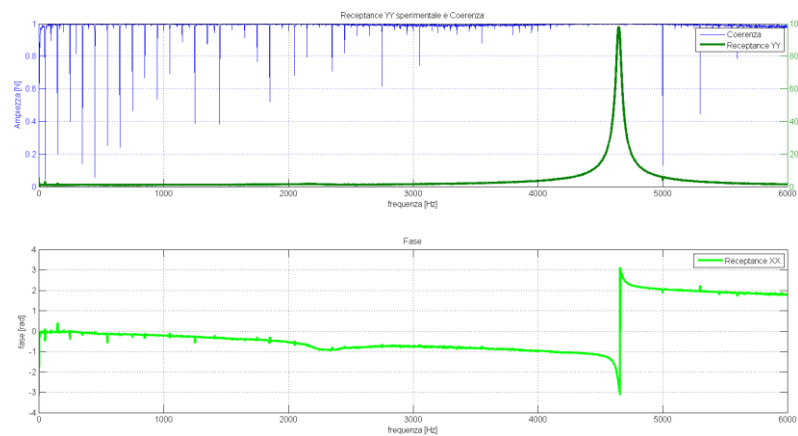


Figura 5.17 FRF sperimentale *YY* in direzione Y: a) modulo con la coerenza; b) fase

Come si può vedere dai grafici, esiste una risonanza molto importante a circa 4600 Hz, sia per la direzione di misura X che per la direzione Y.

La funzione di coerenza, che è riportata all'interno dei grafici dei moduli, si mantiene quasi sempre vicino al valore unitario nell'intervallo di frequenze da 0 a 6000 Hz, dopo di che il suo valore comincia a decrescere. Questo è dovuto al fatto che il tipo di martello utilizzato era in grado di eccitare con sufficiente energia frequenze fino a circa 6000 Hz; oltre tale limite l'ampiezza dello spettro dei segnali d'impulso decresce troppo bruscamente. Si può ritenere con buona approssimazione che il comportamento stimato del sistema sia coerente fino a questa frequenza.

Sempre analizzando i grafici in Figura 5.16 e 5.17, si nota che per frequenze basse la funzione di coerenza presenta dei picchi con valore inferiore ad uno. Il motivo di questo comportamento risiede nel fatto che il martello utilizzato, avendo una massa molto piccola, non era adatto ad eccitare frequenze vicine allo zero.

Analizzando meglio il diagramma di Bode di Figura 5.16, si nota che il principale modo di vibrare del sistema lungo la direzione X si trova a 4617 Hz ed è caratterizzato da un'amplificazione dinamica delle forze misurate pari a 77 volte.

Per quanto riguarda la direzione Y, invece, il modo di vibrare principale si trova a una frequenza leggermente più alta, pari a 4647 Hz. Ciò che si nota da subito è la maggiore ampiezza del modo di vibrare in Y, che è caratterizzato da un'amplificazione dinamica delle forze misurate pari a circa 100 volte. Ciò significa che se si forzasse il sistema con una forzante di 1 N a frequenza molto prossima a quella del modo di vibrare, valore tipico di una lavorazione di micro-fresatura, il sistema amplificherebbe questa forza fino a 100 N. Questo, come

prima conseguenza, porterebbe a saturazione l'amplificatore, impedendo qualsiasi acquisizione, e potrebbe addirittura portare al danneggiamento dello strumento. Si capisce come sia assolutamente da evitare l'applicazione di una forzante con pulsazione vicina alla risonanza. Figura 5.18 riporta un confronto tra le FRF sperimentali delle due direzioni.

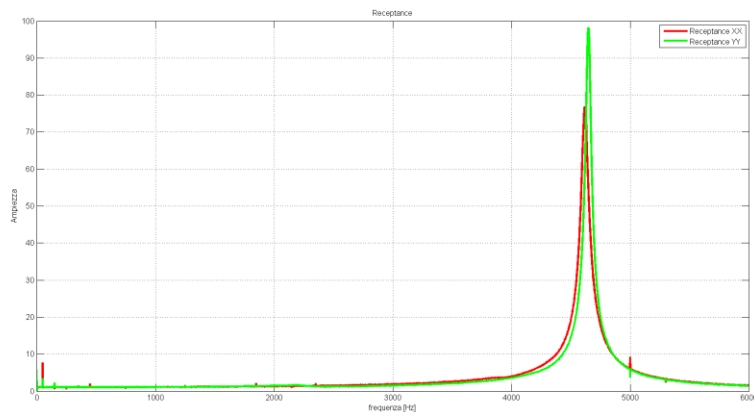


Figura 5.18 FRF sperimentali XX e YY sovrapposte

Questa differenza di amplificazione è dovuta a una differente cedevolezza delle due direzioni, probabilmente determinata dalle asimmetrie presenti nel sistema. La cella di carico, in primo luogo, presenta la connessione del cavo coassiale lungo la direzione Y, il cavo è dotato di massa e rigidità non indifferenti, che possono sicuramente influire sulla dinamica. La cella, poi, è montata su una piastra di supporto che, per motivi d'ingombro, è anch'essa asimmetrica; le viti di fissaggio, in particolare, non sono alla stessa distanza dal centro della cella nelle due direzioni. Gli assi macchina, inoltre, sono montati uno sopra l'altro e l'asse Y è quello maggiormente a sbalzo rispetto al basamento. All'interno della cella stessa, infine, i dischi di quarzo sono inseriti ad altezze differenti, avendo differente braccio rispetto al punto di applicazione della forza. Si ritiene che tutti questi motivi contribuiscano ad incrementare la differenza di performance delle due direzioni.

E' da notare inoltre che il manuale della cella di carico [54] indica la prima frequenza propria dello strumento a circa 5000 Hz: la configurazione del sistema ha influito in maniera pesante alla riduzione della stessa.

5.3.3.1 Influenza del provino sulla FRF

Gli impact-test, fin qui descritti, sono effettuati sul sistema provino-cella dinamometrica; all'interno del comportamento dinamico è, perciò, inserita l'influenza anche del provino al fine di epurare il segnale di forza anche dalla componente pezzo.

Il lavoro pone una particolare attenzione anche sulla progettazione del pezzo da lavorare con l'obiettivo di ridurre la sua massa e aumentare così di al massimo la banda passante, in accordo con l'Equazione 5.12.

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{m}{K}}$$

Equazione 5.12 Pulsazione propria

Il provino è costituito da acciaio per stampi P20 di spessore 1,8 mm e ricavato da una barra di diametro 30 mm; la sua massa è stata poi ridotta fino a un valore di 3,2 g senza compromettere il sistema di fissaggio già esistente (Figura 5.3).

La forma ottenuta, però, non consente un'esecuzione corretta dell'impact-test a causa della limitata e complessa superficie del provino.

Per tale ragione si è prodotto un provino in alluminio, Al 6082 T6, di spessore 2 mm e diametro 30 mm, che avesse una massa equivalente al decimo di grammo. I diagrammi di Bode visualizzati sopra si riferiscono a quest'ultimo materiale; bisogna precisare che il comportamento dinamico tra alluminio e acciaio è differente a causa delle diverse rigidità. I risultati ottenuti, però, rendono trascurabile questa problematica.

Basandosi sugli storici degli impact-test effettuati sulla medesima cella dinamometrica si è estratto quello avente la banda passante maggiore ottenuta.

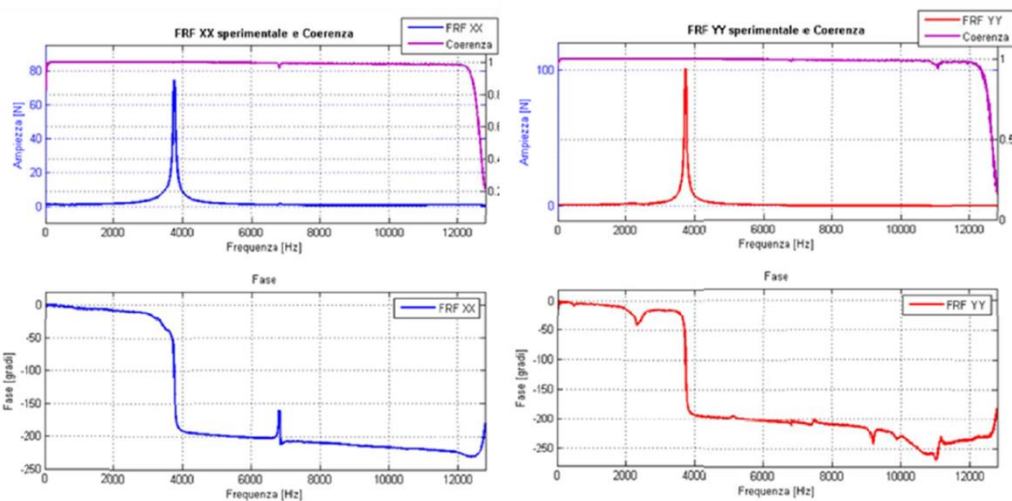


Figura 5.19 Banda passante dei lavori precedenti: risonanza in X a 3747 Hz e in Y a 3721 [40]

Figura 5.19 riporta gli andamenti migliori in termini dinamici finora ottenuti: presentano una banda passante in direzione X pari a 3747 Hz e in direzione Y pari a 3721 Hz.

I valori ottenuti da questo lavoro (Figura 5.16 e 5.17) determinano un loro incremento medio superiore 25%.

Le nuove bande passanti si avvicinano, così, molto alla frequenza di risonanza della cella dinamometrica, 5KHz, che funziona da filtro meccanico. Per tale ragione si sconsiglia di procedere in un'ulteriore riduzione della massa del provino in prospettiva di un miglioramento di tale parametro.

5.3.4 TECNICHE DI COMPENSAZIONE

Alla luce delle problematiche emerse dall'analisi della FRF si rende necessario elaborare una strategia che consenta di acquisire le forze con il valore corretto, non amplificato dagli effetti della dinamica della cella di carico.

In letteratura si trovano diverse soluzioni al problema:

- limitazione delle frequenze del segnale ad una banda inferiore alla risonanza;
- filtraggio passa-basso con frequenza di taglio inferiore alla risonanza;
- compensazione delle forze mediante filtro di Kalman;
- compensazione delle forze mediante applicazione della FRF inversa.

Per brevità di trattazione, la descrizione di tali metodi viene rimandata al lavoro svolto da Pusterla [40] e alla letteratura.

È sufficiente sapere in letteratura, la maggior parte degli autori, per risalire al valore corretto delle forze di taglio, utilizza tecniche di filtraggio passa-basso con frequenza di taglio inferiore alla frequenza propria dello strumento. Per un corretto impiego di questo strumento occorre valutare con attenzione la frequenza di taglio ed il livello di attenuazione applicato dal filtro. Applicando un filtro passa-basso senza adeguate riflessioni si rischia di modificare il segnale a tal punto da perdere informazioni importanti.

Se applicata con il giusto criterio, questa tecnica è particolarmente efficace quando si è interessati solamente alle prime armoniche del segnale e viene pertanto presa in considerazione come possibile strumento di analisi delle forze per questa tesi.

Nell'ambito della micro-fresatura questo è sconsigliato in quanto, come Figura 5.22 e 5.23 mostra, la componente fondamentale del segnale non è sufficiente alla corretta ricostruzione del segnale di forza e sono, quindi, necessarie anche un numero di armoniche ad alte frequenze.

In caso di filtro passa-basso queste componenti vengono del tutto eliminate.

5.3.4.1 Approssimazione della FRF mediante tecniche di identificazione modale

Supposta come verificata l'ipotesi di linearità del sistema, è possibile applicare il principio di sovrapposizione delle cause e degli effetti e approssimare la risposta dinamica come un sistema di tipo SDOF (Single Degree of Freedom).

Dalla teoria dei sistemi meccanici si può considerare la funzione di risposta in frequenza di un sistema a un grado di libertà esprimibile con la formulazione seguente:

$$\alpha_{ij}(\omega) = \frac{A_{ij}}{\omega_0^2 - \omega^2 + 2ih\omega_0\omega}$$

Equazione 5.13 Funzione di risposta in frequenza a un grado di libertà

dove A_{ij} è una costante denominata guadagno, ω_0 è la pulsazione propria del modo di vibrare ed è pari a $\omega_0 = \sqrt{k/m}$, h è lo smorzamento adimensionale pari a $h = k/k_{cr}$, i è l'unità immaginaria, ed i pedici ij indicano rispettivamente la direzione di sollecitazione e la direzione di misura della risposta.

Una corretta identificazione modale consente di assegnare un valore ad ognuno dei parametri modali incogniti ω_0 , h e A_{ij} per ciascuno dei modi di vibrare che costituiscono la risposta.

Sempre dalla teoria dei sistemi si possono ricavare diverse tecniche per l'identificazione dei parametri modali.

Per la determinazione della frequenza propria ω_0 del modo di vibrare si può ricorrere a tre tecniche allo stesso modo utilizzabili:

- identificazione della frequenza per cui si verifica il massimo della funzione di Trasferimento sperimentale;
- identificazione della frequenza per cui si verifica lo zero della parte reale della funzione di trasferimento sperimentale;

- identificazione della frequenza per cui si verifica il massimo del modulo della parte immaginaria della funzione di trasferimento sperimentale.

Per il caso in esame si è deciso di procedere con l'identificazione del massimo della FRF, poiché è il metodo più immediato e perché il picco della funzione è molto ben definito.

Come già mostrato nel paragrafo 5.3.2 le frequenze proprie dei modi di vibrare sono le seguenti:

- per la direzione X esiste un unico modo di vibrare a frequenza 4617 Hz;
- per la direzione Y esiste un unico modo di vibrare a frequenza 4647 Hz;

Per l'identificazione dello smorzamento adimensionale h è possibile ricorrere alla tecnica dei picchi di mezza potenza. E' possibile individuare le pulsazioni ω_1 ed ω_2 a cui corrisponde la metà della potenza del picco corrispondente alla frequenza propria f_{nat} o ω_0 pari a $\frac{0,5\sqrt{2}}{2h}$.

Il metodo d'identificazione è mostrato in Figura 5.20.

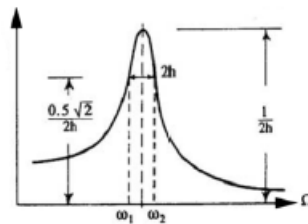


Figura 5.20 Metodo dei picchi di mezza potenza

Lo smorzamento adimensionale h è facilmente ricavabile dall'Equazione 5.14.

$$4h = \frac{\omega_2^2 - \omega_1^2}{\omega_0^2}$$

Equazione 5.14 Calcolo del parametro modale h, smorzamento adimensionale

Infine è possibile ricavare il guadagno A_{ij} attraverso una minimizzazione delle differenze quadratiche tra la formulazione analitica $\alpha_{ij}(\omega)$ e la FRF sperimentale secondo la procedura seguente:

$$A = \min \left[\left(H_1(\omega) - \alpha_{ij}(\omega) \right)^2 \right]$$

Equazione 5.15 Calcolo del parametro modale A, guadagno

In tabella sono riportati i parametri modali calcolati mediante le tecniche descritte.

| Parametro modale | Modo di vibrare | Direzione X | Direzione Y |
|------------------|-----------------|-------------------|-------------------|
| ω_0 | I | 4617 Hz | 4647 Hz |
| h | I | 0,0064 | 0.0047 |
| A_{ij} | I | $8,28 \cdot 10^8$ | $7,87 \cdot 10^8$ |

Tabella 5.6 Parametri modali

Le formulazioni analitiche delle FRF sono le seguenti:

$$H_{XX} = \frac{8,28 \cdot 10^8}{(2 \cdot \pi \cdot 4617)^2 - \omega^2 + 2 \cdot i \cdot 0.0064 \cdot (2 \cdot \pi \cdot 4617) \cdot \omega}$$

$$H_{YY} = \frac{7,87 \cdot 10^8}{(2 \cdot \pi \cdot 4647)^2 - \omega^2 + 2 \cdot i \cdot 0.0047 \cdot (2 \cdot \pi \cdot 4647) \cdot \omega}$$

Equazione 5.16 Formulazione analitica delle FRF per la direzione X, H_{xx} , e la Y, H_{yy}

Il confronto tra le FRF sperimentali e le analitiche identificate con l'approccio SDOF che è visibile nelle Figura 5.21, che mostrano un buon accordo tra le grandezze acquisite e quelle analitiche che verranno successivamente utilizzate per compensare in frequenza le forze di taglio.

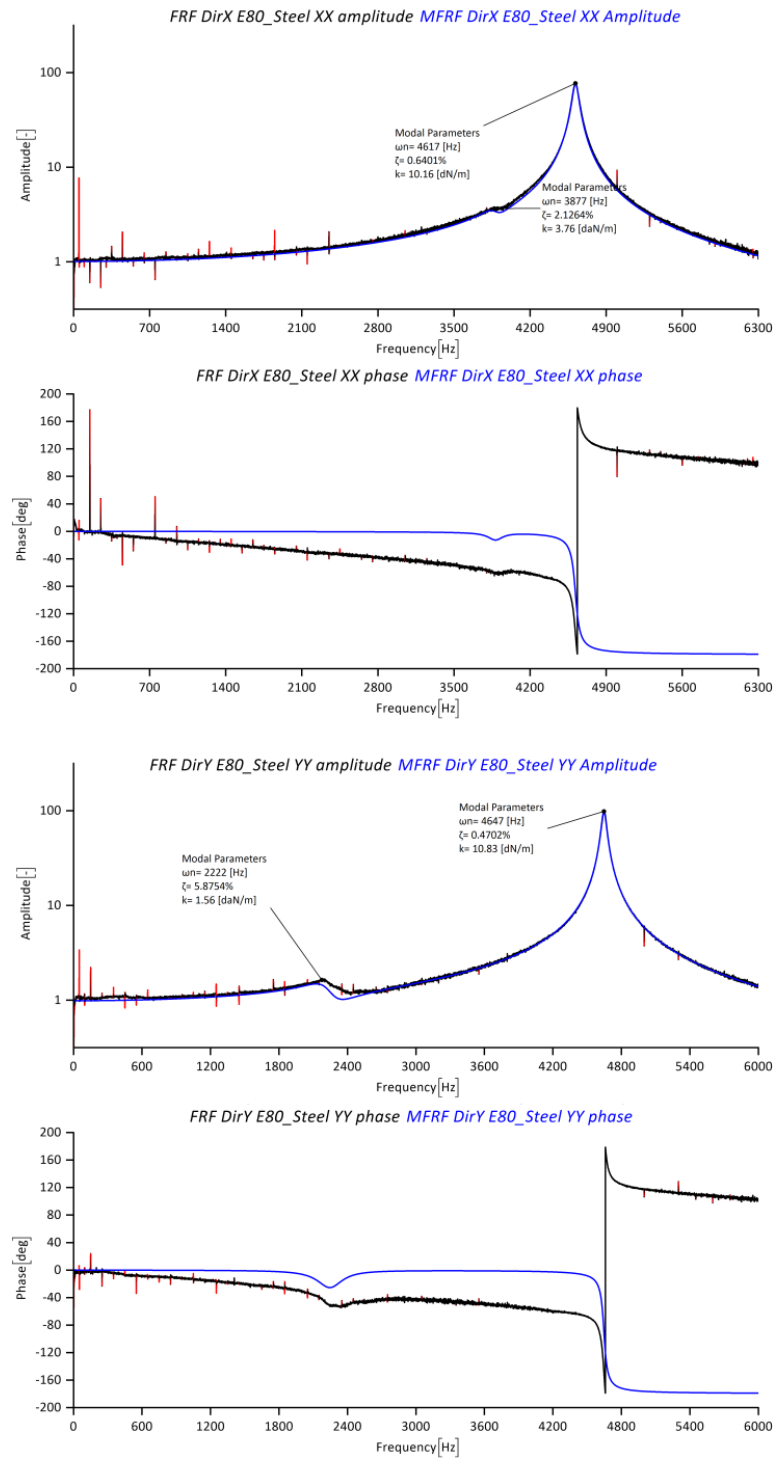


Figura 5.21 Confronto FRF sperimentale, nera, con FRF analitica, blu; in rosso i valori in cui la coerenza è inferiore al 95%

5.3.4.2 Procedura di compensazione con esempio

Le funzioni di risposta in frequenza misurate sperimentalmente e approssimate con il modello analitico SDOF non sono da intendersi come delle Receptance in senso stretto, ma rappresentano la risposta fisica di un sistema ad un grado di libertà in termini di forza letta dalla cella di carico piezoelettrica in relazione alla forza ad essa realmente applicata, analogamente a quanto presentato in [11].

Pensando al comportamento del sistema di misura come a quello di un filtro meccanico ad un grado di libertà, quale è in realtà con buona approssimazione, le funzioni analitiche appena individuate possono essere viste come rappresentazioni di tale filtro nelle direzioni X e Y.

Invertendo le funzioni e applicando il filtro inverso alle trasformate di Fourier delle forze di taglio acquisite nelle omologhe direzioni, è possibile ottenere la compensazione dinamica, obiettivo della procedura messa a punto.

I dettagli dei passaggi numerici relativi alla procedura di compensazione sono visibili in Appendice all'interno della tesi di Pusterla [40], dove è riportato il codice realizzato in Matlab[®].

La direzione Z è stata esclusa in questa prima analisi a causa della maggiore banda passante posseduta dalla struttura in tale direzione, in confronto a X ed Y. Considerando ad esempio i valori inseriti nel datasheet della cella di carico Kistler 9317B ([54] e Tabella 5.2) si nota che la prima frequenza propria nominale in direzione Z è indicata in 20 kHz, notevolmente superiore rispetto ai 5 kHz delle direzioni X ed Y.

Perché la procedura di compensazione in frequenza sia effettuata correttamente, è necessario valutare attentamente i campioni di forze sui quali si determinano le

trasformate di Fourier. I campioni devono essere estratti in modo tale da ottenere un passo di discretizzazione in frequenza che sia un numero intero o comunque razionale, sufficientemente ridotto da permettere la determinazione di uno spettro dettagliato e deve essere limitato il fenomeno del Leakage.

Per limitare l'errore di Leakage senza modificare il contributo energetico associato ai segnali costituenti le forze di taglio acquisite, si è deciso di utilizzare finestre di tipo rettangolare per estrarre dai record temporali dei campioni in cui la lavorazione è a regime, su cui calcolare le trasformate di Fourier. La lunghezza dei campioni è scelta in modo tale da avere un passo di discretizzazione in frequenza non irrazionale.

Attraverso il calcolo della funzione di autocorrelazione è possibile determinare il periodo fondamentale dei segnali di forza, relativo alla frequenza di rotazione del mandrino, da utilizzare successivamente per estrarre una finestra contenente un numero intero di periodi. Questo permette di limitare il possibile leakage sulle frequenze multiple della velocità di rotazione, costituenti la maggior parte del contributo informativo dei segnali di forza. Questo è vero a meno degli errori che possono essere presenti tra velocità di rotazione del mandrino impostata al controllo numerico della macchina e valore effettivamente realizzato.

Per avere un passo di discretizzazione angolare razionale si utilizza la tecnica dello zero padding [47], che consiste nell'aggiungere una sequenza di zeri al campione estratto per ottenere una nuova finestra, caratterizzata da una lunghezza tale per cui la corrispondente risoluzione in frequenza abbia un valore stabilito.

Di seguito vengono presentati i risultati ottenuti applicando la procedura di compensazione dinamica ad una prova di micro-fresatura frontale acquisite con una fresa a 2 taglienti in metallo duro dal diametro di 0,5 mm. Le prove sono estratte dall'esecuzione del piano sperimentale presentato in capitolo 6. In Figura 5.22 vengono presentati gli spettri in frequenza e i corrispondenti segnali nel dominio del tempo delle forze acquisite, compensate con la procedura appena descritta e filtrate con un filtro low-pass di tipo Butterworth.

Il filtro LP è stato impostato in maniera tale da seguire le direttive presentate dal produttore del trasduttore piezoelettrico di forza Kistler 9317B nel manuale d'utilizzo [54]: si è assunto come limite della banda passante la frequenza a cui corrisponde una amplificazione delle ampiezze da parte della struttura pari al 10%. La frequenza di taglio che si ottiene è pari a circa 1350 Hz sia in direzione X che in direzione Y, mentre è 5670 Hz in direzione Z.

La prova presentata in Figura 5.22 e 5.23 è relativa ad una operazione di fresatura frontale con i seguenti parametri:

- Velocità di rotazione n : 41400 rpm;
- Avanzamento al dente f_z 0,002 mm/dente in direzione Y positiva;
- Profondità di passata assiale a_p : 0,025 mm;
- Profondità di passata radiale a_e : 0,25 mm; pari ad un arco in presa di 90 gradi;

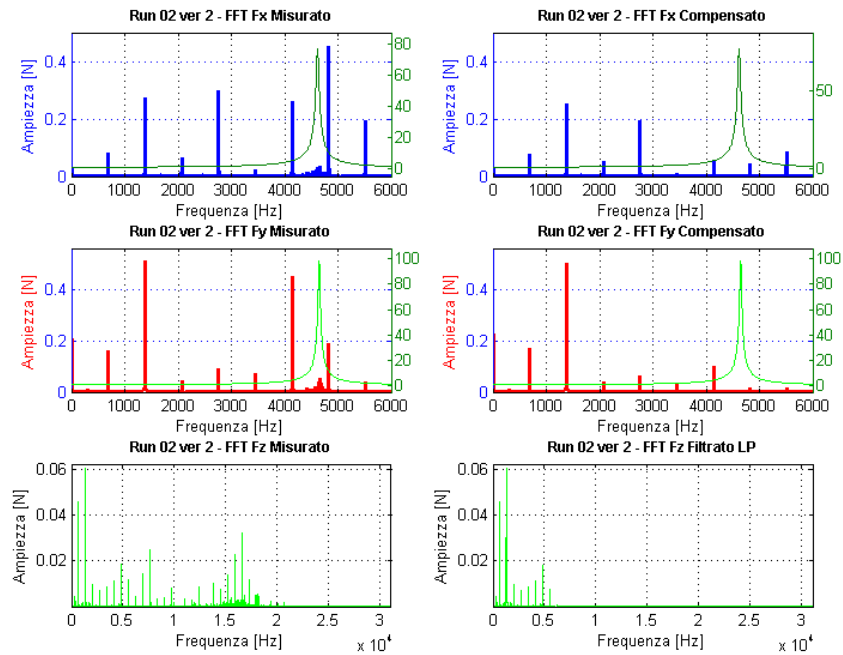


Figura 5.22 FFT delle forze Fx,Fy misurate e compensate e FFT della forza Fz misurata e filtrata

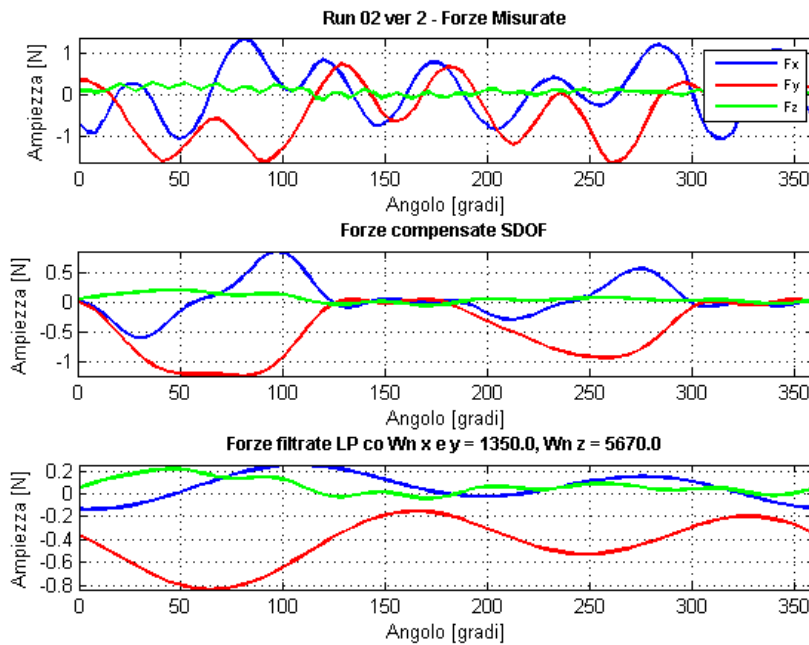


Figura 5.23 Confronto nel dominio del tempo tra (in ordine dall'alto al basso): forza acquisita, forza acquisita compensata e forza acquisita filtrata

Come si può vedere dall'analisi degli spettri (Figure 5.23), il contenuto in frequenza delle forze compensate è decisamente superiore rispetto a quelle filtrate passa-basso. Poiché il contenuto informativo dei segnali acquisiti in questa configurazione è comunque in buona parte compreso nella banda passante del sistema di misura, mentre il filtro LP ricostruisce i segnali con una forte perdita di informazione del segnale di forza quindi del processo di taglio.

5.3.5 LIMITI DELLA PROCEDURA

Una delle ipotesi su cui si basa la tecnica di compensazione è che il sistema sia lineare e tempo-invariante. Essendo il sistema costituito anche dal provino che viene lavorato per asportazione di truciolo, l'ipotesi tempo-invariante viene meno, in quanto il sistema sta modificando la sua massa durante la lavorazione. La FRF sperimentale stimata quando il provino era grezzo non sarà più rappresentativa del sistema a lavorazione ultimata. Grazie al fatto che il provino ha dimensioni (1,8 mm di spessore) e la lavorazione interessa uno spessore molto piccolo (0.05 mm), si può ritenere che la variazione della risposta del sistema sia trascurabile.

Qualora questa non fosse trascurabile, una soluzione potrebbe essere acquisire molteplici FRF, in momenti diversi della lavorazione, in modo tale da poter risalire all'esatta dinamica del sistema nel determinato istante.

Infine, nel caso in cui si decidesse di apportare dei cambiamenti al sistema, modificando per esempio il materiale del provino, si renderebbe necessario intraprendere nuovamente la campagna di sperimentazione sulla misura della FRF.

Capitolo 6

6 PIANO SPERIMENTALE E ANALISI DEI DATI

Il piano ha lo scopo di individuare delle regioni tecnologiche opportune in cui eseguire la procedura di calcolo dei coefficienti di taglio per istruire il modello e successivamente verificare il funzionamento dello stesso in fase di previsione.

La tesi vuole stabilire statisticamente se le modalità di taratura fin qui validate sono ancora valide con un materiale diverso, e valutare i miglioramenti introdotti nella fase di taratura, Adjustment Phase (Capitolo 4), nella costruzione della matrice di fitting.

Saranno utilizzati 4 diversi approcci per eseguire la taratura, il primo conforme a quanto già eseguito in letteratura [33], che verrà indicato con il nome di Taratura Ehmann, la seconda Taratura Politecnico eseguita da Pusterla [40], la terza Taratura Consigliata eseguita sempre da Pusterla [40], dall'extrapolazione delle prove effettuate con parametri di taglio alti, ed infine Taratura Nuova, pensato appositamente come confronto nell'esecuzione di questa tesi, che potrà fornire delle indicazioni sulla sensibilità del modello alle regioni in cui viene eseguita la calibrazione ed al numero di prove adottate per tale scopo.

La metodologia con cui viene preparato il piano sperimentale e la spiegazione di tutti i dettagli permetterà, in futuro, di poter proseguire il lavoro estendendo la

trattazione a diversi livelli dei fattori, partendo dalle considerazioni e dall'esperienza attualmente acquisite e presentate. Sarà possibile anche testare variabili che attualmente sono ipotizzate costanti, avendo a disposizione un primo sostanzioso database di acquisizioni ed una procedura operativa completa e ripetibile per trattare il problema.

Le lavorazioni eseguite non saranno analizzate attraverso l'esecuzione di immagini al microscopio ottico, per motivi di tempo, ma possono risultare utili per cercare corrispondenze tra gli andamenti delle forze di taglio misurate e la qualità della lavorazione ottenuta

Infine, verranno scelti degli indicatori in grado di definire oggettivamente il funzionamento del modello di previsione nei confronti delle forze misurate ed i dati verranno analizzati con delle procedure statistiche in maniera tale da caratterizzare il funzionamento del metodo all'interno della regione dei parametri delineata.

6.1 VARIABILI MISURATE

Gli output della procedura sperimentale sono le forze di taglio viste dall'utensile, scomposte nelle componenti F_x , F_y e F_z coordinate con gli assi macchina del centro di lavoro Kern EVO.

Dalla storia temporale completa di ciascuna acquisizione è estratta una finestra rettangolare, di lunghezza pari a un secondo, in cui il processo di asportazione di truciolo è a regime. Come detto nel paragrafo 5.3.4.2, una tale lunghezza garantisce una risoluzione in frequenza pari a 1 Hz, che fornisce uno spettro piuttosto dettagliato e limita il fenomeno del leakage. Su ciascuna estrazione

viene eseguita la procedura di compensazione dinamica e le forze risultanti sono ridotte ulteriormente attraverso una seconda finestra rettangolare.

Quest'ultima operazione di finestratura serve a realizzare la sincronizzazione delle forze con le convenzioni di segno del modello di ed estrarre un numero di punti costituenti complessivamente cinque rotazioni della fresa.

6.2 OPERAZIONE ESEGUITA

Le lavorazioni monitorate attraverso la misura delle forze sono costituite da fresature frontali con avanzamento dell'utensile diretto lungo l'asse Y del centro di lavoro Kern EVO, in verso positivo. Ciò permette di realizzare una configurazione conforme alle convenzioni di segno utilizzate nella implementazione e riportate in Capitolo 4.

Nel centro di lavoro, il moto di avanzamento è posseduto dalla tavola su cui è montato il pezzo, che si muove quindi in direzione Y negativa a realizzare l'avanzamento dell'utensile positivo. L'approccio di fresatura è in discordanza all'ingresso.

Figura 6.1 mostra un provino montato sulla cella di carico. Gli spallamenti sono ottenuti in macchina direttamente prima di effettuare le acquisizioni di forza. Questa operazione è indispensabile per assicurare che profondità assiale e radiale si mantengano il più possibile costanti durante l'esecuzione delle prove di taratura.

La geometria del provino (Appendice E) è stata progettata in maniera tale da semplificarne il più possibile la realizzazione, ottimizzando i tempi necessari alla produzione dei pezzi e l'usura degli utensili adibiti alle lavorazioni. Poiché gli spallamenti sono realizzati direttamente prima delle acquisizioni, con il pezzo montato sulla cella di carico triassiale, è importante che le lavorazioni da

eseguire siano il minor numero possibile e soprattutto non gravose dal punto di vista energetico, così da limitare le sollecitazioni per il sensore piezoelettrico.

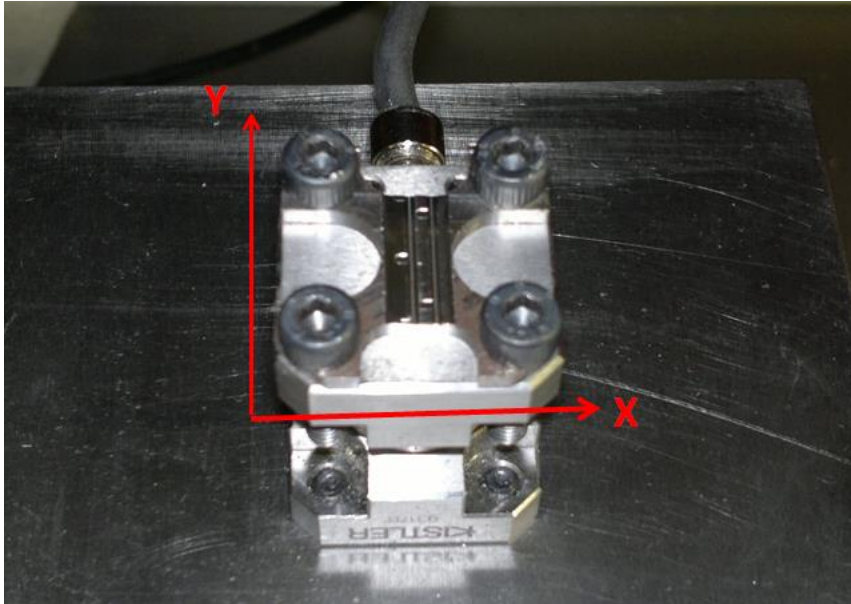


Figura 6.1 Provino montato sulla cella di carico

In Figura 6.1 sono visibili 3 spallamenti disposti sull'intera lunghezza utile del provino, nell'esecuzione delle prove del piano gli spallamenti saranno 4 e concentrati il più possibile in prossimità del centro geometrico della flangia del trasduttore, in maniera tale da limitare l'effetto dei momenti flettenti sui segnali acquisiti dalla cella di carico [40]. La scelta di effettuare 4 spallamenti deriva da un risultato di compromesso tra numero di provini necessari all'esecuzione del piano, tempo di preparazione di ciascun provino e localizzazione delle fresature monitorate in prossimità del centro geometrico della cella.

6.3 PARAMETRI DEL PIANO

Di seguito si riportano tutti i parametri, tecnologici e geometrici, che hanno influenza sugli andamenti delle forze di taglio e sulle ipotesi alla base del modello di previsione di [1]. A questo proposito, è importante effettuare una distinzione tra i fattori che sono variabili indipendenti per i coefficienti di taglio del modello e quelli che, pur risultando per ipotesi costanti nei confronti di pressioni di taglio ed angolo di scorrimento del truciolo, influenzano le forze in fresatura.

Secondo quanto riportato da Ehmann et al. in [1], [8], [9], i coefficienti di taglio caratteristici del modello sono indipendenti dai parametri di processo quali velocità di taglio, avanzamento al dente, profondità radiale ed assiale di passata; essi dipendono dallo spessore di truciolo indeformato, dalle proprietà del materiale da lavorare, da geometria e materiale dell'utensile, ma non dal diametro di quest'ultimo.

Dal punto di vista tecnologico, i parametri di processo delle operazioni di fresatura sono costituiti da velocità di taglio, velocità di avanzamento, profondità radiale e assiale di passata, geometria dell'utensile. Poiché in questa fase è interessante stabilire il comportamento del modello in funzione dei parametri di processo delle operazioni di fresatura, il piano non farà distinzione tra queste due tipologie di fattori.

Le variabili da definire sono pertanto le seguenti:

- Diametro della fresa D_c ;
- Numero di taglienti I ;
- Raggio di raccordo dello spigolo del tagliente r_c ;
- Angolo di inclinazione dell'elica θ_h ;
- Angolo di spoglia superiore nominale α_{rn} ;

- Materiale da lavorare;
- Profondità di passata radiale a_e ;
- Profondità di passata assiale a_p ;
- Avanzamento al dente f_z ;
- Velocità di taglio v_c .

Di seguito si andranno dettagliando eventuali vincoli, legami e limiti dei parametri, motivando la scelta di ciascun valore, in modo tale da delineare il piano che andrà poi realizzato sperimentalmente e analizzato.

6.4 LEGAMI TRA I PARAMETRI

In questa fase vengono presentati i legami tra i parametri individuati per ottenere un piano riproducibile nelle medesime condizioni al variare della geometria dell'utensile selezionato .

La profondità assiale di passata, a_p , si esprime come percentuale del diametro della fresa, la variabile d'interesse è quindi il rapporto $\frac{a_p}{D_c}$.

Questa considerazione scaturisce dall'approccio che viene sovente utilizzato nei cataloghi dei parametri di taglio prodotti dai costruttori di utensili ed è ripreso in questa sede.

La profondità radiale di passata, a_e , si esprime come percentuale del diametro della fresa, la variabile di interesse è quindi il rapporto $\frac{a_e}{D_c}$.

Anche in questo caso la scelta è dettata dall'approccio adottato nei cataloghi con i parametri di taglio dei costruttori di utensili; in aggiunta a ciò, ai fini del modello, la profondità di taglio radiale entra in gioco sotto forma di arco con cui la fresa è in presa all'interno del materiale.

Poiché la larghezza in presa è convertita dal modello in un angolo, normalizzarla rispetto al diametro dell'utensile permette di avere a disposizione una nuova variabile che può essere utilizzata anche in presenza di utensili di diverse dimensioni.

Il fenomeno dello spessore minimo di truciolo in micro-fresatura è legato all'entità del raggio di raccordo dello spigolo del tagliente, r_e , in funzione dell'avanzamento al dente f_z adottato, per cui la variabile d'interesse è il rapporto $\frac{f_z}{r_e}$. Anche in questo caso, le medesime condizioni di taglio possono essere analizzate in presenza di diversi utensili, in funzione del valore assunto per ciascuno di essi dal raggio di raccordo dello spigolo del tagliente.

L'introduzione dei legami appena presentati, oltre che a permettere l'esecuzione delle medesime condizioni di taglio al variare delle dimensioni dell'utensile, riduce il numero di variabili indipendenti del piano e quindi il numero complessivo di test da realizzare.

6.4.1 LIMITI DEI PARAMETRI DI TAGLIO

6.4.1.1 Caratteristiche dell'utensile

I micro-utensili sono caratterizzati dall'avere dimensioni molto ridotte delle parti che li costituiscono. La complessità nel realizzare tali feature, unita alla non semplice misurazione dei risultati ottenuti, porta ad avere una elevata ampiezza degli intervalli di tolleranza dei valori realizzati. Da precedenti collaborazioni con aziende produttrici di micro-utensili è emerso che le ampiezze degli intervalli di tolleranza possono essere elevate anche perché non si dispongono di strumenti di misura sufficientemente accurati per poter caratterizzare i valori dei parametri entro limiti più ristretti.

Si è scelto di utilizzare frese S150 prodotte dall'azienda Dormer [50]. Figura 6.2 riporta lo schema dei parametri geometrici, e in Tabella 6.1 sono riportati i parametri geometrici nominali.

Non potendo avere controllo sui parametri costituenti la forma e le caratteristiche delle micro-frese, nello sviluppo del piano di taratura del modello si è deciso di utilizzare una sola tipologia di utensile, mantenendo costanti i fattori diametro, angolo di inclinazione dell'elica, numero di taglienti, raggio di raccordo dello spigolo del tagliente e angolo di spoglia nominale.

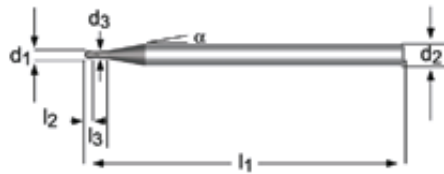


Figura 6.2 Fresa Dormer S150 [50]

| | |
|----------------|------|
| d_1 (mm) | 0,5 |
| d_2 (mm) | 3 |
| l_2 (mm) | 0,5 |
| l_1 (mm) | 38 |
| l_3 (mm) | 1,2 |
| l | 2 |
| d_3 (mm) | 0,46 |
| Angolo d'elica | 30° |

Tabella 6.1 Parametri geometrici di Dormer S150 [50]

Anche in questo caso, l'approccio consente di ridurre ulteriormente il numero di variabili indipendenti considerate negli esperimenti. L'utilizzo di più utensili di tipo diverso può essere inserito considerando i parametri geometrici come ulteriori variabili indipendenti ed utilizzando quali livelli i valori che assumono per ciascuna fresa considerata.

6.4.1.2 Profondità assiale di passata

La profondità di passata assiale, a_p , è un parametro direttamente legato alla produttività della lavorazione ed alle forze generate nel corso dell'operazione. Occorre verificare che la combinazione della profondità assiale con gli altri parametri, in particolar modo avanzamento al dente, f_z , e velocità di taglio v_c , non sia tale da originare vibrazione auto-rigenerative, comunemente note con il nome di chatter. L'individuazione delle regioni dei parametri soggette allo sviluppo del chatter viene svolto attraverso la determinazione del diagramma a lobi della lavorazione, a partire da misure di cedevolezza dinamica del centro di lavoro su cui si effettuano le operazioni [44].

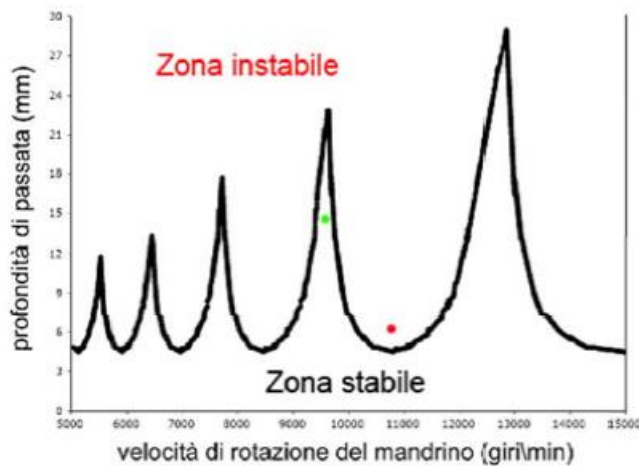


Figura 6.3 Diagramma a lobi

A seconda dei punti in cui ci si trova all'interno del diagramma a lobi si possono verificare condizioni di stabilità o instabilità: in questi ultimi casi sarà necessario modificare i parametri di profondità assiale di taglio e numero di giri di rotazione del mandrino per portare la lavorazione in condizioni stabili.

La modifica dei valori delle variabili andrà eseguita in funzione del punto in cui ci si trova all'interno del diagramma. Prove preliminari di fresatura hanno permesso di verificare che le condizioni operative scelte nello sviluppo del piano

sono tali da generare condizioni di stabilità dal punto di vista delle vibrazioni auto rigenerative.

Esistono delle relazioni empiriche sui valori limite della profondità di taglio assiale legate alla resistenza dei micro utensili per cui si considerano valori massimi di profondità assiale di taglio pari al 20% del diametro della fresa [43].

Per il valore minimo si deve considerare la lunghezza in presa del tagliente principale in relazione a quella del tagliente secondario: il modello di previsione delle forze considerato non è in grado di tener conto dell'effetto del tagliente secondario, è quindi opportuno non adottare condizioni sperimentali in cui questo fenomeno sia molto influente rispetto al principale. In secondo luogo, una eccessiva riduzione della profondità assiale di passata porta ad avere una usura dell'utensile localizzata, in quanto non viene sfruttato appieno il tagliente principale.

6.4.1.3 Profondità radiale di passata

La profondità di passata radiale, a_e , in fresatura è un parametro spesso scelto in funzione del raggio della fresa. Il valore massimo della profondità di passata radiale è pari ad arco in presa di 180 gradi e quindi rapporto unitario tra profondità radiale e diametro dell'utensile.

La procedura di calibrazione del modello richiede che le prove finalizzate a questo scopo abbiano profondità radiali di passata tali per cui il rapporto con il diametro della fresa sia pari o superiore a 0,5 ed inferiore ad 1, in modo tale che all'interno del materiale da lavorare vi sia un solo tagliente alla volta (Capitolo 3). Le regioni dei parametri in cui sarà possibile effettuare la calibrazione saranno limitate da questa condizione.

6.4.1.4 Avanzamento al dente

L'avanzamento al dente f_z è forse il parametro più difficile da scegliere in una lavorazione di fresatura, in particolare in una microlavorazione. Tale parametro è il principale responsabile dell'usura della fresa ed inoltre determina, con la velocità di taglio, la qualità superficiale ottenuta sulla superficie lavorata.

L'avanzamento al dente, com'è noto, definisce la velocità di avanzamento, attraverso la seguente relazione:

$$v_f = f_z \cdot z \cdot n$$

Equazione 6.1 Relazione velocità d'avanzamento e avanzamento al dente

Equazione 6.1 rappresenta l'avanzamento al dente espresso in mm/dente, dove z è il numero di taglienti di cui l'utensile è dotato, ed n è la velocità di rotazione del mandrino espressa in giri/minuto.

Esiste un valore di transizione, che per la lavorazione di acciaio è pari a circa il 30% del raggio di raccordo dello spigolo del tagliente, al di sotto del quale avvengono fenomeni di ricalcamento (Capitolo 1) [43]. L'utensile in queste condizioni tende ad essere respinto dal materiale per cui possono insorgere vibrazioni non rigenerative, che peggiorano la finitura superficiale realizzata. Inoltre, quando l'utensile impegna radialmente il materiale per una lunghezza inferiore al diametro, può essere inflesso verso l'esterno modificando la profondità di taglio radiale istantanea.

Queste considerazioni trovano un riscontro pratico sull'alluminio in [40] dove furono analizzate immagini al microscopio di due lavorazioni eseguite al variare del solo avanzamento al dente.

Quando è verificata la condizione $\frac{f_z}{r_e} > 1$ truciolo viene in parte elaborato anche dal petto dell'utensile e non solo dal raggio di raccordo dello spigolo; in questa condizione interviene anche l'angolo di spoglia nominale.

6.4.1.5 Velocità di taglio

La velocità di taglio v_c è un fattore molto importante. La sua scelta è fondamentalmente legata al tipo di materiale da lavorare e all'utensile adoperato; tipicamente viene consigliato dal produttore dell'utensile un intervallo di valori per tale parametro. Si esprime in funzione del diametro dell'utensile e della rotazione mandrino secondo la nota relazione:

$$v_c = \frac{\pi \cdot D_c \cdot n}{1000} \left(\frac{m}{min} \right)$$

Equazione 6.2 Calcolo velocità di taglio

Le velocità di taglio fornite da catalogo dei costruttori di micro utensili sono a volte ottenute per estrapolazione dai valori sperimentali derivanti da condizioni tradizionali di asportazione ed in certi casi non sono raggiungibili nella pratica, a causa delle notevoli velocità di rotazione mandrino richieste. In micro-fresatura quindi tale parametro necessita di essere rivisto, poiché indissolubilmente legato al diametro dell'utensile ed ai limiti sul numero di giri. Nel campo micro non servono velocità di taglio paragonabili a quelle dell'asportazione di truciolo macro, poiché su micro-scala potrebbero produrre effetti termici più considerevoli e spesso insostenibili dai micro-utensili.

Figura 6.4 riporta il segnale di forza acquisito durante una prova preliminare di fresatura a 41400 rpm, di un acciaio per stampi P20 con micro-fresa NS MHR230 con diametro pari a 100 micron, andata a rottura molto prematuramente perché operava ad una velocità di taglio pari a 13 m/min.

Il picco del segnale di forza in direzione Z indica l'istante di rottura della micro-fresa.

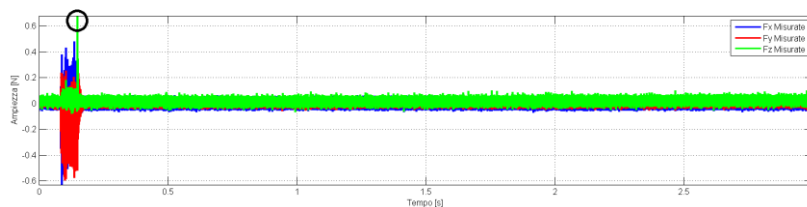


Figura 6.4 Segnale di forza durante fresatura con NS MHR230

La scelta della velocità di taglio inoltre è strettamente legata al campionamento delle forze acquisite ed in particolare alla discretizzazione angolare ottenibile, come già descritto in capitolo 4.

La velocità di taglio è legata anche alle frequenze fondamentali costituenti lo spettro dei segnali di forza. Considerando la banda passante del sistema di misura con compensazione in frequenza (banda passante a circa 1350 Hz in direzione X e Y). Verrà scelta una velocità di taglio in grado di rispettare tutti questi requisiti, pur mantenendo significato per la lavorazione dal punto di vista tecnologico.

6.4.2 MATERIALE DA LAVORARE

Si è scelto come materiale d'impiego l'acciaio Impax Supreme, un acciaio AISI P20 modificato con aggiunta di Nichel dall'azienda produttrice Udde-holm. Questo particolare acciaio, così come l'AISI P20 non modificato, è prodotto appositamente per essere impiegato nella produzione di utensili per stampaggio di materie plastiche e di leghe a base Zinco, ambiente importante per le micro-lavorazioni.

| | C | Si | Mn | Cr | Ni | Mo | S |
|-------------------------|------|-----|-----|-----|-----|-----|---------|
| % dell'elemento di lega | 0.37 | 0.3 | 1.4 | 2.0 | 1.0 | 0.2 | < 0.010 |

Tabella 6.2 Composizione chimica del P20

L'acciaio è fornito già trattato termicamente mediante tempra in olio e rinvenimento effettuato a circa 600 °C; questo attribuisce all'acciaio caratteristiche meccaniche elevate, come una durezza considerevole di circa 300 HB che è garantita anche in profondità, persino con dimensioni del grezzo considerevoli. La Figura 6.5 mostra l'andamento della durezza dell'acciaio in funzione della temperatura di rinvenimento; tale diagramma è da intendersi valido per un provino di dimensioni 15x15x40 mm, sottoposto ad un trattamento

di austenitizzazione per 30 minuti a 850 °C, temprato in aria e rinvenuto per 2 + 2 ore [58].

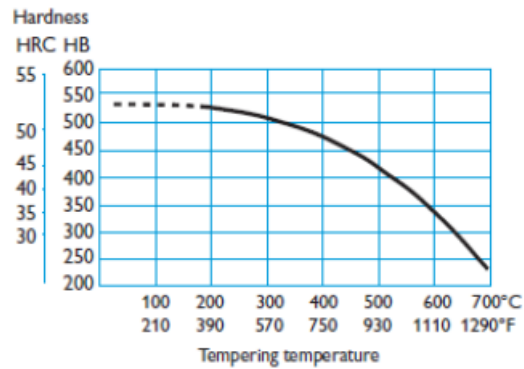


Figura 6.5 Durezza in funzione della temperatura di rinvenimento [58]

| | | |
|---|--------|-------------------------|
| Temperatura di misura | 20 °C | 200 °C |
| Densità, kg/m ³ | 7800 | 7750 |
| Coefficiente di dilatazione termica, °C ⁻¹ | - | 12.7 x 10 ⁻⁶ |
| Conducibilità termica, W/m °C | - | 28 |
| Modulo di Young, MPa | 205000 | 200000 |
| Capacità termica, J/kg °C | 460 | - |

Tabella 6.3 Caratteristiche fisiche del materiale

| | | |
|---------------------------------------|----------------------------------|----------|
| Temperatura di misura | 20 °C | 200 °C |
| Carico a rottura R _m , MPa | 1020 | 930 |
| Carico di snervamento, MPa | a trazione R _{p0.2} | 900 |
| | a compressione R _{c0.2} | 850-1000 |
| | | 800 |
| | | - |

Tabella 6.4 Caratteristiche meccaniche del P20

Per semplificare la lavorazione si sarebbero ovviamente potuti scegliere materiali più dolci, ma si è voluto con questa scelta mettere alla prova le effettive capacità del processo di micro-fresatura, soprattutto se confrontato con il processo di micro-EDM.

L'azienda produttrice fornisce anche alcune indicazioni riguardo ai parametri di taglio consigliati per una lavorazione di fresatura tradizionale.

| | Sgrossatura | Finitura |
|----------------------------------|-------------|----------|
| Velocità di taglio v_c , m/min | 80-150 | 150-190 |

Tabella 6.5 Parametri nella macro fresatura

6.5 VALORI E LIVELLI DEI PARAMETRI CONSIDERATI NEL PIANO

A seguito di tutte le considerazioni espresse, i parametri ed i livelli costituenti il piano di calibrazione e validazione sono i seguenti:

- $\frac{f_z}{r_e}$ (-): 2 livelli
 - * 0,5 – 0,75
- $\frac{a_e}{D_c}$ (-): 2 livelli
 - * 0,5 – 0,75
- $\frac{a_p}{D_c}$ (-): 2 livelli
 - * 0,05 – 0,1
- v_c (m/min): 1 livello
 - * 65
- Repliche: 3
- Strategia di fresatura: discordanza

Nell'ottica di sviluppare un piano realizzabile in un'unica giornata, si è fissato a 3 il numero di repliche per ciascun punto sperimentale. Il numero complessivo di punti costituenti il piano fattoriale è pari a 24.

6.6 ESECUZIONE DEL PIANO

Si è scelto un piano 2^k , con blocco sul provino-utensile tramite un Partial Confounding, perché non è stato possibile applicare un blocco sulla replica, costituita da 8 prove, perché sul provino sono disponibili solo 4 spallamenti.

La struttura finale del piano fattoriale completo è visibile in Tabella 6.6. È stata ottenuta da una permutazione non casuale dei 24 punti per poter avere 4 lavorazioni su ogni blocco, in seguito, prima di eseguire il piano si è effettuato una casualizzazione dell'ordine di esecuzione dei blocchi, e delle prove al suo interno.

Gli esperimenti sono stati eseguiti secondo l'ordine indicato alla colonna *Run Order*. Per una più semplice individuazione dei valori utilizzati, si riportano i livelli dei singoli parametri, pur rimanendo validi i legami tra alcune variabili espressi nel paragrafo 6.4.

| Run Order | f_z (mm/dente) | a_e (mm) | a_p (mm) | v_c (m/min) |
|-----------|---------------------|---------------|---------------|------------------|
| 1 | 0,003 | 0.25 | 0.05 | 65 |
| 2 | 0,002 | 0.25 | 0.025 | 65 |
| 3 | 0,002 | 0.375 | 0.025 | 65 |
| 4 | 0,003 | 0.375 | 0.05 | 65 |
| 5 | 0,003 | 0.375 | 0.025 | 65 |
| 6 | 0,003 | 0.25 | 0.025 | 65 |
| 7 | 0,002 | 0.25 | 0.05 | 65 |
| 8 | 0,002 | 0.375 | 0.05 | 65 |
| 9 | 0,003 | 0.25 | 0.05 | 65 |
| 10 | 0,002 | 0.375 | 0.05 | 65 |
| 11 | 0,003 | 0.375 | 0.025 | 65 |
| 12 | 0,002 | 0.25 | 0.025 | 65 |
| 13 | 0,002 | 0.25 | 0.05 | 65 |

| | | | | |
|----|-------|-------|-------|----|
| 14 | 0,002 | 0.375 | 0.025 | 65 |
| 15 | 0,003 | 0.25 | 0.05 | 65 |
| 16 | 0,003 | 0.375 | 0.025 | 65 |
| 17 | 0,002 | 0.375 | 0.05 | 65 |
| 18 | 0,003 | 0.375 | 0.05 | 65 |
| 19 | 0,002 | 0.25 | 0.025 | 65 |
| 20 | 0,003 | 0.25 | 0.025 | 65 |
| 21 | 0,002 | 0.375 | 0.025 | 65 |
| 22 | 0,002 | 0.25 | 0.05 | 65 |
| 23 | 0,003 | 0.375 | 0.05 | 65 |
| 24 | 0,003 | 0.25 | 0.025 | 65 |

Tabella 6.6 Piano sperimentale

Come detto all'inizio di questo paragrafo si è deciso di formare un blocco sul gruppo provino-utensile; questa scelta è determinata da un insieme di considerazioni:

- dimensioni provino;
- tempo minimo di acquisizione;
- usura utensile.

Il tempo di acquisizione vorrebbe un tratto di lavorazione più lungo possibile in modo tale da acquisire una storia temporale sufficiente da poter estrapolare il maggior numero d'informazioni possibili da una singola prova.

Di contro i restanti due parametri: le dimensioni fisiche del provino definiscono un limite non superabile; l'usura, se importante, dev'essere obbligatoriamente considerata all'interno del piano sperimentale.

Si è definito, perciò, prima di tutto il tempo minimo desiderato di acquisizione, 3 s, basandosi sul valore alto del parametro avanzamento al dente f_z ; da questa scelta è scaturito il numero delle spallamenti realizzabili sul provino: quattro.

Infine si è valutata l'usura con prove preliminari su un unico provino, utilizzando per tutte e quattro le lavorazioni i parametri di taglio più gravosi presenti all'interno della campagna sperimentale.

L'indice utilizzato è il diametro geometrico della micro-fresa misurato tramite il sistema di presetting ottico Marposs VTS[®] [57]; i valori sono riportati in Tabella 6.7.

| | Prova #1 | Prova #2 | Prova #3 | Prova #4 |
|------------|----------|----------|----------|----------|
| D_c (mm) | 0.492 | 0.49 | 0.487 | 0.486 |

Tabella 6.7 Valutazione dell'usura sulla fresa: valori del diametro geometrico D_c .

I risultati hanno riportato un'usura pari, circa, al 1% del diametro iniziale e per tale ragione si è ipotizzata trascurabile all'interno di un provino contenente quattro prove. Di conseguenza si è utilizzato una fresa per provino generando automaticamente un blocco.

6.7 LE MODALITÀ DI TARATURA DEL MODELLO

6.7.1 MODALITÀ “TARATURA EHMANN”

Viene preso come riferimento dalla letteratura [33] le prove su cui tarare il modello, l'articolo indica di estrapolare le prove con a_p livello alto, a_e livello basso e i due livelli di f_z , esse corrispondono alle prove numero 1,7,9,13,15,22; vedi Tabella 6.6.

La modalità taratura non è stata in grado di generare la matrice di fitting, mostrando il valore NaN nella finestra dell'angolo di scorrimento, quindi non è possibile eseguire la modalità di previsione (Capitolo 4).

6.7.2 MODALITÀ “TARATURA POLITECNICO”

In contrapposizione alla modalità Ehmann questo approccio è caratterizzato dal considerare tutte le prove del piano adatte alla procedura di determinazione dei coefficienti di taglio.

Si riportano i coefficienti di fitting ottenuti:

| | 1 | 2 | 3 | 4 |
|---|------|----------|-------|---------|
| A | -66 | 135,7068 | 0,01 | 84,2234 |
| B | -4,6 | 11,95065 | 0,445 | 12,7348 |
| C | 0,9 | 1,276755 | 0,168 | 5,23157 |

Tabella 6.8 Matrice dei coefficienti per la modalità “Taratura Politecnico”

6.7.3 MODALITÀ “TARATURA CONSIGLIATA”

Secondo quanto riscontrato da Pusterla, si estrapolano le prove numero 4,18,23; eseguite con tutti i parametri di taglio a livello alto.

Si riportano i coefficienti di fitting ottenuti:

| | 1 | 2 | 3 | 4 |
|---|----------|--------|---------|---------|
| A | -59,4937 | 125,41 | 0,00788 | 92,1048 |
| B | 8,170172 | 10,118 | 1,73347 | 519,208 |
| C | 0,809954 | 1,2484 | 0,11825 | 4,07685 |

Tabella 6.9 Matrice dei coefficienti per la modalità “Taratura Consigliata”

6.7.4 MODALITÀ “TARATURA NUOVA”

In questa modalità vengono considerate tutte le prove del piano, specificando quando tarare solo sul primo dente o sul giro completo, per far ciò, prima sono state effettuate delle tarature singole, in cui si è deciso di tarare su un dente nelle

prove che non erano in grado di generare il fitting; inoltre si utilizza, dove è richiesto l'interpolazione lineare descritta in Paragrafo 4.1.1.

Si riportano i coefficienti di fitting ottenuti:

| | 1 | 2 | 3 | 4 |
|----------|----------|----------|----------|----------|
| A | -63.7873 | 132.96 | 0.01032 | 89.5932 |
| B | -7.4072 | 12.005 | 0.44675 | 8.39661 |
| C | 0.908955 | 1.2901 | 0.15865 | 4.98842 |

Tabella 6.10 Matrice dei coefficienti per la modalità "Taratura Nuova"

6.8 ANALISI DEI DATI

Nel seguente paragrafo vengono, innanzitutto, definiti gli indicatori numerici con cui valutare le prestazioni del modello sul piano sperimentale e definirne la validazione. Gli indici numerici, una volta calcolati, saranno successivamente elaborati per valutare statisticamente le modifiche apportate al modello di previsione delle forze di taglio. Infine, attraverso analisi di regressione lineare si costruiscono modelli in grado di approssimare correttamente i dati.

6.8.1 SCELTA DEGLI INDICATORI NUMERICI PER VALIDARE IL MODELLO

Per analizzare il funzionamento del modello e definirne la validazione sui parametri del piano sperimentale eseguito si è pensato di prendere come indicatore *RMSE* (Root Mean Square Error) di ciascuna coppia misura-previsione per ognuna delle 24 prove costituenti il piano. Da ogni test si ricavano tre valori, rispettivamente gli *RMSE* delle componenti di forza F_x , F_y ed F_z .

Questo indice è valutato solamente sul primo tagliente e quindi su una rotazione di 180°. L'analisi perciò non consente alcuna valutazione sul secondo dente e per questo non permette in alcun modo valutazioni sul run-out, soprattutto in fase di previsione.

Si ritiene che $RMSE$ sia in grado di fornire in maniera compatta informazioni sulla abilità del modello di essere attinente alle misure.

Inoltre questo è il medesimo parametro utilizzato per validare il modello [39, 33]; ciò consente una valutazione oggettiva, nel caso di un miglioramento prestazionale nella capacità di previsione delle forze di taglio.

Anche in questa fase si considerano le informazioni provenienti dai taglienti non affetti dal fenomeno del run-out.

$RMSE$ è definito dall'equazione seguente:

$$RMSE_i = \sqrt{\frac{\sum_{n=1}^N (F_{i\ mis}(n) - F_{i\ prev}(n))^2}{N}} \quad i = X, Y, Z$$

Equazione 6.3 RSME

dove l'indice i si riferisce alla componente cartesiana considerata, N è il numero di punti che discretizzano le forze.

$RMSE$ ha il vantaggio di fornire una stima dell'errore medio intercorrente tra misure e previsioni mantenendo la stessa unità di misura delle forze. Una mappa degli $RMSE$ in funzione dei parametri del piano può fornire indicazioni sul funzionamento del modello e permette di confrontare i risultati ottenibili dalle procedure di calibrazione proposte.

Tutti gli $RMSE$ sono calcolati attraverso un programma in linguaggio Matlab[®] che elabora in maniera ciclica tutte le prove del piano sperimentale. Il

programma è riportato in Appendice A5. I dati vengono successivamente importati nel software Minitab[®] per condurre le analisi statistiche.

Per brevità, nei paragrafi successivi vengono riportati solamente i grafici riguardanti l'analisi del parametro *RSME*; tutte le verifiche sui residui sono raffigurate e descritte in Appendice C3 e C4.

6.8.2 TEST SULLA MEDIA

In questo paragrafo si vanno a effettuare i confronti dei valori ottenuti per le diverse modalità di taratura, elencate sopra.

Innanzitutto si compie una valutazione qualitativa dei diversi *RSME* ottenuti, comparando le medie degli *RMSE_i*.

| Descriptive Statistics: RMSE x poli; RMSE y poli; RMSE z poli | | | | | | | |
|--|----|----|--------|--------|---------|--------|---------|
| Variable | N | N* | Mean | StDev | Minimum | Median | Maximum |
| RMSE x poli | 24 | 0 | 0.1599 | 0.0936 | 0.0308 | 0.1383 | 0.3709 |
| RMSE y poli | 24 | 0 | 0.2935 | 0.0898 | 0.1180 | 0.2785 | 0.4582 |
| RMSE z poli | 24 | 0 | 0.0478 | 0.0267 | 0.0025 | 0.0489 | 0.1294 |

| Descriptive Statistics: RMSE x cons; RMSE y cons; RMSE z cons | | | | | | | |
|--|----|----|--------|--------|---------|--------|---------|
| Variable | N | N* | Mean | StDev | Minimum | Median | Maximum |
| RMSE x cons | 24 | 0 | 0.1779 | 0.1053 | 0.0264 | 0.1633 | 0.3875 |
| RMSE y cons | 24 | 0 | 0.3977 | 0.1052 | 0.2439 | 0.3993 | 0.5826 |
| RMSE z cons | 24 | 0 | 0.0458 | 0.0319 | 0.0000 | 0.0385 | 0.1421 |

| Descriptive Statistics: RMSE x nuova; RMSE y nuova; RMSE z nuova | | | | | | | |
|---|---|----|------|-------|---------|--------|---------|
| Variable | N | N* | Mean | StDev | Minimum | Median | Maximum |

| | | | | | | | |
|--------------|----|---|--------|--------|--------|--------|--------|
| RMSE x nuova | 24 | 0 | 0.1424 | 0.0888 | 0.0255 | 0.1229 | 0.3549 |
| RMSE y nuova | 24 | 0 | 0.2461 | 0.0870 | 0.0511 | 0.2456 | 0.4219 |
| RMSE z nuova | 24 | 0 | 0.0491 | 0.0294 | 0.0000 | 0.0459 | 0.1405 |

Tabella 6.11 Statistica descrittiva delle popolazioni $RMSE_i$ nelle differenti modalità

Tabella 6.11 riporta solamente tre delle quattro modalità; questo è dovuto al fatto che la modalità Ehmann, come già detto nel paragrafo 6.7.1, non riesce ad essere processata dal programma di Taratura.

Il confronto tra le modalità “Poli” e “Consigliata” è in accordo con quanto valutato dal Pusterla [40] durante la validazione del modello; la prima, infatti, riporta medie inferiori rispetto alla seconda e, perciò, sembra avere una migliore capacità di previsione. In realtà con il termine “Consigliata” si va a indicare un buon compromesso tra il numero di prove sperimentali da effettuare e la qualità della previsione.

Si può notare come il valor medio de $RMSE$ in direzione Z sia di un ordine di grandezza inferiore rispetto a X e Y , anche a causa del fatto che le ampiezze di F_z siano sensibilmente inferiori rispetto alle componenti F_x ed F_y . Per brevità di analisi si può considerare trascurabile l'indicatore $RMSE_z$.

Prima di continuare con l'analisi tra le medie si valuta la correlazione presente tra i singoli indici ottenuti nelle diverse modalità.

In accordo con i test effettuati per la validazione del modello [40] si è riscontrata una correlazione tra gli indici in direzione X e direzione Y con un livello di significatività del 5%. Tale correlazione, secondo il coefficiente di Pearson, è solamente moderata e per tale ragione la tesi affronta le successive analisi per entrambi gli indici.

Per brevità si riporta solo il test sulla correlazione riferito a “Taratura Nuova” (Tabella 6.12).

| Correlations: RMSE x nuova; RMSE y nuova; RMSE z nuova | | |
|--|--------------|--------------|
| | RMSE x nuova | RMSE y nuova |
| RMSE y nuova | 0.461 | |
| | 0.023 | |
| RMSE z nuova | 0.380 | 0.061 |
| | 0.067 | 0.779 |
| Cell Contents: Pearson correlation | | |
| P-Value | | |

Tabella 6.12 Test di correlazione tra gli indici RMSEi della modalità “Taratura Nuova”

Dopo aver verificato la normalità dei dati con il test di Anderson-Darling, (Appendice C1), si procede a stabilire, tramite dei test sulla differenza delle medi per due popolazioni, se l’utilizzo della matrice di “Taratura Nuova” sia più appropriata per la fase di previsione.

I test sulla media vengono eseguiti imponendo l’uguaglianza tra le varianze, verificati precedentemente con dei test specifici.

Avendo tre popolazioni di *RMSE* sia in direzione X e Y, si effettuano dei test a coppie, prima tra “Taratura Consigliata” e “Taratura Nuova”, e poi tra “Taratura Politecnico” e “Taratura Nuova”.

Per poter determinare se ci sia differenza significativa tra le medie occorre valutare il p-value del test confrontandolo con il livello di significatività impostato.

I test sono superati in direzione Y mentre non c’è differenza statistica tra le medie degli $RMSE_x$ di “Taratura Consigliata” e “Taratura Nuova”, con un livello di significatività del 5%.

Le seguenti tabelle, 6.15 e 6.16 riportano le stesse analisi effettuate per le popolazioni “Taratura Poli” e “Taratura Nuova”.

Two-Sample T-Test and CI: RMSE x cons; RMSE x nuova

Two-sample T for RMSE x cons vs RMSE x nuova

| | N | Mean | StDev | SE Mean |
|--------------|----|--------|--------|---------|
| RMSE x cons | 24 | 0.178 | 0.105 | 0.021 |
| RMSE x nuova | 24 | 0.1424 | 0.0888 | 0.018 |

Difference = μ (RMSE x cons) - μ (RMSE x nuova)

Estimate for difference: 0.0356

95% CI for difference: (-0.0210; 0.0922)

T-Test of difference = 0 (vs not =): T-Value = 1.26 P-Value = 0.212
DF = 46

Both use Pooled StDev = 0.0974

Tabella 6.13 Test sulle differenze per gli $RMSE_x$ di “Taratura Consigliata” e “Taratura Nuova”**Two-Sample T-Test and CI: RMSE y cons; RMSE y nuova**

Two-sample T for RMSE y cons vs RMSE y nuova

| | N | Mean | StDev | SE Mean |
|--------------|----|--------|--------|---------|
| RMSE y cons | 24 | 0.398 | 0.105 | 0.021 |
| RMSE y nuova | 24 | 0.2461 | 0.0870 | 0.018 |

Difference = μ (RMSE y cons) - μ (RMSE y nuova)

Estimate for difference: 0.1515

95% CI for difference: (0.0954; 0.2076)

T-Test of difference = 0 (vs not =): T-Value = 5.44 P-Value = 0.000
DF = 46

Both use Pooled StDev = 0.0965

Tabella 6.14 Test sulle differenze per gli $RMSE_y$ di “Taratura Consigliata” e “Taratura Nuova”

Two-Sample T-Test and CI: RMSE x poli; RMSE x nuova

Two-sample T for RMSE x poli vs RMSE x nuova

| | N | Mean | StDev | SE Mean |
|--------------|----|--------|--------|---------|
| RMSE x poli | 24 | 0.1599 | 0.0936 | 0.019 |
| RMSE x nuova | 24 | 0.1424 | 0.0888 | 0.018 |

Difference = mu (RMSE x poli) - mu (RMSE x nuova)

Estimate for difference: 0.0175

95% CI for difference: (-0.0355; 0.0706)

T-Test of difference = 0 (vs not =): T-Value = 0.67 P-Value = 0.509
DF = 46

Both use Pooled StDev = 0.0913

Tabella 6.15 Test sulle differenze per gli RMSEx di “Taratura Poli” e “Taratura Nuova”

Two-Sample T-Test and CI: RMSE y poli; RMSE y nuova

Two-sample T for RMSE y poli vs RMSE y nuova

| | N | Mean | StDev | SE Mean |
|--------------|----|--------|--------|---------|
| RMSE y poli | 24 | 0.2935 | 0.0898 | 0.018 |
| RMSE y nuova | 24 | 0.2461 | 0.0870 | 0.018 |

Difference = mu (RMSE y poli) - mu (RMSE y nuova)

Estimate for difference: 0.0474

95% CI for difference: (-0.0040; 0.0987)

T-Test of difference = 0 (vs not =): T-Value = 1.86 P-Value = 0.070
DF = 46

Both use Pooled StDev = 0.0884

Tabella 6.16 Test sulle differenze per gli RMSEx di “Taratura Poli” e “Taratura Nuova”

Anche in questo caso non c'è differenza statistica in direzione X, mentre in direzione Y, esiste una differenza statistica con un livello di significatività pari al 10%.

In conclusione si può affermare che la modalità “Taratura Nuova” determina un miglioramento delle prestazioni del modello.

6.8.3 ANALISI STATISTICA DEGLI INDICATORI RMSE DELLA MODALITÀ TARATURA NUOVA

Si passa ora all'analisi di regressione sull'indicatore $RMSE_x$ e $RMSE_y$ ottenuti utilizzando la matrice di fitting fornita da “Taratura Nuova”. Si procede innanzitutto a codificare i fattori costituenti il piano in maniera tale che i livelli inferiori di ciascuna variabile corrispondano al valore -1 e quelli superiori a +1. Una tale codifica fa sì che i coefficienti di regressione siano rappresentativi dei pesi che i fattori hanno sulla regressione stessa, inoltre i blocchi del piano vengono considerati dentro il modello di regressione, per controllare se sono significativi.

Anche in questo caso per determinare quali fattori siano significativi occorre valutare il p-value del test di significatività associato a ciascun fattore e interazione.

$$p_{value} \leq \alpha = 5\%$$

Equazione 6.4 Condizione di significatività del test statistico

Si riporta la tabella con la regressione lineare del $RMSE_x$ considerando come fattori l'avanzamento al dente, f_z , e i blocchi; la ragione della riduzione del modello è dovuta al fatto che nessun fattore è risultato significativo nel caso di modello completo. Uno screening effettuato sulla significatività al 20% dei

singoli fattori ha, poi, riportato solo la componente di avanzamento al dente, f_z (Appendice C2).

Prima di procedere si precisa che sono state effettuate le verifiche sui residui di: normalità, omogeneità della varianza e di indipendenza: tutte sono state superate; immagini dei grafici di queste verifiche sono riportate in Appendice C3.

Regression Analysis: RMSE x nuova versus fz; Blocks

The regression equation is

$$\text{RMSE x nuova} = 0.0998 + 0.0251 \text{ fz} + 0.0122 \text{ Blocks}$$

| Predictor | Coef | SE Coef | T | P |
|-----------|---------|---------|------|-------|
| Constant | 0.09984 | 0.04013 | 2.49 | 0.021 |
| fz | 0.02506 | 0.01760 | 1.42 | 0.169 |
| Blocks | 0.01215 | 0.01030 | 1.18 | 0.251 |

S = 0.0862031 R-Sq = 14.0% R-Sq(adj) = 5.8%

Analysis of Variance

| Source | DF | SS | MS | F | P |
|----------------|----|----------|----------|------|-------|
| Regression | 2 | 0.025417 | 0.012709 | 1.71 | 0.205 |
| Residual Error | 21 | 0.156050 | 0.007431 | | |
| Lack of Fit | 9 | 0.067052 | 0.007450 | 1.00 | 0.485 |
| Pure Error | 12 | 0.088999 | 0.007417 | | |
| Total | 23 | 0.181468 | | | |

| Source | DF | Seq SS |
|--------|----|----------|
| fz | 1 | 0.015075 |
| Blocks | 1 | 0.010342 |

| Unusual Observations | | | | | | | |
|----------------------|------|------------|--------|--------|----------|----------|--|
| Obs | fn | RMSE_x_new | Fit | SE Fit | Residual | St Resid | |
| 16 | 1.00 | 0.3549 | 0.1735 | 0.0254 | 0.1814 | 2.20R | |

R denotes an observation with a large standardized residual.
No evidence of lack of fit (P >= 0.1).

Tabella 6.17 Regressione lineare del modello ridotto per $RMSE_x$

Tabella 6.17 conferma nuovamente che nessun fattore risulta significativo, ovvero che, all'interno dei livelli alto e basso dei parametri di taglio, questi non hanno effetto sulle prestazioni delle previsioni.

Questa considerazione è molto importante ai fini dell'errore che il modello di previsione di forze commette; quest'ultimo infatti dimostra di non essere dipendente dalla variazione dei parametri in input. Lo scostamento della forza prevista dalla forza misurata non varia se si modifica, per esempio, la profondità di taglio radiale o lo stesso avanzamento al dente.

Si precisa, però, che il risultato ottenuto può dipendere dal range dei parametri di taglio presenti all'interno del piano sperimentale; è possibile che i valori impostati non siano sufficientemente lontani per determinare una loro influenza sui risultati. Si consiglia perciò effettuare nuove prove per supportare la considerazione fatta sopra.

In accordo anche il valore di R_{adj} pari a 5,8% che conferma la mancanza di dipendenza tra l'indice $RMSE_x$ e i parametri di taglio. Il modello di regressione risulta, quindi, non utilizzabile.

In assenza di altre informazioni si dichiara, quindi, che $RMSE_x$ non è strutturato con nessuno dei parametri di taglio e quindi dovrebbe prevedere con lo stesso indice di errore altre condizioni di taglio.

Il test dei Lack of Fit ha un p-value di 48,5%, questo indica che il modello non ha bisogno di altri fattori; in ultimo i blocchi risultano non significativi.

Di seguito sono riportati i contour plot degli $RMSE_x$ generati dalla modalità interessata; anche in essi si trova riscontro dell'indipendenza dell'indice di errore dai vari parametri di taglio.

Figura 6.6 riporta i valori per il caso in cui si va a fissare la profondità di taglio radiale, a_e , a livello alto, +1; Figura 6.7 riporta il caso in cui a_e , è impostato su livello basso, -1. In entrambi i grafici non è presente alcun trend.

Per valutare i contour plot attraverso un unico indice, è calcolata la media dei valori puntuali rappresentati al loro interno. Da essa si riscontra come tarare il modello a valori di livello bassi si ottenga un errore medio inferiore. Questo è in accordo con quanto riscontrato da Pusterla [40].

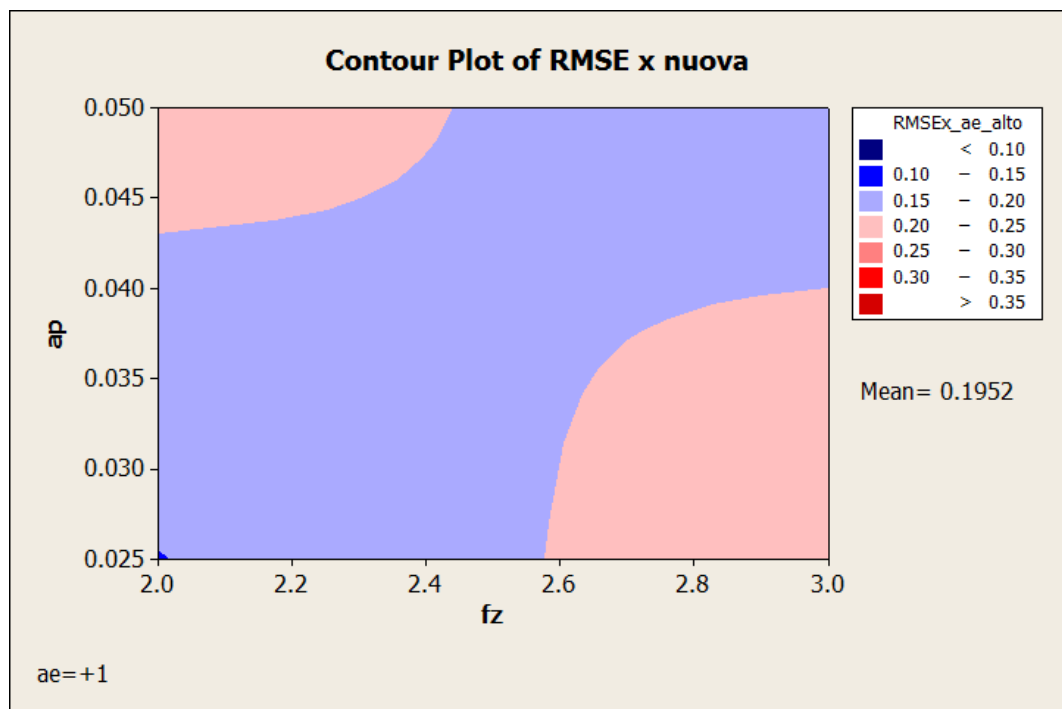


Figura 6.6 Contour plot $RMSE_x$ generati da “Taratura Nuova”; fissato a_e su livello alto +1

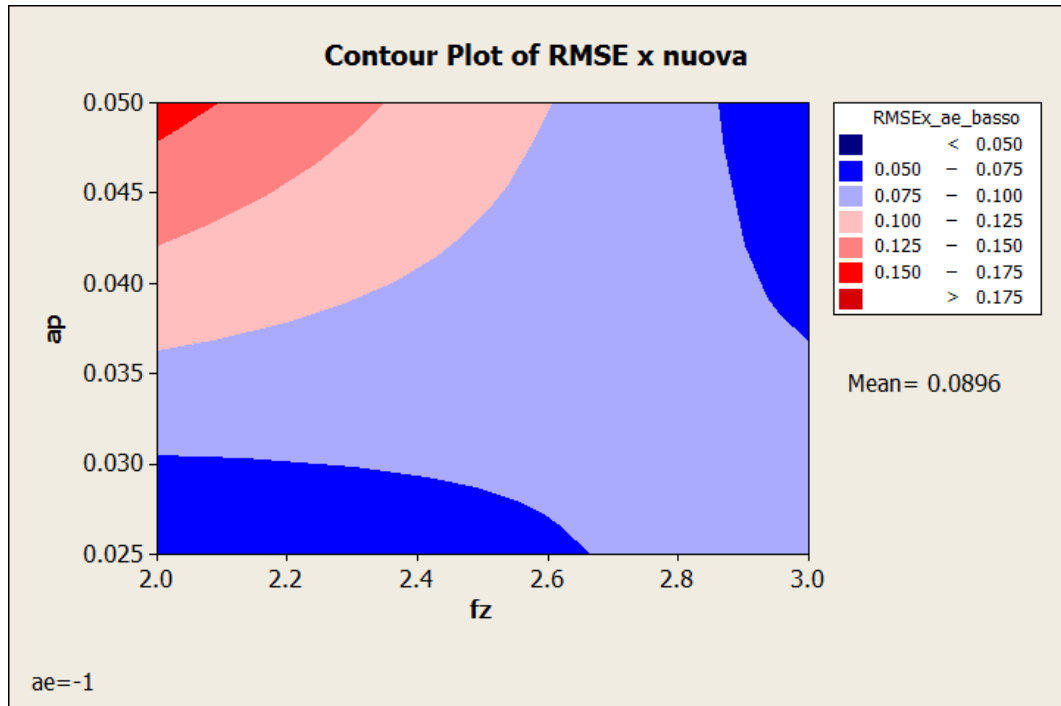


Figura 6.7 Contour plot $RMSE_x$ generati da “Taratura Nuova”; fissato a_e su livello basso -1

Si riporta ora la tabella con la regressione lineare di $RMSE_y$ considerando come fattori l’avanzamento al dente f_z , la profondità di passata assiale a_p e i blocchi; anche in questo caso la scelta di tali parametri nasce da uno screening sulla significatività degli effetti con un livello di significatività del 10% (Appendice C2).

Anche in questo caso sono effettuate le verifiche sui residui, di: normalità, omogeneità della varianza e di indipendenza: tutte sono superate; le immagini dei grafici di queste verifiche sono riportate in Appendice C4.

Regression Analysis: RMSE y nuova versus fz; ap; Blocks

The regression equation is

$$RMSE \text{ y nuova} = 0.295 + 0.0373 \text{ fz} + 0.0323 \text{ ap} - 0.0140 \text{ Blocks}$$

Capitolo 6

| Predictor | Coef | SE Coef | T | P |
|-----------|-----------|----------|-------|-------|
| Constant | 0.29514 | 0.03325 | 8.88 | 0.000 |
| fz | 0.03732 | 0.01458 | 2.56 | 0.019 |
| ap | 0.03232 | 0.01458 | 2.22 | 0.038 |
| Blocks | -0.013999 | 0.008538 | -1.64 | 0.117 |

S = 0.0714322 R-Sq = 41.4% R-Sq(adj) = 32.7%

Analysis of Variance

| Source | DF | SS | MS | F | P |
|----------------|----|----------|----------|------|-------|
| Regression | 3 | 0.072203 | 0.024068 | 4.72 | 0.012 |
| Residual Error | 20 | 0.102051 | 0.005103 | | |
| Lack of Fit | 16 | 0.081016 | 0.005064 | 0.96 | 0.582 |
| Pure Error | 4 | 0.021035 | 0.005259 | | |
| Total | 23 | 0.174254 | | | |

16 rows with no replicates

| Source | DF | Seq SS |
|--------|----|----------|
| fz | 1 | 0.033421 |
| ap | 1 | 0.025065 |
| Blocks | 1 | 0.013717 |

No evidence of lack of fit (P >= 0.1).

Tabella 6.18 Regressione lineare del modello ridotto per $RMSE_y$

In questo caso risultano significativi la stessa regressione, f_z , ed a_p , mentre i blocchi non influenzano ancora il risultato; questo implica che nella direzione di avanzamento esiste una struttura nel andamento dell' $RMSE_y$.

Il test dei Lack of Fit non evidenzia la necessità di introdurre altri fattori per il modello di regressione.

A differenza della direzione X, la Y presenta un errore strutturato all'interno dei parametri di taglio utilizzati per la taratura del modello; questo è riscontrabile anche attraverso le analisi dei contour plots, Figura 6.8 e 6.9, in cui è visibile un trend $RMSE_y$.

Nonostante mostri una dipendenza dai parametri di taglio, l'indice ha una variazione molto limitata; come detto in precedenza questi risultati possono essere determinati dagli stessi range dei parametri di taglio che non indagano sufficienti condizioni di lavorazione. D'altro canto il produttore della fresa sconsiglia l'utilizzo di valori differenti quando si lavora acciaio.

In ultimo R_{adj} è pari a 32,7% e per tale motivo si sconsiglia l'uso dell'equazione di regressione. In giallo, nei contour plot, indica l'area su cui è stata tarata la matrice dei coefficienti di taglio.

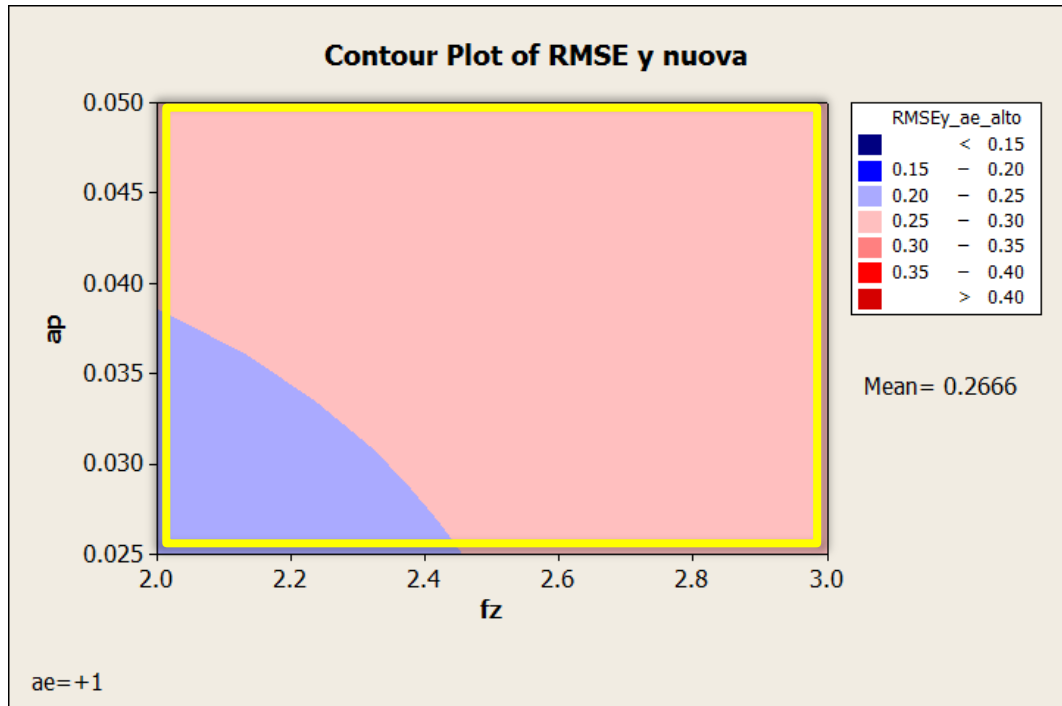


Figura 6.8 Contour plot $RMSE_y$ generati da “Taratura Nuova”; fissato a_e su livello alto +1

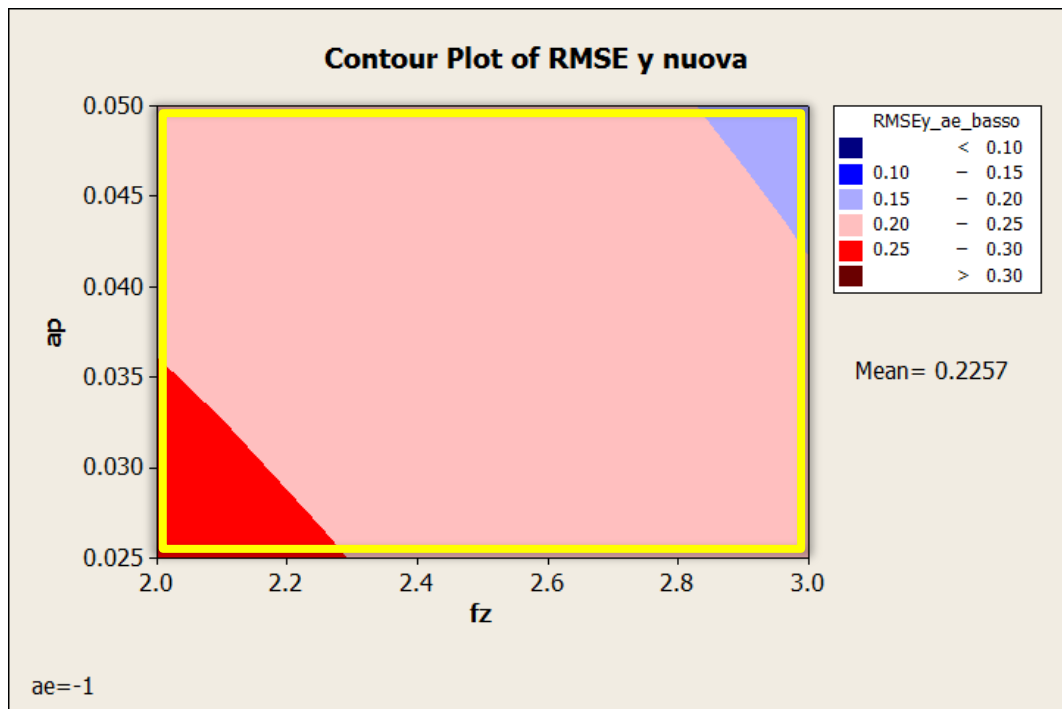


Figura 6.9 Contour plot $RMSE_y$ generati da “Taratura Nuova”; fissato a_e su livello basso -1

Capitolo 7

7 CONCLUSIONI E SVILUPPI FUTURI

7.1 CONCLUSIONI

La presente tesi ha affrontato diverse problematiche, facenti parte di ambiti molto differenti tra loro: dall'aspetto analitico del modello di previsione delle forze di taglio, a quello dell'implementazione, passando per le criticità concernenti la rilevazione delle forze in micro-fresatura e lo sviluppo della catena di acquisizione, dalla validazione del modello nelle lavorazioni con acciaio alla modellizzazione matematica del fenomeno run-out.

Nell'esecuzione di questo percorso si è cercato di individuare e risolvere tutti i problemi e i dettagli risultati poco chiari a seguito dell'analisi del modello pubblicato da Ehmann, et al., 2008, "A mechanistic model of cutting forces in micro-end-milling with cutting-condition-independent cutting forces coefficients"[1], e implementato in ambiente LabVIEW da Pusterla nella tesi "Misura e previsione delle forze di taglio in microfresatura frontale"[40], fornendo delle ipotesi su quanto necessita ancora di ulteriori approfondimenti.

Nello specifico si è analizzata, in ordine cronologico di esecuzione, l'intera procedura di funzionamento del modello di previsione delle forze di taglio e sono state apportate modifiche e/o nuovi passaggi al fine incrementare le prestazioni in termini assoluti.

Per quanto riguarda il sistema di misura, gli accorgimenti introdotti hanno permesso di ottenere un incremento della banda bassante superiore al 25% rispetto alla condizione precedentemente utilizzata, permettendo, così, una migliore descrizione delle forze (Figura 5.17 e 5.18).

All'interno della fase di taratura è stata introdotta una novità: il sistema di campionamento è stato svincolato dal quello reale effettuato dalla scheda di acquisizione per consentire una miglior risoluzione del vettore della forza misurata e compensata, e ridurre, così, l'errore di sovrapposizione con il vettore di spessore di truciolo indeformato generato matematicamente dal modello.

Le modifiche descritte sopra e l'introduzione di una nuova procedura (Figura 4.10) per la fase di Taratura Automatica hanno permesso di ridurre al minimo la perdita d'informazioni che prima si presentava in caso di forzanti affette da un eccessivo run-out.

Queste modifiche, non strutturali ma introdotte nella procedura, hanno consentito un miglioramento prestazionale del modello di previsione delle forze di taglio, dimostrato statisticamente dall'analisi dell'indice RSME (Tabella 6.13) messo in relazione con quello ottenuto nel corso della validazione del modello [40].

La tesi ha permesso, inoltre, di validare il modello di previsione delle forze di taglio per un materiale da lavorare differente da quello utilizzato in [40], ovvero acciaio per stampi P20, permettendo, così, di prevedere le forze di taglio anche in questo settore.

Il lavoro si è quindi concentrato sul miglioramento della struttura partendo dal limite maggiore riscontrato e cioè che la validazione fosse solo sul primo tagliente.

L'analisi di questo aspetto ha portato ad uno studio approfondito della cinematica di entrambi i taglienti e con esso la modellizzazione matematica del fenomeno del run-out (Figura 4.34) che viene descritto in ogni sua sfaccettatura. Il lavoro ha permesso di mettere ordine nelle molteplici descrizioni che circondano questo fenomeno e l'utilizzo della normativa per la sua definizione.

La nuova modellizzazione ha richiesto, per la sua implementazione, una modifica alla struttura di base del modello di previsione di forze di taglio, descritta nel Paragrafo 4.11. Importante è stata l'eliminazione del parametro avanzamento al dente, f_z , in favore dell'introduzione di un nuovo parametro: spessore di truciolo indeformato in funzione dell'angolo di rotazione, $h(\theta)$, il cui significato è mostrato in Figura 4.60.

Durante tutto lo svolgimento, nell'ambito della programmazione, è stata inoltre posta un'attenzione particolare al fine di rendere i programmi di facile utilizzo anche per operatori che non hanno una conoscenza approfondita del modello utilizzato.

In conclusione la tesi ha portato importanti migliorie al modello di previsione delle forze di taglio, strutturali e non, che hanno consentito un incremento delle sue prestazioni e mettono le basi, grazie alla modellizzazione matematica del run-out, per un interessante sviluppo futuro.

7.2 SVILUPPI FUTURI: POTENZIALITÀ DEL MODULE RUNOUT

Il modello cinematico sviluppato da questa tesi non è stato validato a causa della mancanza oggi di uno strumento di misura capace di restituire i valori di *TIR* definito da normativa ASME B89.3.4 [38].

La tesi a tal proposito, al paragrafo 4.3, propone il funzionamento di un possibile strumento di misura capace di acquisire i valori di *TIR* in macchina rispettando pienamente la norma che lo definisce [38].

Lo strumento che più si avvicina alle funzionalità richieste e il nuovo presetting ottico VTS[®] costruito dall'azienda Marposs che è in grado di misurare il massimo diametro di volo, $D_{c,1}$, e il diametro geometrico, $D_{c,nom}$, dell'utensile direttamente in macchina appena prima che inizi la lavorazione.

Quindi il naturale sviluppo è di validare il modello matematico sopra citato.

Per dimostrare la potenzialità della cinematica ricostruita sono state riprese le forze acquisite e sono state fatte le previsioni per le medesime condizioni sperimentali, a partire dai soli valori di *TIR* e $D_{c,1}$ il codice ha ricostruito gli andamenti degli spessori di truciolo indeformato per entrambi i taglienti, $h(\theta)_i$.

Durante la campagna sperimentale sono stati misurati prima di ogni singola prova i parametri diametro geometrico, $D_{c,nom}$, e diametro di volo, $D_{c,1}$, della fresa grazie allo strumento Marposs VTS[®] [57]. I valori utilizzati sono il risultato della media di cinque misurazioni effettuate in continuo e sincronizzate alla velocità di rotazione.

$D_{c,nom}$ è utilizzato per controllare l'usura in tempo reale, mentre $D_{c,1}$ è dato in input al modello del run-out.

I valori di *TIR*, non essendo misurabili, sono stati ricavati partendo dall'analisi delle forze acquisite; questa tecnica è frequentemente utilizzata in letteratura [8]

per determinare il run-out in micro-fresatura. Tabella 7.1 riporta i valori misurati, costruiti e restituiti in output dal module runout.

I valori di $D_{c,1}$ e ϕ_i , descritti in Tabella 6.6, si discostano in maniera significativa da quelli nominali utilizzati in macchina ($D_{c,nom}$ 500 μ m, ϕ_i 0°-90° per a_e pari a 250 μ m e 0°-135° per a_e pari a 375 μ m). In particolar modo per il secondo tagliente che vede un angolo d'ingresso che si differenzia mediamente di trenta gradi rispetto al valore di default pari a zero utilizzato dalla logica del modello preesistente per la previsione di forze.

| Mill | Run Order | Measured | | | Estimated | Output runout model | | | |
|------|-----------|-------------|-------------|-----------------|----------------|---------------------|----------------|---------------|----------------|
| | | Max(Fx) (N) | Min(Fx) (N) | Dc,1 (μ m) | TIR (μ m) | $\phi_{in,1}$ | $\phi_{out,1}$ | $\phi_{in,2}$ | $\phi_{out,2}$ |
| 1 | 1 | 1.73 | 1.076 | 496.4 | 0.85 | 0 | 90 | 16.25 | 90 |
| | 2 | 0.891 | 0.54 | 496.7 | 0.75 | 0 | 90 | 21.92 | 90 |
| | 3 | 1.271 | 0.585 | 495.2 | 1.85 | 0 | 119.8 | 45.19 | 120.07 |
| | 4 | 2.405 | 1.295 | 496 | 2.15 | 0 | 119.62 | 34.66 | 120.11 |
| 2 | 5 | 1.468 | 0.08 | 503.4 | 4 | 0 | 119.77 | 0 | 0 |
| | 6 | 0.983 | 0.059 | 502.6 | 4 | 0 | 90 | 0 | 0 |
| | 7 | 1.416 | 0.073 | 501.5 | 4 | 0 | 90 | 0 | 0 |
| | 8 | 1.963 | 0.13 | 500.6 | 4 | 0 | 119.77 | 0 | 0 |
| 3 | 9 | 1.53 | 1.058 | 494.7 | 0.6 | 0 | 90 | 11.29 | 90 |
| | 10 | 1.593 | 1.17 | 496.6 | 0.4 | 0 | 119.67 | 11.37 | 120.07 |
| | 11 | 1.257 | 0.917 | 493.7 | 0.9 | 0 | 119.54 | 17.26 | 120.11 |
| | 12 | 0.722 | 0.3297 | 493.7 | 0.85 | 0 | 90 | 25.07 | 90 |
| 4 | 13 | 1.014 | 0.837 | 495.3 | 0.2 | 0 | 90 | 5.55 | 90 |
| | 14 | 1.184 | 1.04 | 492.5 | 0.28 | 0 | 119.65 | 7.87 | 120.07 |
| | 15 | 1.164 | 1.265 | 491.7 | 0.1 | 0 | 90 | 1.58 | 90 |
| | 16 | 1.762 | 1.712 | 492.2 | 0.1 | 0 | 119.16 | 0.77 | 120.17 |
| 5 | 17 | 1.861 | 0.345 | 497.2 | 1.38 | 0 | 119.8 | 43.64 | 120.07 |
| | 18 | 2.486 | 0.697 | 518 | 2.25 | 0 | 119.74 | 48.65 | 120.11 |
| | 19 | 0.861 | 0.207 | 496.1 | 1.45 | 0 | 90 | 46.51 | 90 |
| | 20 | 0.912 | 0.296 | 496.9 | 1.6 | 0 | 90 | 32.17 | 90 |
| 6 | 21 | 1.146 | 0.339 | 497.1 | 1.55 | 0 | 119.82 | 50.86 | 120.07 |
| | 22 | 1.436 | 0.307 | 503 | 1.3 | 0 | 90 | 40.55 | 90 |
| | 23 | 2.212 | 0.629 | 495.8 | 2.05 | 0 | 119.69 | 43.13 | 120.11 |
| | 24 | 1.05 | 0.348 | 498.2 | 1.85 | 0 | 90 | 38.05 | 90 |

Tabella 7.1 Parametri per la previsione tramite il module runout

L'angolo $\phi_{in,1}$ dimostra la perfetta compatibilità della cinematica modellizzata con il modello di previsione delle forze grazie al completo rispetto delle convenzioni utilizzate da quest'ultimo.

Interessante è anche l'analisi dell'indice $RMSE$; a differenza di quanto fatto finora, l'analisi è adesso effettuata su un'intera rotazione della fresa. Infatti, si vuole portare il modello a prevedere tutte e due le forze generate dai singoli taglienti. Si ricorda che il modello è validato solo sulla prima forzante che dev'essere la maggiore tra le due misurate.

I valori delle medie per gli indici $RMSE_{x_runout}$ e $RMSE_{y_runout}$ calcolati per tutte le ventiquattro prove previste con la matrice sviluppata da questa tesi (Taratura Nuova) non sono riportati perché sono il risultato di una ricostruzione del parametro TIR e pertanto potrebbero indurre a pensare che gli indici di performance siano raggiungibili anche coi valori reali di run-out; è sufficiente sapere che le medie degli $RMSE_{i_runout}$ sono dello stesso ordine di grandezza di quelle ottenute dalla validazione del modello (Paragrafo 6.8.3).

È però significativo come i valori ottenuti non siano il risultato di una manipolazione applicata su entrambi i taglienti in maniera indipendente. Gli andamenti derivano solamente da due parametri: massimo diametro di volo, $D_{c,1}$, e radial run-out, r .

Dopodiché il modello cinematico simula il processo di asportazione di truciolo definendo tutti i parametri geometrici d'interesse per i singoli taglienti.

Importante ribadire come i valori ottenuti per $RMSE_{i_runout}$ derivino da un'analisi effettuata sull'intera rotazione della fresa; questo significa che lo studio riguarda anche i tratti in cui la forzante è a zero e cosa più significativa valuta il corretto sfasamento delle forzanti. L'ultimo parametro è definibile solamente utilizzando la logica delle cicloidi.

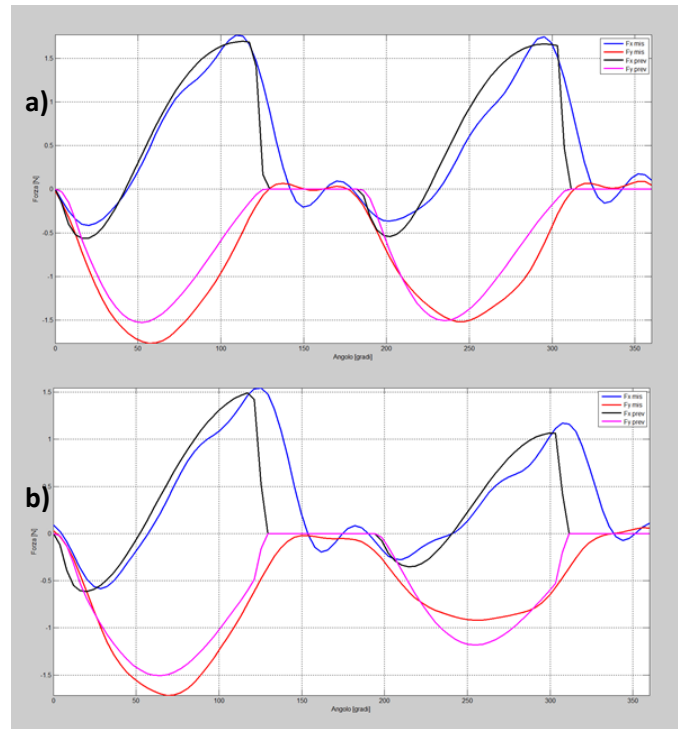


Figura 7.1 Confronto tra la forza misurata e predetta con module runout: a) prova #16, b) prova #10

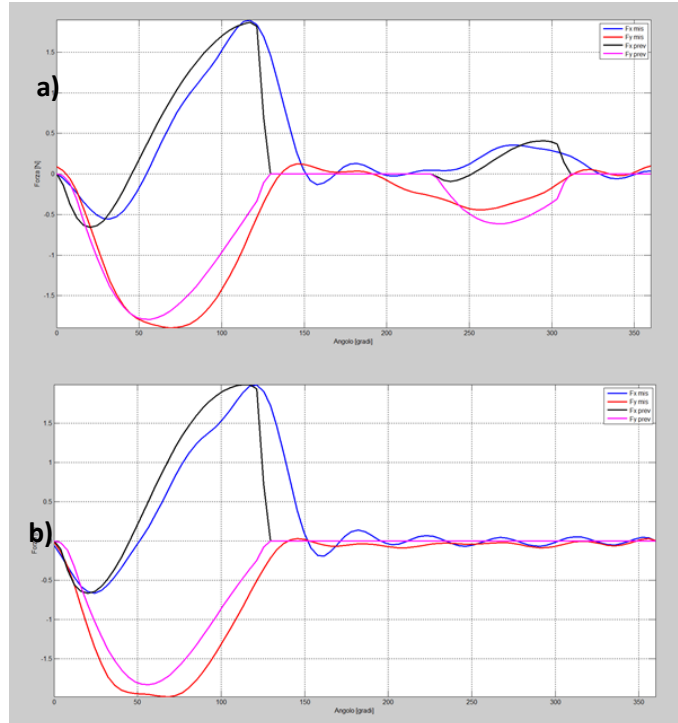


Figura 7.2 Confronto tra la forza misurata e predetta con module runout: a) prova #17, b) prova #8

Figura 7.1 e 7.2 mostrano la sovrapposizione della forzante misurata con quella predetta su un'intera rotazione tramite il module runout, evidenziando il comportamento del codice a diversi valori di *TIR*.

Gli sviluppi futuri derivanti da questa tesi sono molteplici e interessano diversi ambiti.

In primo luogo è necessario lo sviluppo di un sistema di misura che rispetti la normativa ASME B.89.3.4[38] nella valutazione del parametro run-out in quanto non è ancora presente in commercio; il principio di funzionamento è descritto al paragrafo 4.3.

Conseguenza diretta della disponibilità di tale strumento sarà la possibilità di eseguire la validazione del modello cinematico sviluppato in questa tesi.

Importante è anche approfondire la tematica: run-out in aria e run-out sul pezzo; determinare quindi l'influenza della deflessione dell'utensile durante la lavorazione (Paragrafo 4.2).

In ultimo, ed è forse lo sviluppo più diretto, è l'implementazione del module runout anche in fase di Taratura. Questo passaggio potrebbe determinare un ulteriore e notevole miglioramento della matrice di coefficienti delle pressioni di taglio.

Il modello, infatti, andrebbe ad associare, alle forze misurate dei singoli taglienti, gli andamenti puntuali degli spessori di truciolo indeformato efficaci, $h(\theta)_i$, opportunamente sfasati, eliminando, così, l'errore determinato dalla creazione univoca di tale parametro con la logica delle circonferenze traslate.

In conclusione la tesi ha evidenziato come il continuo miglioramento, anche solo di dettagli, porti a importanti risultati sia in termini di prestazioni, come nel caso del modello analizzato, sia in termini di conoscenza del processo analizzato, aprendo a sua volta nuove strade per la ricerca.

Appendice A

Codici implementati in ambiente Matlab[®]

A1 SCAMBIO COLONNE F_x E F_y

NOTA: da eseguire se direzione di avanzamento è lungo asse Y.

```
%% Scambio colonna 1 con colonna 2
close all
clear all
clc
%% carica file compensato
[filename, pathname, filterindex] = uigetfile('*.txt*', 'Seleziona File
Forze compensato');
F24=importdata(filename);
% scambio colonna 1 con colonna 2
F24(:, [1 2])=F24(:, [2 1]);
% salvataggio del file
nome_export=sprintf('F24.txt');
dlmwrite(nome_export, F24, '\t');
```

A2 RICAMPIONAMENTO CON FUNZIONE DI REGRESSIONE SENO

```
%% Ricampionamento con regressione somma di seni
close all
clear all
clc
%% Caricamento file .txt 5 rotazioni compensate
[filename, pathname, filterindex] = uigetfile('*.txt*', 'Seleziona File
Forze compensato');
F=importdata(filename);
disp('questo algoritmo è impostato di default a fare la regressione con
8 seni, nel caso di pochi pti ridurre il numero di seni');
disp('sistemare dentro file, il numero di giri per la regressione
(supporta max 5 giri già compensati)');
disp('sistemare dentro file, il nome del file .txt per Labview, righe
253,268,269');
n_giri=input('inserire numero giri mandrino [giri/min]: ');
fc=input('inserire freq campionamento [Hz] durante la prova: ');
dt=1/fc;
```

Appendice A

```
L=length(F);
t=[0:dt:dt*L]';

%% numero righe per avere mezza rotazione
time_1_rot= 1/(n_giri/60);
righe_1_rot= ceil(time_1_rot/dt);
mezzo_giro= ceil(righe_1_rot/2);
%% estrapolazione punti del numero giri desiderati (ordinate ed ascissa)
% giro 1 dente 1
t1=t(1:mezzo_giro);
x1=F(1:mezzo_giro,1);
y1=F(1:mezzo_giro,2);
z1=F(1:mezzo_giro,3);
% giro 1 dente 2
t2=t(mezzo_giro+1:2*mezzo_giro);
x2=F(mezzo_giro+1:2*mezzo_giro,1);
y2=F(mezzo_giro+1:2*mezzo_giro,2);
z2=F(mezzo_giro+1:2*mezzo_giro,3);
% giro 2 dente 1
t3=t(2*mezzo_giro+1:3*mezzo_giro);
x3=F(2*mezzo_giro+1:3*mezzo_giro,1);
y3=F(2*mezzo_giro+1:3*mezzo_giro,2);
z3=F(2*mezzo_giro+1:3*mezzo_giro,3);
% giro 2 dente 2
t4=t(3*mezzo_giro+1:4*mezzo_giro);
x4=F(3*mezzo_giro+1:4*mezzo_giro,1);
y4=F(3*mezzo_giro+1:4*mezzo_giro,2);
z4=F(3*mezzo_giro+1:4*mezzo_giro,3);
% giro 3 dente 1
t5=t(4*mezzo_giro+1:5*mezzo_giro);
x5=F(4*mezzo_giro+1:5*mezzo_giro,1);
y5=F(4*mezzo_giro+1:5*mezzo_giro,2);
z5=F(4*mezzo_giro+1:5*mezzo_giro,3);
% giro 3 dente 2
t6=t(5*mezzo_giro+1:6*mezzo_giro);
x6=F(5*mezzo_giro+1:6*mezzo_giro,1);
y6=F(5*mezzo_giro+1:6*mezzo_giro,2);
z6=F(5*mezzo_giro+1:6*mezzo_giro,3);
% giro 4 dente 1
t7=t(6*mezzo_giro+1:7*mezzo_giro);
x7=F(6*mezzo_giro+1:7*mezzo_giro,1);
y7=F(6*mezzo_giro+1:7*mezzo_giro,2);
z7=F(6*mezzo_giro+1:7*mezzo_giro,3);
% giro 4 dente 2
t8=t(7*mezzo_giro+1:8*mezzo_giro);
x8=F(7*mezzo_giro+1:8*mezzo_giro,1);
y8=F(7*mezzo_giro+1:8*mezzo_giro,2);
z8=F(7*mezzo_giro+1:8*mezzo_giro,3);
%% ridefinizione punti ascissa 'ricampionamento'
angolo=input('inserire passo angolare desiderato [gradi]: ');
delta=180/angolo;
fcnew=n_giri*6/angolo % ricampionamento in base al paso angolare
desiderato
dtnew=1/fcnew;
t1new= linspace(t1(1),t1(end),delta); % giro 1 dente 1
t2new= linspace(t2(1),t2(end),delta); % giro 1 dente 2
t3new= linspace(t3(1),t3(end),delta); % giro 2 dente 1
t4new= linspace(t4(1),t4(end),delta); % giro 2 dente 2
```

```

t5new= linspace(t5(1),t5(end),delta); % giro 3 dente 1
t6new= linspace(t6(1),t6(end),delta); % giro 3 dente 2
t7new= linspace(t7(1),t7(end),delta); % giro 4 dente 1
t8new= linspace(t8(1),t8(end),delta); % giro 4 dente 2
% t9new= linspace(t9(1),t9(end),delta); % giro 5 dente 1
% t10new=linspace(t10(1),t10(end),delta); % giro 5 dente 2
% t11new=linspace(t11(1),t11(end),delta); % giro 6 dente 1
% t12new=linspace(t12(1),t12(end),delta); % giro 6 dente 2
%% forze compensate estratte
% rotazioni complete
n=input('inserire il numero di rotazioni per cui è stato sistemato
questo algoritmo (attualmente 4): ');
figure()
plot(t(1:n*righe_1_rot),F(1:n*righe_1_rot,1),'b','linewidth',3);
hold on
plot(t(1:n*righe_1_rot),F(1:n*righe_1_rot,2),'r','linewidth',3);
hold on
plot(t(1:n*righe_1_rot),F(1:n*righe_1_rot,3),'g','linewidth',3);
grid on
xlabel('tempo [s]'); ylabel('forza [N]'); title('rotazioni compensate
vs tempo');
%% regressione 'somma di seni' ogni mezzo giro. Cambire il numero di
seni se necessario dentro 'sin'
% giro 1 dente 1
x1new = fit( t1, x1, 'sin8');
% figure()
% plot(x1new,t1,x1,'ob');
y1new = fit( t1, y1, 'sin8');
% figure()
% plot(y1new,t1,y1,'or');
z1new = fit( t1, z1, 'sin8');
% figure()
% plot(z1new,t1,z1,'og');
% giro1 dente 2
x2new = fit( t2, x2, 'sin8');
% figure()
% plot(x2new,t2,x2,'ob');
y2new = fit( t2, y2, 'sin8');
% figure()
% plot(y2new,t2,y2,'or');
z2new = fit( t2, z2, 'sin8');
% figure()
% plot(z2new,t2,z2,'og');
% giro 2 dente 1
x3new = fit( t3, x3, 'sin8');
y3new = fit( t3, y3, 'sin8');
z3new = fit( t3, z3, 'sin8');
% giro 2 dente 2
x4new = fit( t4, x4, 'sin8');
y4new = fit( t4, y4, 'sin8');
z4new = fit( t4, z4, 'sin8');
% giro 3 dente 1
x5new = fit( t5, x5, 'sin8');
y5new = fit( t5, y5, 'sin8');
z5new = fit( t5, z5, 'sin8');
% giro 3 dente 2
x6new = fit( t6, x6, 'sin8');
y6new = fit( t6, y6, 'sin8');

```

Appendice A

```
z6new = fit( t6, z6, 'sin8');
% giro 4 dente 1
x7new = fit( t7, x7, 'sin8');
y7new = fit( t7, y7, 'sin8');
z7new = fit( t7, z7, 'sin8');
% giro 4 dente 2
x8new = fit( t8, x8, 'sin8');
y8new = fit( t8, y8, 'sin8');
z8new = fit( t8, z8, 'sin8');
%% ricomposizione forze dopo la regressione
% regressione su 5 ò 6 rotazione
X=[feval(x1new,t1new);feval(x2new,t2new);feval(x3new,t3new);feval(x4new
,t4new);feval(x5new,t5new);feval(x6new,t6new);feval(x7new,t7new);feval(
x8new,t8new)];
Y=[feval(y1new,t1new);feval(y2new,t2new);feval(y3new,t3new);feval(y4new
,t4new);feval(y5new,t5new);feval(y6new,t6new);feval(y7new,t7new);feval(
y8new,t8new)];
Z=[feval(z1new,t1new);feval(z2new,t2new);feval(z3new,t3new);feval(z4new
,t4new);feval(z5new,t5new);feval(z6new,t6new);feval(z7new,t7new);feval(
z8new,t8new)];
tnew=[t1new t2new t3new t4new t5new t6new t7new t8new]; % asse tempi
figure()
plot(tnew,X,'b','linewidth',3);
hold on
plot(tnew,Y,'r','linewidth',3);
hold on
plot(tnew,Z,'g','linewidth',3);
grid on
xlabel('tempo [s]'); ylabel('forza [N]'); title('rotazioni compensate
ricampionate vs tempo')
N=1:length(X); % asse numero campioni
figure()
plot(N,X,'b','linewidth',2);
hold on
plot(N,Y,'r','linewidth',2);
hold on
plot(N,Z,'g','linewidth',2);
grid on
xlabel('campioni'); ylabel('forza [N]'); title('rotazioni compensate
ricampionate vs campioni')
FORZE=[X;Y;Z]';
%% Estrazione di giri desiderati per labview
inizio=input('scegliere il campione dal quale iniziare estrazione di
giri dal grafico "rotazioni compensate ricampionate vs campioni": ');
n_new=input('inserire il numero di rotazioni da estrarre dopo la
regressione: ');
righe_giro= 2*delta;
fine=inizio+n_new*righe_giro-1;
matrice=FORZE(inizio:fine,:); %% cambiare il nome 'matrice' ogni volta
ascissa=N(inizio:fine);
figure()
plot(ascissa,matrice(:,1),'b','linewidth',3); hold on
plot(ascissa,matrice(:,2),'r','linewidth',3); hold on
plot(ascissa,matrice(:,3),'g','linewidth',3); hold on
grid on
xlabel('campioni'); ylabel('forza [N]'); title('rotazioni ricampionate
estrapolate per labview')
%% Salvataggio matrice estratta
```

```
Fx=matrice(:,1);
Fy=matrice(:,2);
Fz=matrice(:,3);
matrix=sprintf('matrice.txt'); % scrivere il nome del txt
dlmwrite(matrix,matrice,'\t'); % sistemare col nome di riga 252
```

A3 RICAMPIONAMENTO CON INTERPOLAZIONE LINEARE TRA DUE PUNTI

```
%% Ricampionamento con interpolazione lineare
close all
clear all
clc
disp('questo algoritmo supporta max 5 giri già compensati');
disp('sistemare dentro file, il nome del file .txt per Labview, righe
42,52,53');
%% Caricamento file .txt 5 rotazioni compensate
[filename, pathname, filterindex] = uigetfile('*.txt*','Seleziona File
Forze compensato');
F=importdata(filename);

Fx=F(:,1);
Fy=F(:,2);
Fz=F(:,3);
N=[1:1:length(F)];
figure()
plot(N,Fx,'b',N,Fy,'r',N,Fz,'g','linewidth',2);
grid on; axis tight
xlabel('campioni'); ylabel('forza [N]'); title('rotazioni compensate vs
campioni');
fc=input('inserisci fc[Hz] originale: ');
n=input('inserisci il numero di punti da aggiungere tra 2 punti
originali: ');
fcnew=fc*n
for i=1:length(F)-1
    Fxnew(i*n-(n-1):i*n,:)=linspace(Fx(i),Fx(1+i),n)';
    Fynew(i*n-(n-1):i*n,:)=linspace(Fy(i),Fy(1+i),n)';
    Fznew(i*n-(n-1):i*n,:)=linspace(Fz(i),Fz(1+i),n)';
    i=i+1;
end
Fnew=[Fxnew Fynew Fznew];
Nnew=[1:1:length(Fnew)];
figure()
plot(Nnew,Fnew(:,1),'b',Nnew,Fnew(:,2),'r',Nnew,Fnew(:,3),'g','linewidth
h',2);
grid on; axis tight
xlabel('nuovi campioni'); ylabel('forza [N]'); title('rotazioni
compensate vs nuovi campioni');
%% Estrazione di giri desiderati per labview
inizio=input('scegliere il campione dal quale iniziare estrazione di
giri dal grafico "rotazioni compensate vs nuovi campioni": ');
```

```

n_new=input('inserire il numero di rotazioni da estrarre dopo la
regressione: ');
righe_giro= ceil(length(Nnew)/5);
fine=inizio+n_new*righe_giro-1;
matrice=Fnew(inizio:fine,:); %% cambiare il nome 'matrice' ogni volta
ascissa=Nnew(inizio:fine);
figure()
plot(ascissa,matrice(:,1),'b','linewidth',3); hold on
plot(ascissa,matrice(:,2),'r','linewidth',3); hold on
plot(ascissa,matrice(:,3),'g','linewidth',3); hold on
grid on
xlabel('campioni'); ylabel('forza [N]'); title('rotazioni ricampionate
estrapolate per labview')
%% Salvataggio matrice estratta
matrix=sprintf('matrice.txt'); % scrivere il nome del txt
dlmwrite(matrix,matrice,'\t'); % sistemare col nome di riga 52

```

A4 ALGORITMO PER LA CINEMATICA DI TAGLIO E CALCOLO DEGLI SPESSORI DI TRUCIOLO EFFICACI.

```

%% Algoritmo per la cinematica di taglio e calcolo spessori di truciolo
close all
clear all
clc
%% TRAIETTORIA DENTI
disp('Algoritmo eseguibile per frese a 2 taglienti')
disp('per la taratura automatica del modello, profondità radiale di
taglio nominale "ae" o "WC" deve essere >= ingombro/2')
disp('utilizzare convenzioni "strategia di fresatura Pusterla"')
disp('secondo Pusterla la fase 0° inizia sulla verticale in senso
orario')
disp('fresatura di cave sono possibili solo con ingresso in discordanza
a 0°')
% parametri di taglio
tipo=input('inserire 0 se fresatura in discordanza o cava, 90 se
fresatura in concordanza: ');
a=input('inserire avanzamento al giro "a" [micron/giro]: ');
ingombro=input('inserire ingombro [micron]: ');
TIR=input('inserire TIR [micron]:');
WC=input('inserire una profondità radiale di taglio nominale "ae"
[micron]: ');
z=2; % numero denti
fz=a/z; % avanzamento al dente
rho=a/(2*pi); % raggio polare mobile
% sfasamento denti
deltal=input('inserire angolo di sfasamento tra i denti, in senso
antiorario dalla verticale: ');
%chi1=input('inserire angolo di registrazione oppure imporre 90°: ');
chi=pi/2;

```

```

% ricalcolo sfasamento denti
delta=360-delta1;
sfas_denti=180-delta;
sfas_dentil=sfas_denti*pi/180;
% calcolo raggi effettivi
r1=ingombro/2; %blu grande
r2=r1-TIR; %red piccolo
% raggi per labview
raggio1=r1
raggio2=r2
%% CICLOIDI, rotazione verso destra, convenzioni Pusterla
n=2;
% dente 1
tb_old=linspace(0,n*2*pi,144000);
tb=tb_old(length(tb_old):-1:1);
xb=rho.*tb-r1.*sin(tb-pi);
yb=rho-r1.*cos(tb-pi)-rho; % 'rho' tolto
figure()
plot(xb,yb,'b','linewidth',2)
hold on
axis tight
% dente 2
tr_old=linspace(0,(n*2*pi+pi/2),162000);
tr=tr_old(length(tr_old):-1:1);
xr=rho.*tr-r2.*sin(tr-sfas_dentil);
yr=rho-r2.*cos(tr-sfas_dentil)-rho; % 'rho' tolto
plot(xr,yr,'r','linewidth',2)
title('cicloidi')
axis tight
%% QUARTO DI CICLOIDE %%
pti_giro_intero=ceil(length(tb)/n); % 360 gradi
pti_quarto_giro=ceil(pti_giro_intero/4); % 90 gradi
pti_grado=ceil(pti_giro_intero/360); % 1 grado
%%=====
% estrazioni delle porzioni di cicloidi utili
%% quadrante discordanza, zero sul dente blu
if WC>=ingombro/2 | WC<ingombro/2
%blu
xb1d=xb(7*pti_quarto_giro+1:8*pti_quarto_giro);
yb1d=yb(7*pti_quarto_giro+1:8*pti_quarto_giro);
figure()
plot(xb1d,yb1d,'b','linewidth',2)
hold on
xb2d=xb(3*pti_quarto_giro+1:4*pti_quarto_giro+1000);
yb2d=yb(3*pti_quarto_giro+1:4*pti_quarto_giro+1000);
plot(xb2d,yb2d,'b','linewidth',2)
hold on
%red
xr1d=xr(6*pti_quarto_giro+1-sfas_denti*pti_grado:7*pti_quarto_giro-
sfas_denti*pti_grado);
yr1d=yr(6*pti_quarto_giro+1-sfas_denti*pti_grado:7*pti_quarto_giro-
sfas_denti*pti_grado);
plot(xr1d,yr1d,'r','linewidth',2)
hold on
xr2d=xr(2*pti_quarto_giro+1-sfas_denti*pti_grado:3*pti_quarto_giro-
sfas_denti*pti_grado+1000);

```

Appendice A

```
yr2d=yr(2*pti_quarto_giro+1-sfas_denti*pti_grado:3*pti_quarto_giro-
sfas_denti*pti_grado+1000);
plot(xr2d,yr2d,'r','linewidth',2)
title('zero sul dente blu, quadrante discordanza')
axis tight
% coordinate polari
[tethab1d,raggiob1d]=cart2pol(xb1d,yb1d);
[tethab2d,raggiob2d]=cart2pol(xb2d,yb2d);
[tethar1d,raggior1d]=cart2pol(xr1d,yr1d);
[tethar2d,raggior2d]=cart2pol(xr2d,yr2d);
figure()
M1=polar(tethab2d,raggiob2d);
set(M1,'color','b','linewidth',2);
hold on
M2=polar(tethar2d,raggior2d);
set(M2,'color','r','linewidth',2);
hold on
M3=polar(tethar1d,raggior1d);
set(M3,'color','r','linewidth',2);
hold on
M4=polar(tethab1d,raggiob1d);
set(M4,'color','b','linewidth',2);
title('zero sul dente blu, quadrante discordanza')
end
%% quadrante concordanza, zero sul dente blu
if WC>ingombro/2
%blu
xb1co=xb(6*pti_quarto_giro+1:7*pti_quarto_giro);
yb1co=yb(6*pti_quarto_giro+1:7*pti_quarto_giro);
xb1c=xb1co(length(xb1co):-1:1);
yb1c=yb1co(length(yb1co):-1:1);
figure()
plot(xb1c,yb1c,'b','linewidth',2)
hold on
xb2co=xb(2*pti_quarto_giro+1-1000:3*pti_quarto_giro);
yb2co=yb(2*pti_quarto_giro+1-1000:3*pti_quarto_giro);
xb2c=xb2co(length(xb2co):-1:1);
yb2c=yb2co(length(yb2co):-1:1);
plot(xb2c,yb2c,'b','linewidth',2)
hold on
%red
xrlco=xr(5*pti_quarto_giro+1-
sfas_denti*pti_grado:6*pti_quarto_giro-sfas_denti*pti_grado);
yrlco=yr(5*pti_quarto_giro+1-
sfas_denti*pti_grado:6*pti_quarto_giro-sfas_denti*pti_grado);
xrlc=xrlco(length(xrlco):-1:1);
yrlc=yrlco(length(yrlco):-1:1);
plot(xrlc,yrlc,'r','linewidth',2)
hold on
xr2co=xr(1*pti_quarto_giro-sfas_denti*pti_grado-
1000:2*pti_quarto_giro-sfas_denti*pti_grado);
yr2co=yr(1*pti_quarto_giro-sfas_denti*pti_grado-
1000:2*pti_quarto_giro-sfas_denti*pti_grado);
xr2c=xr2co(length(xr2co):-1:1);
yr2c=yr2co(length(yr2co):-1:1);
plot(xr2c,yr2c,'r','linewidth',2)
title('zero sul dente blu, quadrante concordanza')
axis tight
```



```

% NOTA: se vario il valore -1000, corregere nei paragrafi
"utilizzo di WC nominale"
% coordinate polari
[tethab1c, raggiob1c]=cart2pol(xb1c,yb1c);
[tethab2c, raggiob2c]=cart2pol(xb2c,yb2c);
[tethar1c, raggior1c]=cart2pol(xr1c,yr1c);
[tethar2c, raggior2c]=cart2pol(xr2c,yr2c);
figure()
M1=polar(tethab2c, raggiob2c);
set(M1, 'color', 'b', 'linewidth', 2);
hold on
M2=polar(tethar2c, raggior2c);
set(M2, 'color', 'r', 'linewidth', 2);
hold on
M4=polar(tethab1c, raggiob1c);
set(M4, 'color', 'b', 'linewidth', 2);
hold on
M3=polar(tethar1c, raggior1c);
set(M3, 'color', 'r', 'linewidth', 2);
title('zero sul dente blu, quadrante concordanza')
end
%% quadrante discordanza, zero sul dente red
if (WC>=ingombro/2 | WC<ingombro/2) & xb1d(1)<=xr1d(1) % plot se
lavorano i due denti
%blu
xb1dnew=xb1d-fz;
yb1dnew=yb1d;
figure()
plot(xb1dnew,yb1dnew, 'b', 'linewidth', 2)
hold on
xb2dnew=xb2d-fz;
yb2dnew=yb2d;
plot(xb2dnew,yb2dnew, 'b', 'linewidth', 2)
hold on
%red
xr1dnew=xr1d-fz;
yr1dnew=yr1d;
plot(xr1dnew,yr1dnew, 'r', 'linewidth', 2)
hold on
xr2dnew=xr2d-fz;
yr2dnew=yr2d;
plot(xr2dnew,yr2dnew, 'r', 'linewidth', 2)
title('zero sul dente red, quadrante discordanza')
axis tight
% coordinate polari
[tethab1dnew, raggiob1dnew]=cart2pol(xb1dnew,yb1dnew);
[tethab2dnew, raggiob2dnew]=cart2pol(xb2dnew,yb2dnew);
[tethar1dnew, raggior1dnew]=cart2pol(xr1dnew,yr1dnew);
[tethar2dnew, raggior2dnew]=cart2pol(xr2dnew,yr2dnew);
figure()
M1=polar(tethab2dnew, raggiob2dnew);
set(M1, 'color', 'b', 'linewidth', 2);
hold on
M2=polar(tethar2dnew, raggior2dnew);
set(M2, 'color', 'r', 'linewidth', 2);
hold on
M3=polar(tethar1dnew, raggior1dnew);
set(M3, 'color', 'r', 'linewidth', 2);

```

Appendice A

```
        hold on
        M4=polar(tethab1dnew,raggiob1dnew);
        set(M4,'color','b','linewidth',2);
        title('zero sul dente red, quadrante discordanza')
    end
%% quadrante concordanza, zero sul dente red
if WC>ingombro/2 & xb1d(1)<=xr1d(1) % plot se lavorano i due denti
    %blu
    xb1cnew=xb1c-fz;
    yb1cnew=yb1c;
    figure()
    plot(xb1cnew,yb1cnew,'b','linewidth',2)
    hold on
    xb2cnew=xb2c-fz;
    yb2cnew=yb2c;
    plot(xb2cnew,yb2cnew,'b','linewidth',2)
    hold on
    %red
    xrlcnew=xrlc-fz;
    yr1cnew=yr1c;
    plot(xrlcnew,yr1cnew,'r','linewidth',2)
    hold on
    xr2cnew=xr2c-fz;
    yr2cnew=yr2c;
    plot(xr2cnew,yr2cnew,'r','linewidth',2)
    title('zero sul dente red, quadrante concordanza')
    axis tight
    % coordinate polari
    [tethab1cnew,raggiob1cnew]=cart2pol(xb1cnew,yb1cnew);
    [tethab2cnew,raggiob2cnew]=cart2pol(xb2cnew,yb2cnew);
    [tethar1cnew,raggior1cnew]=cart2pol(xrlcnew,yr1cnew);
    [tethar2cnew,raggior2cnew]=cart2pol(xr2cnew,yr2cnew);
    figure()
    M1=polar(tethab2cnew,raggiob2cnew);
    set(M1,'color','b','linewidth',2);
    hold on
    M2=polar(tethar2cnew,raggior2cnew);
    set(M2,'color','r','linewidth',2);
    hold on
    M4=polar(tethab1cnew,raggiob1cnew);
    set(M4,'color','b','linewidth',2);
    hold on
    M3=polar(tethar1cnew,raggior1cnew);
    set(M3,'color','r','linewidth',2);
    title('zero sul dente red, quadrante concordanza')
end
%% Algoritmo
%=====
%% Lavora solo un dente
if xb1d(1)>=xr1d(1) % lavora solo il dente blu
    if WC>=ingombro/2 | WC<ingombro/2
%-----
% quadrante discordanza %%%
incrocio1=find(tethab1d<tethab2d(end)); % tethab2d si ferma prima di
tethab1d
N1=length(incrocio1);
for i=1:N1
    pos1=find(tethab2d>tethab1d(i));
```

```

        hblu_d(i)=raggiob2d(pos1(1))-raggiob1d(i); % differenza raggi
        sfas_blu_d(i)=tethab2d(pos1(1))-tethab1d(i); % controllo sullo
sfasamento
        i=i+1;
end
max_sfas_hblu_d=max(sfas_blu_d);
% estrazione differenza raggi, valori positivi
pos2=find(hblu_d>0);
hblu_d=hblu_d(1:pos2(end));
% angoli corrispondenti ai valori di 'hblu_d'
fasi_hblu_d=tethab1d(1:pos2(end));
% calcolo spessore medio solo blu
hblu_d_medio=sum(hblu_d)/length(hblu_d); % utilizzo solo i valori
positivi
% calcolo quota incrocio denti blu e blu, quadrante discordanza
[asc1,ord1]=pol2cart(fasi_hblu_d(end),raggiob1d(length(fasi_hblu_d)));
% outputs
    if WC<=ingombro/2 % outputs se WC <= ingombro/2
        altezza=linspace(0,ingombro/2,length(hblu_d));
        estraef=find(WC<=altezza);
            disp('lavora solo il dente blu, "ae" <= ingombro/2')
            if tipo==90
                disp('fresatura concorde')

matrice_solo_chip1_concorde(:,1)=linspace(pi/2,pi,length(hblu_d));
        matrice_solo_chip1_concorde(:,2)=hblu_d';

matrice_solo_chip1_concorde=matrice_solo_chip1_concorde(1:estraef(1),:);
        nome_export=sprintf('matrice_solo_chip1_concorde.txt');
        dlmwrite(nome_export,matrice_solo_chip1_concorde,'\t');
        % andamento spessore truciolo durante la rotazione
        figure()

plot(matrice_solo_chip1_concorde(:,1).*180/pi,matrice_solo_chip1_concorde(:,2),'b','linewidth',2)
        xlabel('[gradi]');ylabel('[micron]');
        title('andamento spessore truciolo durante lavorazione
in concordanza');axis tight
        phi_in1=90;
        phi_out1=matrice_solo_chip1_concorde(end,1)*180/pi;

spessore_medio1=sum(matrice_solo_chip1_concorde(:,2))/length(matrice_solo_chip1_concorde)
    else
        disp('fresatura discorde')
matrice_solo_chip1_discorde(:,1)=linspace(0,pi/2,length(hblu_d));

matrice_solo_chip1_discorde(:,2)=hblu_d(length(hblu_d):-1:1)';

matrice_solo_chip1_discorde=matrice_solo_chip1_discorde(1:estraef(1),:);
        nome_export=sprintf('matrice_solo_chip1_discorde.txt');
        dlmwrite(nome_export,matrice_solo_chip1_discorde,'\t');
        % andamento spessore truciolo durante la rotazione
        figure()
plot(matrice_solo_chip1_discorde(:,1).*180/pi,matrice_solo_chip1_discorde(:,2),'b','linewidth',2)
        xlabel('[gradi]');ylabel('[micron]');

```

Appendice A

```

        title('andamento spessore truciolo durante lavorazione
in discordanza');axis tight
        phi_in1=0;
        phi_out1=matrice_solo_chip1_discorde(end,1)*180/pi;

spessore_medio1=sum(matrice_solo_chip1_discorde(:,2))/length(matrice_so
lo_chip1_discorde)
    end
    arcol=abs(phi_out1-phi_in1)    % gradi
    ae1=WC
    fz1=(arcol*pi/180)*spessore_medio1*r1/(sin(chi)*ae1)
    feed_eff=fz1
    areal=spessore_medio1*(arcol*pi/180)*r1
    phi_in1
    phi_out1
    roughness=r1-abs(ord1)
    end
end
%-----
if WC>ingombro/2    % slotting, lavora un solo dente
% quadrante concordanza %%%
incrocio2=find(tethab1c>tethab2c(end));
N2=length(incrocio2);
for j=1:N2
    pos3=find(tethab2c<tethab1c(j));
    hblu_c(j)=raggiob2c(pos3(1))-raggiob1c(j);    % differenza raggi
    sfas_blu_c(j)=tethab2c(pos3(1))-tethab1c(j); % controllo sullo
sfasamento
    j=j+1;
end
max_sfas_hblu_c=max(sfas_blu_c);
% estrazione differenza raggi, valori positivi
pos4=find(hblu_c>0);
hblu_c=hblu_c(1:pos4(end));
% angoli corrispondenti ai valori di 'hblu_c'
fasi_hblu_c=tethab1c(1:pos4(end)); % angoli corrispondenti ai valori di
'hblu_c'
% calcolo spessore medio solo blu
hblu_c_medio=sum(hblu_c)/length(hblu_c); % utilizzo solo i valori
positivi
%-----
% calcolo quota incrocio denti blu e blu, quadrante concordanza
[asc2,ord2]=pol2cart(fasi_hblu_c(end),raggiob1c(length(fasi_hblu_c)));

% utilizzo di WC nominale per estrarre l'ultimo spessore utile
WC1=-(WC-ingombro/2);
isol=find(yb1c>WC1);
isox1=xb1c(isol(end));
isoy1=yb1c(isol(end));
[isot1,isor1]=cart2pol(isox1,isoy1); % 'isot1' angolo utile per l'arco
in presa
iso2=find(yb2c(1:length(yb2c)-1000)>WC1);
isox2=xb2c(iso2(end));
isoy2=yb2c(iso2(end));
[isot2,isor2]=cart2pol(isox2,isoy2); % 'isot2' angolo utile per
estrarre l'ultimo spessore
% estrazione alla fase isot2, dell'ultimo spessore utile nel quadrante
concordanza

```

```

uscita_isot2=find(isot2<tethabl_c);
ex_chip_blu=hblu_c(1:length(uscita_isot2));
% ricomposizione vettori (discordanza, concordanza), utilizzo solo i
valori positivi
hblu_tot=[hblu_d(length(hblu_d):-1:1) ex_chip_blu];
fasi_hblu_tot=[fasi_hblu_d(length(fasi_hblu_d):-1:1)
fasi_hblu_c(1:length(uscita_isot2))];
% calcolo spessore medio, tra linee blu
hblu_medio_tot=sum(hblu_tot)/length(hblu_tot);
% outputs
disp('slotting, ingresso discorde a 0°, lavora solo il dente blu')
spessore_medio1=hblu_medio_tot
arcol_d=tethabl_d(end)+abs(isot1);
arcl=arcol_d*180/pi
ael=WC
fz1=arcol_d*spessore_medio1*r1/(sin(chi)*ael)
feed_eff=fz1
area1=spessore_medio1*arcol_d*r1
roughness_discordanza=r1-abs(ord1)
matrice_solo_chip1_slot(:,1)=[linspace(0,pi/2,length(hblu_d))
linspace(pi/2+abs(fasi_hblu_c(1)),pi/2+abs(fasi_hblu_c(length(uscita_isot2))),length(uscita_isot2))];
matrice_solo_chip1_slot(:,2)=hblu_tot';
nome_export=sprintf('matrice_solo_chip1_slot.txt');
dlmwrite(nome_export,matrice_solo_chip1_slot,'\t');
% andamento spessore truciolo durante la rotazione
figure()
plot(matrice_solo_chip1_slot(:,1).*180/pi,matrice_solo_chip1_slot(:,2),
'b','linewidth',2)
xlabel('[gradi]');ylabel('[micron]');
title('andamento spessore truciolo durante lavorazione di slot');axis
tight
if WC==ingombro
    disp('full slotting')
    roughness_concordanza=r1-abs(ord2)
end
end
end
=====
%% Lavorano i due denti in modo diverso
if xbld(1)<xrld(1)
    if WC>=ingombro/2 | WC<ingombro/2
        =====
        % quadrante discordanza, zero sul dente red
        % Spessore medio chip 2, a sinistra, spessore tra linea red e blu
        incrociol0=find(tethabl_dnew<tetharldnew(end));
        N10=length(incrociol0);
        for ii=1:N10
            pos10=find(tetharldnew>tethabl_dnew(ii));
            h2_d(ii)=raggiordnew(pos10(1))-raggiobldnew(ii); % differenza
raggi ci saranno elementi negativi
            sfas2_d(ii)=tetharldnew(pos10(1))-tethabl_dnew(ii); % controllo
sullo sfasamento
            ii=ii+1;
        end
        max_sfas_h2_d=max(sfas2_d); % massimo sfasamento
        % estrazione differenza raggi, valori positivi
        pos11=find(h2_d>0);
    end
end

```

Appendice A

```
h2_d=h2_d(1:pos11(end));
% angoli corrispondenti ai valori di 'h2_d'
fasi_h2_d=tethar1dnew(1:pos11(end)); % angoli corrispondenti ai valori
di 'h2_d'
% calcolo numerico spessore medio chip 2
h2_d_medio=sum(h2_d)/length(h2_d); % utilizzo solo i valori positivi
% Per l'incrocio dall'ascissa in senso antiorario, usare 'beta' riga
462
%=====
% quadrante discordanza, zero sul dente blu, chip 1, a destra
%-----
% Spessore tra traiettorie blu, zero sul dente blu
incrocio12=find(tethab1d<tethab2d(end)); % tethar2 si ferma prima di
tethar1
N12=length(incrocio12);
for i=1:N12
    pos12=find(tethab2d>tethab1d(i));
    hblu_d(i)=raggiob2d(pos12(1))-raggiob1d(i); % differenza raggi
    sfas_blu_d(i)=tethab2d(pos12(1))-tethab1d(i); % controllo sullo
sfasamento
    i=i+1;
end
max_sfas_hblu_d=max(sfas_blu_d);
% estrazione differenza raggi, valori positivi
pos13=find(hblu_d>0);
hblu_d=hblu_d(1:pos13(end));
% angoli corrispondenti ai valori di 'hblu_d'
fasi_hblu_d=tethab1d(1:pos13(end)); % angoli corrispondenti ai valori
di 'hblu'
% calcolo spessore medio tra linee blu
hblu_d_medio=sum(hblu_d)/length(hblu_d); % utilizzo solo i valori
positivi
% calcolo quota incrocio denti blu e blu, quadrante discordanza
[asc10,ord10]=pol2cart(fasi_hblu_d(end),raggiob1d(length(fasi_hblu_d)));
%-----
% Spessore tra linea red e blu, zero sul dente blu
incrocio14=find(tethab1d<tethar1d(end));
N20=length(incrocio14);
for ii=1:N20
    pos20=find(tethar1d>tethab1d(ii));
    h2_dd(ii)=raggior1d(pos20(1))-raggiob1d(ii); % differenza raggi ci
saranno elementi negativi
    sfas2_dd(ii)=tethar1d(pos20(1))-tethab1d(ii); % controllo sullo
sfasamento
    ii=ii+1;
end
max_sfas_h2_dd=max(sfas2_dd); % massimo sfassamento
% estrazione differenza raggi, valori positivi
pos21=find(h2_dd>0);
h2_dd=h2_dd(1:pos21(end));
% angoli corrispondenti ai valori di 'h2_dd'
fasi_h2_dd=tethab1d(1:pos21(end)); % angoli corrispondenti ai valori di
'hblu'
% calcolo numerico spessore medio chip 2
h2_dd_medio=sum(h2_dd)/length(h2_dd); % utilizzo solo i valori positivi
%-----
% Spessore medio chip 1,ricostruzione del chip 1 per sottrazione,
% quadrante discordanza, zero sul dente blu
```

```

h1_d=hblu_d(1:length(h2_dd))-h2_dd;
h1_d=[h1_d hblu_d(length(h1_d)+1:end)]; % vettore differenza raggi
'chip 1'
% angoli corrispondenti ai valori di 'h2_dd'
fasi_h1_d=tethabd(1:length(h1_d)); % angoli corrispondenti ai valori
di 'hblu'
% calcolo numerico spessore medio chip 1
h1_d_medio=sum(h1_d)/length(h1_d);
=====
% Chip 2, incrocio tra i denti, altezza misurato dall'ascissa zero
fase=fasi_h2_dd(end); % zero sul dente blu
raggio=raggiobld(length(h2_dd));
[OA,DA]=pol2cart(fase,raggio); % 'DA' altezza incrocio
BA=abs(OA-fz);
beta=atan(DA/BA); % arco 'chip 2' dall'ascissa senso antiorario
beta1=atan(DA/BA)*180/pi;
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
if WC<=ingombro/2 % outputs quadrante discordanza %%%
% Outputs per labview, riferimenti Pusterla % quadrante discordanza %%%
% quote in verticale per identificare WC rispetto Dc1/2, e rispetto
'DA'
disp('lavorano i due denti, "ae" <= ingombro/2')
if tipo==90
disp('fresatura concorde')
% chip 1
altezza1=linspace(0,ingombro/2,length(h1_d)); % matrice_chip1_concorde
estrae1=find(WC<=altezza1); % matrice_chip1_concorde
matrice_chip1_concorde(:,1)=linspace(pi/2,pi,length(h1_d));
matrice_chip1_concorde(:,2)=h1_d';
matrice_chip1_concorde=matrice_chip1_concorde(1:estrae1(1),:);
nome_export=sprintf('matrice_chip1_concorde.txt');
dlmwrite(nome_export,matrice_chip1_concorde,'\t');
% andamento spessore truciolo 1 durante la rotazione
figure()
plot(matrice_chip1_concorde(:,1).*180/pi,matrice_chip1_concorde(:,2),'b
','linewidth',2)
xlabel('[gradi]');ylabel('[micron]');
title('andamento spessore truciolo 1 durante lavorazione in
concordanza');axis tight
phi_in1=90;
phi_out1=matrice_chip1_concorde(end,1)*180/pi;
spessore_medio_1=sum(matrice_chip1_concorde(:,2))/length(matrice_chip1_
concorde)
% chip 2
altezza2=linspace(0,DA,length(h2_d)); % matrice_chip2_concorde
estrae2=find(WC<=altezza2); % matrice_chip2_concorde
matrice_chip2_concorde(:,1)=linspace(pi/2,pi/2+beta,length(h2_d));
matrice_chip2_concorde(:,2)=h2_d';
if length(estrae2)==0
matrice_chip2_concorde=matrice_chip2_concorde;
ae2=DA;
else
matrice_chip2_concorde=matrice_chip2_concorde(1:estrae2(1),:);
ae2=WC;
end
nome_export=sprintf('matrice_chip2_concorde.txt');
dlmwrite(nome_export,matrice_chip2_concorde,'\t');
% andamento spessore truciolo 2 durante la rotazione

```

Appendice A

```

figure()
plot(matrice_chip2_concorde(:,1).*180/pi,matrice_chip2_concorde(:,2),'r',
'linewidth',2)
xlabel('[gradi]');ylabel('[micron]');
title('andamento spessore truciolo 2 durante lavorazione in
concordanza');axis tight
phi_in2=90;
phi_out2=matrice_chip2_concorde(end,1)*180/pi;
spessore_medio_2=sum(matrice_chip2_concorde(:,2))/length(matrice_chip2_
concorde)
else
disp('fresatura discorde')
% chip 1
altezza1=linspace(0,ingombro/2,length(h1_d)); % matrice_chip1_discorde
estrae1=find(WC<=altezza1); % matrice_chip1_discorde
matrice_chip1_discorde(:,1)=linspace(0,pi/2,length(h1_d))';
matrice_chip1_discorde(:,2)=h1_d(length(h1_d):-1:1)';
matrice_chip1_discorde=matrice_chip1_discorde(1:estrae1(1),:);
nome_export=sprintf('matrice_chip1_discorde.txt');
dlmwrite(nome_export,matrice_chip1_discorde,'\t');
% andamento spessore truciolo 1 durante la rotazione
figure()
plot(matrice_chip1_discorde(:,1).*180/pi,matrice_chip1_discorde(:,2),'b',
'linewidth',2)
xlabel('[gradi]');ylabel('[micron]');
title('andamento spessore truciolo 1 durante lavorazione in
discordanza');axis tight
phi_in1=0;
phi_out1=matrice_chip1_discorde(end,1)*180/pi;
spessore_medio_1=sum(matrice_chip1_discorde(:,2))/length(matrice_chip1_
discorde)
% chip 2
matrice_chip2_discorde(:,1)=linspace(pi/2-beta,pi/2,length(h2_d))';
matrice_chip2_discorde(:,2)=h2_d(length(h2_d):-1:1)';
if WC<ingombro/2-DA
clear matrice_chip2_discorde;
disp('il dente "red" non va in presa');
spessore_medio_2=0;ae2=0;phi_in2=0;phi_out2=0;
else
altezza2=linspace(0,DA,length(h2_d)); % matrice_chip1_concorde
estrae2=find(WC-ingombro/2+DA<=altezza2); % matrice_chip2_concorde
matrice_chip2_discorde=matrice_chip2_discorde(1:estrae2(1),:);
nome_export=sprintf('matrice_chip2_discorde.txt');
dlmwrite(nome_export,matrice_chip2_discorde,'\t');
% andamento spessore truciolo 2 durante la rotazione
figure()

plot(matrice_chip2_discorde(:,1).*180/pi,matrice_chip2_discorde(:,2),'r',
'linewidth',2)
xlabel('[gradi]');ylabel('[micron]');
title('andamento spessore truciolo 2 durante lavorazione in
discordanza');axis tight
spessore_medio_2=sum(matrice_chip2_discorde(:,2))/length(matrice_chip2_
discorde)
ae2=WC-ingombro/2+DA;
phi_in2=matrice_chip2_discorde(1,1)*180/pi;
phi_out2=matrice_chip2_discorde(end,1)*180/pi;
end
end

```



```

end
arco1=abs(phi_out1-phi_in1) % gradi
arco2=abs(phi_out2-phi_in2) % gradi
ae1=WC
ae2=ae2
fz1=(arco1*pi/180)*spessore_medio_1*r1/(sin(chi)*ae1)
if ae2==0
    fz2=0
else
    fz2=(arco2*pi/180)*spessore_medio_2*r2/(sin(chi)*ae2)
end
feed_eff=fz1+fz2
area1=spessore_medio_1*(arco1*pi/180)*r1
area2=spessore_medio_2*(arco2*pi/180)*r2
area_tot_asportata=area1+area2
phi_in1
phi_out1
phi_in2
phi_out2
roughness_discordanza=r1-abs(ord10)
end
end
%-----
if WC>ingombro/2 % Lavorano i due denti in modo diverso
%=====
% quadrante concordanza
% Spessore medio chip 2, a sinistra, zero sul dente red
incrocio30=find(tethablnew>tethar1cnew(end));
N30=length(incrocio30);
for ii=1:N30
    pos30=find(tethar1cnew<tethablnew(ii));
    h2_c(ii)=raggior1cnew(pos30(1))-raggioblnew(ii); % differenza
raggi ci saranno elementi negativi
    sfas_h2_c(ii)=tethar1cnew(pos30(1))-tethablnew(ii); % controllo
sullo sfasamento
    ii=ii+1;
end
max_sfas_h2_c=max(sfas_h2_c); % massimo sfasamento
% estrazione differenza raggi, valori positivi
pos31=find(h2_c>0);
h2_c=h2_c(1:pos31(end));
% angoli corrispondenti ai valori di 'h2_c'
fasi_h2_c=tethar1cnew(1:pos31(end)); % angoli corrispondenti ai valori
di 'hblu'
% calcolo numerico spessore medio chip 2
h2_c_medio=sum(h2_c)/length(h2_c); % utilizzo solo i valori positivi
% incrocio tra r1 e b1, zero sul dente red
% incrocio_traiettorie_concordanza=90-fasi_h2_c(end)*180/pi;
incrocio_traiettorie_concordanza=90+beta1;
%=====
% quadrante concordanza, zero sul dente blu, chip 1, a destra
%-----
% Spessore tra traiettorie blu
incrocio40=find(tethabl>tethab2c(end));
N40=length(incrocio40);
for i=1:N40
    pos40=find(tethab2c<tethabl(i));
    hblu_c(i)=raggiob2c(pos40(1))-raggiobl(i); % differenza raggi

```

Appendice A

```

        sfas_hblu_c(i)=tethab2c(pos40(1))-tethab1c(i); % controllo sullo
sfasamento
        i=i+1;
end
max_sfas_hblu_c=max(sfas_hblu_c);
% estrazione differenza raggi, valori positivi
pos41=find(hblu_c>0);
hblu_c=hblu_c(1:pos41(end));
% angoli corrispondenti ai valori di 'hblu_c'
fasi_hblu_c=tethab1c(1:pos41(end)); % angoli corrispondenti ai valori
di 'hblu'
% calcolo spessore medio tra linee blu
hblu_c_medio=sum(hblu_c)/length(hblu_c); % utilizzo solo i valori
positivi
% calcolo quota incrocio denti blu e blu, quadrante concordanza
[asc40,ord40]=pol2cart(fasi_hblu_c(end),raggiobl1c(length(fasi_hblu_c)));
%-----
% Spessore tra linea red e blu, concordanza, zero sul dente blu, chip 1,
a destra
incrocio50=find(tethab1c>tethar1c(end));
N50=length(incrocio50);
for ii=1:N50
    pos50=find(tethar1c<tethab1c(ii));
    h2_cc(ii)=raggiobl1c(pos50(1))-raggiobl1c(ii); % differenza raggi ci
saranno elementi negativi
    sfas_h2_cc(ii)=tethar1c(pos50(1))-tethab1c(ii); % controllo sullo
sfasamento
    ii=ii+1;
end
max_sfas2_h2_cc=max(sfas_h2_cc); % massimo sfasamento
% estrazione differenza raggi, valori positivi
pos51=find(h2_cc>0);
h2_cc=h2_cc(1:pos51(end));
% angoli corrispondenti ai valori di 'hblu_c'
fasi_h2_cc=tethab1c(1:pos51(end)); % angoli corrispondenti ai valori di
'hblu'
% calcolo spessore medio tra linee blu
h2_cc_medio=sum(h2_cc)/length(h2_cc); % utilizzo solo i valori positivi
%-----
% Spessore medio chip 1, quello più a destra, quadrante concordanza
% ricostruzione per sottrazione sottrazione
h1_c=hblu_c(1:length(h2_cc))-h2_cc;
h1_c=[h1_c hblu_c(length(h1_c)+1:end)]; % contiene differenza raggi
% angoli corrispondenti ai valori di 'h1_c'
fasi_h1_c=tethab1c(1:length(h1_c)); % angoli corrispondenti ai valori
di 'hblu'
% calcolo numerico spessore medio chip 1
h1_c_medio=sum(h1_c)/length(h1_c);
%=====
% estrazioni sul chip 1 e chip 2, quadrante discordanza
%-----
% quota incrocio denti blu e red, quadrante concordanza, zero sul dente
red
% chip 2 %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
[asc100,ord100]=pol2cart(fasi_h2_c(end),raggiobl1c(length(fasi_h2_c)));
% utilizzo di WC nominale
WC1=-(WC-ingombro/2);
if WC1>ord100

```

```

% zero dente red
iso1=find(yb1cnew>WC1);
isox1=xb1cnew(iso1(end));
isoy1=yb1cnew(iso1(end));
[isot1,isor1]=cart2pol(isox1,isoy1); % 'isot1' angolo utile per
l'arco in presa
% zero dente red
iso2=find(yr1cnew>WC1);
isox2=xr1cnew(iso2(end));
isoy2=yr1cnew(iso2(end));
[isot2,isor2]=cart2pol(isox2,isoy2); % 'isot2' angolo utile per
estrarre l'ultimo spessore
else
% zero dente red
iso1=find(yb1cnew>ord100);
isox1=xb1cnew(iso1(end));
isoy1=yb1cnew(iso1(end));
[isot1,isor1]=cart2pol(isox1,isoy1); % 'isot1' angolo utile per
l'arco in presa
% zero dente red
iso2=find(yr1cnew>ord100);
isox2=xr1cnew(iso2(end));
isoy2=yr1cnew(iso2(end));
[isot2,isor2]=cart2pol(isox2,isoy2); % 'isot2' angolo utile per
estrarre l'ultimo spessore
end
% estrazione chip 2 alla fase isot2, dell'ultimo spessore utile nel
quadrante concordanza
uscita_isot2=find(isot2<fasi_h2_c);
ex_chip_2=h2_c(1:length(uscita_isot2));
% ricomposizione vettore chip 2 (discordanza, concordanza), utilizzo
solo i valori positivi
h2_tot=[h2_d(length(h2_d):-1:1) ex_chip_2];
fasi_h2_tot=[fasi_h2_d(length(fasi_h2_d):-1:1)
fasi_h2_c(1:length(uscita_isot2))];
% calcolo spessore medio, chip 2
h_chip2=sum(h2_tot)/length(h2_tot);
%-----
% quota incrocio denti blu e blu, quadrante concordanza, zero sul dente
blu
% chip 1 %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% calcolo quota incrocio denti blu e blu, quadrante concordanza
[asc40,ord40]=pol2cart(fasi_hblu_c(end),raggiobl1c(length(fasi_hblu_c)));
% utilizzo di WC nominale
WC1=-(WC-ingombro/2);
if WC1>ord100
% zero dente blu
iso3=find(yr1c>WC1);
isox3=xr1c(iso3(end));
isoy3=yr1c(iso3(end));
[isot3,isor3]=cart2pol(isox3,isoy3); % 'isot3' angolo utile per
l'arco in presa
else
% zero dente blu
iso3=find(yb1c>WC1);
isox3=xb1c(iso3(end));
isoy3=yb1c(iso3(end));

```

Appendice A

```

    [isot3,isor3]=cart2pol(isox3,iso3); % 'isot3' angolo utile per
l'arco in presa
end
% zero dente blu
iso4=find(yb2c(1:length(yb2c))>WC1); % -1000
isox4=xb2c(iso4(end));
iso4=xb2c(iso4(end));
[isot4,isor4]=cart2pol(isox4,iso4); % 'isot4' angolo utile per
estrarre l'ultimo spessore
% estrazione chip 1 alla fase isot4, dell'ultimo spessore utile nel
quadrante concordanza
uscita_isot4=find(isot4<fasi_h1_c);
ex_chip_1=h1_c(1:length(uscita_isot4));
% ricomposizione vettore chip 2 (discordanza, concordanza), utilizzo
solo i valori positivi
h1_tot=[h1_d(length(h1_d):-1:1) ex_chip_1];
fasi_h1_tot=[fasi_h1_d(length(fasi_h1_d):-1:1)
fasi_h1_c(1:length(uscita_isot4))];
% calcolo spessore medio, chip 1
h_chip1=sum(h1_tot)/length(h1_tot);
%-----
% outputs
disp('WC > ingombro/2, ingresso discorde a 0°, lavorano i due denti')
spessore_medio1=h_chip1 % a destra
spessore_medio2=h_chip2 % a sinistra
% profondità radiale chip 2, a sinistra, quadrante discordanza
fase10=fasi_h2_d(end); % zero sul dente blu
raggio10=raggio1d(length(h2_d));
[OA10,DA10]=pol2cart(fase10,raggio10);
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
ae1=WC
ae2=DA10+abs(isoy1)
arco1=tethabd(end)+abs(isot3);
arcl=arco1*180/pi
arco2=fasi_h2_d(end)+abs(isot1);
arc2=arco2*180/pi
fz1=arco1*h_chip1*r1/(sin(chi)*ae1)
fz2=arco2*h_chip2*r2/(sin(chi)*ae2)
feed_eff=fz1+fz2
areal=h_chip1*arco1*r1
area2=h_chip2*arco2*r2
area_tot_asportata=areal+area2
% Angoli di ingresso e uscita per labview, riferimenti Pusterla %
quadrante discordanza %%%
disp('slotting, ingresso discorde')
phi_in1=0
phi_out1=arcl
phi_in2=90-beta*180/pi
phi_out2=90+abs(isot1)*180/pi
roughness_discordanza=r1-abs(ord10)
% chip1
matrice_chip1_slot(:,1)=[linspace(0,pi/2,length(h1_d)
linspace(pi/2+abs(fasi_h1_c(1)),pi/2+abs(fasi_h1_c(length(uscita_isot4)
)),length(uscita_isot4))]';
matrice_chip1_slot(:,2)=h1_tot';
nome_export=sprintf('matrice_chip1_slot.txt');
dlmwrite(nome_export,matrice_chip1_slot,'\t');
% andamento spessore truciolo 1 durante la rotazione

```

```

figure()
plot(matrice_chip1_slot(:,1).*180/pi,matrice_chip1_slot(:,2),'b','linewidth',2)
xlabel('[gradi]');ylabel('[micron]');
title('andamento spessore truciolo 1 durante lavorazione di slot');axis
tight
% chip 2
matrice_chip2_slot(:,1)=[linspace(phi_in2*pi/180,pi/2,length(h2_d))
linspace(pi/2+abs(fasi_h2_c(1)),phi_out2*pi/180,length(uscita_isot2))];
matrice_chip2_slot(:,2)=h2_tot';
nome_export=sprintf('matrice_chip2_slot.txt');
dlmwrite(nome_export,matrice_chip2_slot,'\t');
% andamento spessore truciolo 2 durante la rotazione
figure()
plot(matrice_chip2_slot(:,1).*180/pi,matrice_chip2_slot(:,2),'r','linewidth',2)
xlabel('[gradi]');ylabel('[micron]');
title('andamento spessore truciolo 2 durante lavorazione di slot');axis
tight
if WC==ingombro
    disp('full slotting')
    roughness_concordanza=r1-abs(ord40)
end
end
end
close all

```


Appendice B

Codici sviluppati in ambiente LabVIEW[®]

B1 PREDICTION_PHASE_RUNOUT.VI

Front panel e Block Diagram

Prediction Phase: Calculation of the cutting forces along the three absolute axes X, Y, Z

NOTE: - To run the program, file input and output must be closed.
- The FIRST TOOTH is the BIGGEST

Input

Reading coefficients Fitting (for both modes)

ON - Politecnico: Cutting Coeff. reconstructed punctually
OFF - Ehmann: Cutting Coeff. Kn e Kf constant

average Kf Ehmann mode: 35
average Kn Ehmann mode: 22

Specify the file path of the coefficients to be read

| A1 | B1 | C1 |
|----------|----------|----------|
| 3.47745 | -718.77 | 0.619985 |
| A2 | B2 | C2 |
| 14.388 | 10.6498 | 1.03783 |
| A3 | B3 | C3 |
| 0.30731E | 0.52424E | 0.268985 |
| A4 | B4 | C4 |
| 139.719 | 0.00987E | 7.85946 |

Chip thickness Functions

$h(\theta)_j$ Tooth #1: $18.067E-3 + 8.252E+0^\circ x - 19.407E+0^\circ x^2 + 34.143E+0^\circ x^3 - 32.095E+0^\circ x^4 + 14.893E+0^\circ x^5 - 2.723E+0^\circ x^6$

Tooth #2: $519.557E-3 + 2.990E+0^\circ x + 14.127E-3^\circ x^2 - 482.286E-3^\circ x^3 - 19.186E-3^\circ x^4 + 33.066E-3^\circ x^5 - 2.818E-3^\circ x^6$

Output

Enter the path of the file in which to save the forces predicted by the model

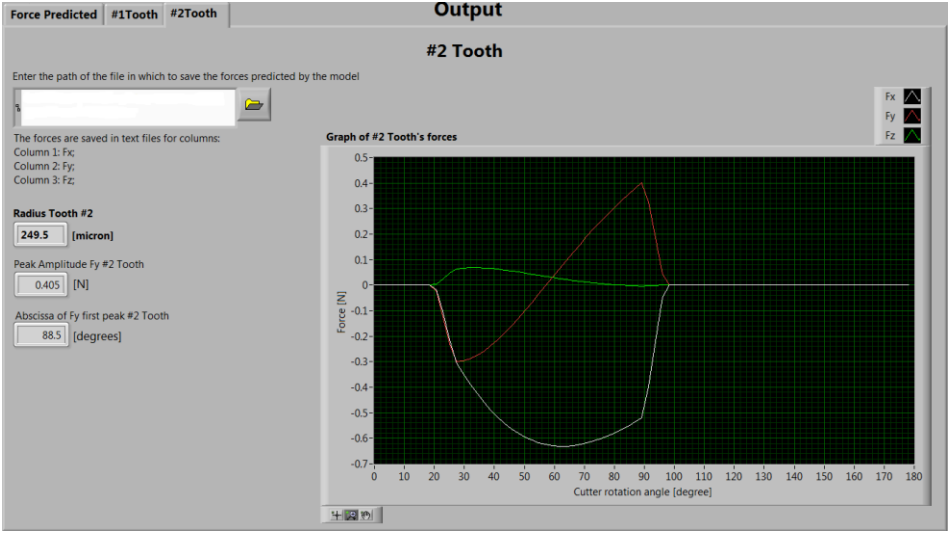
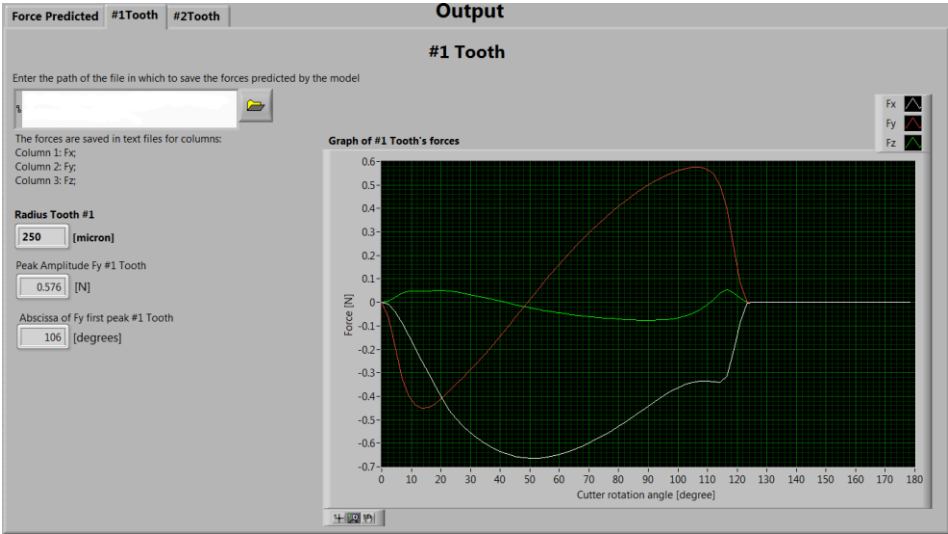
The forces are saved in text files for columns:
Column 1: Fx;
Column 2: Fy;
Column 3: Fz;

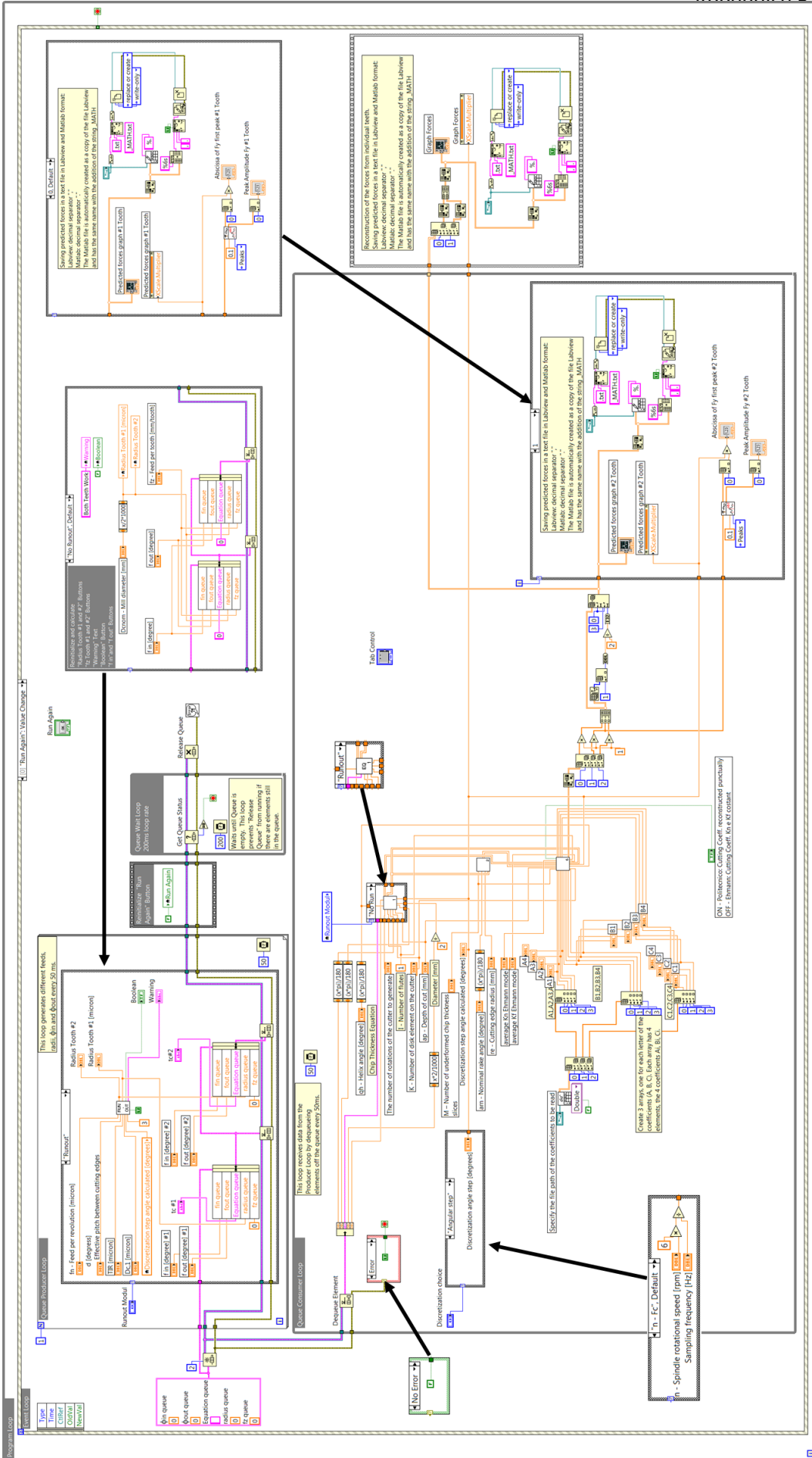
Warning Both Teeth Work

Graph of forces

Force [N] vs Cutter rotation angle [degree]

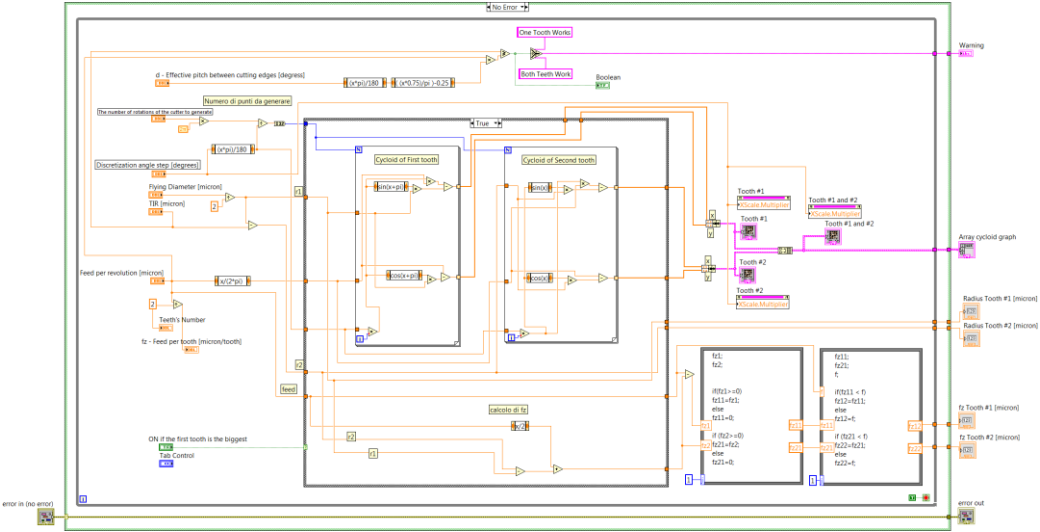
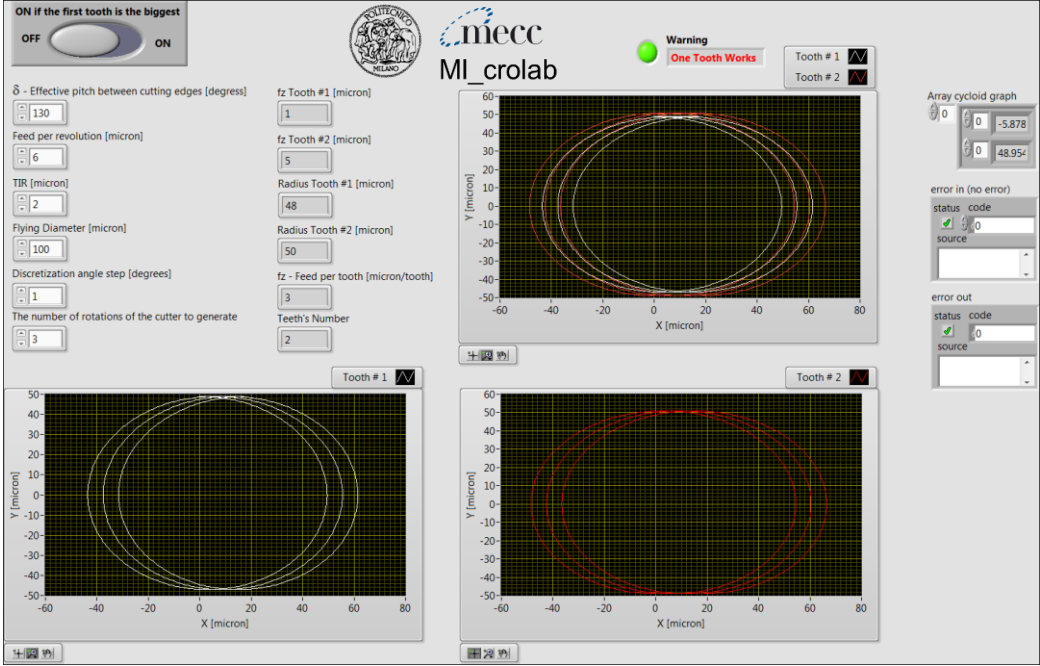
Appendice B





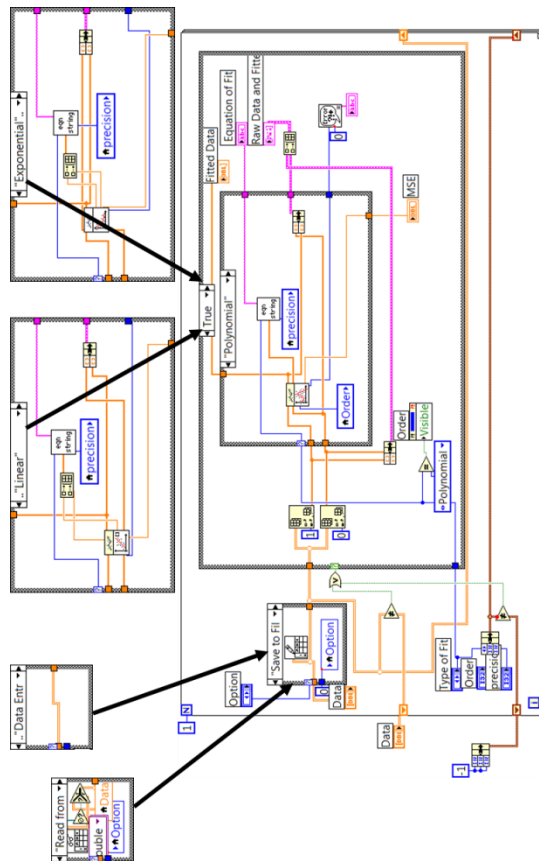
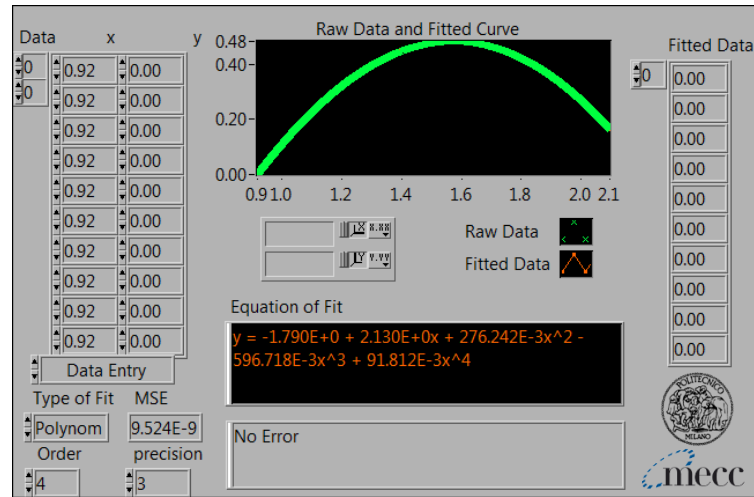
B2 MODULE-RUNOUT

Front panel e Block Diagram



B3 REGRESSION SOLVER

Front panel e Block Diagram

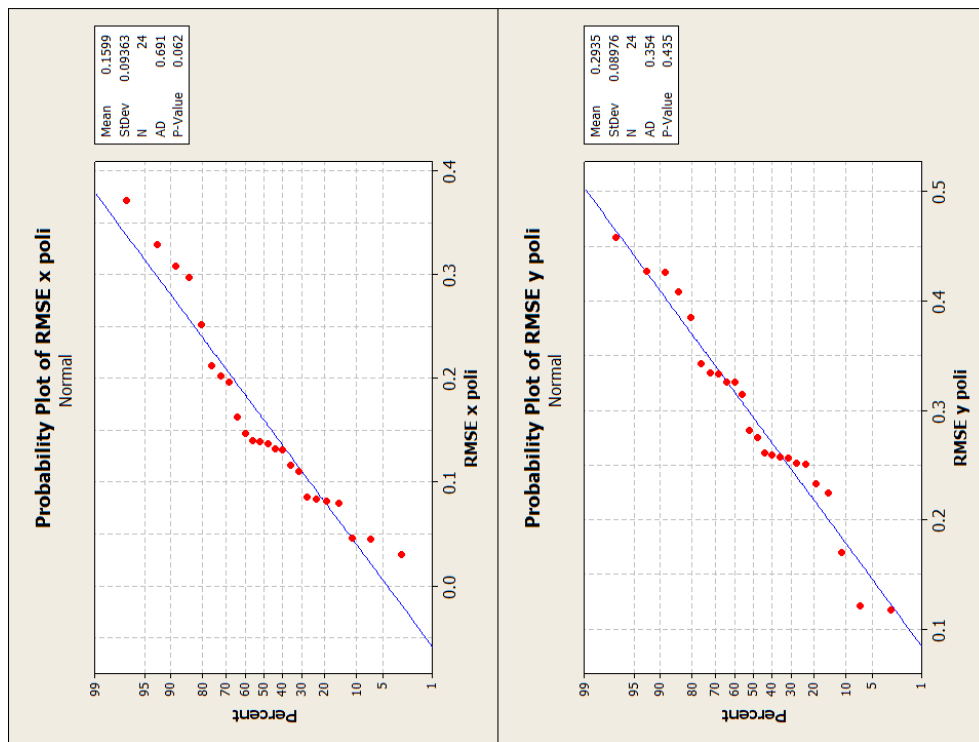


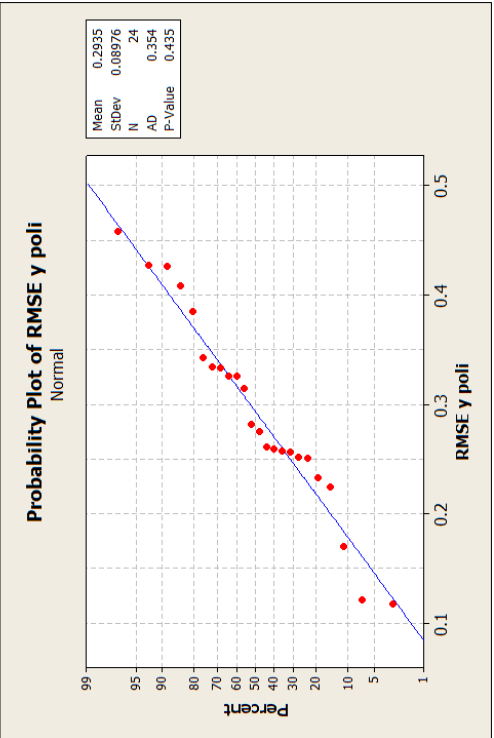
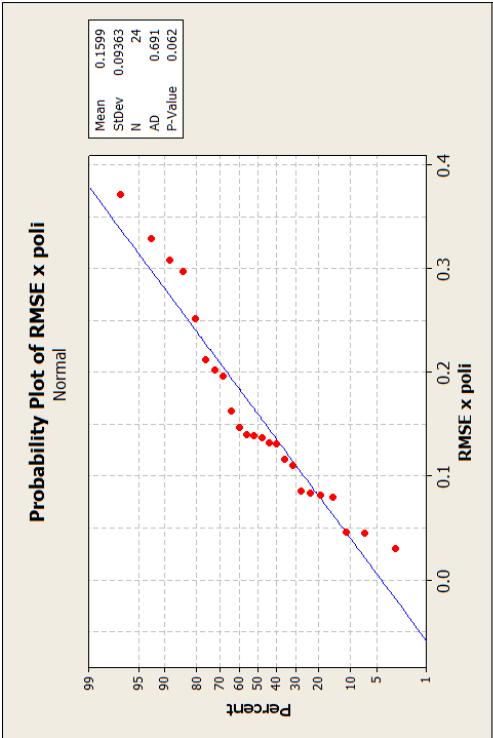
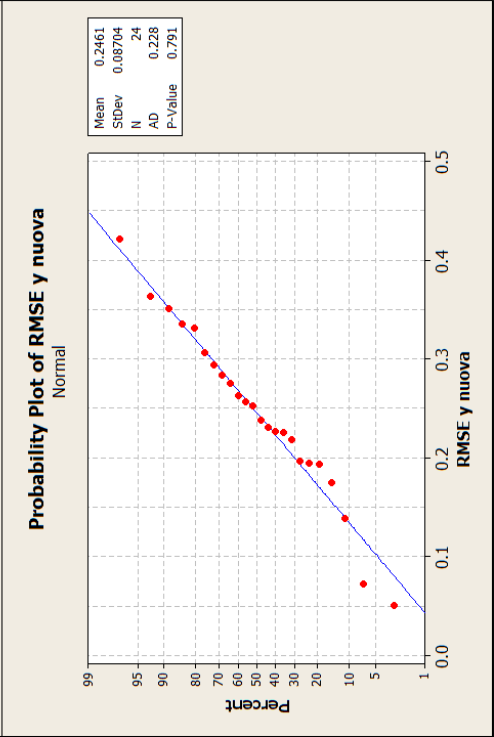
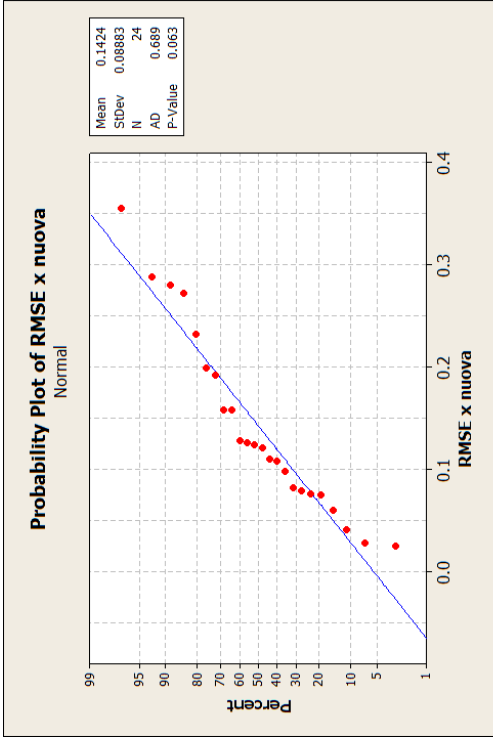
Appendice C

Test statistici

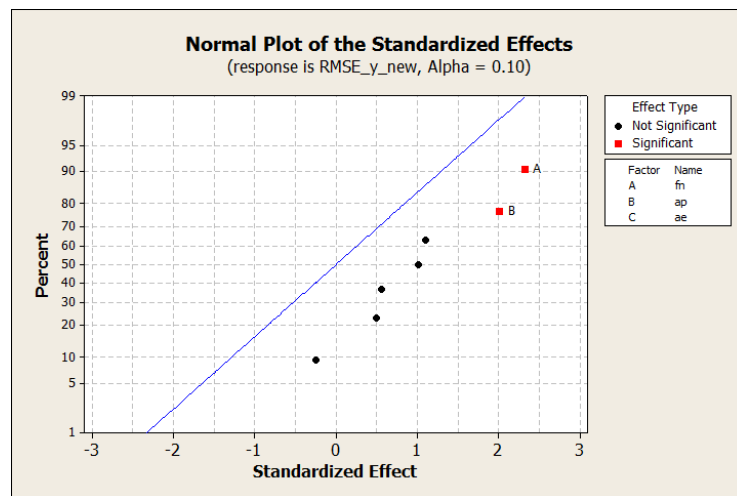
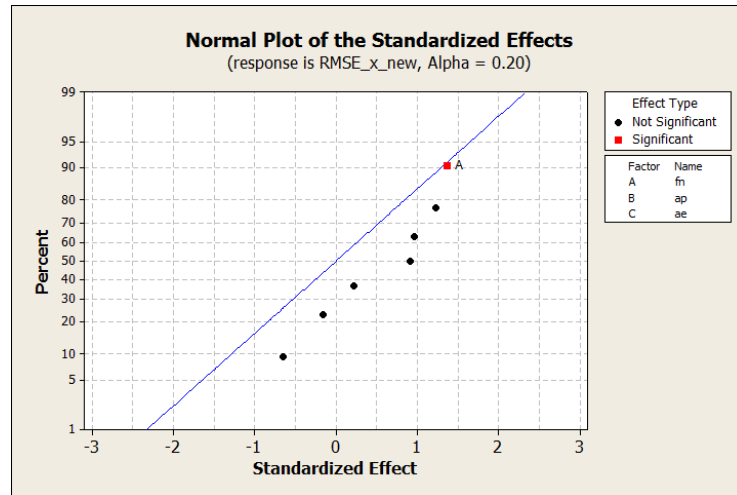
C1 VERIFICA NORMALITÀ DEI DATI

Dati RMSE_x, RMSE_y ottenuti con “Taratura Politecnico”, “Taratura Consigliata” e “Taratura Nuova”; livello di significatività al 5%.



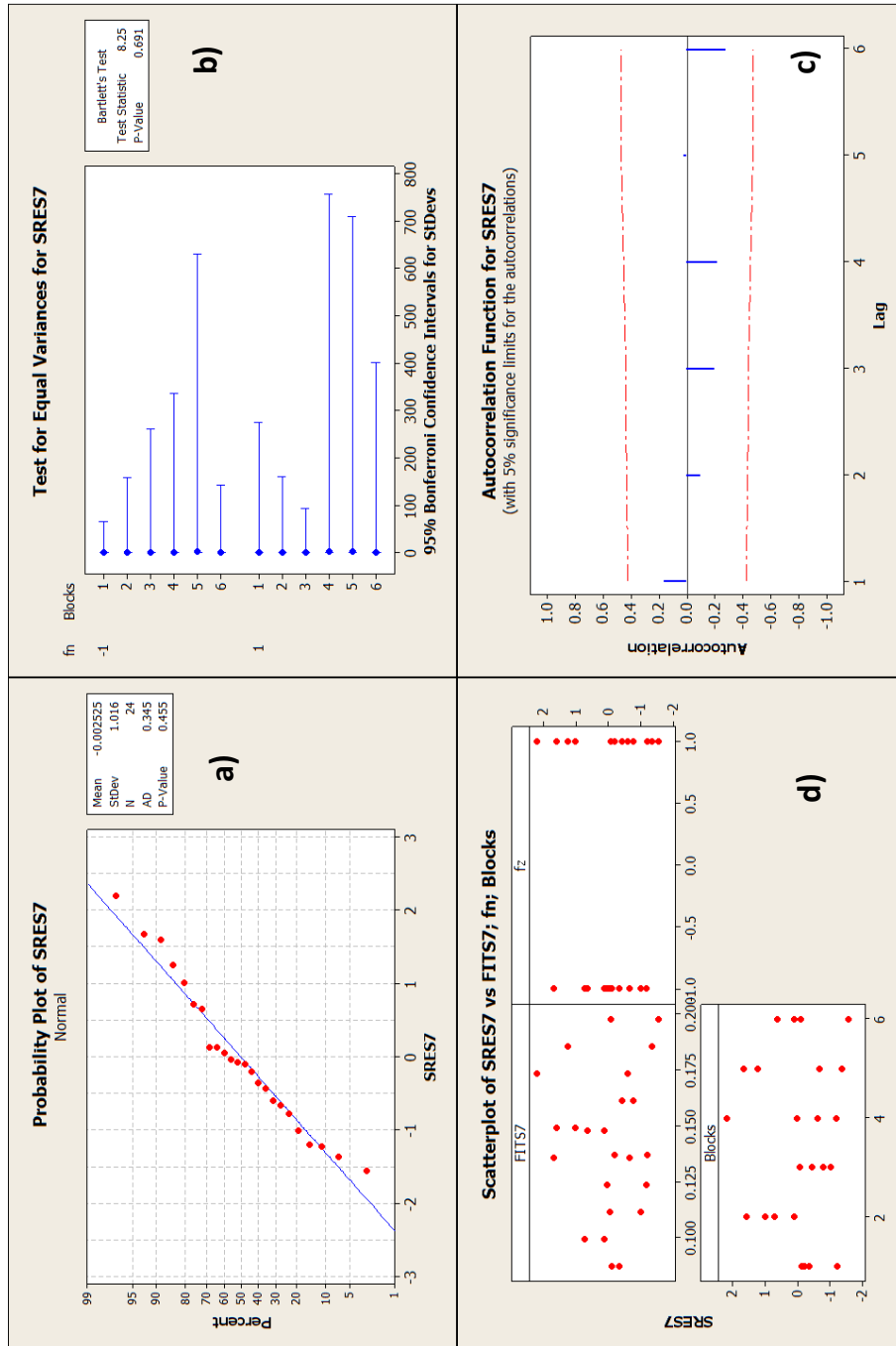


C2 SCREENING EFFETTI $RMSE_x$ E $RMSE_y$



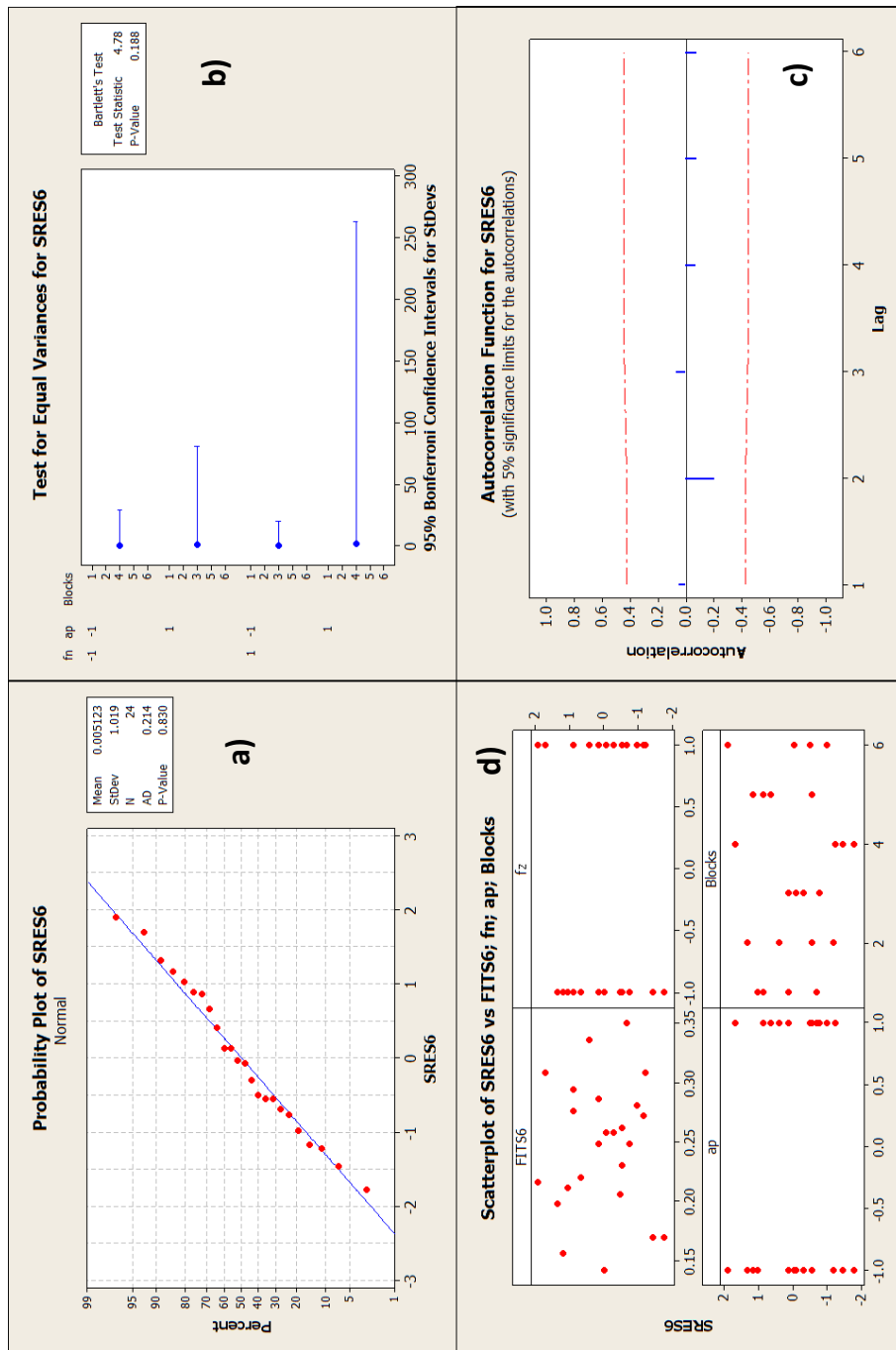
C3 VERIFICA RESIDUI REGRESSIONE RMSE_X

Livello di significatività al 5% per a), b) e c).



C4 VERIFICA RESIDUI REGRESSIONE RMSE_y

Livello di significatività al 5% per a), b) e c).

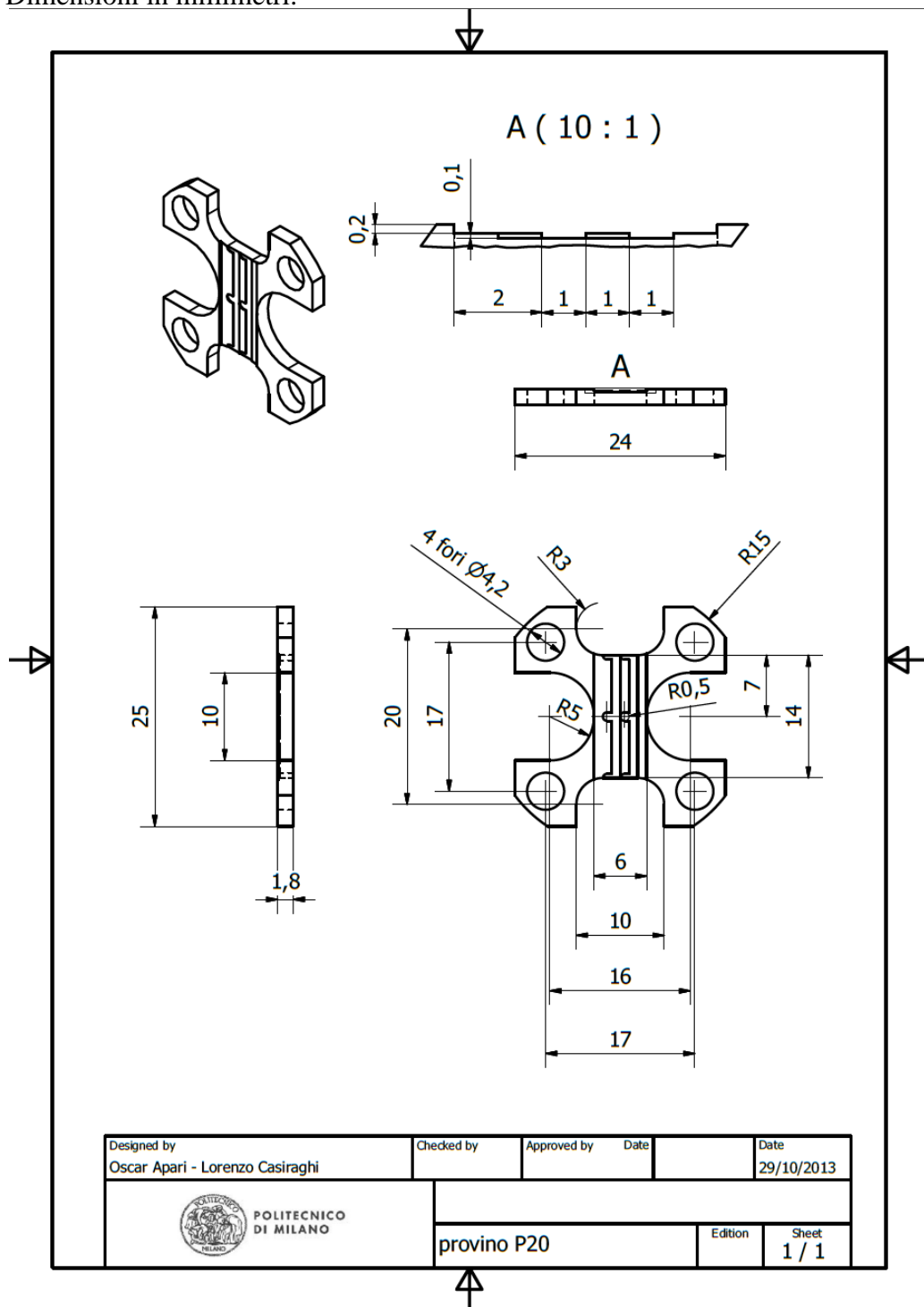


Appendice D

Provino

D1 PROVINO

Dimensioni in millimetri.



RIFERIMENTI BIBLIOGRAFICI

Pubblicazioni

- [1] Han Ui Lee, Dong-Woo Cho, Kornel F. Ehmann, “A mechanistic model of cutting forces in micro-end–milling with cutting-condition-independent cutting forces coefficients”, 2008

- [2] X. Liu R. E. DeVor S. G. Kapoor, “The Mechanics of Machining at the Microscale: Assesment of the Current State of the Science”, University of Illinois, 2004

- [3] J. Chae S. S. Park T. Freiheit, “Investigation of micro-cutting operations”, University of Calgary, International Journal of Machine Tools & Manufacture 46, 313-332, (2006)

- [4] D. Dornfeld S. Min, Y. Takeuchi, “Recent Advances in Mechanical Micromachining”, University of California, 2006

- [5] Dhanorker T., Ozel, Meso, ”Micro scale milling for micro-manufacturing”, Rutgers University, 2008

- [6] Bao, W. Y., and Tansel, I. N., 2000, “Modeling Micro-End-Milling Operations. Part I: Analytical Cutting Force Model,” Int. J. Mach. Tools Manuf., 40, pp. 2155–2173

- [7] Vogler, M. P., DeVor, R. E., and Kapoor, S. G., 2004, "On the Modeling and Analysis of Machining Performance in Micro-Endmilling, Part I: Surface Generation," *ASME J. Manuf. Sci. Eng.*, 126, pp. 685–694
- [8] Yun, W. S., Cho, D. W., and Ehmann, K. F., 1999, "Determination of Constant 3D Cutting Force Coefficients and Runout Parameters in End Milling," *Trans. NAMRI/SME*, 27, pp. 87–92
- [9] Ko, J. H., and Cho, D. W., 2005, "3D Ball-End Milling Force Model Using Instantaneous Cutting Force Coefficients," *ASME J. Manuf. Sci. Eng.*, 127, pp. 1–12
- [10] Altintas Y., Park S.S., 2004, "Dynamic Compensation of Spindle-Integrated Force Sensors" *Annals of the CIRP* 53(1): 305–308
- [11] Ik-Soo Kang, Jeon-Ha Kim, Chin-Suk Hong, Jeong-Suk Kim, 2010, "Development and evaluation of tool dynamometer for measuring high frequency cutting forces in micro milling", *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, pp. 817-821
- [12] S.S. Park, M. Malekian, 2009, "Mechanistic modeling and accurate measurement of micro end milling forces", University of Calgary, Alberta, Canada, *Manufacturing Technology* 58, pp. 49–52
- [13] Magnevall M., Liljerehn A., Lundblad M., Ahlin K., "Improved Cutting Force Measurements in High Speed Milling Using Inverse Structural Filtering"

- [14] E.Korkmaz, B. Bediz , B. Arda Gozen, O. Burak Ozdoganlar, “Identification of Dynamometer Dynamics for Accurate Measurement of Micro-cutting Forces”, Carnegie Mellon University, USA, 2012
- [15] Min Wan, Wei-Hong Zhang, Jian-Wei Dang, Yun Yang, "New procedures for calibration of instantaneous cutting force coefficients and cutter runout parameters in peripheral milling”, International Journal of Machine Tools & Manufacture 49, 1144–1151, 2009
- [16] K.Prashanth Anandan, Abhinandan S. Tulsian, Alkan Donmez, O.Burak Ozdoganlar, “A Technique for measuring radial error motions of ultra-high-speed miniature spindles used for micromachining”, Precision Engineering 36 104– 120, 2012
- [17] Michael P. Vogler, Richard E. DeVor, Shiv G. Kapoor, “Microstructure-Level Force Prediction Model for Micro-milling of Multi-Phase Materials”, University of Illinois
- [18] X. Liu, R.E. DeVor, S.G. Kapoor, “An Analytical Model for the Prediction of Minimum Chip Thickness in Micromachining”, University of Illinois, 2006
- [19] M. Malekian, M.G. Mostofa, S.S. Park, M.B.G. Jun, “Modeling of minimum uncut chip thickness in micro machining of aluminum” Journal of Materials Processing Technology 212 (2012)
- [20] Liu, X., Jun, M. B. G., DeVor, R. E., and Kapoor, S. G., 2004, “Cutting Mechanisms and Their Influence on Dynamic Forces, Vibrations and Stability in Micro-Endmilling”, Proc. ASME Manufacturing Engineering

Division, ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Anaheim CA. Paper No. IMECE2004-62416

[21] Kim, C. J., Bono, M., and Ni, J., 2002, “Experimental Analysis of Chip Formation in Micro-Milling”, *Trans. NAMRI/SME*, 30, pp. 1-8

[22] J.C. Aurich, D. Dornfeld, P.J. Arrazola, V. Franke, L. Leitz, S. Min, “Burrs-Analysis, control and removal”, *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 58 (2009) 519-542

[23] Olverai, G. Barrow, “An experimental study of burr formation in square shoulder face milling”, *Int. J. Mach. Tools Manufact.* Vol. 36. No.9, pp. 1005-1020. 1996

[24] Kiha Lee, David A. Dornfeld, “Micro-burr formation and minimization through process control”, *Precision Engineering* 29 (2005) 246-252

[25] Bissacco, G., Hansen, H.N., De Chire, L., 2005, “Micromilling of Hardened Tool Steel for Mould Making Applications”, *Journal of Materials Processing Technology*, 167/2-3:201-207

[26] R.R. Donaldson, “A Simply Method for Separating Spindle Error from Test Ball Roundness Error”, *Annals of the CIRP*, University of California, 1972

[27] Tony L. Schmitz, Jeremiah Couey, Eric Marsh, Nathan Mauntler, Duke Hughes, “Runout effects in milling: Surface finish, surface location error, and stability”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 47 841–851, 2007

- [28] W.Y. Bao, I.N. Tansel, “Modeling micro-end-milling operations. Part II: tool run-out”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 40 2175–2192, 2000
- [29] X.P. Li, H.Z. Li, “Theoretical modelling of cutting forces in helical end milling with cutter runout”, *International Journal of Mechanical Sciences* 46 1399–1414, 2004
- [30] Matthieu Rauch, Emmanuel Duc, Jean-Yves Hascoet, “Improving trochoidal tool paths generation and implementation using process constraints modeling”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 49 375–383, 2009
- [31] S.M. Afazov, S.M. Ratchev, J. Segal, “Modelling and simulation of micro-milling cutting forces”, *Journal of Materials Processing Technology* 210 2154–2162, 2010
- [32] Irene Buj-Corral, Joan Vivancos-Calvet, Hernan Gonzalez-Rojas, “Influence of feed, eccentricity and helix angle on topography obtained in side milling processes”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 51 889–897, 2011
- [33] Annoni, Semeraro, Rebaioli, Pusterla, “Calibration and validation of a mechanistic micromilling force prediction model”, *Mi_crolab*, Politecnico di Milano
- [34] W. A. Klein, R. E. DeVor, “The effect of runout on cutting geometry and forces in end milling”, *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, vol. 23, pp. 123-140, 1983

Norme

[35] ISO 1101:2011

[36] ASME Y14.5-2009

[37] ANSI B89.3.1-1972 Reaffirmed 2003

[38] ASME B89.3.4-2010

Tesi

[39] R. Scesciola, “Modellzione delle forze di taglio in macro e micro”, Tesi di Laurea Specialistica, Politecnico di Milano, 2010

[40] N. Pusterla, “Misura e previsione delle forze di taglio in micro-fresatura frontale”, Tesi di Laurea Specialistica, Politecnico di Milano, 2012

[41] R. Iosca, Accuratezza del processo di micro-fresatura di un inserto per micro-injection moulding, Tesi di Laurea Magistrale, Politecnico di Milano, 2013

[42] R. Solito, “Microfresatura di pareti sottili”, Tesi di Laurea Specialistica, Politecnico di Milano, 2012

Presentazioni

[43] J. R. Major, “MM Live UK 2011 Micro Manufacturing Conference NEC, Birmingham, UK October 17, 2011”, Presentazione Power Point della conferenza, 2011

[44] M. Goletti, “Interazione tra processo di taglio e dinamica della macchina”, Presentazione della lezione del corso di Tecnologie Speciali, 2012

Testi

[45] Eric R. Marsh, 2010, “Precision Spindle Metrology”, DEStech Publications

[46] Levi, Zompi, “Tecnologia Meccanica”, Utet Università, 2003

[47] D. J. Ewins, 2000, “Modal Testing Theory and Practice Second Edition”, Research Studies Press Ltd

Manuali

[48] LION PRECISION, Machine Tool Analysis, 1991

[49] Catalogo NS, Tagli di alta precisione

[50] Catalogo Dormer

Riferimenti bibliografici

- [51] Kern Microtechnic, Data sheet Kern EVO
- [52] Kistler, Manuale degli amplificatori di carica 5015A
- [53] National Instruments, Manuale della scheda di acquisizione NI USB 6210
- [54] Kistler, Manuale del trasduttore piezoelettrico 9317B
- [55] Sandvik, Metal Cutting Technical Guide (E) Drilling
- [56] Sandvik, Contornatura Fresatura Periferica, 2013
- [57] Marposs, Manuale VTS©
- [58] Catalogo acciaio Impax Supreme, Uddeholm
- [59] Alicona, Manuale Alicona Infinite Focus Real 3D