

Alma Mater Studiorum – Università di Bologna

**DOTTORATO DI RICERCA IN
MECCANICA E SCIENZE AVANZATE DELL'INGEGNERIA**

Ciclo XXX

Settore Concorsuale: 09-B1

Settore Scientifico Disciplinare: ING-IND/16

**MODELLAZIONE DEL PROCESSO DI RETTIFICA A SECCO PER
GENERAZIONE DI INGRANAGGI DI IMPIEGO AUTOMOBILISTICO**

Presentata da: Giacomo Guerrini

Coordinatore Dottorato

Prof. Marco Carricato

Supervisore

Prof. Alessandro Fortunato

Esame finale anno 2018

Indice

Indice delle figure	7
Indice delle tabelle	14
Abstract	15
Introduzione	16
Capitolo 1	19
I processi di rettifica	19
1.1 I principi base dei processi di rettifica	21
1.2 I processi di rettifica tradizionali	23
1.3 I parametri di processo.....	24
1.3.1 Vita utile della mola	24
1.3.2 Intervallo di profilatura/ravvivatura	25
1.3.3 Tempo ciclo.....	25
1.3.4 Spessore truciolo indeformato.....	25
1.3.5 Velocità della mola	26
1.3.6 Velocità di avanzamento	26
1.3.7 Profondità di taglio.....	26
1.3.8 Densità di grani attivi	26
1.3.9 Fattore di forma del grano	26
1.3.10 Forza specifica per grano	26
1.3.11 Energia specifica	27
1.3.12 Rateo di asportazione specifico.....	27
1.3.13 Potenza	27
1.3.14 Forze di rettifica	27
1.3.15 Coefficiente di rettifica	27
1.3.16 Parametro di asportazione	28

1.3.17 Rapporto di usura.....	28
1.3.18 Lunghezza di contatto.....	29
1.3.19 Temperatura superficiale	29
1.4 Le caratteristiche degli utensili da rettifica	29
1.5 I materiali abrasivi.....	30
1.5.1 Allumina fusa.....	30
1.5.2 Allumina sinterizzata	32
1.5.3 Carburo di silicio	32
1.6 I sistemi leganti.....	34
1.6.1 Leganti vetrificati per mole convenzionali	35
1.6.2 Legnate resinoide	40
1.6.3 Legnate plastico	41
1.6.4 Legnate in resina fenolica	41
1.6.5 Legnate in resina poliammidica	42
1.7 Il processo di profilatura/ravvivatura	43
1.8 I lubrificanti	46
1.8.1 Tipologie di lubrificanti per processi di rettifica	47
1.8.2 Utilizzo del lubrificante	48
1.8.3 Implicazioni ambientali	48
1.9 Le bruciature da rettifica	48
Capitolo 2.....	52
La rettifica di ingranaggi.....	52
2.1 La produzione industriale di ingranaggi.....	53
2.1.1 Dentatura con utensile creatore.....	53
2.2 Le richieste del mercato automobilistico di alta gamma	58
2.3 La rettifica di ingranaggi	61
2.3.1 Il processo di rettifica di generazione con mola a vite	63

2.4 Il processo di rettifica a secco.....	69
Capitolo 3	75
Obiettivi e motivazioni del progetto.....	75
3.1 Descrizione del contesto	76
3.2 Il progetto.....	77
3.2.1 La ricerca sperimentale.	77
3.2.2 La ricerca industriale.....	78
Capitolo 4	79
Il modello di asportazione a grano singolo.....	79
4.1 Il meccanismo di asportazione.....	82
L'energia di taglio.....	84
4.2 Set-up sperimentale grano singolo.....	85
4.2.1 Set up "PMRC"	90
4.2.2 Set up WZL	98
4.3 Modalità di acquisizione della geometria del grano	109
4.3.1 Acquisizione tramite profilometro a contatto	109
4.3.2 Acquisizione tramite profilometro a scansione laser	110
4.3.3 Acquisizione tramite Tomografia Computerizzata	116
4.3.4 Misura del solco rettificato.....	123
4.3.5 Il piano sperimentale	125
4.4 Il modello di asportazione con grano singolo	128
4.4.1 Componente in lavorazione.....	128
4.4.2 Utensile	132
4.4.3 Condizioni all'interfaccia grano-materiale	134
4.4.4 Impostazioni per la simulazione.....	134
4.4.5 Dati calcolati nella simulazione	135
4.4 Validazione sperimentale e risultati ottenuti	139

4.5 Limiti e problematiche del software	146
Capitolo 5	148
Il modello termico di rettifica ingranaggi	148
Introduzione.....	149
5.1 Il modello termico semplificato dell'ingranaggio	150
5.1.1 Le impostazioni del modello.....	150
5.1.1 Il calcolo dei parametri geometrici e cinematici.....	159
5.1.2 Il calcolo del carico termico.....	161
5.2 Set-up sperimentale ingranaggi	162
5.3 Validazione sperimentale e risultati ottenuti	162
Capitolo 6	178
Ottimizzazione del processo a secco	178
6.1 Il piano sperimentale	179
6.2 Ottimizzazione del processo a secco	181
6.3 Analisi dei costi applicata ad un caso industriale	188
Conclusioni.....	192
Attività in corso e sviluppi futuri.....	196
Riferimenti.....	198

Indice delle figure

Figura 1: <i>Rappresentazione schematica degli elementi coinvolti nella rettifica [24].</i>	22
Figura 2: <i>Schematizzazione dei processi di rettifica tradizionali con mola cilindrica [24].</i>	24
Figura 3: <i>Spessore del truciolo indeformato [29].</i>	25
Figura 4: <i>Coefficiente di rettifica per i materiali di maggior interesse nella rettifica tangenziale di precisione [24].</i>	28
Figura 5: <i>Struttura cristallina dei grani in allumina a) allumina fusa, b) allumina sinterizzata.</i>	32
Figura 6: <i>Esempi di differenti tipologie di grani abrasivi [24].</i>	34
Figura 7: <i>Tabella standard per la designazione delle mole vetrificate [24].</i>	36
Figura 8: <i>Combinazioni porosità/struttura per alcune mole Norton [24].</i>	38
Figura 9: <i>Intervallo operativo per mole vetrificate con allumina [24].</i>	38
Figura 10: <i>Distacco completo, Rottura stabile e Smaltatura nei processi di rettifica [24].</i>	39
Figura 11: <i>Superficie lucidata di una mola con struttura vetrificata e porosità indotte (resina è stata utilizzata per infiltrare le porosità durante la preparazione del campione) [24].</i>	40
Figura 12: <i>Proprietà e classificazione delle resine [24].</i>	41
Figura 13: <i>Confronto tra le prestazioni della resina poliammidica rispetto a quella fenolica [24].</i>	43
Figura 14: <i>Parametri di profilatura per mola a vite [24].</i>	45
Figura 15: <i>a) Rullo profilatore; b) Confronto tra mola profilata e mola usurata; c) Area di profilatura in G 250 Samputensili.</i>	46
Figura 16: <i>Diagramma ferro-carbonio.</i>	49
Figura 17: <i>a) Microstruttura caratteristica della ricottura b) Diminuzione della durezza nella zona sub-superficiale in seguito a bruciatura [64].</i>	50
Figura 18: <i>a) Microstruttura caratteristica di indurimento b) Variazione della durezza al di sotto della superficie in seguito a bruciatura severa [64].</i>	51
Figura 19: <i>Cricca dovuta a bruciatura [64].</i>	51
Figura 20: <i>Schema di una dentatrice a creatore con indicati gli assi controllati responsabili dei moti di taglio e di movimentazione componente</i>	54
Figura 21: <i>Schema ed immagini di un utensile creatore.</i>	55
Figura 22: <i>Errori di forma su profilo ed elica dovuti al taglio con utensile creatore.</i>	56
Figura 23: <i>Estrazione dei profili di rugosità sulla superficie tagliata con creatore: (a) lungo direzione perpendicolare ad avanzamento; (b) lungo direzione avanzamento.</i>	57
Figura 24: <i>Misurazione della forma del dente lungo profilo ed elica.</i>	58
Figura 25: <i>Misurazioni di profilo ed elica dopo taglio con creatore e dopo rettifica.</i>	58

Figura 26: <i>Evoluzione dei cambi automobilistici di alta gamma: a) schema di un cambio tradizionale ad assi paralleli; b) immagine e schema di un cambio a doppia frizione; c) spaccato di un cambio continuo epicicloidale [5].</i>	59
Figura 27: <i>Correzioni di forma dei denti degli ingranaggi.</i>	60
Figura 28: <i>Fattori che influenzano la rumorosità di una trasmissione automobilistica.</i>	61
Figura 29: <i>Classificazione dei processi di rettifica per ingranaggi [67].</i>	62
Figura 30: <i>Progettazione del sovrametallo al piede del dente per la rettifica.</i>	62
Figura 31: <i>Rappresentazione schematica della rettifica di ingranaggi per generazione continua [90].</i>	63
Figura 32: <i>Superficie di un dente di ingranaggio rettificato con processo di generazione.</i>	65
Figura 33: <i>Sviluppi produttivi del processo di rettifica di generazione.</i>	66
Figura 34: <i>Samputensili G 250. Dall'alto: vista esterna della macchina; vista della zona di lavoro e profilatura dal portello di cambio-mola; vista da portello di carico/scarico.</i>	68
Figura 35: <i>Evoluzione della filiera di produzione di ingranaggi verso l'eliminazione del lubrificante.</i>	69
Figura 36: <i>Previsioni di mercato per la produzione di ingranaggi di impiego automobilistico [7].</i>	70
Figura 37: <i>Consumo energetico suddiviso per utenze in una tradizionale macchina per rettifica di ingranaggi con processo di generazione con mola a vite [101].</i>	71
Figura 38: <i>Samputensili SG 160. Dall'alto: vista esterna della macchina; vista della zona di lavoro lato tavole porta-pezzo; vista della zona di lavoro lato mandrini skiving e rettifica.</i>	72
Figura 39: <i>Schema degli assi controllati della rettificatrice a secco SG 160 SKYGRIND di Samputensili.</i>	73
Figura 40: <i>Differenti categorie di modelli e ambito di applicazione della simulazione [129].</i>	81
Figura 41: <i>Meccanismi di asportazione nell'interazione grano-materiale [24].</i>	82
Figura 42: <i>Asportazione durante l'interazione del grano con materiale duttile [24].</i>	83
Figura 43: <i>Ripartizione tra lubrificante, pezzo lavorato, mola e truciolo del calore generato nella rettifica all'interfaccia grano-materiale.</i>	84
Figura 44: <i>Schema concettuale con l'impostazione del calcolo delle temperature generate dagli sforzi di taglio.</i>	84
Figura 45: <i>Cinematica delle prove di rettifica mono-grano. In nero avanzamento in discordanza, in rosso avanzamento in concordanza.</i>	85
Figura 46: <i>Impegno progressivo del grano. In alto istante iniziale in cui avviene il primo contatto ($L/2$ extra-corsa limite); in basso istante t_i corsa di taglio ridotta.</i>	87
Figura 47: <i>Condizione di taglio a regime: in alto prima rivoluzione a piena penetrazione; in basso condizione di taglio a regime.</i>	88
Figura 48: <i>Condizione di regime nella rettifica in concordanza.</i>	89

Figura 49: <i>Fresatrice verticale CNC Okuma Millac 44 V.</i>	90
Figura 50: <i>Grani abrasivi in ossido di alluminio fuso, granulometria 16 FEPA: a) grani abrasivi; b) incollaggio su vite con resina epossidica; c) immagini al microscopio, vista laterale sopra, vista superiore sotto.</i>	91
Figura 51: <i>Utensili mono-grano in ossido di alluminio puro, granulometria 16, 24, 36 FEPA</i>	92
Figura 52: <i>Utensili multi-grano in ossido di alluminio puro, granulometria 16, 24, 36 FEPA</i>	93
Figura 53: <i>Corpo mola per montaggio viti mono e multi-grano. Realizzata presso PMRC Georgia Institute of Technology.</i>	94
Figura 54: <i>Disegno costruttivo per la realizzazione dei campioni utilizzati per le prove di rettifica mono-grano su set-up PMRC.</i>	95
Figura 55: <i>Campione set-up PMRC su cui sono state effettuate 5 prove di rettifica con utensile mono-grano.</i>	96
Figura 56: <i>Set-up sperimentale PMRC. Sopra: vista complete; sotto: particolare di mola e campione.</i>	97
Figura 57: <i>Rettificatrice tangenziale Profimat MT 608 CNC Blohm.</i>	98
Figura 58 <i>Grani abrasivi in allumina blu sinterizzata, granulometria 60 FEPA: a) grani abrasivi; b) incollaggio su supporto con legante vetrificato; c) immagini al microscopio, vista laterale sopra, vista superiore sotto.</i>	99
Figura 59: <i>Particolare del montaggio di un grano singolo sul corpo mola nel set-up sperimentale WZL.</i>	100
Figura 60: <i>Supporto per incollaggio grani, set-up WZL.</i>	101
Figura 61: <i>Interfaccia mola-supporto per montaggio grani, set-up WZL.</i>	102
Figura 62: <i>Inserto di bloccaggio supporto grani su interfaccia mola-supporto, set-up WZL.</i>	103
Figura 63: <i>Utensili mono-grano in allumina blu sinterizzata.</i>	104
Figura 64: <i>Utensili multi-grano in allumina blu sinterizzata.</i>	105
Figura 65: <i>Corpo mola in alluminio set-up WZL.</i>	105
Figura 66: <i>Campioni in acciaio 20MnCr5 carbo-cementato per prove di rettifica su set-up WZL.</i>	106
Figura 67: <i>Campione in acciaio 20MnCr5 carbo-cementato su cui sono state effettuate prove di rettifica mono-grano su set-up WZL.</i>	107
Figura 68: <i>Set-up sperimentale WZL.</i>	108
Figura 69: <i>Acquisizione con profilometro a contatto di un grano abrasivo in ossido di alluminio puro. A sinistra la geometria ricostruita a destra l'immagine di riferimento al microscopio.</i>	110
Figura 70: <i>Acquisizione tramite triangolazione laser della vista dall'alto.</i>	111
Figura 71: <i>Acquisizione tramite triangolazione laser delle sei viste laterali.</i>	112
Figura 72: <i>Grano abrasivo 89-A grana 16.</i>	113
Figura 73: <i>Ricostruzione completa delle viste acquisite tramite triangolazione laser.</i>	114

Figura 74: <i>Modello del grano abrasivo 89-A 16 acquisito tramite laser.</i>	115
Figura 75: <i>Schema della problematica riguardante l'acquisizione di angoli di spoglia positivi con l'utilizzo della triangolazione laser.</i>	116
Figura 76: <i>Grano singolo in ossido di alluminio fuso (89-A) acquisito con tomografia computerizzata.</i>	117
Figura 77: <i>Utensile multi grano in ossido di alluminio fuso (89-A) acquisito tramite tomografia computerizzata.</i>	118
Figura 78: <i>Struttura interna di un grano in ossido di alluminio fuso acquisita tramite tomografia computerizzata.</i>	119
Figura 79: <i>Analisi dell'usura dei grani abrasivi in ossido di alluminio fuso 89-A.</i>	120
Figura 80: <i>Confronto tra dati complessivi ottenuti con profilometro a scansione laser (azzurro) e acquisizione TAC (bianco).</i>	121
Figura 81: <i>Confronto tra modalità di acquisizione: in rosso grano acquisito tramite TAC, in azzurro trasparente (sopra) e bianco (sotto) il grano acquisito tramite profilometro a triangolazione laser.</i>	122
Figura 82: <i>Geometria di un segmento del solco prodotto durante una prova di rettifica monograno.</i>	124
Figura 83: <i>Combinazioni di parametri utilizzati per le prove sperimentali con utensile monograno e set-up PMRC.</i>	126
Figura 84: <i>Combinazioni di parametri utilizzati per le prove sperimentali con utensile multigrano e set-up PMRC.</i>	126
Figura 85: <i>Combinazioni di parametri utilizzati per le prove sperimentali con utensile monograno e set-up WZL.</i>	127
Figura 86: <i>Combinazioni di parametri utilizzati per le prove sperimentali con utensile multigrano e set-up WZL.</i>	127
Figura 87: <i>DEFORM FEM: definizione del volume soggetto alla deformazione.</i>	130
Figura 88: <i>Discretizzazione del volume soggetto alla deformazione.</i>	131
Figura 89: <i>Definizione dei vincoli sul volume soggetto alla deformazione</i>	132
Figura 90: <i>DEFORM: definizione dell'utensile monograno.</i>	133
Figura 91: <i>Definizione della mesh per l'utensile abrasivo.</i>	134
Figura 92: <i>Definizione dell'angolo di interazione e dell'angolo utilizzato per la discretizzazione fine del tempo di processo.</i>	135
Figura 93: <i>Grafico della forza di taglio dopo 18 passate di rettifica.</i>	136
Figura 94: <i>Tensioni effettive nell'area di contatto grano-materiale.</i>	137
Figura 95: <i>Temperature generate all'interfaccia grano-materiale.</i>	137
Figura 96: <i>Calcolo dell'area di contatto grano-materiale.</i>	138
Figura 97: <i>Andamento della forza durante una passata di rettifica.</i>	138

Figura 98: <i>Segnali delle forze misurate durante una prova di rettifica monograno su set-up PMRC. Grano in allumina bianca, granulometria 16, velocità di taglio 30m/s, avanzamento 516 mm/min, profondità 0,1mm.</i>	139
Figura 99: <i>Elaborazione dei segnali delle forze con isolamento del segnale di rettifica, identificazione dei picchi per ciascuna passata, calcolo della media mobile su 5 passate e della media complessiva (linee orizzontali).</i>	141
Figura 100: <i>Grafici effettivi delle forze attive normale e di taglio con indicati i valori della forza massima, media e dei numeri di passata significativi.</i>	142
Figura 79: <i>Analisi dell'usura dei grani abrasivi in ossido di alluminio fuso 89-A.</i>	143
Figura 101: <i>Tipologie di usura identificabili dalla variazione nelle forze di taglio.</i>	143
Figura 102: <i>Confronto tra la sezione trasversale misurata sul campione rettificato: a); sezione del solco simulata: b) e variazione dell'area durante il processo: c).</i>	144
Figura 103: <i>Confronto tra risultati sperimentali e simulazione. Forze di taglio e normale rispetto alla profondità di rettifica.</i>	145
Figura 104: <i>Confronto tra risultati sperimentali e simulazione. Forze di taglio e normale rispetto alla velocità di taglio.</i>	145
Figura 105: <i>Confronto tra risultati sperimentali e simulazione. Forze di taglio e normale rispetto all'avanzamento.</i>	146
Figura 106: <i>Rappresentazione schematica della cinematica di processo e dei punti di contatto ingranaggio-mola [136].</i>	150
Figura 107: <i>Rappresentazione dell'area di contatto tra superficie della mola e del dente durante la rettifica.</i>	151
Figura 108: <i>Rappresentazione semplificata della geometria del dente dell'ingranaggio.</i>	152
Figura 109: <i>Impostazione di partenza per il movimento dell'area di contatto.</i>	153
Figura 110: <i>Ipotesi di variazione lineare della geometria e della velocità dell'area di contatto.</i>	153
Figura 111: <i>Impostazione iniziale delle posizioni di partenza e termine della corsa dell'area di contatto durante una singola passata di rettifica.</i>	154
Figura 112: <i>Perfezionamento della definizione delle posizioni di partenza e termine del moto dell'area di contatto durante una singola passata di rettifica.</i>	154
Figura 113: <i>Confronto tra l'impostazione iniziale (sinistra) e perfezionata (destra) della direzione del moto dell'area di contatto durante le passate di rettifica lungo il fianco del dente.</i>	156
Figura 114: <i>Confronto tra l'impostazione iniziale (sinistra) e perfezionata (destra) della corsa totale (avanzamento assiale) compiuta dall'area di contatto durante il processo completo multi passata.</i>	157

Figura 115: <i>Simulazione del processo di rettifica di ingranaggi, vista su fianco sinistro del dente.</i>	158
Figura 116: <i>Simulazione del processo di rettifica di ingranaggi, vista su fianco destro del dente.</i>	158
Figura 117: <i>Ingranaggio GR35 utilizzato per le prove di rettifica a secco.</i>	162
Figura 118: <i>Picchi di temperature calcolati dalla simulazione sulla superficie del dente per rettifica con profondità di 0,01 mm.</i>	167
Figura 119: <i>Picchi di temperature calcolati dalla simulazione sulla superficie del dente per rettifica con profondità di 0,02 mm.</i>	168
Figura 120: <i>Picchi di temperature calcolati dalla simulazione sulla superficie del dente per rettifica con profondità di 0,03 mm.</i>	169
Figura 121: <i>Picchi di temperature calcolati dalla simulazione sulla superficie del dente per rettifica con profondità di 0,04 mm.</i>	170
Figura 122: <i>Picchi di temperature calcolati dalla simulazione sulla superficie del dente per rettifica con profondità di 0,05 mm.</i>	171
Figura 123: <i>Gradienti termici calcolati dal modello per rettifica con incremento pari a 0,01 mm.</i>	172
Figura 124: <i>Gradienti termici calcolati dal modello per rettifica con incremento pari a 0,02 mm.</i>	172
Figura 125: <i>Gradienti termici calcolati dal modello per rettifica con incremento pari a 0,03 mm.</i>	173
Figura 126: <i>Gradienti termici calcolati dal modello per rettifica con incremento pari a 0,04 mm.</i>	173
Figura 127: <i>Gradienti termici calcolati dal modello per rettifica con incremento pari a 0,05 mm.</i>	174
Figura 128: <i>Risultati dell'analisi metallografica effettuata sugli ingranaggi rettificati a secco.</i>	175
Figura 129: <i>Grafici delle prove di durezza HV1 effettuate sui campioni ottenuti dagli ingranaggi GR351-5 rettificati a secco.</i>	176
Figura 130: <i>Definizione degli errori di forma ffa e ffb di profilo ed elica rispettivamente [144].</i>	182
Figura 131: <i>Grafici della rugosità Ra rispetto a velocità di taglio (a); materiale asportato (b); avanzamento (c).</i>	184
Figura 132: <i>Grafici dell'errore di profilo ffa rispetto a velocità di taglio (a); materiale asportato (b); avanzamento (c).</i>	185
Figura 133: <i>Grafici dell'errore d'elica ffb rispetto a velocità di taglio (a); materiale asportato (b); avanzamento (c).</i>	187

Figura 134: *Nuovo stato dell'arte del processo di produzione degli ingranaggi per uso automobilistico, completamente a secco dalla tornitura alla finitura.* 188

Indice delle tabelle

Tabella 1: <i>Tabella comparativa di misurazione delle granulometrie</i>	31
Tabella 2: <i>Designazione struttura Norton</i>	37
Tabella 3: <i>Dati tecnici rettificatrice a secco Samputensili</i>	74
Tabella 4: <i>Grani montati per test di rettifica</i>	92
Tabella 5: <i>Montaggio dei grani in allumina blu sinterizzata</i>	104
Tabella 6: <i>Parametri di processo variati durante le prove con set-up PMRC</i>	125
Tabella 7: <i>Parametri di processo variati durante le prove con set-up WZL</i>	127
Tabella 8: <i>Parametri del modello costitutivo di Johnson & Cook per 27MnCr5</i>	129
Tabella 9: <i>Parametri del modello di danneggiamento di Johnson & Cook per 27MnCr5</i>	129
Tabella 10: <i>Parametri di processo simulazione grano G05 89-A</i>	136
Tabella 11: <i>Caratteristiche dell'ingranaggio GR 35 utilizzato</i>	163
Tabella 12: <i>Caratteristiche della mola utilizzata</i>	163
Tabella 13: <i>Parametri di processo utilizzati</i>	164
Tabella 14: <i>Numero di grani per unità di superficie della mola</i>	164
Tabella 15: <i>Intensità specifica al variare della profondità di taglio</i>	164
Tabella 16: <i>Parametri del modello termico costanti rispetto alla profondità di taglio</i>	165
Tabella 17: <i>Parametri del modello termico che variano al variare della profondità di taglio</i>	165
Tabella 18: <i>Parametri di rettifica selezionati per analisi DOE del processo a secco</i>	180
Tabella 19: <i>Parametri di rettifica con lubrificante per ingranaggi di riferimento</i>	180
Tabella 20: <i>Combinazioni di parametri impiegate per rettificare ciascun ingranaggio</i>	181
Tabella 21: <i>Valori medi di Ra, ffa e ffb misurati sugli ingranaggi rettificati</i>	183
Tabella 22: <i>Valori guida dei parametri di rettifica a secco per ottenere la migliore accuratezza geometrica</i>	188
Tabella 23: <i>Risparmio annuale conseguibile utilizzando il nuovo processo a secco rispetto al processo tradizionale con lubrificante</i>	190
Tabella 24: <i>Benefici ecologici ottenibili con il nuovo processo skiving-rettifica a secco</i>	191

Abstract

La seguente tesi presenta il lavoro svolto durante il dottorato, focalizzato sulla definizione di un modello per la simulazione e l'ottimizzazione del nuovo processo di rettifica a secco di ingranaggi per impiego automobilistico.

L'obiettivo dello studio è quello di sviluppare una strategia di modellazione che consenta una simulazione virtuale del processo di rettifica per generazione di ingranaggi. La simulazione dovrà essere impiegata in ambito industriale per ottimizzare i parametri di processo al fine di ottenere particolari di elevata qualità, privi di difetti geometrici e metallurgici. Gli elevati requisiti di accuratezza tipici degli ingranaggi per applicazioni "automotive" dovranno essere ottenuti assicurando volumi produttivi competitivi rispetto a quelli tipici dei processi lubrificati che rappresentano l'attuale stato dell'arte.

Al fine di affrontare le sfide peculiari dei processi di rettifica, ulteriormente complicate dalle specifiche caratteristiche della rettifica di ingranaggi, il problema è stato articolato su due livelli gerarchici. Un primo livello ha previsto lo studio e la modellazione su scala microscopica delle interazioni tra un singolo grano abrasivo ed il materiale in lavorazione al fine di calcolare le forze caratteristiche di taglio e predire la quantità di energia termica sviluppata durante l'asportazione di materiale. In un secondo livello di modellazione macroscopica si sono applicati i risultati conseguiti nella prima fase alla geometria complessa di un dente di ingranaggio ed alla cinematica del processo di generazione. In questa fase si sono calcolate le temperature raggiunte sul componente rettificato ed il gradiente termico generato durante il contatto mola-pezzo per determinare l'insorgenza di danneggiamenti termici del materiale.

I due modelli, operando in sinergia, consentono di predire lo stress termico cui è soggetto l'ingranaggio durante la rettifica a secco consentendo un'ottimizzazione dei parametri di taglio al fine di ottenere la massima produttività.

L'intero dottorato è stato condotto in collaborazione con Samputensili Machine Tools ed ha visto la diretta applicazione industriale delle tematiche affrontate. Test sperimentali sono stati condotti nei laboratori del Georgia Institute of Technology di Atlanta, USA e del RWTH Aachen Universität di Aachen, Germania, per la validazione del modello microscopico mentre le prove di produzione e la validazione del modello macroscopico è stata effettuata presso Samputensili.

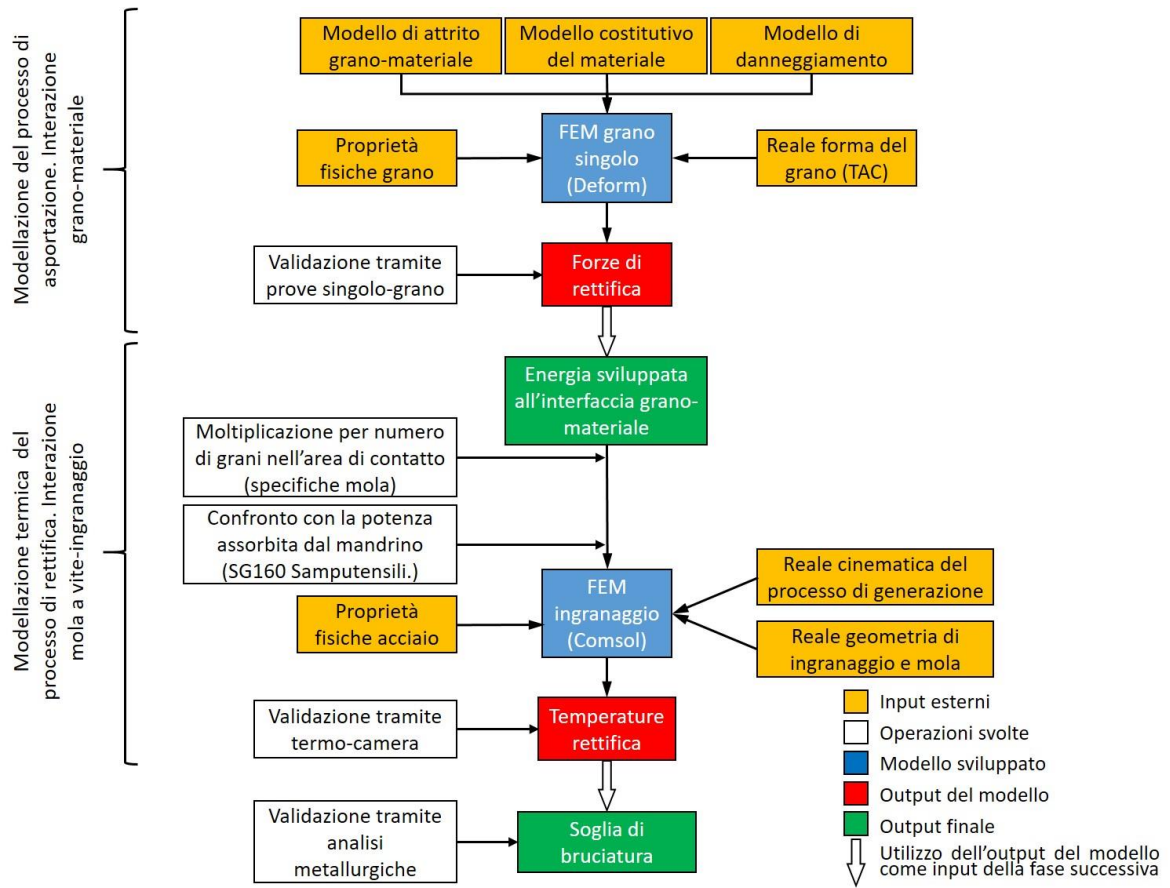
Introduzione

Negli ultimi decenni l'innovazione tecnologica nell'ambito dell'industria dell'autoveicolo è stata spinta dalla necessità di ridurre i consumi energetici e l'inquinamento ambientale prodotti dai veicoli stessi e dai processi produttivi necessari alla loro fabbricazione [1,2,3,4]. A livello di autoveicolo molti sforzi sono stati dedicati allo sviluppo di trasmissioni fino a dieci velocità a doppia frizione accoppiate con motori termici compatti a tre-quattro cilindri in grado di operare continuamente attorno al punto di funzionamento ottimale diminuendo così la produzione di inquinanti ed il consumo di combustibile [5]. Queste evoluzioni hanno portato ad un aumento del numero di ingranaggi presenti nelle trasmissioni stesse causando un aumento della domanda che supera persino quello relativo ai veicoli stessi [6]. Recenti studi del mercato globale per la produzione di trasmissioni predicono un aumento nella domanda di ingranaggi pari al 15% nell'arco dei prossimi sei anni, passando dai 95 milioni prodotti nel 2017 a 109 milioni richiesti nel 2024 [7]. L'aumento della richiesta ha fatto sì che il comparto manifatturiero degli ingranaggi di alta gamma abbia deciso di puntare fortemente sull'aumento della capacità produttive delle macchine utilizzate nella filiera produttiva cercando contemporaneamente di ridurre i costi e l'impatto ambientale di macchine e processi [8,9]. Al giorno d'oggi uno degli aspetti più critici riguardanti costi, consumi energetici ed impatto ambientale dei processi di asportazione di truciolo concerne l'utilizzo degli olii lubro-refrigeranti [10,11]. In passato molti sforzi sono stati compiuti al fine di minimizzare la quantità di lubrificante necessaria al miglioramento delle condizioni di taglio progettando ugelli in grado di portare il lubrificante precisamente nella zona di taglio, affiancati dalla ricerca di lubrificanti sintetici che minimizzassero l'inquinamento ambientale massimizzando la rimozione del calore e del truciolo dalla superficie del pezzo e dall'area di lavoro [12,13]. Più recentemente, grazie alla ricerca sui materiali degli utensili e sulle architetture di macchina, si è riusciti ad eliminare l'utilizzo dell'olio da molti dei processi di taglio [14], consentendo, nel caso della produzione di ingranaggi, di avere una filiera quasi interamente a secco, eccezion fatta per il processo di rettifica [15]. Le peculiarità di questo processo di asportazione che vede l'utilizzo di utensili a geometria indefinita e velocità di taglio estremamente elevate [16] hanno reso, fino ad adesso, impossibile l'eliminazione dell'olio. Il fatto che la rettifica rappresenti l'ultima lavorazione compiuta sul componente richiede totale affidabilità e riproducibilità del processo che deve produrre componenti privi di errori o difetti pena lo scarto di un prodotto alla fine della catena di produzione e quindi caratterizzato dal massimo valore aggiunto [17]. Lo sviluppo di un processo e di una macchina in grado di garantire

tali richieste senza l'utilizzo di lubrificante rappresenterebbe un enorme passo avanti nella produzione di ingranaggi [18].

In tale contesto si inserisce il lavoro presentato in questa tesi di dottorato che si propone di verificare la fattibilità di un processo industriale di rettifica a secco di ingranaggi attraverso la modellazione e l'ottimizzazione del processo. Lo studio, condotto assieme a Samputensili, parte dal recente sviluppo di un nuovo processo per la finitura di ingranaggi e dalla realizzazione di una macchina automatica specificatamente progettata per tale applicazione. La tesi è volta a dimostrare che è possibile rettificare a secco ingranaggi per applicazioni automobilistiche di alta gamma, ottenendo qualità del componente prodotto e volumi produttivi concorrenziali rispetto all'attuale standard produttivo di riferimento che prevede l'impiego di lubrificante.

A supporto dell'attività sperimentale svolta durante il dottorato, i primi due capitoli di questa tesi trattano, rispettivamente, le generalità inerenti i processi di rettifica (Capitolo primo) e lo stato dell'arte dei processi di rettifica di ingranaggi per applicazioni automobilistiche di alta gamma (Capitolo secondo). La sezione teorica iniziale è seguita dal Capitolo terzo in cui si descrive nel dettaglio il contesto all'interno del quale il presente studio si è sviluppato e ne descrive gli obiettivi. La sezione riguardante le attività di modellazione e sperimentale si articola nei capitoli quarto, quinto e sesto. Nel Capitolo quarto si descrive il modello di asportazione a grano singolo affrontando le tematiche relative a: (a) impostazione del modello agli elementi finiti; (b) acquisizione delle geometrie dei grani abrasivi; (c) definizione del set-up sperimentale per la validazione del modello; (d) analisi dei risultati e validazione; (e) limiti e problematiche del software. Ottenuto dal modello di asportazione l'output desiderato, rappresentato dall'energia sviluppata all'interfaccia grano-materiale durante il taglio, si passa all'utilizzo di questi primi risultati nel modello termico. Il Capitolo quinto descrive il modello termico del processo di rettifica di una rappresentazione semplificata di un ingranaggio. In questo capitolo vengono descritte le soluzioni adottate per modellare correttamente la cinematica del processo, il set-up sperimentale, i dati utilizzati per validare il modello ed i risultati conseguiti. Durante il dottorato è stata eseguita, in parallelo alle attività di modellazione, una campagna sperimentale per l'ottimizzazione del nuovo processo di finitura a secco utilizzando la macchina prodotta da Samputensili; il Capitolo sesto descrive la scelta del piano sperimentale, i test condotti utilizzando differenti tipologie di ingranaggio attualmente presenti nelle trasmissioni automobilistiche e le analisi condotte per controllare la qualità dei componenti prodotti dimostrando la fattibilità industriale del processo a secco. A conclusione del lavoro il Capitolo settimo delinea le modalità e potenzialità di impiego industriale del modello sviluppato.



I processi di rettifica

Con il termine “rettifica” vengono identificati tutti i processi di lavorazione che impiegano particelle abrasive di materiali molto duri per effettuare l’azione di taglio. La rettifica può essere considerato il processo più antico per dar forma ad un materiale, nascendo nel momento in cui l’uomo primitivo capì di poter affilare i suoi utensili sfregandoli su rocce granulose. Al giorno d’oggi la rettifica fa parte dei maggiori processi di lavorazione rappresentando circa il 20-25% degli investimenti totali sui processi di produzione nei paesi industrializzati [19]. Il 20esimo secolo ha assistito al fiorire della rettifica come processo di lavorazione moderno con la pubblicazione dei primi lavori scientifici sul tema delle asportazioni per mezzo di utensili abrasivi da parte di Aldan e Guest [20,21]. La rettifica è definita, nel modo più generale, come quel processo di lavorazione che impiega una mola abrasiva che ruota ad elevate velocità per asportare materiale da un componente caratterizzato da minor durezza. Nell’industria moderna i processi di rettifica si sono altamente specializzati per far fronte a particolari esigenze di processo e particolari prodotti da lavorare. Al giorno d’oggi le tipologie di macchine utensili da rettifica variano dalle più semplici ed economiche rettificatrici a tavola alternativa fino a macchine molto complesse e costose con più di 5 assi controllati. Molte macchine da rettifica combinano l’utilizzo di mandrini e tavole lineari controllati dal computer che consentono la realizzazione di forme molto complesse in modo automatico senza l’intervento di un operatore manuale. I sistemi più moderni sono dotati di algoritmi per compensare i processi di usura della mola e dell’utensile di profilatura. I controlli programmabili di tali macchinari consentono di effettuare rapidamente i set-up tramite logiche “push-button”. In aggiunta a ciò la recente introduzione di sistemi di monitoraggio tramite sensori e controlli intelligenti offrono potenzialità per crescenti gradi di auto-ottimizzazione del processo in macchina [22,23]. Negli ultimi decenni gli sviluppi riguardanti le tecnologie impiegate per la progettazione e la costruzione delle mole e l’aumento delle velocità di rotazione delle stesse hanno consentito un rilevante aumento dei ratei di asportazione ottenibili. Ratei di asportazione di $30 \text{ mm}^3/\frac{\text{mm}}{\text{s}}$, ritenuti elevati 50 anni fa, sono adesso considerati obsoleti, potendo ottenere asportazioni specifiche pari a $300 \text{ mm}^3/\frac{\text{mm}}{\text{s}}$, con alcuni casi particolari di materiali considerati “facili da rettificare” in vengono raggiunti ratei di $1000 \text{ mm}^3/\frac{\text{mm}}{\text{s}}$. Per quanto riguarda le profondità di taglio esse sono aumentate grazie all’introduzione delle tecnologie di rettifica di potenza (creep-feed grinding) e di rettifica profonda (deep grinding), arrivando a valori mille volte superiori alle profondità utilizzate 50 anni fa.

I passi avanti nell’aumentare la produttività dei processi di rettifica sono stati possibili grazie alla ricerca svolta sui materiali abrasivi coinvolti nel processo. Il ventaglio di possibilità offerto dall’industria degli abrasivi si è ampliato con l’introduzione di nuovi abrasivi ceramici basati su tecnologie sol-gel, lo sviluppo di super abrasivi in nitruro di boro cubico (CBN) e abrasivi in diamante naturale e sintetico.

Altro ruolo fondamentale nei progressi tecnologici ottenuti è rappresentato dall’utilizzo di nuovi lubrificanti e nuovi metodi per portare il lubrificante più efficacemente nella zona di taglio. Tra le innovazioni più significative si possono citare getti ad alta velocità, ugelli a pattino, sistemi di distribuzione centralizzati, olii minerali puri, olii sintetici, olii a base di estere vegetale e nuovi additivi. Tecniche di lubrificazione minimale, utilizzate in

alternativa alla tradizionale lubrificazione “a fiume” o “a getto”, puntano verso una maggiore eco-sostenibilità delle lavorazioni.

Nonostante le molteplici innovazioni la rettifica rimane un processo complesso che può danneggiare termicamente il materiale lavorato, produrre rugosità superficiali non accettabili, innescare vibrazioni durante il taglio, causare vetrificazione della mola e incappare in usura molto rapida dell’utensile. Il superamento di queste problematiche può essere ottenuto, velocemente ed in modo efficiente, soltanto conoscendo approfonditamente l’interazione tra i differenti fattori caratteristici della rettifica [24].

1.1 I principi base dei processi di rettifica

I processi di rettifica sono utilizzati principalmente per produrre componenti di alta qualità con elevata accuratezza dimensionale e tolleranze geometriche stringenti. Le dimensioni dei componenti lavorati variano da molto grandi, come nel caso delle guide lineari per macchine utensili, a molto piccole come per lenti a contatto, aghi, componenti elettronici, wafer di silicio e cuscinetti a rotolamento.

La rettifica non viene unicamente impiegata come processo di finitura ma anche nel caso di lavorazioni che richiedono ratei di asportazione molto elevati. Un tipico esempio di questa applicazione è la rettifica delle scanalature delle frese a candela realizzate in materiale caratterizzato da elevata durezza. Le scanalature vengono realizzate dal pieno sulle barre di materiale trattato termicamente attraverso un’unica veloce rettifica. Questi componenti vengono prodotti in lotti ad elevata numerosità con velocità di processo molto elevate, per questo la rettifica risulta essere un processo chiave per ridurre i costi, garantendo alta produttività e eccellente qualità.

L’ottenimento di particolari tessiture superficiali o l’elevata accuratezza dei componenti non sono le uniche motivazioni che portano alla scelta dei processi di asportazione con abrasivi. Essi infatti sono la scelta più naturale per lavorare e finire materiali molto duri o superfici che siano state indurite. In alcuni casi la rettifica è l’unico processo utilizzabile. Il crescente utilizzo di materiali ceramici molto duri e fragili e di altri materiali ad elevata durezza, soprattutto per applicazioni in ambito aerospaziale, ha richiesto sempre di più lo sfruttamento delle capacità della rettifica di lavorare materiali molto duri.

In Figura 1 è riportato uno schema del processo di rettifica tangenziale in cui sono evidenziati i sei elementi principali che caratterizzano tutti i processi di rettifica: la macchina rettificatrice, l’utensile mola, il componente in lavorazione, il fluido da taglio, l’ambiente esterno e i trucioli prodotti.

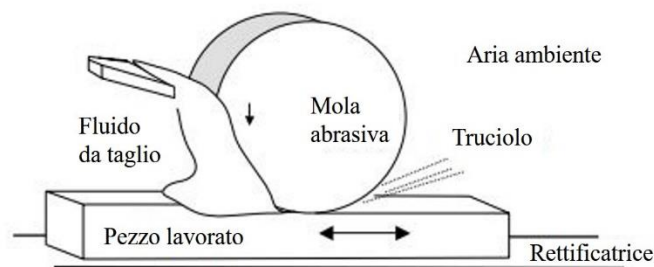


Figura 1: Rappresentazione schematica degli elementi coinvolti nella rettifica [24].

In aggiunta ai sei elementi rappresentati nella rettifica è sempre richiesto un dispositivo per la profilatura e ravnatura della mola. Tali operazioni, che saranno descritte nei paragrafi successivi, si rendono indispensabili poiché durante la lavorazione del componente la mola subisce un'usura rilevante e la sua geometria e i suoi taglienti abrasivi devono essere ciclicamente ripristinati.

I trucioli che vengono prodotti durante il taglio hanno dimensioni molto piccole e costituiscono, assieme ai residui di fluido e alle particelle di abrasivo e legante usurati, uno scarto che deve essere correttamente smaltito o riciclato.

I processi di rettifica impiegano comunemente oli lubrificanti che svolgono la funzione di ridurre l'attrito tra utensile e componente in lavorazione facilitando il processo di asportazione e riducendo l'usura della mola. Il fluido compie anche un'azione refrigerante smaltendo la maggior parte del calore generato durante il taglio raffreddando così la mola, il componente e la macchina; questo consente di evitare danneggiamenti termici del materiale in lavorazione e contenere l'espansione termica di mola, componente e macchina migliorando l'accuratezza della lavorazione. Al fluido è affidata anche la rimozione dei trucioli dalla zona di taglio.

L'atmosfera in cui si svolge il processo riveste un ruolo molto importante riducendo l'attrito nella zona di taglio. Questo effetto è ottenuto tramite l'ossidazione delle superfici appena formate sul metallo molto reattivo del componente lavorato. Erroneamente, nell'ambito dei processi di rettifica, si pone molta attenzione sugli aspetti fisici e cinematici del processo dimenticando la fondamentale importanza degli aspetti chimici e termici.

Le macchine da rettifica sono progettate e realizzate per vincolare staticamente e dinamicamente gli spostamenti relativi di mola e componente in lavorazione, per questo la rigidità della macchina è di vitale importanza per l'ottenimento delle tolleranze geometriche, dimensionali e della rugosità superficiale richieste. Oltre a ciò, le vibrazioni della macchina possono influenzare negativamente il comportamento a frattura e l'usura dei grani abrasivi della mola.

Riassumendo quanto detto, gli elementi principali dei processi di asportazione abrasivi sono [25]:

- Il componente in lavorazione: materiale, forma, durezza, velocità di avanzamento, rigidità, fragilità, proprietà termiche e chimiche;
- L'utensile abrasivo: struttura, durezza, velocità di rotazione, proprietà termiche e chimiche, granulometria e legante;

- La geometria e i moti che governano il contatto tra utensile abrasivo e componente (cinematica);
- Il fluido: portata, velocità, pressione, proprietà fisiche, termiche e chimiche;
- L'ambiente atmosferico;
- La macchina: accuratezza, rigidità, stabilità termica, vibrazioni.

1.2 I processi di rettifica tradizionali

I quattro più semplici processi di rettifica sono schematizzati in Figura 2 e possono essere considerati come processi tradizionali. Le lavorazioni di rettifica più complesse possono essere considerate come evoluzioni o combinazioni di questi, risulta pertanto fondamentale la loro conoscenza. La figura mostra esempi di rettifica periferica di superfici piane e cilindriche assieme a lavorazioni di rettifica frontale di superfici piane rotanti o non. Dato che la rettifica frontale di superfici piane rotanti può essere effettuata su macchine per rettifica cilindrica, ci si può riferire ad essa semplicemente come rettifica cilindrica frontale. L'utilizzo della mola determina la classificazione in *rettifica frontale*, effettuata con la faccia piatta della mola, e in *rettifica periferica* in cui si utilizza la superficie circolare periferica della mola. Con il termine *rettifica in piano* si intendono le lavorazioni su superfici piane o profilate in cui il movimento relativo tra mola e pezzo è lineare. Nel caso in cui si rettifichi un componente cilindrico dotato di moto rotatorio si parla di *rettifica cilindrica*, la quale può essere compiuta sia su superfici interne che esterne.

In ambito industriale il ventaglio di processi di rettifica utilizzati è molto ampio ed articolato comprendendo differenti operazioni di generazione di profili, copiatura di profili, scanalatura e taglio. I processi detti di *profilatura* includono la rettifica di scanalature a spirale, filettature per viti, ingranaggi a denti dritti e ingranaggi elicoidali utilizzando cinematica e macchine utensili simili a quelle utilizzate per il taglio delle ruote dentate. Altri processi sono stati sviluppati in maniera dedicata per la rettifica di alberi a gomito, camme, e giunti sferici [26].

Visto l'argomento specifico di questa tesi di dottorato non ci si soffermerà sull'analisi dei vari processi di rettifica, limitandoci a descrivere i più semplici le cui caratteristiche consentono una più efficace semplificazione del processo di rettifica degli ingranaggi e la cui cinematica è stata utilizzata per la definizione del modello di taglio e per i test di validazione sperimentale presentati nei capitoli successivi. Al processo di rettifica di ingranaggi sarà dedicato un capitolo specifico.

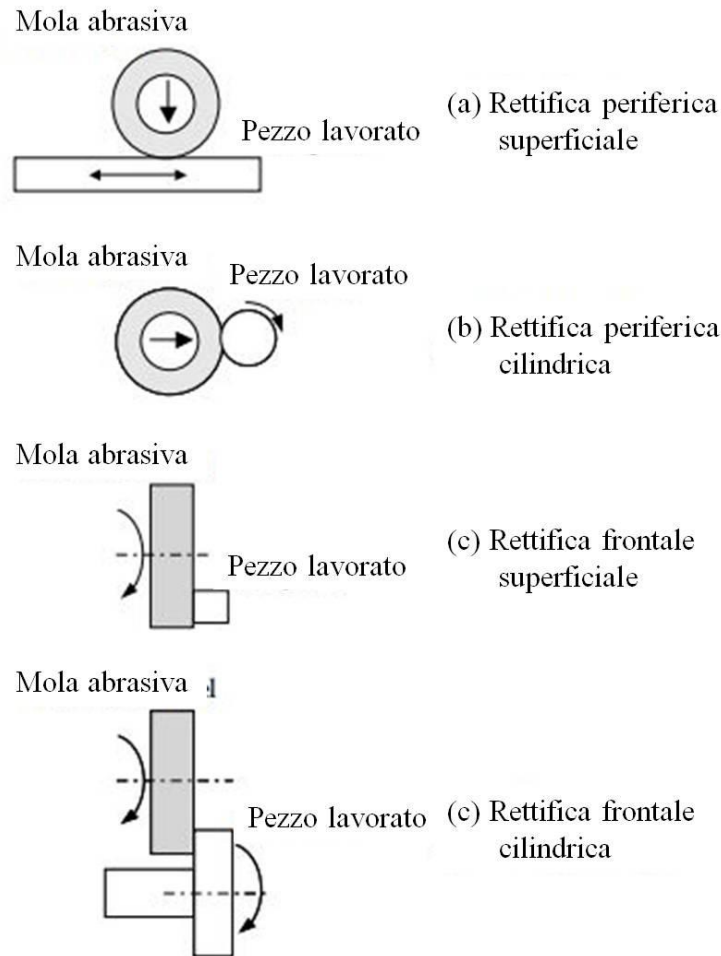


Figura 2: Schematizzazione dei processi di rettifica tradizionali con mola cilindrica [24].

1.3 I parametri di processo

I parametri che caratterizzano i processi di rettifica e che risultano fondamentali per il loro studio possono essere suddivisi in parametri generici comuni a tutti i processi di asportazione e parametri specifici caratteristici del singolo particolare processo. Nei sottoparagrafi seguenti si descrivono i parametri utilizzati per sviluppare il lavoro compiuto durante il dottorato e che sono richiamati nel testo per la definizione e la descrizione dei modelli e delle prove sperimentali effettuate.

1.3.1 Vita utile della mola

Per vita utile della mola si intende il numero totale di componenti o di passate di rettifica che possono essere effettuate con una determinata mola ottenendo risultati ripetibili ed un processo controllato senza variare alcun parametro [27].

1.3.2 Intervallo di profilatura/ravvivatura

Numero di componenti o di passate di rettifica che possono essere effettuate tra un ciclo di profilatura/ravvivatura ed il successivo [28].

1.3.3 Tempo ciclo

Il tempo ciclo è definito come il tempo medio totale necessario per rettificare un componente. Per un lotto di n_b componenti prodotto in un tempo totale t_b il tempo ciclo è:

$$t_c = \frac{t_b}{n_b}$$

1.3.4 Spessore truciolo indeformato

Lo spessore di truciolo indeformato è il parametro più importante poiché rappresenta la base di partenza per predire rugosità superficiali, potenza di taglio e usura [29]. Il calcolo di questo parametro si basa tipicamente sulla rappresentazione del materiale rimosso durante la rettifica come una forma triangolare lunga e snella con altezza media h_{cu} (Figura 3). Un modo più pratico per definire questo parametro è quello di considerarlo pari alla profondità di penetrazione del grano abrasivo. L'ordine di grandezza di h_{cu} può essere calcolato a partire dai parametri standard di processo e dalla morfologia della superficie della mola:

$$h_{cu} = \sqrt{\frac{v_w}{v_s} \cdot \frac{1}{C \cdot r} \cdot \left(\frac{a_e}{d_e}\right)^2} \quad h_{cu} \ll a_e$$

in cui v_s = velocità mola, v_w = velocità avanzamento, a_e = profondità di taglio, d_e = diametro mola equivalente, C = densità dei grani attivi, r = fattore di forma del tagliente del grano.

Un'ulteriore semplificazione per la misura della penetrazione del grano è rappresentata dallo spessore di truciolo equivalente $h_{eq} = a_e \cdot v_w / v_s$. Questa formulazione non tiene però conto della spaziatura tra i grani presenti sulla mola.

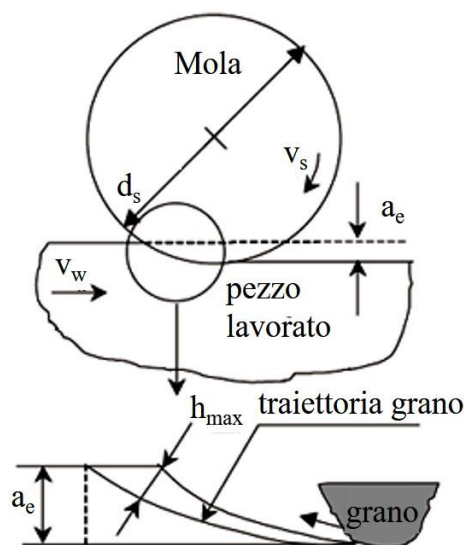


Figura 3: Spessore del truciolo indeformato [29].

1.3.5 Velocità della mola

La velocità della mola v_s espressa in metri/secondo (m/s) si riferisce alla velocità periferica. Nelle rettificatrici la rotazione è data da un mandrino che setta la velocità in rotazioni per minuto (rpm), conoscere il diametro esatto della mola risulta quindi fondamentale per ottenere la velocità periferica voluta. Nelle moderne rettificatrici CNC il controllo richiede di inserire il diametro iniziale della mola e tiene poi conto di diminuzioni dello stesso a causa di usura o profilatura, aggiornando la velocità di rotazione del mandrino per mantenere la velocità periferica richiesta.

1.3.6 Velocità di avanzamento

Con il termine velocità di avanzamento v_w si intende la velocità relativa con cui il componente si muove rispetto alla mola o vice versa, per portare l'utensile a lavorare nuovo materiale compiendo l'intera corsa di lavoro. La cinematica del processo e della particolare macchina di rettifica determinano la tipologia del moto di avanzamento che può essere rotatorio, lineare o una combinazione dei due. In alcune lavorazioni entrambi gli elementi, mola e pezzo lavorato, si muovono per realizzare la corsa di lavoro.

1.3.7 Profondità di taglio

La profondità di taglio a_e indica la profondità di penetrazione della mola all'interno del componente in lavorazione per ogni singola passata di rettifica.

1.3.8 Densità di grani attivi

La densità di grani attivi, C , è il numero di grani abrasivi attivamente coinvolti nel taglio in un istante di tempo determinato presenti per unità di area sulla superficie della mola.

1.3.9 Fattore di forma del grano

Il fattore di forma del grano, r , è il rapporto tra la larghezza e la profondità del solco prodotto da un singolo grano.

1.3.10 Forza specifica per grano

La capacità del legante di trattenere il grano sulla superficie della mola è direttamente legata alla forza cui è sottoposto il grano abrasivo durante il taglio, tale forza aumenta all'aumentare dello spessore del truciolo indeformato. Per valori costanti del rateo di asportazione ($a_e \cdot v_w$) le forze diminuiscono per elevate profondità di taglio e bassi valori di avanzamento. Un legante morbido garantisce una minor tenuta dei grani, quindi un miglior effetto di auto-riaffilatura (grani nuovi esposti sulla superficie al distaccarsi del grano usurato), riducendo le forze di taglio. L'usura della mola accelera al diminuire del suo diametro provocando un aumento della forza per grano.

1.3.11 Energia specifica

Nella rettifica l'energia specifica e_c , è l'energia che deve essere spesa per rimuovere una unità di volume di materiale ed è espressa in J/mm^3 . Nel caso in cui il fenomeno dominante nel taglio sia la formazione del truciolo, e_c può essere calcolata analiticamente:

$$e_c \propto \frac{1}{h_{cu}^n} \propto \sqrt{\frac{v_s}{v_w} \cdot C \cdot r} \cdot \sqrt{\frac{d_e}{a_e}}$$

In cui $n = 1$ per rettifica di precisione.

Come sarà spiegato nel capitolo riguardante il modello di penetrazione, durante il processo di taglio la formazione di truciolo è solo uno dei fenomeni che hanno luogo nel contatto grano-materiale, con buona parte dell'energia sviluppata spesa in fenomeni di attrito e deformazioni elastiche, per questo la formulazione analitica di e_c risulta non corretta [30].

1.3.12 Rateo di asportazione specifico

Il rateo di asportazione specifico, Q' , è definito come il rateo di asportazione di materiale dalla superficie del componente per unità di spessore dell'area di contatto mola-pezzo, $Q' = a_e \cdot v_w$, espresso in $\text{mm}^3/\text{mm}/\text{s}$.

Per valori molto bassi di Q' i fenomeni detti di *aratura* e *sfregamento* predominano rispetto alla formazione di truciolo, mentre diminuiscono all'aumentare di Q' fino ad avere formazione di truciolo predominante in corrispondenza di alti valori di Q' .

1.3.13 Potenza

La potenza P necessaria per rettificare un componente può essere stimata analiticamente dall'energia specifica, e_c , utilizzando l'equazione:

$$P = e_c \cdot Q' \cdot b_w$$

In cui b_w è lo spessore della zona rettificata.

Questo valore è affetto dalle approssimazioni relative al calcolo dell'energia specifica.

1.3.14 Forze di rettifica

Nel processo di rettifica le forze principali agenti nel punto di contatto grano-materiale in lavorazione sono la forza tangenziale F_t , avente direzione tangenziale rispetto alla circonferenza della mola e verso concorde con il verso di rotazione dell'utensile, e la forza normale F_n , con direzione perpendicolare a F_t , e verso positiva dalla mola verso l'interno del componente. I moduli delle forze dipendono dai parametri di processo, dalla cinematica e dalla natura dei materiali di mola e componente.

1.3.15 Coefficiente di rettifica

Il coefficiente di rettifica μ è dato dal rapporto tra le forze:

$$\mu = \frac{F_t}{F_n}$$

I valori di μ variano da un minimo di 0,2 per applicazioni con bassi volumi asportati su materiali ceramici ed acciai molto duri ad un massimo di 0,8 per asportazioni di volumi elevati su ghise o acciai teneri. L'utilizzo del lubrificante ha un effetto rilevante sul coefficiente di rettifica a causa della pressione idrodinamica creata dalle elevate velocità della mola. Nel caso di rettifica tangenziale il grafico in Figura 4 riporta valori di μ in funzione della durezza per differenti tipologie di materiale. Nel caso di processi più complessi in cui il profilo del componente da rettificare non è rettilineo, come nel caso della rettifica di ingranaggi, ed in cui la mola stessa è profilata, le forze di rettifica non possono essere scomposte nelle due uniche componenti F_t e F_n , facendo perdere di significato il calcolo di μ .

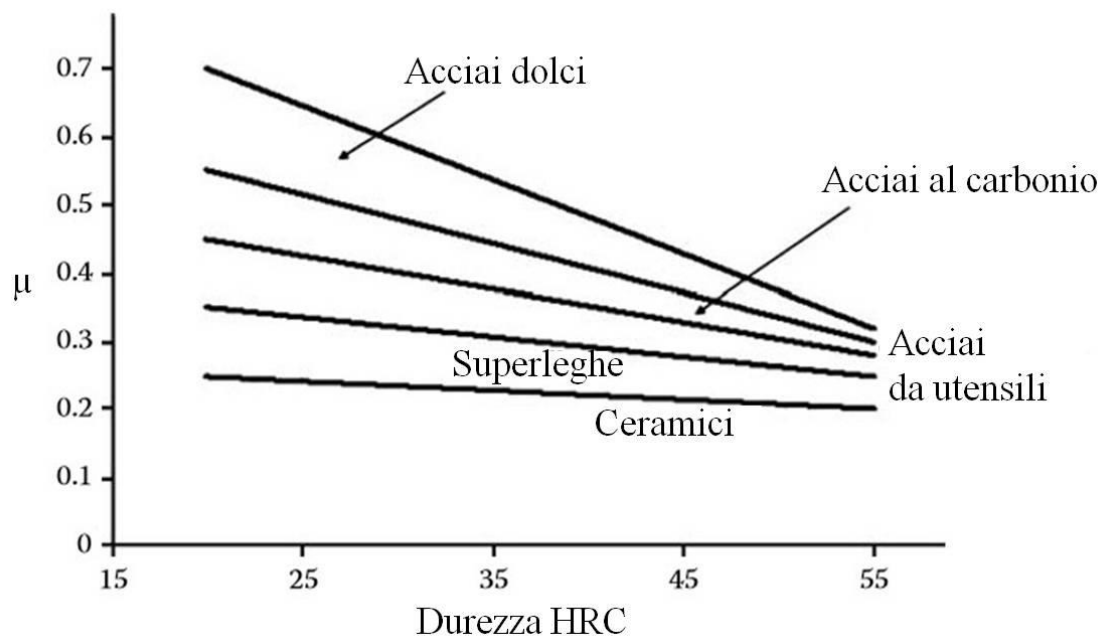


Figura 4: Coefficiente di rettifica per i materiali di maggior interesse nella rettifica tangenziale di precisione [24].

1.3.16 Parametro di asportazione

Il parametro di asportazione Λ è definito come rapporto tra il rateo di asportazione e la forza normale:

$$\Lambda = \frac{Q'}{F_n}$$

Il parametro Λ è un indice di affilatezza della mola e la sua praticità è limitata dalla necessità di definirlo per ciascuna velocità della mola e ciascun rateo di asportazione.

1.3.17 Rapporto di usura

L'usura delle mole è misurata utilizzando due indici G o P a seconda delle tipologie di mola utilizzate:

$$G = \frac{\text{Volume di materiale rettificato per unità di larghezza mola}}{\text{Volume di mola usurato per unità di larghezza mola}}$$

1.3.18 Lunghezza di contatto

La lunghezza di contatto l_c è la lunghezza dell'arco lungo il quale avviene il contatto durante il taglio e su cui è distribuito il calore generato.

1.3.19 Temperatura superficiale

Predire le temperature di rettifica è un aspetto critico per evitare bruciature ed assicurare la qualità del componente rettificato. Con T_{max} , si intende la massima temperatura raggiunta sulla superficie del componente durante la rettifica; essa si genera all'interfaccia grano-materiale per effetto degli sforzi di taglio, dipende dai parametri di processo, dalla natura degli elementi coinvolti nel taglio e dalla presenza o meno del lubrificante.

1.4 Le caratteristiche degli utensili da rettifica

Gli enormi passi avanti fatti in termini di produttività negli ultimi decenni sono stati possibili grazie agli sviluppi sulle tecnologie relative alle mole, seguiti parallelamente dall'innovazione di macchine utensili e sistemi ausiliari. Mole che all'inizio del ventesimo secolo venivano impiegate a basse velocità di rotazione si sono evolute al giorno d'oggi in mole con abrasivi convenzionali e super-abrasivi che operano a velocità molto elevata. In questo arco di tempo i ratei di asportazione sono aumentati, a seconda dei processi, di 10-100 volte. L'evoluzione tecnica che, a livello di mola, ha consentito di ottenere questi risultati riguarda principalmente lo sviluppo di nuovi materiali abrasivi. L'offerta del mercato di utensili abrasivi si è allargata sviluppando mole sempre più performanti e specificatamente progettate per particolari processi ed applicazioni, evoluzioni nelle forme hanno seguito le innovazioni riguardanti materiali e strutture estremamente diversificate; si va da mole dette tradizionali costituite interamente da abrasivo e legante e profilate nella forma voluta dopo essere state realizzate in grezzi cilindrici, a mole con corpo in metallo e abrasivi elettro depositi realizzate anche con segmenti intercambiabili che possono essere sostituiti sul corpo centrale, fino alle più moderne mole con corpo in fibra di carbonio che garantiscono leggerezza ed estrema rigidità e possono essere impiegate per applicazioni ad altissima velocità. In questa trattazione ci si limiterà a descrivere le tipologie di mole impiegate nella rettifica di ingranaggi e facenti parte del primo gruppo. In questo caso l'evoluzione tecnica ha riguardato principalmente la tipologia di abrasivi utilizzati, i vari tipi di legante e la struttura costituente la mola. Questi aspetti saranno sviluppati nei sottoparagrafi seguenti [31].

Una mola può essere vista come un unico oggetto di natura composita in cui si evidenziano differenti gruppi di materiali: gli abrasivi, il legante ed il corpo della mola (a volte il legante costituisce anche il corpo della mola). In aggiunta ad essi si devono

considerare anche le porosità presenti nella struttura che hanno un considerevole effetto sulle prestazioni della mola e per questo vengono considerate come un ulteriore componente dell'utensile.

1.5 I materiali abrasivi

Gli abrasivi svolgono l'azione di taglio e rappresentano il primo elemento di scelta nella realizzazione di una mola e nella sua adozione per una particolare applicazione.

I moderni abrasivi per rettifica appartengono a due gruppi:

- Abrasivi convenzionali basati su carburo di silicio (SiC) o ossido di alluminio (Al_2O_3);
- Super-abrasivi basati su diamante o nitruro di boro cubico (CBN).

Nello studio svolto si sono utilizzati abrasivi in ossido di alluminio elettro-fuso e sinterizzato essendo questi quelli di più largo impiego nel campo della rettifica di ingranaggi con processo di generazione.

1.5.1 Allumina fusa

La bauxite è la materia prima più comunemente utilizzata per la fabbricazione di grani abrasivi in allumina tramite elettrofusione. La bauxite, a seconda della sua origine, contiene 85-90% di allumina, 2-5% di TiO_2 e fino al 10% di ossido di ferro, silicio, e ossidi basici. La bauxite viene fusa in una fornace ad arco elettrico a temperature di 2600°C utilizzando un processo dimostrato da Charles Jacobs nel 1897 ma applicato industrialmente per la prima volta nel 1904 dalla Notron Company grazie all'adozione di una nuova fornace sviluppata da Aldus C. Higgins [32].

Le fornaci per la produzione di allumina sono costituite da un cuore interno in metallo pesante circondato da un guscio sottile in metallo. L'integrità del guscio è mantenuta da una cortina di acqua che fluisce costantemente sulle sue pareti esterne. Uno strato di bauxite triturrata e calcinata, mescolata a carbone e ferro per rimuovere le impurità, viene depositato sul fondo della fornace e un innesco, costituito da una barra di carbonio, vi viene adagiato sopra. Il processo di elettro-fusione inizia quando una corrente ad alta tensione viene applicata al bagno di bauxite tramite due o tre barre in carbonio che vengono inserite verticalmente nel crogiolo fino ad entrare in contatto con la materia prima. La barra di innesco si consuma rapidamente mentre il calore generato fonde la bauxite che diviene un elettrolito. Altra bauxite viene aggiunta regolarmente per raggiungere un volume fuso superiore alle 2° tonnellate. Il flusso di corrente viene controllato modificando l'altezza degli elettrodi che si possono consumare durante il processo che dura diverse ore.

Il fatto che un sottile strato di metallo raffrenato ad acqua sia sufficiente a contenere il processo non deve sorprendere, ciò evidenzia una delle proprietà che rendono l'allumina idonea ad essere utilizzata come abrasivo, la sua bassa conducibilità termica. L'allumina nelle fornaci tradizionali viene fatta raffreddare e forma una crosta isolante attorno al cuore

in acciaio, nelle più moderne viene invece colata, fusa, in un sistema di raffreddamento ad acqua che consente un controllo migliore della microstruttura prodotta.

Una volta raffreddata, l'allumina viene fatta passare attraverso una serie di martelli, battitori, rulli trituratori e/o macinatori a sfere per ridurla alla granulometria desiderata. Il tipo di macinazione utilizzata permette di ottenere differenti forme dei grani, fornendo grani a forma di schegge sottili o di blocchi. A valle del processo di frantumazione il prodotto viene setacciato attraverso setacci metallici progressivi al fine di formare gruppi a granulometria decrescente con una variabilità in dimensioni inferiore al 5% e fino a 40µm di dimensione minima.

La granulometria viene identificata secondo differenti scale che associano ad ogni dimensione un numero corrispondente. La più utilizzata è la scala FEPA (Federazione Europea dei Produttori di Abrasivi) che segue la normativa ISO 6106-1979. Altre scale possono essere utilizzate da paesi o produttori differenti, in Tabella 1 è riportato uno schema con le designazioni più comuni.

Tabella 1: *Tabella comparativa di misurazione delle granulometrie*

Micron	FEPA	Dimensione
1250-530	14-36	Grossolana
350-260	46-60	Media
200-150	70-100	Fine
125-75	120-180	Molto fine
65-25	220-600	Estremamente fine

A seconda degli additivi aggiunti in fase di produzione si ottengono differenti tipi di allumina con caratteristiche differenti:

- Allumina bruna- contiene il 3% di TiO₂. Ha una durezza Knoop di 2090 e friabilità intermedia. Aumentando il contenuto di TiO₂ si aumenta la tenacità a scapito della durezza. Questo tipo di allumina subisce una successiva ossidazione del TiO₂ durante il processo di vetrificazione delle mole in cui è impiegata, assumendo un colore grigio-blu;
- Allumina bianca- pura al 99% è prodotta tramite Processo Bayer. I grani risultanti sono tra i più duri e friabili della famiglia degli abrasivi in allumina. Impiegati principalmente in mole vetrificate per applicazione di precisione forniscono un'ottima azione di taglio freddo;
- Allumina rosa- prodotta aggiungendo ossido di cromo in quantità minore del 5% ad allumina bianca. I grani risultanti sono leggermente più duri rispetto all'allumina bianca e sono disponibili in forma allungata o di blocchi affilati di grandezza media;
- Allumina rossa- prodotta con una percentuale di ossido di cromo pari al 3% è più friabile rispetto all'allumina rosa. I grani hanno forma a blocco con spigoli affilati e garantiscono un ottimo effetto di taglio freddo;
- Allumina verde- variante dell'allumina rossa che presenta ossido di vanadio, proprietà e applicazioni sono simili a quelle dell'allumina rossa da cui deriva;

- Allumina-Zirconia- biossido di zirconio viene aggiunto all'allumina per raffinare la struttura dei grani e aumentarne la tenacità. Questi abrasivi estremamente tenaci e dalla grana fine assicurano durata eccellente nelle applicazioni con elevate asportazioni di sovrametallo.

Il processo di elettrofusione produce abrasivi con strutture cristalline molto ampie risultando in grani costituiti da un massimo di tre cristalli. Come conseguenza di ciò, quando un grano si frattura durante il taglio, la parte che si perde può essere una porzione rilevante del grano intero; questo processo di rottura macroscopica porta ad avere nuove superfici taglienti a fronte di un'usura molto accentuata. Per migliorare l'efficienza di utilizzo dei grani in allumina è sviluppato il processo di sinterizzazione che consente di ridurre drasticamente la dimensione dei cristalli. Un esempio delle differenti strutture dei grani è riportato in Figura 5.

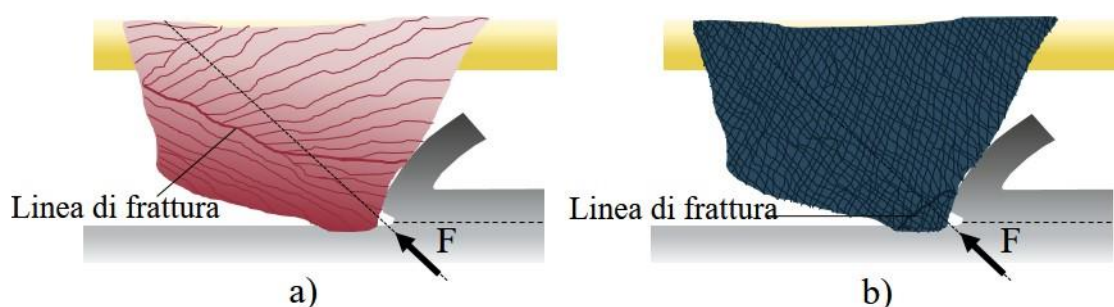


Figura 5: *Struttura cristallina dei grani in allumina a) allumina fusa, b) allumina sinterizzata.*

1.5.2 Allumina sinterizzata

I primi grani microcristallini sono stati prodotti nel 1963 (Brevetto U.S. 3 079 243) compattando un impasto di bauxite precedentemente ridotta in grana molto fine, poi sinterizzato alla temperatura di 1500°C. Da allora si è affinata molto la capacità di controllare la forma e le proporzioni dei grani così prodotti arrivando a estrarre l'impasto prima della sinterizzazione per ottenere le forme desiderate.

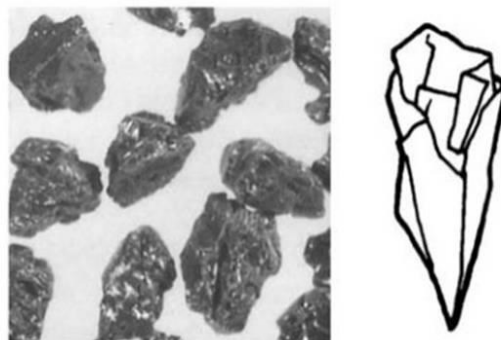
I più comuni grani abrasivi di questo tipo sono quelli in allumina blu, anche detti *blu corundum* che, pur mantenendo una forma prevalentemente prismatica simile a quella dei grani in allumina fusa, presentano una durata migliore grazie alla micro-fratturazione garantita dalla struttura molto fine.

1.5.3 Carburo di silicio

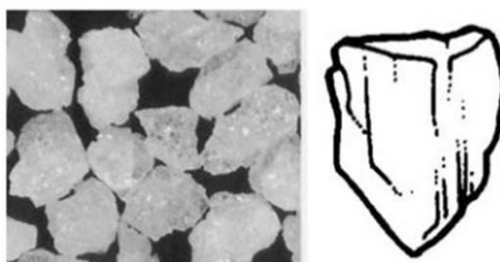
Della famiglia degli abrasivi tradizionali fanno parte anche gli abrasivi ceramici in carburo di silicio (SiC). Questo primo abrasivo sintetico fu sintetizzato per la prima volta nel 1891 dal Dr. E. G. Acheson che gli impose il nome commerciale di "Carborundum". Inizialmente abrasivo molto costoso il suo prezzo è calato sensibilmente una volta industrializzato il processo di produzione e si è rapidamente affermato nei processi di rettifica [33].

Il carburo di silicio viene prodotto in fornaci a resistenza di tipo Acheson tramite la reazione chimica tra silicio e carbone che avviene alla temperatura di 2400°C. Un resistore in carbonio viene posizionato sullo strato di materia prima a cui è applicato un flusso intenso di corrente elettrica. Sali vengono aggiunti per rimuovere le impurità ferrose, mentre della segatura di legno, bruciando, lascia porosità che consentono il rilascio del CO prodotto. L'intero processo avviene nell'arco di 36 ore in cui si producono dalle 10 alle 50 tonnellate di SiC. Da momento in cui si forma il carburo di silicio rimane solido poiché non si ha mai fusione. In seguito al raffreddamento il SiC viene smistato in base al colore: SiC verde puro al 99% e SiC nero puro al 97%. In fine i grani vengono prodotti e dimensionati con la stessa procedura descritta per l'allumina.

Il carburo di silicio ha valori di durezza Knoop che variano tra 2500 e 2800 ed è molto friabile, rispetto all'allumina presenta una forma molto più acuminata (Figura 6). Le impurità presenti nella qualità "nera" ne aumentano la tenacità che rimane comunque significativamente minore rispetto a quella dell'allumina. Sopra i 750°C, temperature raggiunte all'interfaccia grano-materiale in molti processi di rettifica, SiC mostra reattività chimica nei confronti di metalli con affinità al carbonio come ferro e nichel. Questo limita il suo utilizzo alle lavorazioni su materiali duri non ferrosi. SiC reagisce anche con l'ossido di boro e il silicato di sodio, entrambi comuni costituenti delle mole a legante vetrificato [34].



Carburo di silicio



Allumina bianca



Allumina - Zirconia

Figura 6: Esempi di differenti tipologie di grani abrasivi [24]

Le applicazioni più innovative al giorno d'oggi riguardano la forma dei grani abrasivi, sono allo studio tecnologie che impiegano grani detti “vermicolari” dalla forma allungata mentre si cerca sempre più di dare ai grani, fino ad oggi di forma irregolare, una forma prismatica definita e ripetibile. Un altro sviluppo riguarda le mole costituite con abrasivi misti in cui differenti tipologie di abrasivo, con la stessa granulometria, vengono impiegati in percentuali volumetriche differenti nella stessa mola. Questa tecnologia ad abrasivi ibridi sta prendendo campo anche nella rettifica di ingranaggi.

1.6 I sistemi leganti

Il legante deve svolgere differenti compiti, a volte persino in contrasto tra loro. Il compito primario è quello di mantenere assieme i grani abrasivi e portarli in contatto con la superficie del componente da lavorare, in opposizione a questo ruolo il legante deve

anche provvedere a rilasciare i grani abrasivi quando questi siano usurati eccessivamente consentendo così di esporre sulla superficie della mola nuovi grani affilati ripristinando l'azione tagliente ottimale; per fare ciò il legante deve potersi consumare in modo controllato durante il taglio. Il legante partecipa attivamente alla dissipazione del calore generato durante il taglio e deve poter smaltire rapidamente tale calore per non surriscaldare la mola.

I sistemi leganti delle mole possono essere suddivisi in due tipologie: i leganti utilizzati per collegare un unico strato di abrasivo al corpo solido della mola (metallico o in composito), e quelli che costituiscono uno spessore che contiene al suo interno molti strati di grani abrasivi e che viene consumato durante la lavorazione. La seconda tipologia può essere assemblata ad un corpo in materiale molto resiliente (solitamente acciaio) o costituire interamente la struttura monolitica della mola dal foro centrale di montaggio al diametro esterno.

Nello studio condotto si sono utilizzate differenti tipologie di legante nella configurazione di mola monolitica, per questo si tralascia qui la descrizione delle altre tipologie.

1.6.1 Leganti vetrificati per mole convenzionali

Le mole con legante vetrificato e abrasivo in allumina rappresentano circa il 50% delle mole convenzionali impiegate per la stragrande maggioranza dei processi di precisione ad alta produttività in svariate applicazioni. Questi leganti vengono utilizzati anche con superabrasivi in CBN ma, pur essendo un settore in grande crescita, rappresenta attualmente solo il 20% del mercato totale.

I leganti vetrificati sono essenzialmente vetri formati da polvere di fritte di vetro, sinterizzata ad alta temperatura e additivata con argille, feldspati e borace. I principali vantaggi dei leganti vetrificati sono la loro stabilità alle elevate temperature, fragilità (indispensabile per il rilascio dei grani usurati), rigidità, e la possibilità di consentire un alto livello di porosità nella struttura della mola. La mistura di fritte vetrose, argilla, e composti chimici è mescolata con gli abrasivi e con un agglomerante che può essere destrina o acqua. Il composto viene poi pressato in uno stampo generalmente a temperatura ambiente. L'agglomerante fornisce sufficiente resistenza al verde per poter movimentare meccanicamente il semilavorato fino ad una fornace dove viene cotto seguendo un ciclo termico controllato la cui temperatura massima varia da 600 a 1300°C a seconda della formula abrasivo-vetro impiegata. Le fritte forniscono il vetro per la vetrificazione, le argille sono aggiunte per conferire la resistenza al verde fino alla temperatura di sinterizzazione mentre gli additivi chimici controllano e modificano la tensione superficiale all'interfaccia grano-legante. In aggiunta a questo le argille e gli additivi determinano l'entità del ritiro che, eccezion fatta per le mole con la gradazione più dura, è mantenuto al minimo.

Alcune delle tipologie convenzionali di mole vetrificate di comune utilizzo sono riportate in Figura 7 con la designazione standard.

TABLE 6.4
Commercial Examples of Wheel Designations

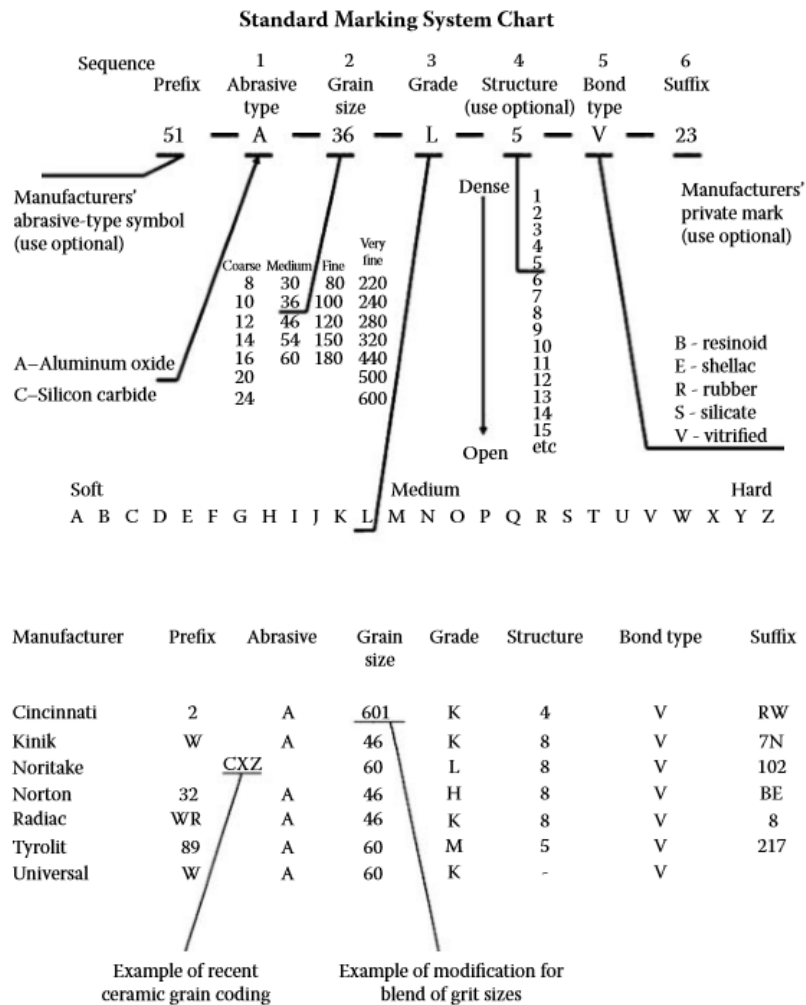


Figura 7: Tabella standard per la designazione delle mole vetrificate [24].

La durezza (grado), designata da una lettera, e la struttura, designata da un numero, sono altri due fattori chiave, oltre alla tipologia di abrasivo e alla dimensione del grano, per scegliere la mola più idonea per una particolare applicazione.

Per capire come questi fattori siano correlati con le proprietà fisiche della mola bisogna partire dal considerare la spaziatura dei grani abrasivi una volta compattati. Se grani con una distribuzione dimensionale standard fossero posti in un contenitore e pressati senza romperli arriverebbero ad occupare un volume finale paria al 50% di quello di partenza. In questo caso ogni grano sarà in contatto con i grani adiacenti risultando in una configurazione estremamente rigida e resistente. Adesso si consideri l'effetto ottenuto aggiungendo il legante vetrificato a questa configurazione: il legante, inizialmente, è una polvere fine che si insinua negli interstizi tra i grani; durante la sinterizzazione esso diventa un fluido viscoso che bagna e riveste i grani realizzando un legame fisico e chimico grazie anche alla diffusione di ossidi attraverso il contorno dei grani. Facendo un esempio, se si aggiunge il 10% in volume di legante risulterà una porosità finale del 40%. Se non sono

aggiunti additivi la dimensione e la forma delle porosità è determinata dalle dimensioni e dalla forma dei grani. La percentuale di abrasivo che può essere compattata in un dato volume può essere aumentata a più del 60% estendendo la distribuzione dimensionale dei grani. Il volume degli abrasivi può essere ridotto fino al 30% mantenendo mutuo contatto tra i grani semplicemente modificando la loro forma. Ad esempio grani lunghi vermicolari hanno una minore densità di compattazione rispetto ai grani tradizionali [35].

Nel caso in cui i grani abrasivi non siano tra loro in contatto è il legante a dover provvedere a supportare e dare resistenza all'insieme riempiendo gli spazi tra i grani. Questi punti detti "montanti" diventano critici per le prestazioni della mola, più i montanti sono lunghi minore è la resistenza della mola la cui struttura si indebolisce. Non deve sorprendere quindi che la percentuale in volume di abrasivo sia un fattore critico nella progettazione delle mole ed è identificato dal costruttore come *Structure Number*. La Tabella 2 riporta il numero di struttura associato dal costruttore Norton al volume percentuale di abrasivo presente nella mola [36].

Tabella 2: Designazione struttura Norton

<i>Structure Number</i>	0	1	2	3	4	5	6	7	8
Percentuale in volume di abrasivo	68	64	60	58	56	54	52	50	48

È necessario notare che ogni costruttore utilizza una notazione propria che può differire leggermente dagli altri, i più evitano di riportarla al fine di preservare il bagaglio tecnico acquisito.

Fissato il volume di abrasivo, il volume rimanente è suddiviso tra legante e porosità. I ponti di legante possono essere irrobustiti aumentando la quantità di legante in modo da inspessirli. Maggiore il volume di legante presente, minori le porosità e maggiore la durezza della mola. La definizione di *Grado* varia nuovamente tra costruttore e costruttore, per alcuni è semplicemente direttamente collegato alla porosità, per altri è una complessa combinazione tra porosità percentuale P e numero di struttura S [37]. In Figura 8 sono mostrate alcune combinazioni tra porosità e struttura per alcune comuni mole Norton.

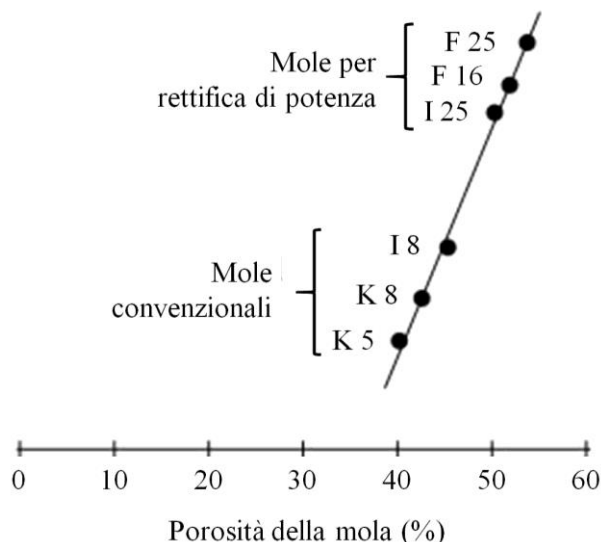


Figura 8: Combinazioni porosità/struttura per alcune mole Norton [24].

Un esempio di rappresentazione più formale è mostrata in Figura 9 in cui il sistema di legante vetrificato è descritto da un diagramma ternario che mappa la combinazione tra legante/grani/porosità.

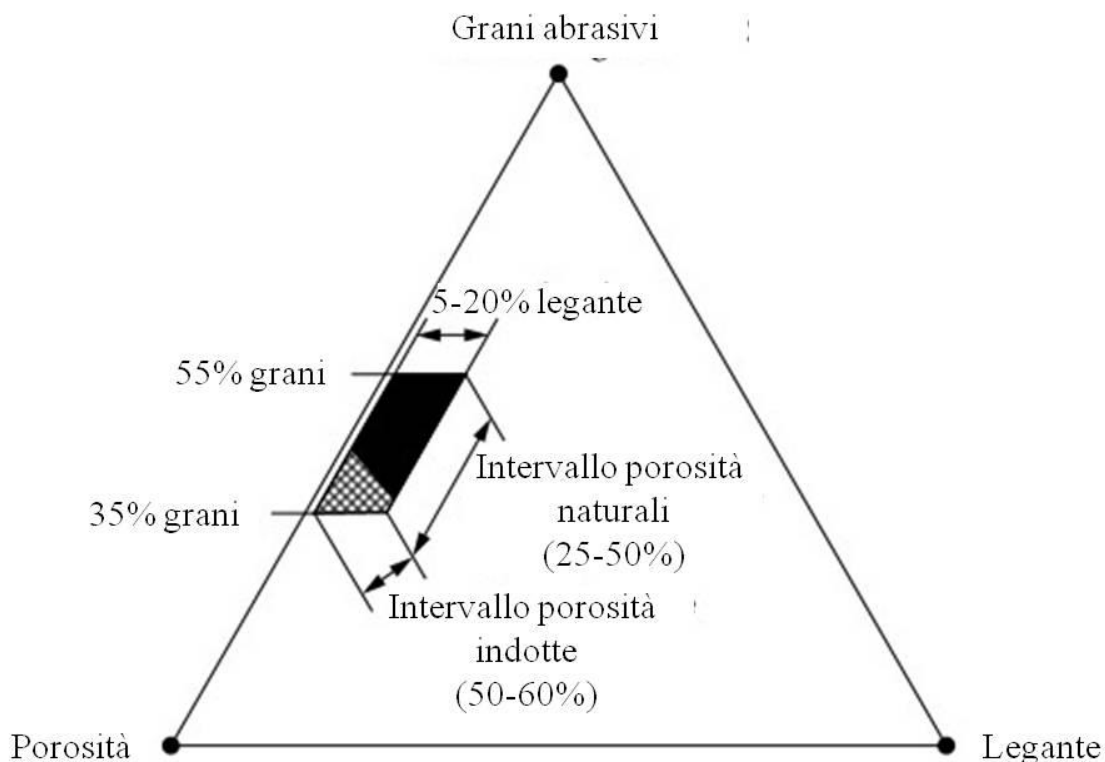


Figura 9: Intervallo operativo per mole vetrificate con allumina [24].

Sotto le normali condizioni di processo il legante deve essere forte abbastanza da trattenere i grani ma, all'aumentare delle forze di rettifica oltre la soglia massima consentita il legante deve consentire al grano di fratturarsi in modo controllato. Per questo il modello di fratturazione è critico. Il legante non dovrebbe avere, rispetto alla resistenza del grano, resistenza tale da subire un effetto di smaltatura e bruciare (Figura 10). Un metodo per

regolare questo è aggiungere al legante quarzo o altre particelle per controllare la propagazione delle crepe, oppure ricristallizzare il vetro creando centri di nucleazione che svolgano lo stesso compito.

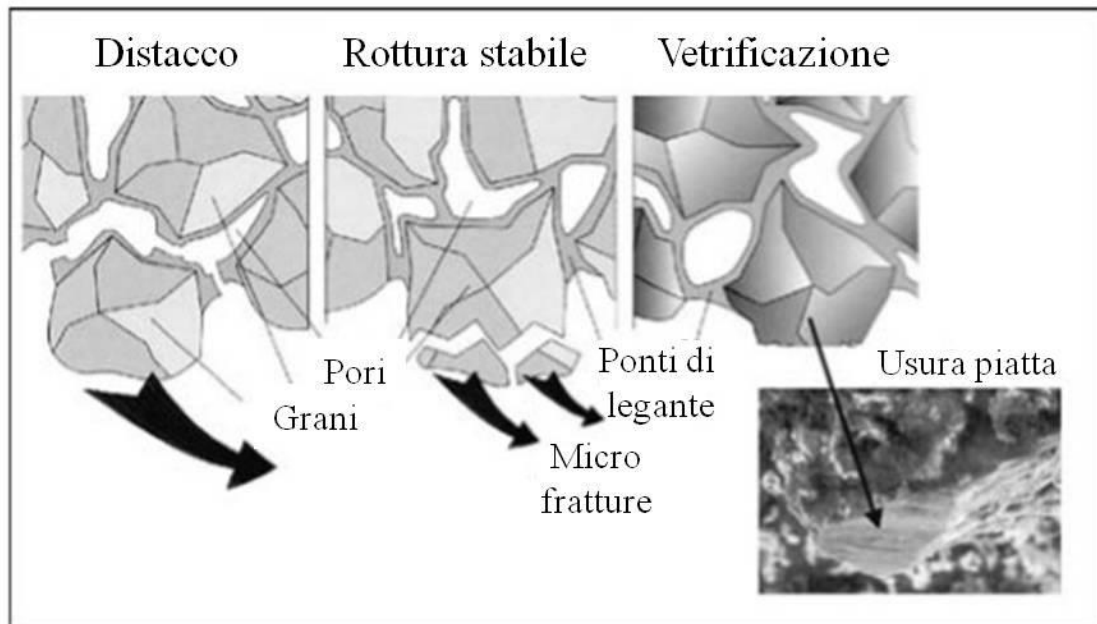


Figura 10: *Distacco completo, Rottura stabile e Smaltatura nei processi di rettifica [24].*

Produrre mole con un numero strutturale elevato significa ottenere il maggior livello possibile di porosità mantenendo l'integrità strutturale, consentendo così un miglior raffreddamento della mola, assorbimento di lubrificante da parte di essa (ove utilizzato) e lasciando spazio libero per il truciolo. Risulta però problematico mantenere resistenza al verde e integrità dei pori durante il processo di fabbricazione della mola senza prevedere la presenza di additivi che agiscano da supporti strutturali nella "formazione" dei pori. Tipicamente gli additivi utilizzati sono particelle come sferette cave di allumina, perline di vetro o mullite che rimangono parte integrante della struttura della mola ma che si rompono aprendosi una volta in contatto con la superficie rettificata. Un'altra possibilità è inserire materiali che volatilizzino alle temperature di sinterizzazione come naftalene, segatura o gusci di noce tritati, questi ultimi due hanno il vantaggio di non produrre fumi nocivi a differenza del naftalene. Le particelle cave mantengono una struttura della mola più resistente e coerente mentre i materiali volatilizzanti lasciano una struttura più permeabile, questi ultimi consentono anche una maggiore flessibilità nel definire forma e dimensione dei pori. In Figura 11 è visibile la superficie lucidata di una mola con struttura vetrificata e porosità indotte.

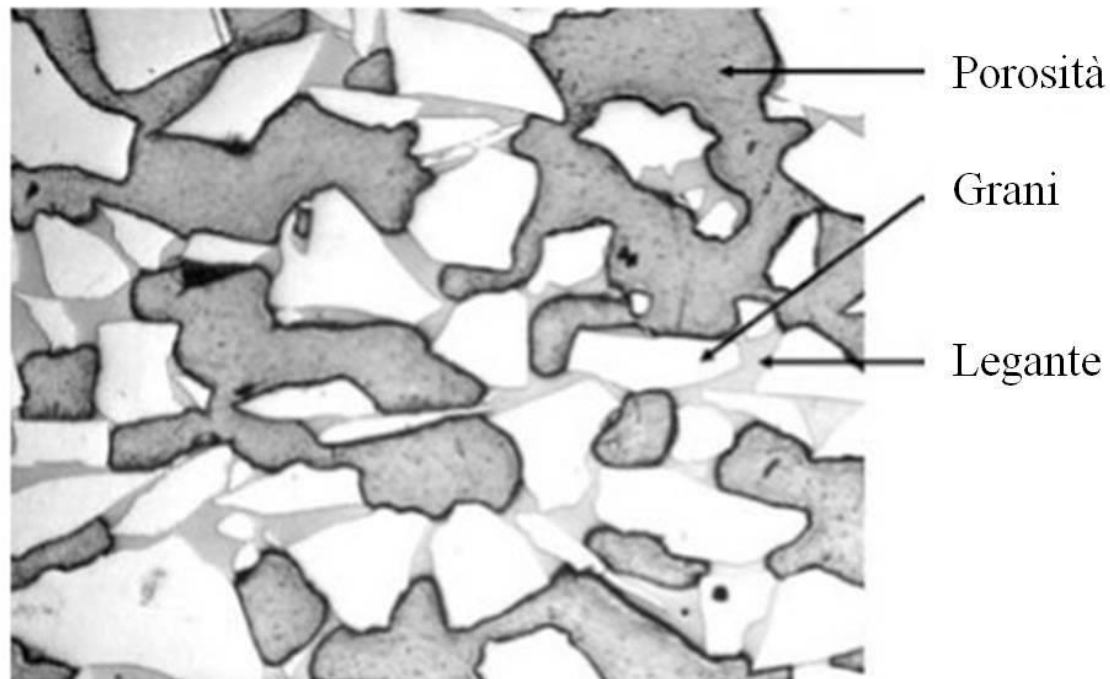


Figura 11: Superficie lucidata di una mola con struttura vetrificata e porosità indotte (resina è stata utilizzata per infiltrare le porosità durante la preparazione del campione) [24].

Un passo successivo nell'evoluzione della strutturazione delle porosità è stato compiuto da Universal Grinding Wheel (Saint-Gobain Abrasives), creando il marchio "Poros 2" che comprende mole con uno doppio livello di porosità, uno macroscopico per assicurare la permeabilità, l'altro microscopico per controllare la fratturazione del legante. Queste mole hanno trovato applicazione nelle operazioni di "creep-feed grinding" dove l'apporto di lubrificante direttamente nella zona di contatto è critico per evitare bruciature.

Generalizzando si può affermare che mole di grado E fino ad I sono considerate *morbide* ed utilizzate con numeri di struttura alti (11 – 20 con porosità indotte) per applicazioni sensibili alle bruciature da rettifica. I gradi da J a M sono considerati *medi* ed usualmente impiegati con numeri di struttura minori per rettificare acciai nelle regolari operazioni di rettifica cilindrica ed interna. Le mole più dure sono prodotte per essere impiegate in applicazioni molto specializzate, ad esempio, nella rettifica delle sfere per i cuscinetti a rotolamento. Queste mole di grado X o Z possono contenere un minimo di 2% di porosità ed i numeri di struttura in questo caso vanno da 8 a 24 e maggiori.

1.6.2 Legnate resinoidi

Le resine coprono un ampio ventaglio di leganti organici fabbricati tramite pressatura a caldo a temperature relativamente basse, e caratterizzati dalla natura soffice della loro azione di taglio, da bassa resistenza alle temperature e conformità strutturale. I leganti più teneri di questa tipologia non vengono nemmeno pressati ma mescolati in forma liquida con gli abrasivi e lasciati solidificare. I concetti di struttura e grado sono, in questo caso, estremamente differenti rispetto ai leganti vetrificati. Non esistono strutture interconnesse

tramite “ponti” di legante a causa della porosità minima, l’azione di tenuta dipende dalla rigidità locale e dalla resilienza del legante che circonda il grano ed è molto sensibile alle temperature localmente generate durante la rettifica ed agli agenti chimici presenti nella zona di taglio. Ad esempio il legante è suscettibile all’attacco da parte di agenti alcalini presenti nel lubrificante. Per questo motivo questo legante può essere utilizzato nelle applicazioni a secco che non sviluppino eccessive temperature. I leganti resinoidi si suddividono in tre classi differenti basate sul rapporto “resistenza meccanica/resistenza alla temperatura” (Figura 12). Queste classi sono: plastica, resine fenoliche e resine poliammidiche.

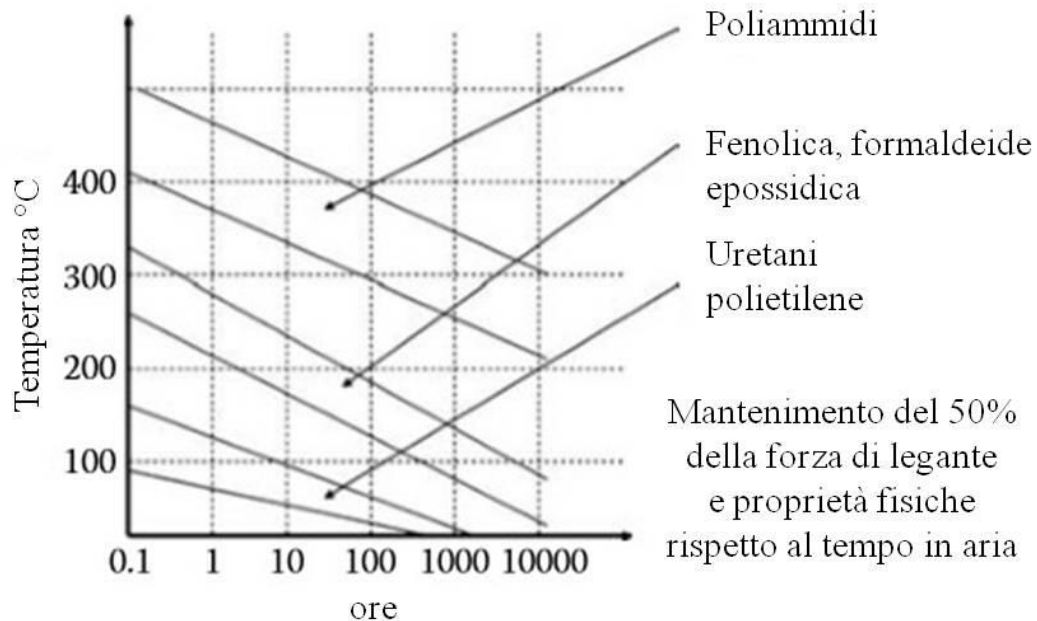


Figura 12: Proprietà e classificazione delle resine [24].

1.6.3 Legnate plastico

I leganti plastici forniscono le mole più morbide, realizzate utilizzando resine di tipo epossidico o uretanico. Mole di questo tipo, con abrasivi convenzionali, sono impiegate nella rettifica cilindrica. Prima dell’avvento delle mole vetrificate in CBN le mole a legnate in resine plastiche erano utilizzate per la rettifica di alberi a gomito in metallo indurito grazie alla loro azione di taglio molto morbida che evitava l’insorgere di vibrazioni e saltellamenti. Sono ancora utilizzate per produzioni non industriali ove sia alto il rischio di bruciature da rettifica.

1.6.4 Legnate in resina fenolica

Le mole con legante in resine fenoliche rappresentano il segmento di mercato più grande dopo le mole vetrificate dominando il settore della rettifica di sgrossatura. Il legante è costituito da resina termoindurente e agenti plasticizzanti che vengono solidificati attorno a 150 – 200°C. Questo tipo di legante era originariamente noto con il nome commerciale

di “Bakelite” e per questo rimane identificato con la lettera B nella designazione delle mole. Il grado e la durezza sono controllati dall’agente plasticizzante e dall’uso di riempitivi.

A differenza delle mole con leganti vetrificati, la maggior parte delle mole in resina è utilizzata lavorando in controllo di pressione (quindi di forze di taglio) piuttosto che fissando la profondità di taglio. Molto spesso queste mole sono utilizzate con velocità di rotazione molto elevate.

Le dimensioni dei grani abrasivi sono utilizzate per ottenere il grado desiderato, mole con granulometria più fine rimuovono il materiale più velocemente, a parità di pressione, ma si usurano più rapidamente. Granulometrie fini sono usate per evitare la porosità eccessiva che sarebbe richiesta per ottenere la stessa azione di taglio in una mola con granulometria più grossolana. La porosità causa un abbassamento della velocità di scoppio della mola, che quindi deve essere utilizzata a velocità più basse, ma facilita il ricambio dei grani usurati migliorando il taglio.

Il sistema di nomenclatura di questa tipologia di mole è regolato da normative come ANSI B74-13 per gli Stati Uniti o JIS B 4131 per il Giappone [38].

1.6.5 Legnate in resina poliammidica

La resina poliammidica fu sviluppata da DuPont nel 1960 inizialmente come una lacca da alte temperature per l’isolamento elettrico. A partire da metà anni 70 è stata introdotta nel mondo della rettifica come legante in grado di assicurare una resistenza meccanica, termica decisamente superiori ed una elongazione minore rispetto ai leganti fenolici convenzionali. Il prodotto fu patentato da Universal Diamond Products (Saint-Gobain Abrasives) sotto il nome commerciale “Univel”, che domina il campo della rettifica ad alta produttività di carburi, specialmente nella realizzazione di punte elicoidali. La resina poliammidica ha una tenacità dieci volte maggiore rispetto alla fenolica e può sopportare temperature fino a 300°C per tempi di lavoro 20 volte più lunghi.

In alcune applicazioni la resina poliammidica ha esibito una resistenza così elevata da consentire l’utilizzo di tecniche per l’induzione di porosità tipicamente utilizzate con i leganti vetrificati così da migliorare l’azione di taglio. Un confronto tra le prestazioni della resina poliammidica rispetto a quella fenolica è riportato in Figura 13.

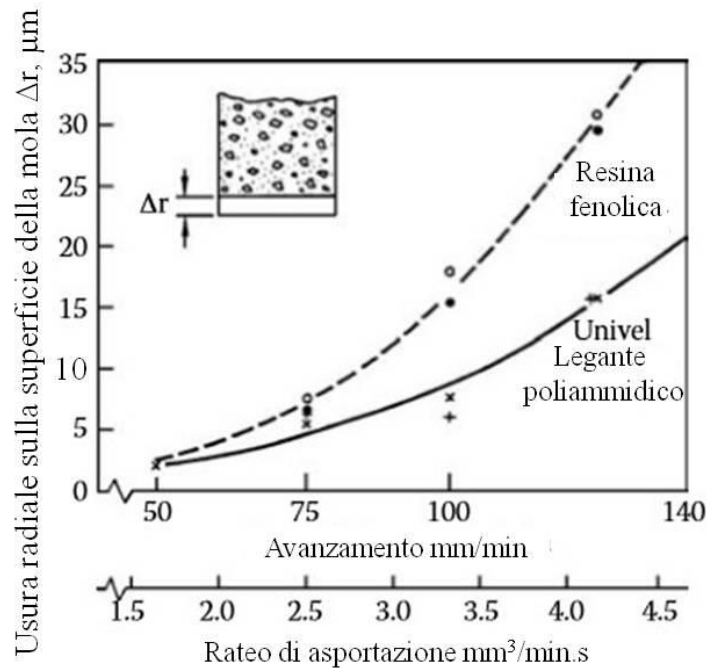


Figura 13: Confronto tra le prestazioni della resina poliammidica rispetto a quella fenolica [24].

1.7 Il processo di profilatura/ravvivatura

Capire le procedure ed i meccanismi di ravvivatura delle mole è fondamentale per ottenere le prestazioni ottimali nei processi di rettifica. I metodi disponibili per ravvivare una mola sono molteplici e possono creare confusione considerando che persino la terminologia di base varia fra un manuale e l'altro. In questa tesi ci si riferirà ai termini seguenti:

- Profilatura: creazione di una mola cilindrica concentrica all'asse di rotazione della stessa, generando, se necessario, un particolare profilo sulla faccia della mola o sulla superficie circolare esterna;
- Ravvivatura: asportazione preferenziale di legante attorno ai grani abrasivi al fine di rimuovere i grani usurati ed il truciolo ripristinando una superficie tagliente in grado di rettificare con il livello prestazionale richiesto.

Anche in ambito industriale il termine "profilatura" è utilizzato indipendentemente per intendere entrambe le procedure che differiscono sostanzialmente sia per gli utensili impiegati, i parametri di processo e la quantità di materiale asportato dalla mola. In alcuni casi di applicazione industriale i due processi avvengono simultaneamente ed è questo il motivo per cui il termine ravvivatura non viene più utilizzato [39]. Tutte le mole con leganti descritti nel paragrafo precedente richiedono di essere profilate, specialmente le mole vetrificate. Questi leganti porosi e friabili possono essere facilmente profilati in un'unica operazione automatizzata.

I processi di profilatura per mole convenzionali si dividono in due categorie distinte:

- Profilatura con utensile stazionario in diamante;
- Profilatura con utensile rotante in diamante.

Nei processi di rettifica di ingranaggi con mola a vite la forma finale del dente è ottenuta grazie alla combinazione della particolare cinematica di processo e della forma del profilo realizzato sulla mola. La mola viene lavorata creando sulla sua superficie esterna un'elica la cui sezione corrisponde esattamente alla forma del vano che dovrà essere ottenuta tra due denti consecutivi. Per ottenere la caratteristica forma a vite mole cilindriche vengono sgrossate con operazioni di tornitura che realizzano il filetto grezzo, in seguito la mola viene profilata per realizzare la forma corretta e preparare la mola alla lavorazione esponendo grani affilati sulle superfici coinvolte. Tale operazione sarà poi ripetuta con frequenza ben determinata nel momento in cui l'usura dell'utensile provoca un calo inaccettabile delle prestazioni. Prima di iniziare la produzione test vengono condotti per determinare il corretto intervallo di profilatura ed eseguire tale operazione prima che le prestazioni precipitino. Dal punto di vista produttivo il tempo necessario per la profilatura è un tempo morto poiché, pur minimizzando i tempi eseguendo tale operazione direttamente nella macchina da rettifica, la mola deve necessariamente interrompere la lavorazione sugli ingranaggi e passare nella zona della macchina dedicata alla profilatura. Risulta evidente come sia fondamentale per massimizzare la produttività, ridurre al minimo i tempi di profilatura. Per ottenere ciò il processo utilizzato è la profilatura con utensile rotante con taglienti in diamante.

Un utensile rotante in diamante (detto “rullo profilatore”) consiste in un disco avente sezione corrispondente al dente dell'ingranaggio che sarà rettificato sulle cui superfici sono riportati diamanti sintetici e messo in rotazione da un mandrino dedicato e controllato da un programma di profilatura che consente l'inserimento dei parametri di processo. Il rapporto tra le velocità di rullo e mola determina il parametro che più influenza l'azione di condizionamento della mola, ovvero il *rateo di profilatura*. In Figura 14 è riportata una semplificazione schematica del processo di profilatura tramite rullo per mole a vite su cui sono stati indicati i parametri di processo. Il rateo di profilatura è definito come rapporto tra le velocità sulla superficie di contatto di rullo e mola: $q_d = v_d/v_s$. Schmitt [40] ha prodotto il primo studio sugli effetti del rateo di profilatura sul condizionamento delle mole vetrificate convenzionali, nonostante gli sviluppi sui materiali i risultati di questo studio rimangono la guida per la determinazione dei parametri di profilatura ottimali. Lo studio mostra chiaramente come gli effetti di selezionare il giusto rateo di profilatura si riflettano sulle forze sviluppate durante il processo di rettifica e quindi sul calore generato. Avere una mola correttamente profilata risulta ancora più critico in operazioni effettuate a secco dove qualsiasi accorgimento utile per minimizzare forze e generazione di calore deve essere adottato. Uno studio successivo [41] ha introdotto un secondo parametro detto *angolo del profilatore* θ definito come l'angolo del vettore velocità di impatto tra il diamante sul profilatore ed il grano abrasivo della mola. Quando θ è piccolo o negativo la forza è essenzialmente di taglio e il grano è usurato per attrito, come q_d si avvicina a +1 la forza diviene sempre più di compressione determinando una rottura su larga scala di grano e legante.

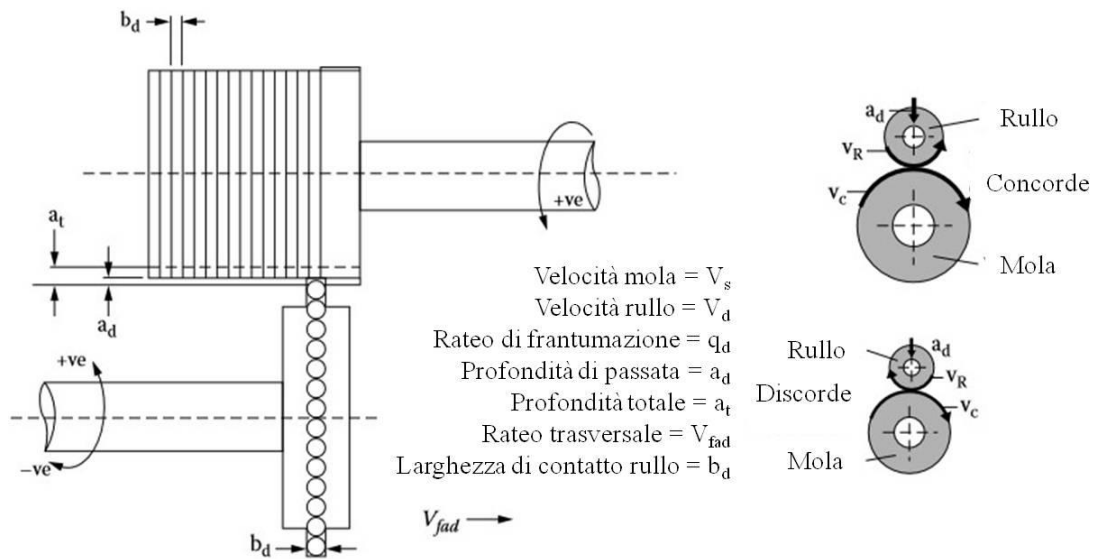


Figura 14: Parametri di profilatura per mola a vite [24].

Il rateo di profilatura deve essere considerato come il parametro chiave di questo processo. Nella profilatura unidirezionale la qualità della superficie prodotta in rettifica e le forze di taglio cambiano significativamente se la mola è stata profilata con un q_d pari a +0,4 o +0,8 con risultati migliori per elevati valori di q_d . Purtroppo al crescere di q_d crescono anche le forze di profilatura provocando maggiore usura del rullo profilatore e richiedendo maggior rigidità delle macchine e mandrini di profilatura capaci di erogare una coppia maggiore. L'usura dei rulli aumenta così rapidamente che i costruttori raccomandano di non superare mai q_d di +0,8. Altro effetto che la profilatura provoca sulla superficie della mola è quello di "aprire" o "chiudere" la sua struttura, velocità di profilatura più elevate aumentano l'effetto di rottura macroscopica aprendo la struttura della mola che mantiene le sue porosità caratteristiche, con velocità di profilatura minore la mola subisce una chiusura dei pori dovuta al principale effetto di usura dei grani per attrito. Questo effetto deve essere tenuto presente allorché si cerchi di smaltire più calore e truciolo grazie ad una struttura più aperta o ottenere rugosità superficiali migliori grazie ad una mola più chiusa.

I rulli profilatori hanno introdotto grandi vantaggi in fatto di tempi ciclo, produttività e flessibilità del processo introducendo però anche nuove problematiche. Innanzitutto, avendo il rullo la forma del dente dell'ingranaggio che sarà rettificato, ogni rullo è dedicato ad un solo ingranaggio, aumentando i costi di processo, secondariamente il moto rotatorio del rullo introduce problematiche di bilanciamento e la possibilità di innescare saltellamenti, provocando una caratteristica conformazione detta "a buccia di arancia" sulla superficie rettificata. Multipli di alcune frazioni tra velocità del rullo e della mola in rpm dei rispettivi mandrini possono introdurre il saltellamento e devono essere evitate, piccoli aggiustamenti relativi alla velocità di rotazione della mola o del rullo durante la profilatura possono avere un impatto considerevole sulla superficie rettificata. È sempre bene tener presente che la superficie ottenuta sul fianco del dente dell'ingranaggio e la sua geometria di profilo dipendono strettamente da come la profilatura è stata eseguita, così come le forze

e le temperature sviluppate nel taglio. Un esempio di rullo profilatore e suo posizionamento in una macchina da rettifica per generazione è riportato in Figura 15.

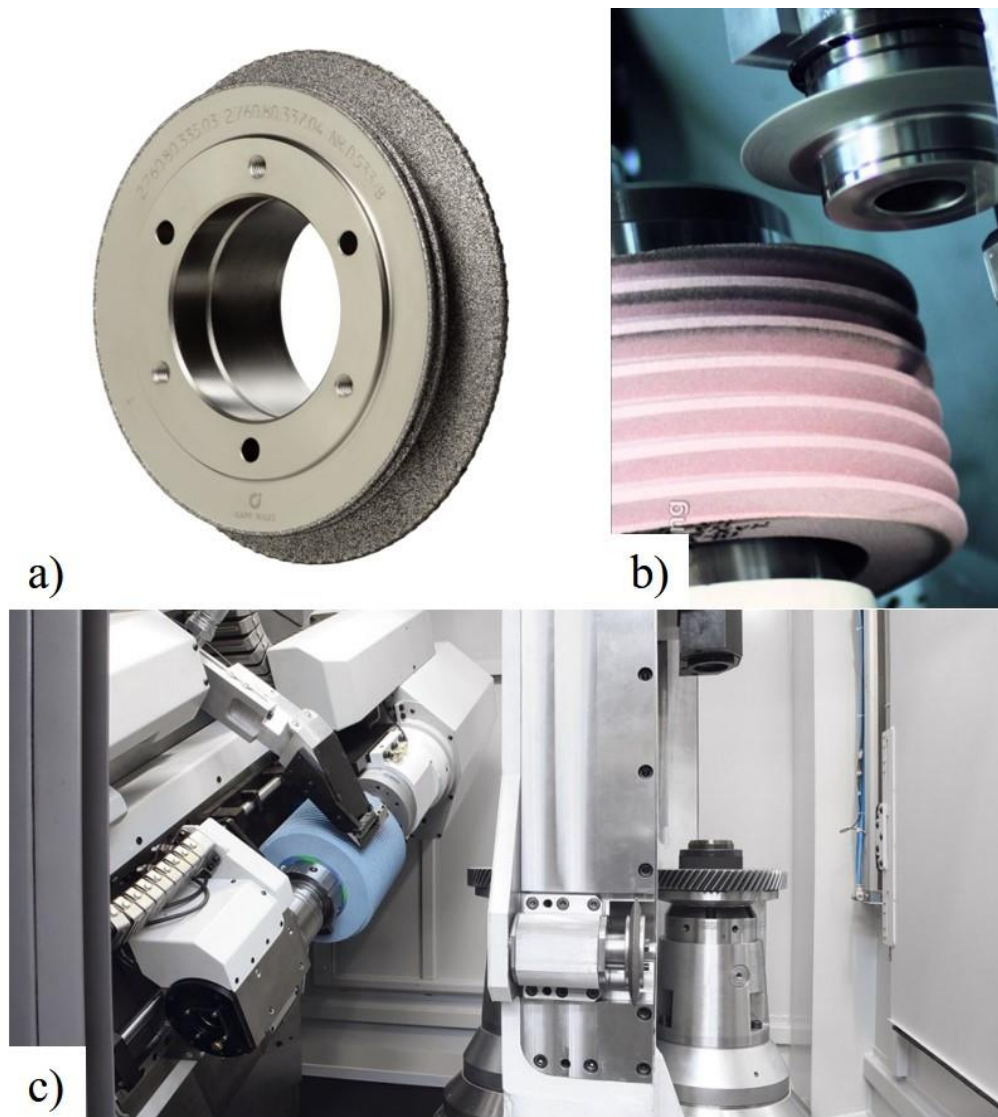


Figura 15: a) Rullo profilatore; b) Confronto tra mola profilata e mola usurata; c) Area di profilatura in G 250 Samputensili.

1.8 I lubrificanti

Lubrificante è il termine genericamente utilizzato per indicare i fluidi utilizzati nelle lavorazioni di rettifica per raffreddare e lubrificare il processo. Sebbene la tesi sia focalizzata sullo sviluppo e l'ottimizzazione del processo di rettifica a secco è necessario analizzare bene il ruolo dei lubrificanti per poter conoscere le conseguenze prodotte dal loro mancato utilizzo.

Il compito principale di un fluido per rettifica è quello di minimizzare gli effetti meccanici, termici, e chimici tra i soggetti coinvolti nel processo di abrasione. L'effetto lubrificante del fluido riduce gli attriti tra i grani abrasivi e il componente lavorato così come tra legante e componente. Un secondo requisito dei fluidi per la rettifica è quello di raffreddare direttamente la zona di contatto tramite assorbimento e smaltimento del calore generato nel processo. Funzioni accessorie sono l'evacuazione del truciolo dalla zona di taglio, il raffreddamento dell'intero componente lavorato, stabilizzare termicamente la macchina da rettifica e proteggere i componenti dalla corrosione [42,43].

1.8.1 Tipologie di lubrificanti per processi di rettifica

Il tipo, l'olio di base, gli additivi e la concentrazione del fluido sono tutti fattori importanti per migliorare l'efficienza di raffreddamento e lubrificazione del lubrificante. Ciascun diverso lubrificante raggiunge gli obiettivi operativi con modalità differenti.

I lubrificanti per la rettifica sono commercialmente disponibili con differenti profili di proprietà per svolgere le funzioni richieste da ciascuna particolare applicazione. I fluidi sono divisi dalla normativa DIN 51 385 come:

- Non emulsionabili in acqua;
- Emulsionabili in acqua;
- Miscele acqua-lubrificante.

Nei processi di taglio sono impiegate principalmente emulsioni di olio in acqua e soluzioni [44].

Per quanto riguarda i fluidi non emulsionabili in acqua la tipologia delle sostanze attive contenute nel lubrificante determina la suddivisione in gruppi differenti. Più articolata risulta essere la classificazione interna ai lubrificanti emulsionabili, per essi infatti vengono considerate il contenuto di sostanze attive o la dimensione delle gocce nelle varie tipologie di emulsione: emulsione a dispersione grossolana; emulsione a dispersione fine; soluzione colloidale; soluzione micellare; soluzione molecolare [45,46].

Il gruppo dei lubrificanti non emulsionabili comprende anche idrocarburi naturali e sintetici come olii minerali, polialfaolefine, esteri sintetici e vegetali, polimeri come poliglicolidi o composti di tali sostanze [47]. Al fine di migliorare le loro proprietà di lubrificazione e la capacità di assorbimento della pressione, sostanze chimiche attive (EP) o agenti polarizzanti possono essere aggiunti all'olio base. Ulteriori additivi anti corrosione, anti ossidazione e inibitori di nebulizzazione possono essere aggiunti [48].

Le emulsioni olio-acqua contengono gocce di olii minerali o esteri finemente disperse in una fase acquosa. La concentrazione appropriata di emulsione lubrificante deve essere determinata per ciascuna singola applicazione, dipendendo dalle condizioni di taglio e dalla capacità anticorrosiva richiesta. Le concentrazioni delle emulsioni convenzionali per rettifica si trovano nell'intervallo del 2-6% [49], o in casi speciali fino al 20% [50]. Olio e acqua possono essere amalgamati con l'aiuto di sostanze bipolari superficialmente attive. Queste sostanze dissolvono all'interfaccia olio-acqua riducendo la tensione superficiale, gli emulsionanti riducono così gli sforzi necessari per minimizzare l'area della fase dispersa [51, 52, 53,54].

1.8.2 Utilizzo del lubrificante

Utilizzando un lubrificante con un forte effetto di lubrificazione è possibile minimizzare la forza tangenziale e la potenza richiesta per la rettifica, riducendo anche la quantità di calore generato grazie alla riduzione dell'attrito nella zona di taglio [55]. Il mancato surriscaldamento della zona di taglio, grazie all'azione refrigerante del fluido, non consente alcuna riduzione della resistenza a taglio del materiale in lavorazione, causando un aumento delle forze rispetto ad un corrispondente processo a secco [56]. Oltre ad avere un effetto sulle forze di rettifica e sulle temperature di mola e componente, il lubrificante aumenta i ratei di asportazione e diminuisce l'usura della mola- Studi hanno dimostrato che il lubrificante diminuisce l'intasamento della mola da parte del truciolo appena formato rimuovendolo efficacemente dalla zona di taglio [57,58].

1.8.3 Implicazioni ambientali

L'aumento di consapevolezza pubblica verso la protezione ambientale, nuovi regolamenti ambientali e l'aumento dei costi di smaltimento, hanno determinato lo sviluppo di un nuovo approccio riguardante i fluidi per la rettifica. È ormai riconosciuto come lo smaltimento inappropriato dei lubro-refrigeranti rappresenti un serio rischio ambientale inquinando aria, suolo e falde acquifere. In aggiunta utilizzando i lubrificanti si emette diossina nell'ambiente. Già nel 1996 in Germania è diventato effettivo il decreto "Act of Closed Substance Cycle Waste Management and Ensuring Environmentally Compatible Waste Disposal" dedicato alla protezione delle risorse naturali attraverso il riciclo e la riduzione della produzione di rifiuti. Nel decreto si impone al comparto industriale produttivo di operare con il minimo input e il minimo consumo di risorse che emettano la quantità minima di sostanze dannose [59]. Con queste premesse pare ovvio come sia fondamentale progettare un processo ed una macchina di rettifica partendo dal sistema di utilizzo di lubrificante, o, addirittura, dalla assenza di esso. Nel campo della rettifica di ingranaggi l'aumento della domanda per prodotti dalla sempre maggiore qualità, minor costo di produzione e minori tempi di produzione si scontra con le richieste di minimizzare l'utilizzo di lubrificante [60, 61, 62]. Almeno fino ad oggi.

1.9 Le bruciature da rettifica

Le bruciature da rettifica sono un danno termico indotto dal surriscaldamento locale sulla superficie del componente durante il processo di asportazione di materiale. Il calore generato durante il taglio può portare a cambiamenti microstrutturali del metallo lavorato (Figura 16) causando repentini cambi nelle proprietà meccaniche del materiale che causano lo scarto del componente [25]. La tipologia di bruciature dipende dal materiale lavorato. Ai fini di questa trattazione ci si concentrerà sui materiali utilizzati per la produzione di ingranaggi per trasmissioni automobilistiche di alta gamma. In questo campo gli ingranaggi

sono prodotti utilizzando acciai carbo-cementati o nitrurati al fine di migliorare, tramite trattamento termico, le loro prestazioni di durata aumentando la durezza superficiale del materiale sulla superficie del dente, mantenendo un'ottima resilienza a cuore. Materiali tipici sono il 27MnCr5 (1.7147) o il 18NiCrMo5, entrambi utilizzati in questo studio e rappresentanti la scelta più comune per ingranaggi automobilistici. Per questi materiali le bruciature da rettifica sono classificate secondo tre livelli differenti a seconda della quantità di calore sviluppata sul pezzo [63]. L'identificazione delle bruciature avviene tramite analisi metallografica dei campioni estratti dai componenti rettificati, procedura che sarà approfondita nel capitolo relativo alle prove sperimentali con processo di rettifica a secco.

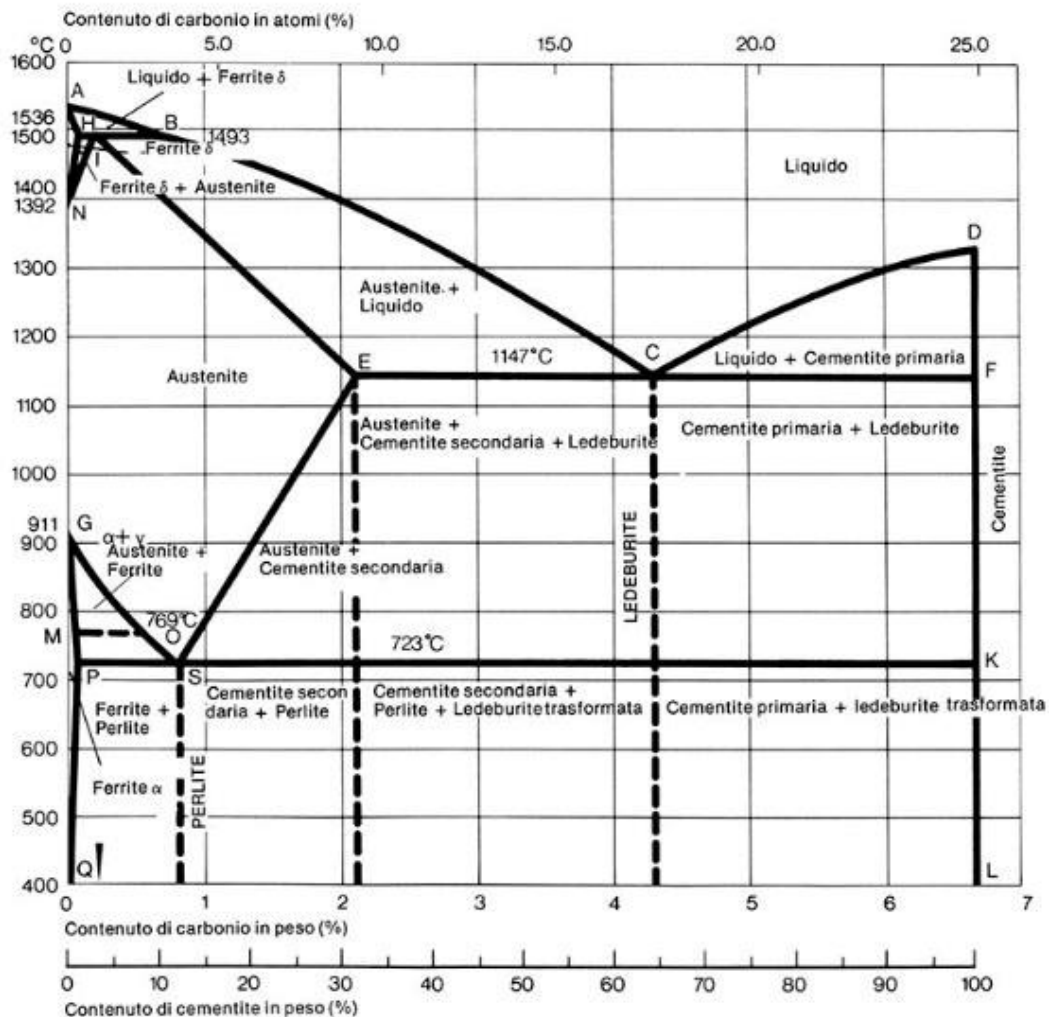


Figura 16: Diagramma ferro-carbonio.

Il primo livello di bruciatura si riconosce da tipica colorazione blu scuro nella struttura martensitica del campione dopo attacco chimico. La colorazione è dovuta all'ossidazione del materiale che avviene a temperature di circa 450°C.

Un aumento del calore generato, con conseguente aumento della temperatura sulla superficie del componente, causa il rinvenimento della martensite caratterizzato da un colore nero scuro nella zona dove il carbonio riaffiora separandosi dalla soluzione (Figura 17). I grani allungati tipici della struttura martensitica si trasformano in grani sferici e di dimensioni ridotte chiaramente distinguibili al microscopio dopo aver preparato il

campione. Questo non è considerato un danno severo ma, la riduzione della durezza del materiale che ne consegue diminuisce le sue caratteristiche meccaniche e causa la non accettazione del componente prodotto. Il rinvenimento avviene per temperature leggermente superiori a 500°C e con tempi di surriscaldamento e raffreddamento considerati lenti.

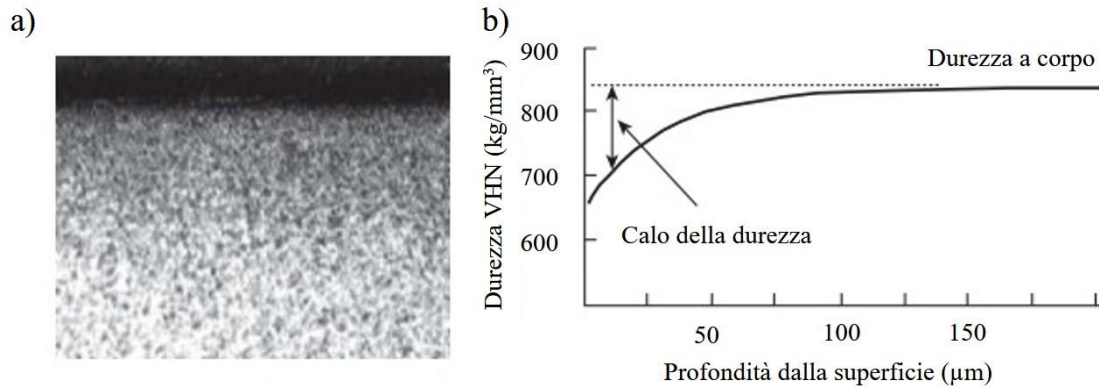


Figura 17: a) *Microstruttura caratteristica della ricottura* b) *Diminuzione della durezza nella zona sub-superficiale in seguito a bruciatura [64].*

Aumentando ulteriormente lo stress termico sul componente si può surriscaldare l'acciaio fino a superare la temperatura di austenitizzazione (730°C), provocando severi danni al componente. In questo caso la microstruttura mostra uno strato decolorato in cui i grani di materiale non sono visibili chiamato "strato bianco", al di sotto del quale si trova lo strato scuro di martensite rinvenuta (Figura 18). Lo strato di austenite residua presenta una durezza molto elevata, ben al di sopra di quella ottenuta tramite carbo-cementazione. Questo picco di durezza, seguito immediatamente dal calo presente nello strato rinvenuto, compromette la resistenza ad usura del componente che, una volta messo in funzione nella trasmissione subirà distaccamenti di materiale in corrispondenza della zona bruciata dopo un numero basso di cicli di contatto con i denti dell'ingranaggio con cui ingrana. La formazione di austenite avviene a causa delle temperature elevate e del repentino surriscaldamento e raffreddamento del materiale, questo ciclo termico estremo è causato dalle altissime temperature di picco (1200-1400°C) che si verificano all'interfaccia grano abrasivo-materiale per durate di tempo nell'ordine dei micro secondi, mentre il raffreddamento rapido avviene grazie all'assorbimento molto rapido del calore da parte del corpo del dente freddo che si trova al di sotto della superficie rettificata.

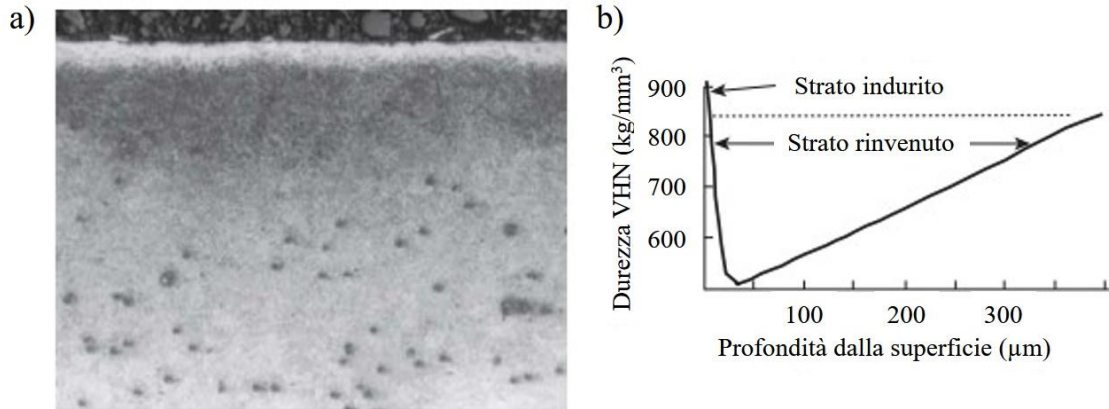


Figura 18: a) *Microstruttura caratteristica di indurimento* b) *Variatione della durezza al di sotto della superficie in seguito a bruciatura severa* [64].

Estremizzando ulteriormente il carico termico sulla zona di rettifica, le deformazioni termiche che avvengono nello strato immediatamente al di sotto della superficie lavorata (100μm-500μm di profondità) unitamente alla differenza di durezza dello strato austenitizzato e quello rinvenuto, provocano la formazione di cricche nel materiale. Questo rappresenta il livello di bruciatura più elevato ed è chiaramente visibile ad occhio nudo sul materiale lavorato (Figura 19) [64].

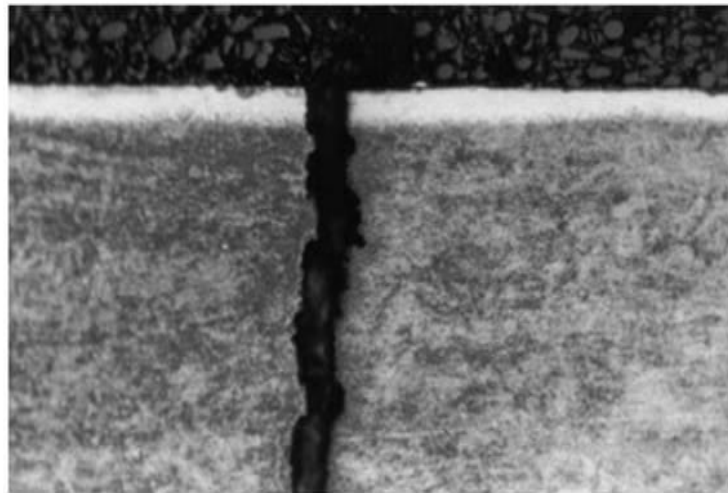


Figura 19: *Cricca dovuta a bruciatura* [64].

Capitolo 2

La rettifica di ingranaggi

Nel seguente capitolo si descrive l'attuale filiera produttiva di ingranaggi, focalizzandosi sui processi utilizzati per la produzione di ingranaggi impiegati nella realizzazione delle trasmissioni automobilistiche di alta gamma. Saranno descritti i processi utilizzati in ambito industriale e rilevanti per lo studio sviluppato durante il dottorato. Saranno tralasciati tutti i processi non direttamente collegati al lavoro qui descritto. La rettifica è il processo di finitura utilizzato in questo campo per ottenere la qualità finale del componente che ne determinerà le prestazioni una volta montato sulla trasmissione. I processi di finitura sono utilizzati per recuperare gli errori geometrici causati dai precedenti processi ed ottenere le caratteristiche finali del componente. Per questo risulta fondamentale conoscere nel dettaglio quali processi sono stati compiuti sul componente in precedenza che ne hanno determinato le proprietà in ingresso alla finitura.

2.1 La produzione industriale di ingranaggi

Il processo produttivo degli ingranaggi di alta gamma può essere schematizzato come segue:

1. tornitura del grezzo di partenza;
2. realizzazione della dentatura tramite dentatrice a creatore;
3. rimozione delle bave lasciate dalle operazioni di taglio;
4. cianfrinatura del componente;
5. trattamento termico volto ad aumentare la durezza del materiale sulle superfici di contatto;
6. finitura delle superfici e correzione degli errori geometrici tramite rettifica [65].

La rettifica rappresenta la fase più sofisticata dell'intero processo produttivo essendo responsabile dell'ottenimento delle volute tolleranze geometriche e della qualità finale del componente prodotto. L'importanza di questo processo è ulteriormente cresciuta con la necessità di realizzare trasmissioni più efficienti e silenziose che richiedono ingranaggi con geometrie di profilo ed elica sempre più complesse, tolleranze sempre più stringenti e rugosità superficiali sempre minori. Nonostante il suo alto contenuto tecnologico, la rettifica rimane l'unico processo nello stato dell'arte della produzione di ingranaggi a necessitare di lubrificanti, là dove tutti gli altri processi sono condotti a "secco" [66].

2.1.1 Dentatura con utensile creatore

Nel caso degli ingranaggi impiegati in questo studio la dentatura viene effettuata tagliando l'ingranaggio con utensile creatore. Questo processo, che utilizza la stessa cinematica del processo di rettifica per generazione con mola a vite, garantisce la più alta produttività tra i vari processi di taglio consentendo di realizzare la dentatura sia su ingranaggi a denti dritti che ingranaggi elicoidali semplicemente modificando l'inclinazione relativa degli assi di ingranaggio e creatore.

La dentatura con creatore è un processo di taglio per generazione in cui il profilo del dente è generato per involuppo dal moto dei denti taglienti dell'utensile creatore. Durante il taglio, utensile e pezzo in lavorazione ruotano reciprocamente rispettando le condizioni di ingranamento mentre il creatore trasla lungo la fascia dell'ingranaggio realizzando i vani tra denti consecutivi asportando il sovrametallo (Figura 20).

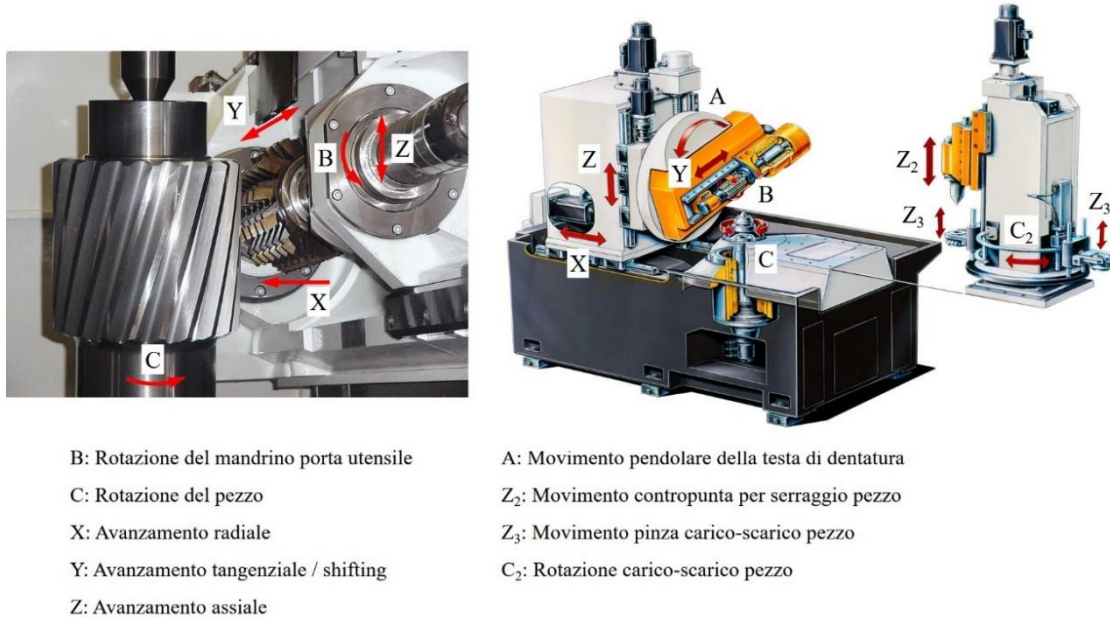


Figura 20: Schema di una dentatrice a creatore con indicati gli assi controllati responsabili dei moti di taglio e di movimentazione componente

Il creatore è una vite i cui filetti sono interrotti per realizzare i denti taglienti dotati di angoli di spoglia. Sebbene sia il processo che garantisce l'ottenimento dei minori tempi di dentatura di un ingranaggio, la particolare forma dei denti taglienti ed il moto di avanzamento determinano l'insorgere di errori geometrici sul fianco del dente che devono essere recuperati da processi di finitura (Figura 21).

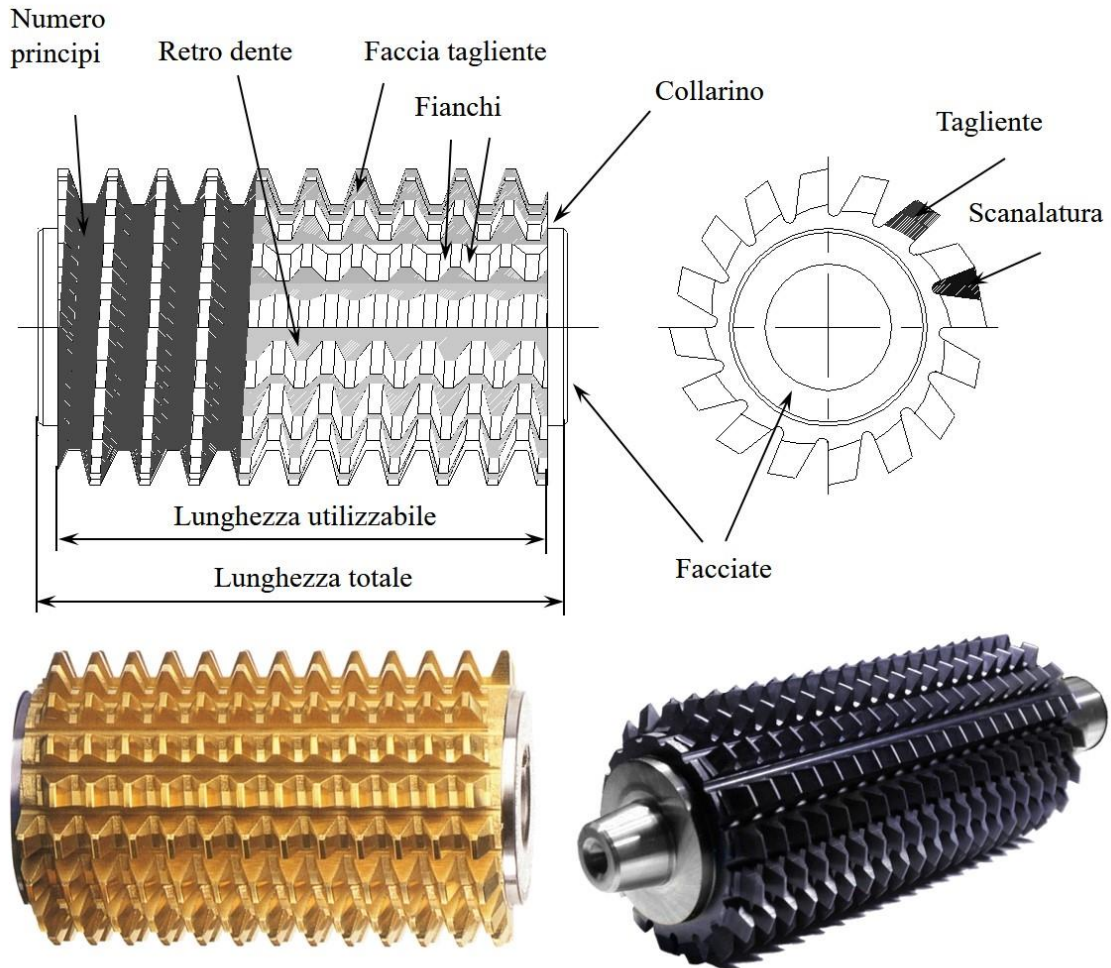


Figura 21: Schema ed immagini di un utensile creatore.

Gli errori di forma sul profilo del dente sono principalmente dovuti a 3 fattori: profilo dei taglienti non esattamente ad evolvente, avanzamento assiale dell'utensile e taglio lungo il fianco discontinuo dovuto al fatto che un intero fianco viene tagliato dall'azione successiva di più denti del creatore. L'entità di questi errori può essere ridotta con particolari accorgimenti nella progettazione dell'utensile creatore.

In Figura 22 sono rappresentati schematicamente gli errori generati sulla superficie del dente in seguito a taglio con utensile creatore e a superficie di un ingranaggio a denti elicoidali acquisita tramite profilometro a contatto. L'errore in Figura 22a è dovuto al taglio discontinuo che genera un dente con un profilo a linea spezzata che si allontana dalla forma teorica dell'evolvente. L'angolo ε è l'angolo compreso tra la retta tangente a due curve consecutive che compongono la spezzata del profilo reale creato. Da un punto di vista della cinematica di processo l'angolo ε corrisponde alla rotazione che il componente in lavorazione compie in corrispondenza di una rotazione θ del creatore. Dato la condizione di ingranamento tra utensile e pezzo, l'angolo ε è espresso in funzione di θ :

$$\varepsilon = \frac{i \cdot \theta}{z} = \frac{2\pi \cdot i}{z \cdot n}$$

Dove i corrisponde al numero di principi del creatore, mentre z al numero di denti dell'ingranaggio ed n è il numero di taglienti in presa ad ogni passata di taglio.

Risulta subito evidente come gli errori sul profilo possano essere minimizzati minimizzando l'ampiezza dell'angolo ε ; questo si ottiene progettando il creatore in modo tale che abbia numero minimo di principi e massimo numero di denti possibili, ovvero diametro grande a parità di modulo m . Teoricamente un diametro infinito porterebbe anche ad avere denti del creatore con una forma ad evolvente, eliminando del tutto l'errore. Sfortunatamente queste due condizioni (numero di principi pari ad 1 e diametro massimo possibile) influiscono su altri aspetti del processo che ne inficiano la produttività:

- Diametro maggiore: maggiore costo dell'utensile per materiale;
- Diametro maggiore: aumento del peso del creatore, aumento delle inerzie in macchina e delle difficoltà di movimentazione dell'utensile;
- Numero di principi uguale ad 1: maggiore durata della lavorazione poiché, diminuendo la velocità angolare del creatore, diminuisce anche quella della ruota e quindi diminuisce la velocità di generazione

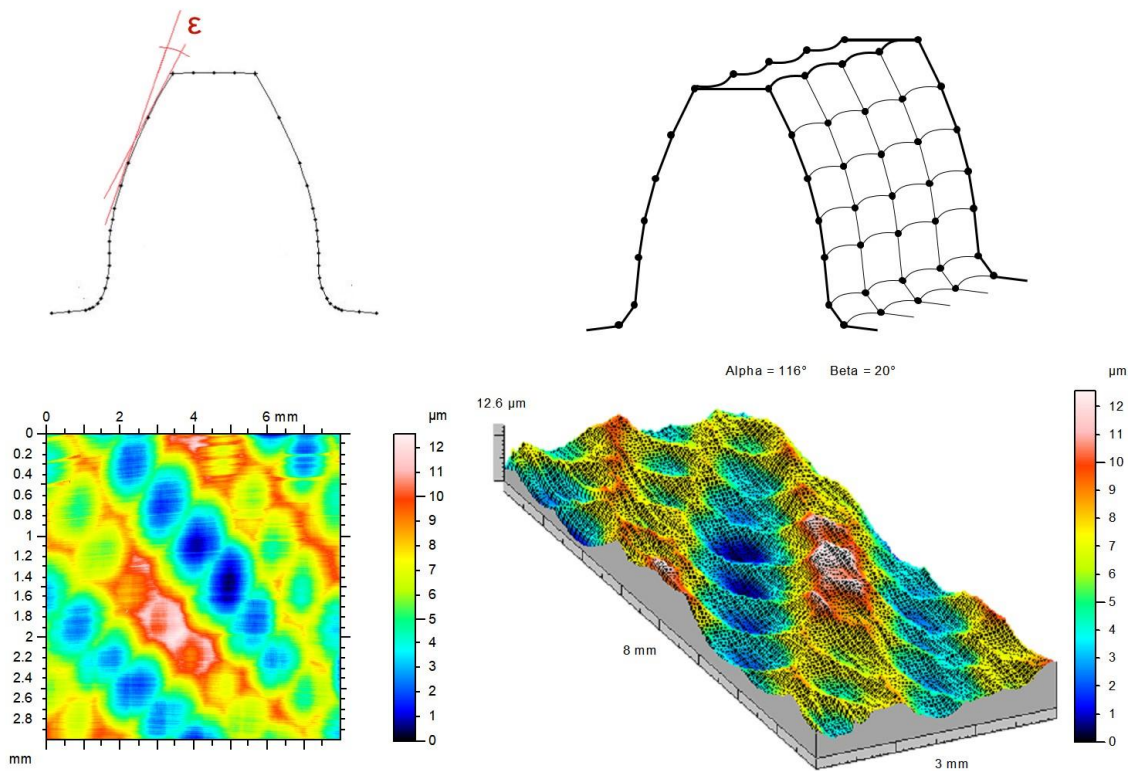


Figura 22: Errori di forma su profilo ed elica dovuti al taglio con utensile creatore.

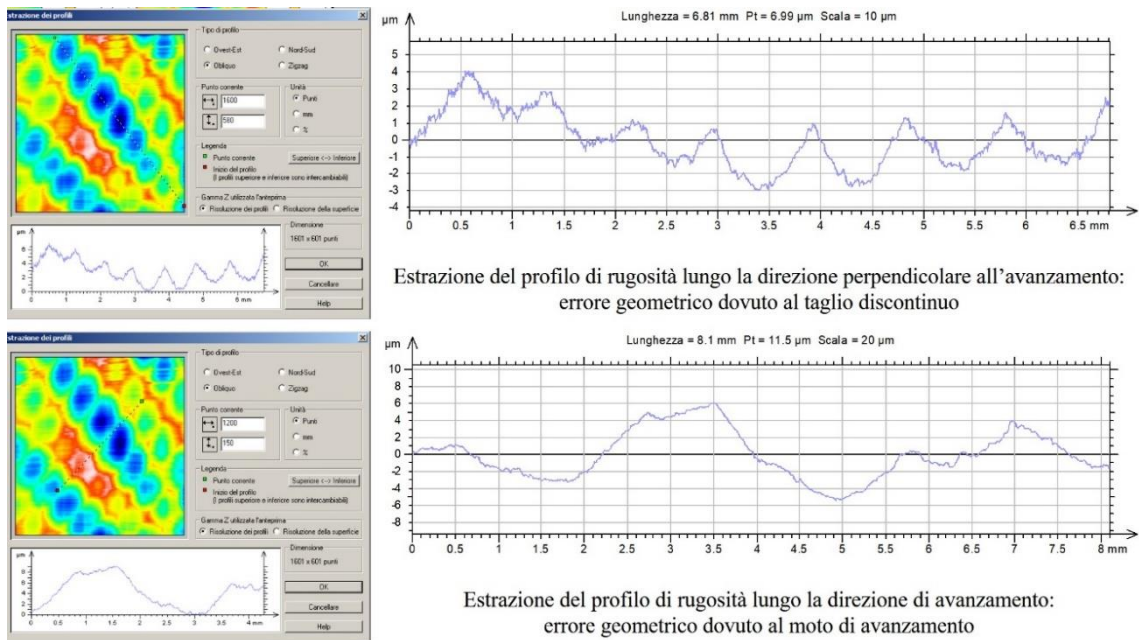


Figura 23: Estrazione dei profili di rugosità sulla superficie tagliata con creatore: (a) lungo direzione perpendicolare ad avanzamento; (b) lungo direzione avanzamento.

Per lotti di produzione consistenti, si tende a preferire una lavorazione con creatore relativamente veloce, impiegando creatori con diametro ridotto e con più principi (tipicamente 3, fino a 5) recuperando poi gli errori mediante operazioni successive di finitura. Nelle Figure 22 e 23 è possibile vedere quali siano gli effetti del taglio con creatore in una lavorazione tipica su ingranaggio elicoidale automobilistico e prodotto con parametri tipici utilizzati nella produzione industriale. Queste immagini rappresentano la superficie acquisita tramite profilometro a contatto ed i profili estratti lungo le due principali direzioni di lavoro. In ambito industriale si utilizzano procedure di misurazione più rapide effettuate tramite evolventimetro a contatto che acquisisce in modo automatico la forma del dente lungo il profilo e l'ungo l'elica, posizionando la misura a metà della fascia e del fianco del dente e ripetendola su fianco destro e sinistro di quattro denti angularmente equi spazati sulla circonferenza dell'ingranaggio. Lo schema di Figura 24 specifica il posizionamento della misura tramite evolventimetro mentre in Figura 25 sono riportati i grafici delle misure effettuate sullo stesso ingranaggio dopo dentatura con creatore e dopo finitura di rettifica con mola a vite. Si vede chiaramente come la rettifica si utilizzata per recuperare gli errori lasciati dal taglio.

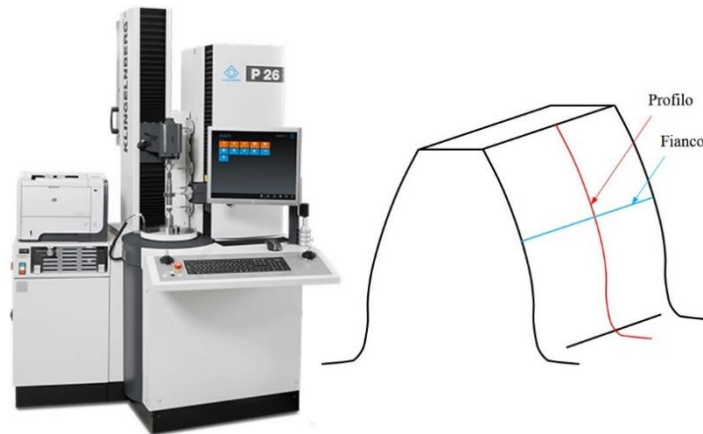


Figura 24: Misurazione della forma del dente lungo profilo ed elica.

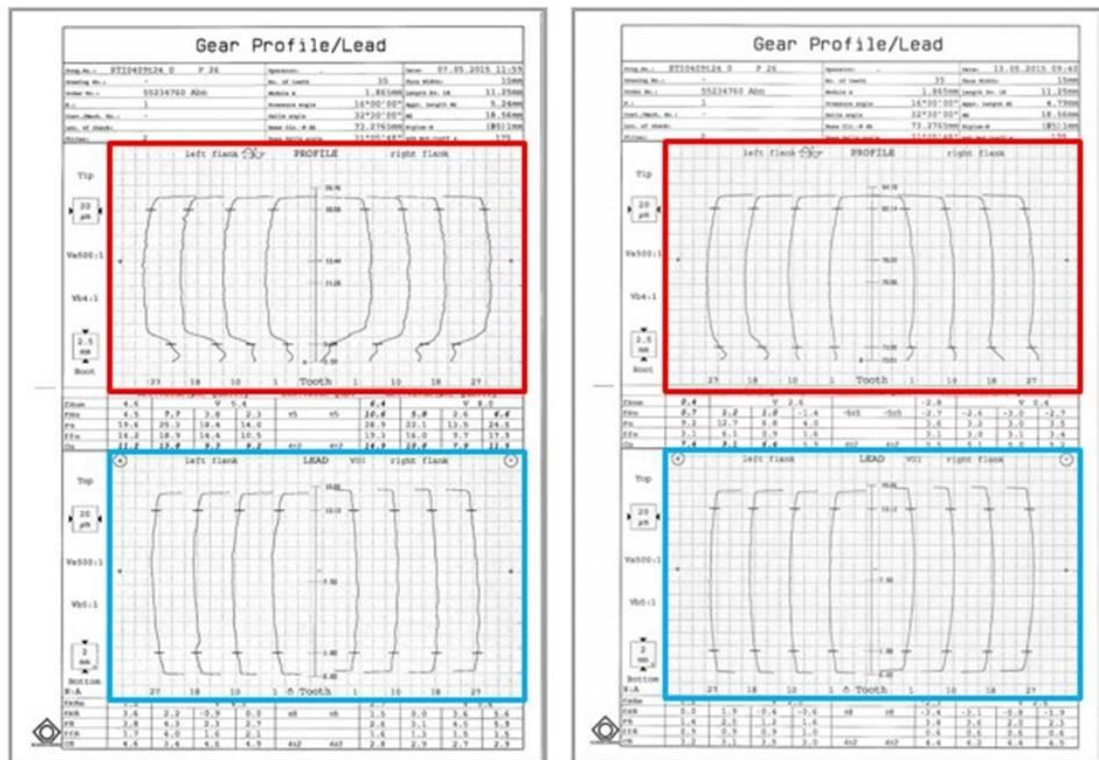


Figura 25: Misurazioni di profilo ed elica dopo taglio con creatore e dopo rettifica.

2.2 Le richieste del mercato automobilistico di alta gamma

Le trasmissioni automobilistiche hanno subito negli ultimi anni una rapida evoluzione vedendo l'impiego anche nella produzione di massa di soluzioni dapprima utilizzate unicamente nell'ambito delle competizioni. Al giorno d'oggi le trasmissioni a doppia frizione o con cambio continuo epicicloidale equipaggiano le vetture top di gamma di marchi non di nicchia ma di grande produzione.

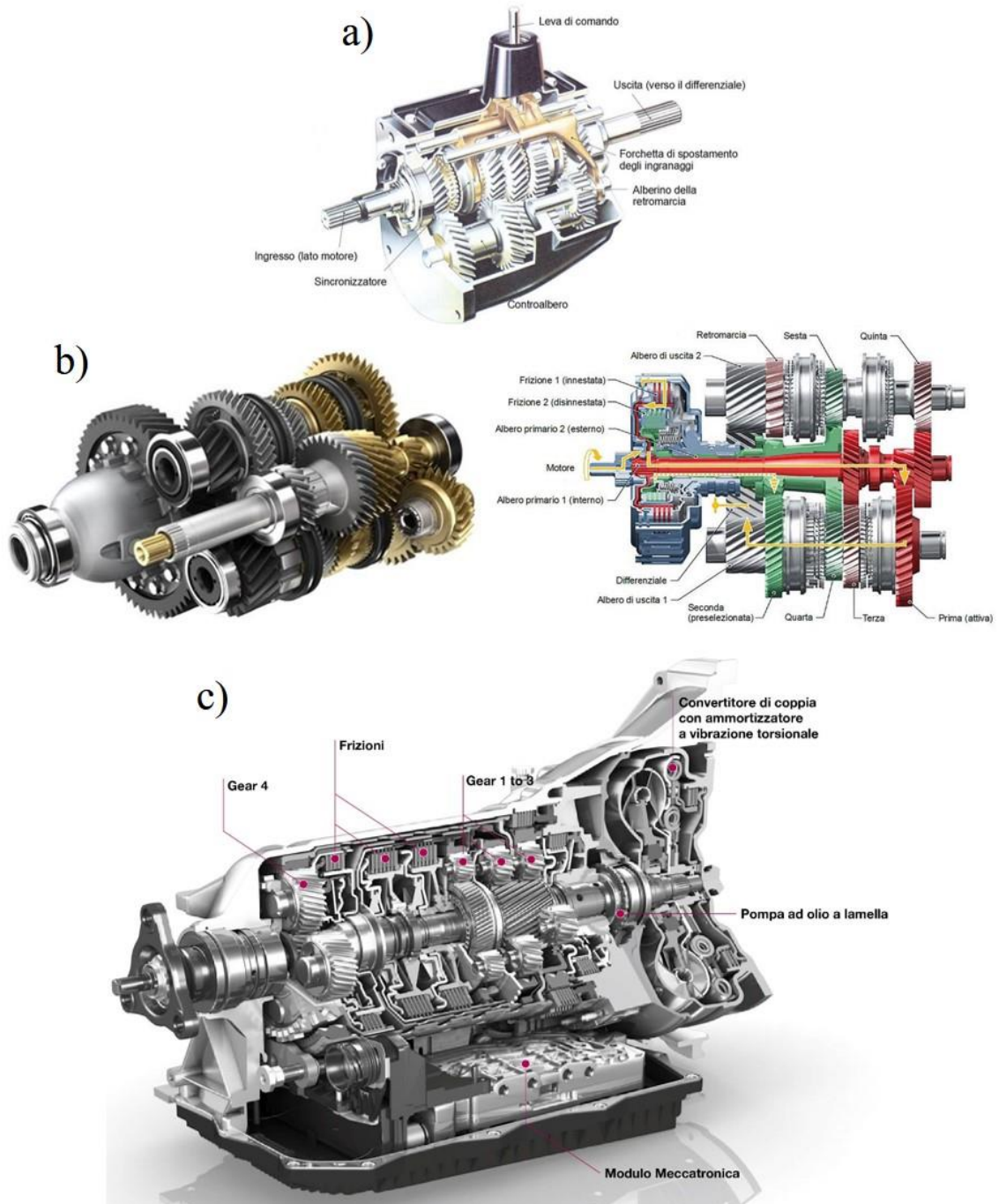


Figura 26: *Evoluzione dei cambi automobilistici di alta gamma: a) schema di un cambio tradizionale ad assi paralleli; b) immagine e schema di un cambio a doppia frizione; c) spaccato di un cambio continuo epicycloidale [5].*

Dalla Figura 26, che riporta una sintesi delle fasi evolutive riguardanti le trasmissioni automobilistiche, appare subito chiaro come, passando dal cambio ad assi paralleli a quello a doppia frizione ed infine a quello epicycloidale continuo, non sia solo aumentata la complessità della trasmissione ma anche la numerosità e la complessità degli ingranaggi in essa coinvolti. Aumentando il numero di ingranaggi risulta ancora più importante minimizzare gli attriti nei contatti dente-dente per ridurre al minimo usura, vibrazioni e rumore e massimizzare il rendimento della trasmissione di potenza e coppia. Per rendere più dolce e progressivo il contatto e la trasmissione della coppia tra ingranaggio ed

ingranaggio la progettazione delle forme dei denti si è spinta molto avanti introducendo numerose correzioni sia sul profilo che sul fianco del dente. Tutti gli ingranaggi vengono adesso realizzati con denti elicoidali dotati di bombatura sia sull'elica che sul profilo. In Figura 27 sono riassunte le principali modifiche realizzate sui denti degli ingranaggi.

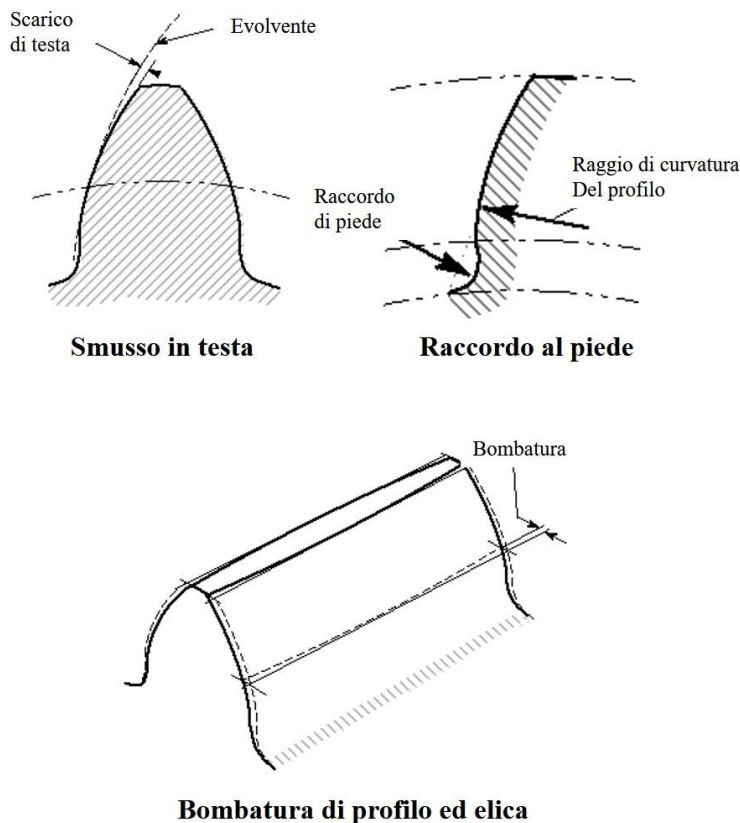


Figura 27: *Correzioni di forma dei denti degli ingranaggi.*

Con la riduzione del rumore prodotto dai motori a combustione e con l'introduzione della propulsione elettrica silenziosa anche nel mondo dell'autoveicolo, la diminuzione della rumorosità della trasmissione sta assumendo un'importanza sempre maggiore. In Figura 28 sono riportati i valori percentuali del peso rappresentato dai vari fattori che determinano la rumorosità di una trasmissione automobilistica. È immediatamente visibile come l'accuratezza dell'ingranaggio sia, con un peso pari a circa il 20%, il parametro più determinante, conferendo ai processi di finitura un ruolo fondamentale anche per il raggiungimento di questo aspetto.

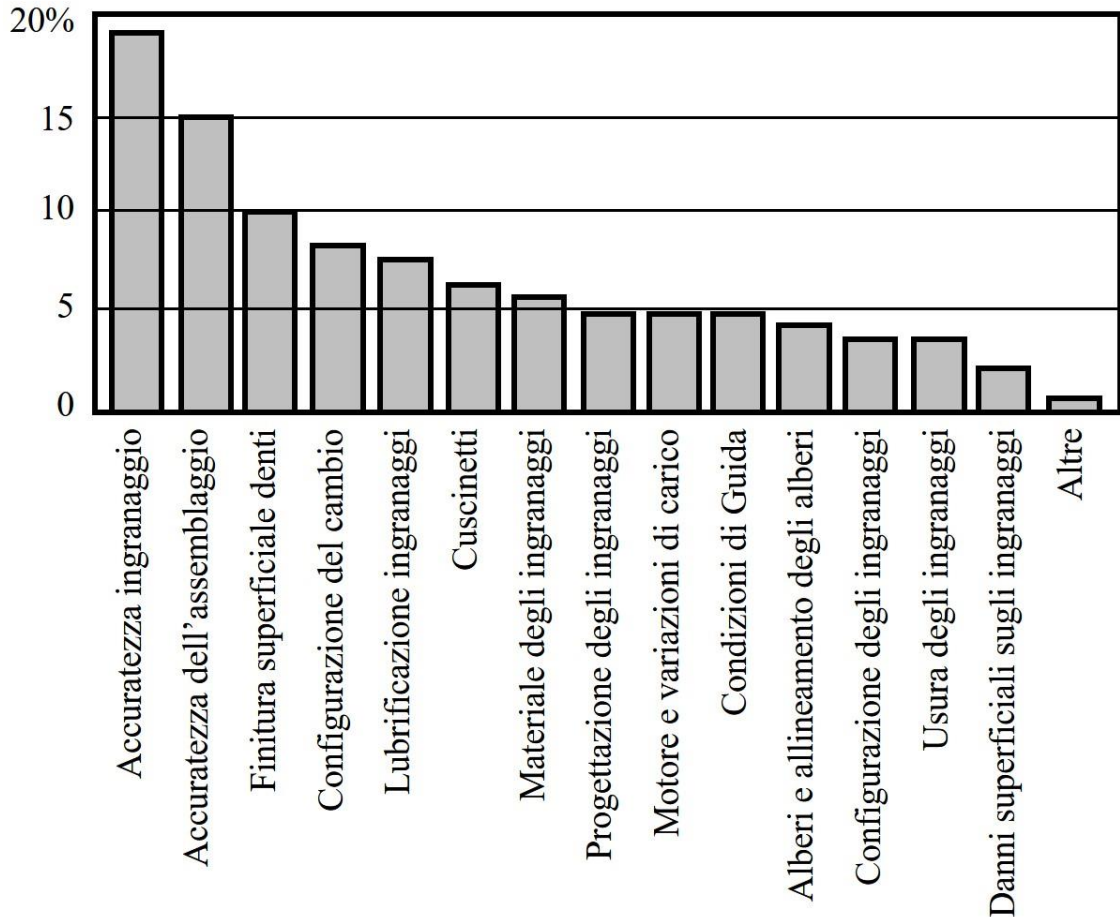


Figura 28: *Fattori che influenzano la rumorosità di una trasmissione automobilistica.*

Possiamo quindi riassumere in due punti principali quelle che sono le richieste attuali del mercato e che si riflettono direttamente sui processi produttivi degli ingranaggi:

- Aumento della numerosità di componenti (aumento di produttività);
- Aumento della complessità dei componenti (aumento della complessità dei processi e delle macchine).

Essendo la rettifica il processo finale nella catena produttiva dell'ingranaggio ad essa è affidato il compito di ottenere le caratteristiche finali del componente e di garantirne la qualità richiesta.

2.3 La rettifica di ingranaggi

I processi utilizzati per la rettifica di ingranaggi si dividono in due famiglie, rettifica di generazione e rettifica di profilo che possono essere operate in modo continuo o discontinuo (Figura 29) [67].

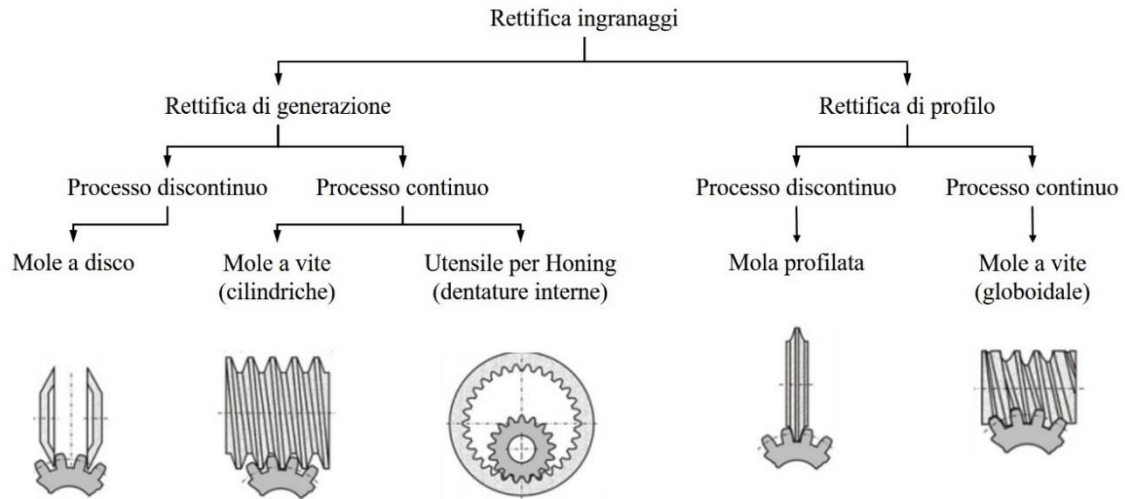


Figura 29: *Classificazione dei processi di rettifica per ingranaggi [67].*

I vari processi di rettifica elencati differiscono tra loro per caratteristiche geometriche e cinematiche ma presentano tutti alcune caratteristiche comuni. Tutti i processi avvengono solitamente con velocità di taglio molto elevate e sempre con uso intensivo di lubrificante [68]. Molti tentativi sono stati fatti per diminuire l'utilizzo di lubrificante studiando condizioni di lubrificazione minima (MQL) che al momento non hanno trovato impieghi industriali [69 - 73]. Il processo di Honing rappresenta un'eccezione, potendosi considerare un processo di rettifica con velocità di taglio molto basse che costituisce un campo di ricerca separato [74 - 78]. D'altro canto anche la rettifica con velocità di taglio particolarmente elevate ha iniziato ad avere interesse industriale costituendo un campo di ricerca chiamato rettifica ad alta velocità [79 - 82].

Per poter essere rettificati sui fianchi dei denti degli ingranaggi deve essere previsto del sovrametallo senza causare un indebolimento al piede del dente (dedendum). In Figura 30 è riportato uno schema di come può essere ottimizzato il sovrametallo di rettifica. Evitare di lavorare il piede del dente indebolendolo richiede un ottimo bilanciamento tra le strategie di rettifica e di pre-lavorazione.

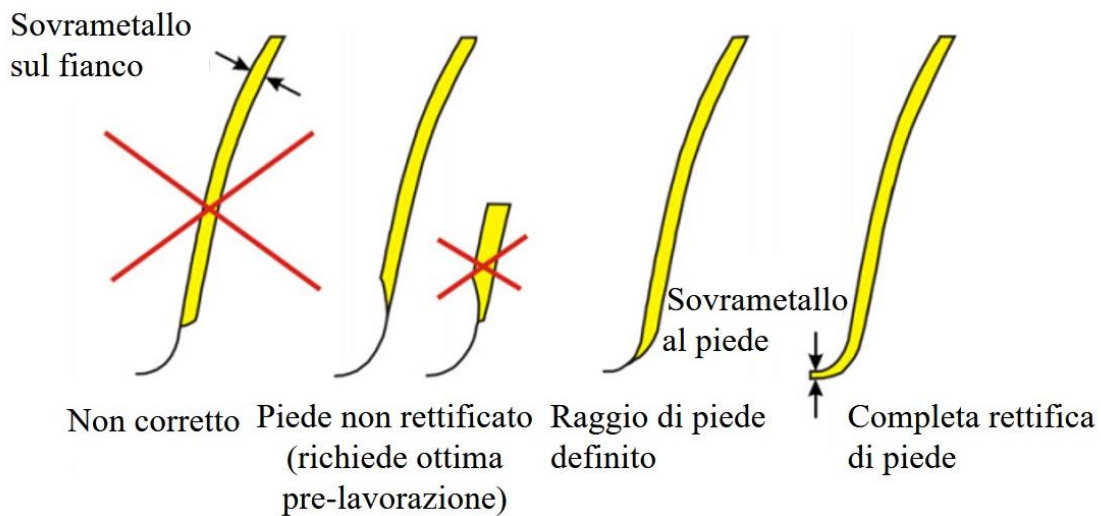


Figura 30: *Progettazione del sovrametallo al piede del dente per la rettifica.*

Il processo utilizzato in questo studio è quello di rettifica di generazione con mola a vite.

2.3.1 Il processo di rettifica di generazione con mola a vite

Il processo di rettifica di generazione fu impiegato per la prima volta nel 1945 per produrre ruote dentate a denti dritti. Durante questo processo, continuamente soggetto a sviluppi [83 - 89], una mola profilata a vite avanza in modo continuo lungo la fascia dell'ingranaggio, replicando la cinematica del processo di dentatura con creatore per una singola a multipla passata. La forma del profilo della mola a vite corrisponde al profilo di una dentatrice a cremagliera. La geometria della mola è legata al modulo e all'angolo di penetrazione dell'ingranaggio che deve essere rettificato. In Figura 31 [90] sono riportati i moti di mola e ingranaggio in lavorazione, corrispondenti alla cinematica del processo di dentatura con creatore.

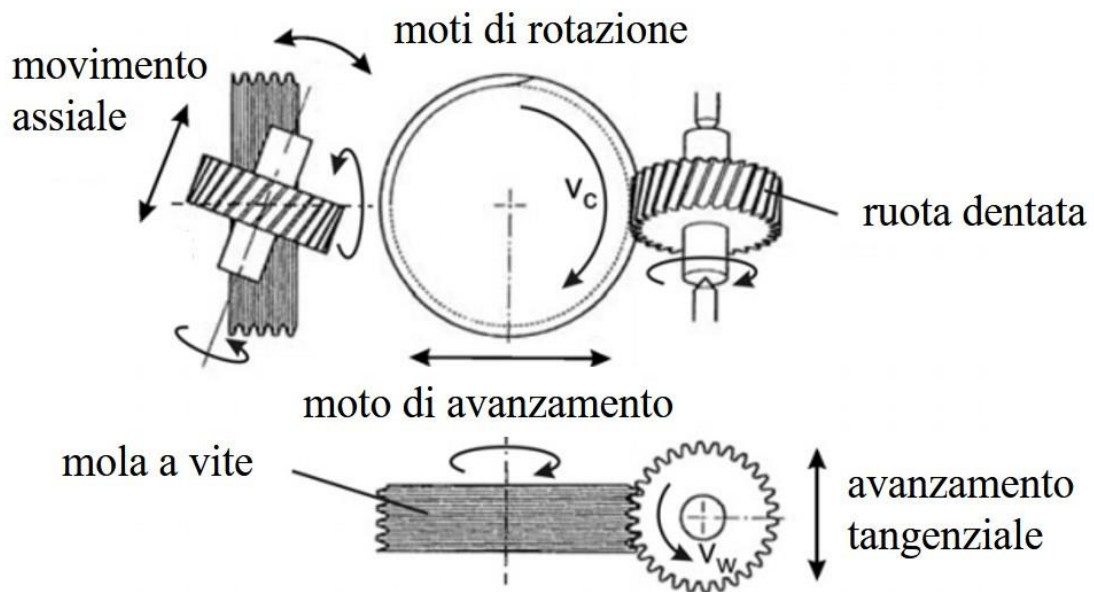


Figura 31: Rappresentazione schematica della rettifica di ingranaggi per generazione continua [90].

Così come per quanto visto nella dentatura con creatore, moti di avanzamento radiale, regolazione e avanzamento assiale sono necessari per effettuare la lavorazione. In analogia con il taglio con creatore anche nella rettifica con mola a vite si può definire un'area di contatto tra utensile e pezzo. All'interno di detta area hanno luogo contatti multipli su entrambi i fianchi del profilo della mola. Per ottenere una distribuzione simmetrica delle forze di rettifica ed evitare errori durante la sincronizzazione di mola ed ingranaggio che porterebbero a deviazioni del profilo del fianco del dente, è necessario poter modificare la posizione dei punti di contatto [91, 88]. A causa della ridotta larghezza che possono avere le mole a vite questo processo non può essere applicato per rettificare ingranaggi molto grandi. Il suo utilizzo è attualmente limitato a ruote dentate di media dimensione con moduli massimi di 8-10 mm e diametri massimi di 1000 mm.

A seconda delle necessità possono essere impiegate differenti varianti di processo. Durante la rettifica a pendolo, la mola a vite è fatta avanzare di una piccola quantità costante attorno al punto morto. Tra una corsa di andata e la successiva di ritorno la mola viene fatta avanzare assialmente (shifting) per poter utilizzare grani abrasivi non usurati. Durante

questo spostamento nuove superfici di mola vengono impiegate nel taglio così da compensare l'usura dell'utensile. Il risultato è simile ad una lavorazione con profilatura continua, poiché una nuova superficie di mola viene continuamente alimentata sulla superficie del componente fin tanto che sia disponibile un filetto non utilizzato. Quando tutti i filetti sono stati utilizzati la mola deve essere profilata nuovamente. Potendo scegliere la velocità di avanzamento tangenziale il processo di rettifica può essere regolato ottimizzando il rateo di usura della mola.

Ulteriore evoluzione rispetto al movimento assiale di shifting è quella di adottare un moto di shifting diagonale, facendo muovere la mola sia in direzione assiale che in direzione tangente alla circonferenza dell'ingranaggio lavorato. Il rapporto tra velocità tangenziale e velocità assiale viene detto rapporto diagonale D e viene tipicamente scelto paria a qualche 0,001 mm/mm. Lo shifting diagonale permette di ottenere alcuni vantaggi rispetto allo shifting assiale. Sebbene questa modalità possa causare la formazione di alcune irregolarità lungo la direzione del fianco del dente, tali irregolarità hanno dimensioni trascurabili grazie al fatto che nuove porzioni di mola sono costantemente utilizzate per lavorare il materiale. Queste irregolarità presentano una distribuzione stocastica sulla superficie del dente evitando che si generino eccitazioni a frequenze determinate e quindi rumore. In aggiunta a questo beneficio la mola viene utilizzata su tutta la sua lunghezza allungando la vita utile dell'utensile rispetto a quella ottenuta utilizzando shifting assiale.

La rettifica può essere effettuata utilizzando mole in ossido di alluminio o CBN a seconda del tipo di ruota dentata da lavorare, della produttività richiesta e della macchina utilizzata. Così come per il taglio con creatore la mola può essere modificata in lunghezza, diametro e numero di filetti (principi) per meglio adattarla alla particolare lavorazione. Queste modifiche vengono effettuate tramite profilatura [91]. Le mole profilabili in ossido di alluminio presentano una maggiore flessibilità rispetto alle mole con singolo strato di CBN grazie alla possibilità di modificare la loro geometria e topologia superficiale per mezzo della profilatura. Questo aspetto rende le mole profilabili la scelta più comune per le applicazioni industriali, grazie ai bassi costi di acquisto e manutenzione che le rendono ideali anche per lotti di produzione relativamente piccoli. Un'analisi dettagliata dei costi effettuata confrontando il processo di generazione con mola profilabile in ossido di alluminio rispetto alla mola non profilabile in CBN, ha rivelato un considerevole vantaggio economico della prima soluzione su lotti di produzione fino a 10000 ingranaggi all'anno [92].

Al giorno d'oggi molte correzioni topologiche possono essere fatte sui fianchi dei denti degli ingranaggi utilizzando il processo di generazione con shifting diagonale [93, 94]. Queste possono essere rastremazione di testa o di piede, bombatura d'elica, modifiche riguardanti la linea dei contatti o le eccitazioni di vibrazioni, modifiche del piede del dente per aumentare la capacità di carico del dente o consentire progettazione geometrica libera. Si può concludere che le possibilità offerte dalla rettifica di generazione superano quelle attualmente richieste dai costruttori di ingranaggi, lasciando ampio campo alla ricerca in questo settore.

Come già riportato in precedenza, la riduzione delle vibrazioni e del rumore sta assumendo un'importanza sempre più rilevante anche sulla spinta dell'applicazione della propulsione elettrica alla mobilità urbana. Per questo motivo sorgono requisiti sempre più

stringenti dal punto di vista della qualità e flessibilità ottenibile dai processi di produzione degli ingranaggi [95]. Strutture superficiali periodiche possono essere create sul fianco del dente come conseguenza del processo di rettifica di generazione, queste generano vibrazioni ad alta frequenza durante l'ingranamento che sono identificabili dal suono sibilante che producono e visibili come tracce parallele lasciate dalla rettifica sul fianco del dente (Figura 32 in alto).

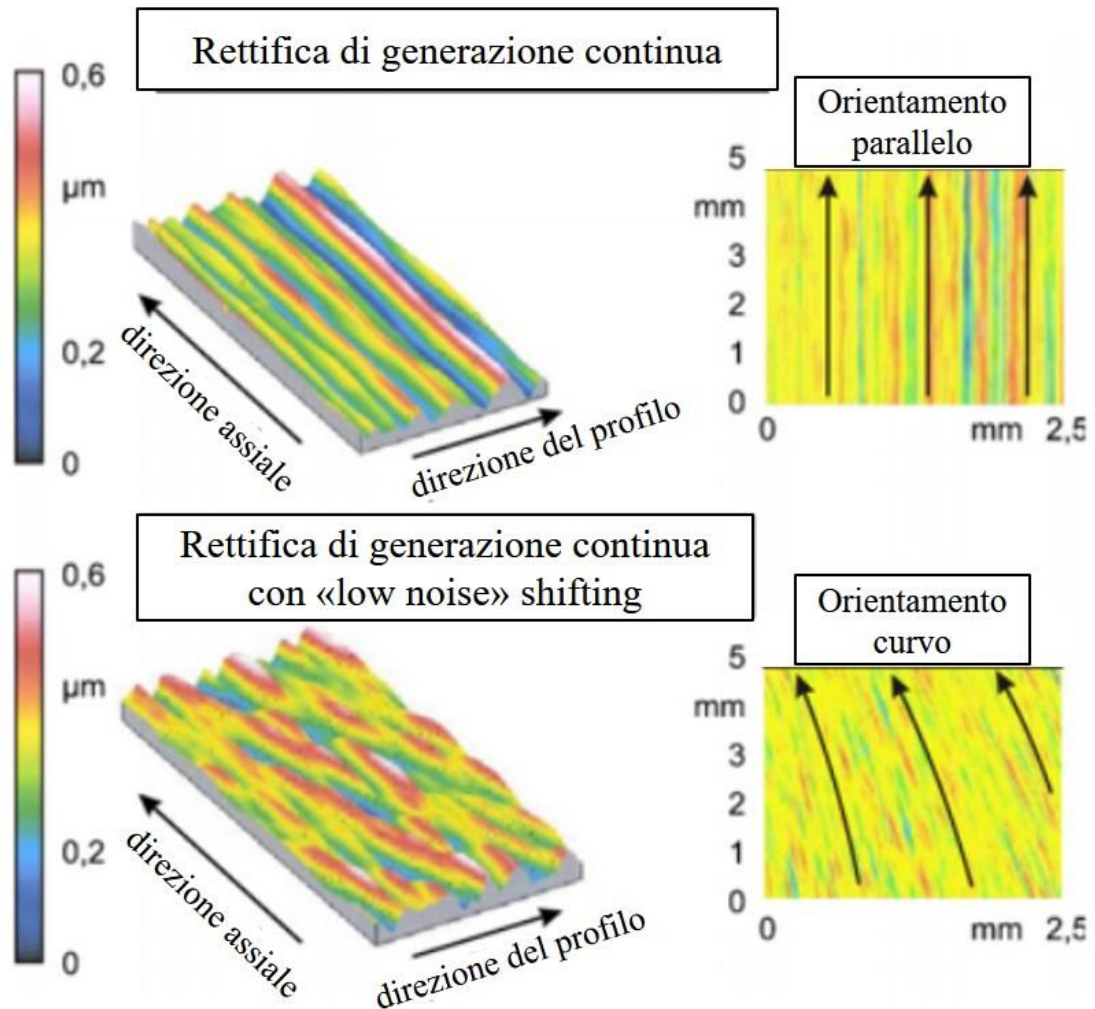


Figura 32: Superficie di un dente di ingranaggio rettificato con processo di generazione.

Secondo studi pubblicati [94,96], le eccitazioni che generano queste vibrazioni possono essere evitate applicando una particolare procedura di shifting detta LNS (Low Noise Shifting), i cui effetti sono visibili nella parte inferiore di Figura 32. Il processo di LNS è del tutto simile allo shifting diagonale. Come si vede nell'immagine i segni lasciati dalla rettifica non hanno più un orientamento parallelo ma assumono una forma a curva che disturba l'insorgere delle vibrazioni e del rumore durante il funzionamento degli ingranaggi.

La possibilità di modificare lo schema dei solchi di rettifica sulla superficie del dente rappresenta un vantaggio significativo del processo di rettifica di generazione rispetto a

combinazioni di altri processi volti alla eliminazione del rumore come la rettifica di profilo seguita da honing.

Le macchine per la rettifica di generazione sono prodotti altamente specializzati e per questo prodotti unicamente da un numero limitato di aziende. Le più famose sono Reishauer, Liebherr, Kapp, Gleason-Hurth, Samputensili e Präwema.

Negli ultimi 30 anni la direzione principale presa per lo sviluppo dei processi di rettifica di generazione è stata incrementare la velocità di taglio. Scopo per il cui raggiungimento costruttori di macchine e costruttori di mole hanno investito molte risorse. I risultati conseguiti sono stati notevoli passando da velocità massime pari a 35 m/s nel 1975 fino a superare la soglia dei 100 m/s nelle applicazioni odierne più spinte, Figura 33 a).

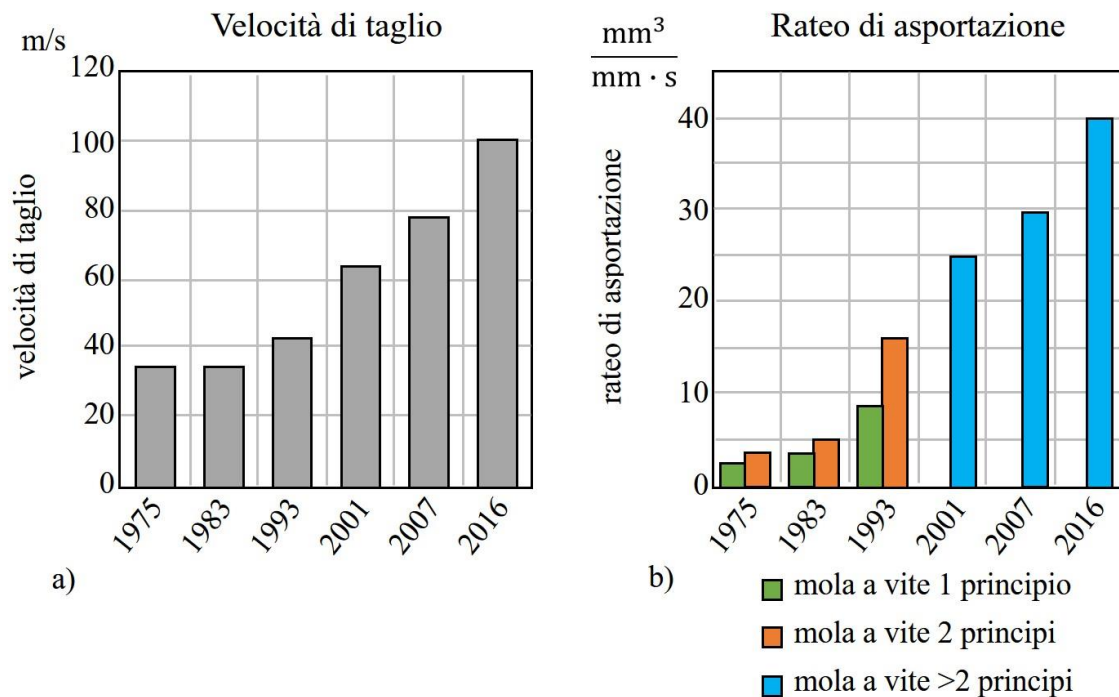


Figura 33: Sviluppi produttivi del processo di rettifica di generazione.

Lavorare con velocità di taglio elevate è possibile unicamente se lo sforzo cui è soggetto ciascun grano abrasivo coinvolto nel taglio è mantenuto pressoché costante. Solamente sotto questa condizione l'aumento della velocità di taglio può essere tradotto in un aumento di produttività.

Come già riportato nel capitolo 1, ad un aumento della velocità di taglio corrisponde un aumento del carico termico che si sviluppa nella zona di contatto mola-materiale aumentando il rischio di bruciature da rettifica. Parallelamente all'aumento di velocità le mole hanno dovuto svilupparsi verso resistenze allo scoppio maggiori e migliori bilanciamenti della struttura. In Figura 33 b) è visibile come l'evoluzione abbia consentito di raggiungere ratei di asportazione sempre più elevati. Il raggiungimento di questo traguardo è stato possibile anche grazie all'aumento del numero di principi con cui le mole vengono profilate. Nel 1975 venivano impiegate unicamente mole a 1 o 2 principi mentre attualmente è comune utilizzare un numero minimo di principi pari a 3 e fino ad un massimo che può anche raggiungere la doppia cifra, garantendo una maggiore produttività. La scelta del numero dei principi viene fatta scartando tutti i numeri di principi che risultino essere

divisori del numero di denti dell'ingranaggio in lavorazione così da assicurare che nessuna porzione di mola si trovi a lavorare ciclicamente un dente riportando su di esso eventuali difetti in maniera sistematica.

La produttività è stata aumentata anche introducendo accorgimenti in macchina capaci di ridurre i tempi morti, come ad esempio sistemi di serraggio rapido per il cambio utensile, sistemi di carico e scarico dei pezzi lavorati, riducendo i tempi di processo del 10-15% rispetto al passato. Una diminuzione del tempo impiegato per la rettifica del componente può essere ottenuto ottimizzando le specifiche della mola per la particolare lavorazione, e ottimizzando la lubrificazione di processo così da poter spingere sui parametri di taglio.

Sebbene la maggior parte delle rettificatrici impieghi sistemi di controllo standardizzati come Siemens 40D o simili, alcuni produttori equipaggiano la macchina con complicati software di gestione della rettifica di generazione sviluppati internamente. Macchine da rettifica moderne, come G 250, G 450 prodotte da Samputensili, garantiscono standard di altissima qualità minimizzando i costi per la finitura di ingranaggi induriti nella produzione di massa. Partendo da una qualità ordinaria del semilavorato si ottengono le geometrie dell'ingranaggio desiderate potendo anche eseguire un'ottimizzazione delle stesse dal punto di vista della riduzione del rumore e della struttura superficiale dei fianchi dei denti. La rettifica di generazione effettuata su questo tipo di macchine combina l'altissima qualità dei componenti prodotti con altissimi livelli di sicurezza garantendo produttività eccellenti, in Figura 34 è riportato un esempio di macchine per rettifica di generazione con processo lubrificato [96].



Figura 34: *Samputensili G 250. Dall'alto: vista esterna della macchina; vista della zona di lavoro e profilatura dal portello di cambio-mola; vista da portello di carico/scarico.*

Alcuni costruttori di rettificatrici come Reishauer e Gleason producono macchine per rettifica di generazione con utilizzo esclusivo di mole profilabili, altre aziende come Samputensili, Liebherr e Kapp favoriscono una maggiore flessibilità. Con le macchine prodotte da queste aziende è possibile un utilizzo universale dei processi di rettifica di generazione e di profilo. Mole profilabili o non profilabili possono essere utilizzate con qualsiasi combinazione. Da un lato il processo di generazione può essere considerato come il “miglior” processo per la finitura di ingranaggi dopo trattamento termico; dall’altro si suppone che ci sia una soluzione ottimale per ogni singola applicazione, soluzione che deve essere trovata e poi applicata in produzione. Come già accennato molte soluzioni vengono sviluppate dalle differenti aziende per la riduzione dei tempi di processo; quasi tutte ormai prevedono la possibilità di profilare le mole in macchina senza dispendiosi smontaggi dell’utensile, un altro concetto è quello di effettuare simultaneamente la sgrossatura e la finitura per diminuire i tempi di attesa [97 - 100].

La ricerca svolta in questo lavoro di dottorato si è spinta oltre i limiti delle tecnologie qui descritte e costituenti lo stato dell’arte della rettifica di ingranaggi, andando a sperimentare un campo totalmente nuovo quale la rettifica a secco di ingranaggi applicata alla produzione industriale.

2.4 Il processo di rettifica a secco

In Figura 35 è schematizzata l’evoluzione che ha contraddistinto la produzione industriale degli ingranaggi di impiego automobilistico verso una eliminazione dell’uso di oli lubrificanti, raggiungendo nel 2005 l’attuale stato dell’arte con eliminazione degli oli da tutti i processi eccetto quello di finitura.

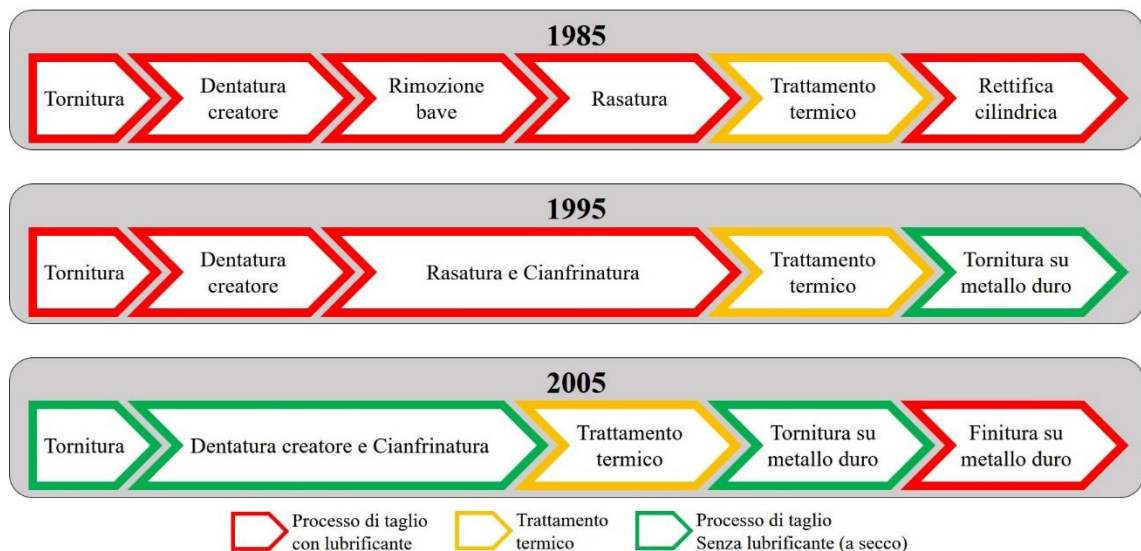


Figura 35: Evoluzione della filiera di produzione di ingranaggi verso l’eliminazione del lubrificante.

La possibilità di eliminare completamente l'utilizzo di lubrificanti dalla filiera di produzione di ingranaggi sviluppando un processo di rettifica a secco rappresenta un'importante passo in avanti verso una reale sostenibilità della catena di produzione degli autoveicoli. Che riveste un'importanza ancora maggiore viste le previsioni di crescita riguardanti la produzione di ingranaggi nei prossimi anni, Figura 36.

Global Production of On-Highway, Light-Duty Transmissions, by Fuel Type and Design								
Diesel	2013	2014	2015	2016	2017	2018	2019	2020
Manual 5-speed and below	7,537,237	7,645,392	7,736,953	7,994,000	8,034,262	7,907,299	7,879,059	7,964,242
Manual 6-speed and above	5,039,615	5,255,813	5,758,493	6,136,507	6,671,647	7,177,929	7,584,889	7,620,245
Automatic 6-speed and below	2,172,455	2,166,599	2,143,175	2,095,951	2,090,144	2,029,624	1,949,275	1,838,297
Automatic 7-speed and above	1,155,542	1,260,715	1,416,614	1,504,385	1,656,808	1,941,051	2,040,219	2,155,475
Dual Clutch (DCT) 6-speed and below	484,839	496,217	592,978	569,327	448,911	291,856	192,813	121,657
Dual Clutch (DCT) 7-speed and above	510,593	588,460	673,872	864,900	1,028,044	1,199,951	1,346,405	1,505,374
CVTs - All	109,571	100,555	79,990	124,042	120,473	132,856	161,248	140,362
Automated Manuals (AMT) - All	247,360	286,238	286,182	280,186	272,188	258,273	256,088	223,784
Gasoline	2013	2014	2015	2016	2017	2018	2019	2020
Manual 5-speed and below	23,713,637	23,764,788	24,635,528	24,733,914	24,529,930	24,428,024	24,314,591	24,481,876
Manual 6-speed and above	3,617,494	4,343,310	5,259,542	6,364,714	7,513,799	8,477,992	8,866,493	9,216,539
Automatic 6-speed and below	23,365,235	22,375,265	21,470,168	19,132,612	16,358,717	14,089,192	13,096,219	11,446,264
Automatic 7-speed and above	2,789,559	3,968,055	5,386,094	7,280,701	9,822,133	12,707,992	13,611,707	15,170,333
Dual Clutch (DCT) 6-speed and below	1,367,090	1,602,242	1,826,121	2,042,854	1,526,352	1,337,064	1,300,624	1,255,570
Dual Clutch (DCT) 7-speed and above	1,657,021	2,048,423	2,726,533	3,530,482	4,299,347	4,809,666	5,455,649	5,865,606
CVTs - All	7,296,656	8,166,328	8,935,799	9,789,381	10,792,709	11,353,303	11,611,480	11,861,812
EVTs - All	1,403,473	1,479,128	1,581,482	1,707,549	1,938,716	2,099,599	2,177,681	2,262,983
Automated Manuals (AMT) - All	485,626	554,145	552,905	526,939	546,084	548,258	535,119	544,787
Reduction - All	2,092	28,378	32,674	34,743	33,604	31,378	49,017	51,108
Electricity	2013	2014	2015	2016	2017	2018	2019	2020
Reduction	158,025	255,319	347,829	421,884	522,672	682,460	828,411	937,752
Global Production of On-Highway, Light-Duty Transmissions, by Region								
	2013	2014	2015	2016	2017	2018	2019	2020
Europe	19,841,232	20,564,611	21,251,940	21,767,468	22,494,632	23,267,149	23,243,420	23,607,545
Greater China	16,764,376	19,033,302	22,081,895	23,855,459	25,685,362	26,807,766	27,856,987	28,342,612
Japan/Korea	23,222,466	22,567,309	21,941,621	22,075,004	22,147,630	22,625,262	22,743,206	22,759,662
Middle East/Africa	333,486	391,518	457,528	521,778	544,307	547,053	538,801	553,290
North America	13,116,834	13,542,916	14,330,939	14,880,092	14,893,105	15,252,035	15,409,554	15,519,512
South America	3,949,053	3,863,158	3,950,725	4,001,513	4,046,693	4,124,271	4,257,824	4,334,735
South Asia	6,214,165	6,746,043	7,758,280	8,418,302	8,791,078	9,280,635	9,622,592	10,136,296

Figura 36: Previsioni di mercato per la produzione di ingranaggi di impiego automobilistico [7].

L'utilizzo dell'olio nella rettifica crea una serie di problemi relativi al suo approvvigionamento, alle inevitabili perdite e dispersioni e alla necessità di sistemi ausiliari. La quantità totale di olio richiesta per una singola rettificatrice di ingranaggi varia tipicamente tra 2000-4000 litri, dei quali 100-200 vengono persi ogni mese e devono essere reintegrati. Le perdite di olio sono dovute alla sua dispersione nell'ambiente per nebulizzazione che avviene durante il processo di rettifica ed alle inevitabili perdite dirette di fluido dalla macchina e dai residui che rimangono sul componente prodotto e vengono persi nel trasporto e nel lavaggio. Le perdite descritte hanno numerose conseguenze negative sulla salute degli operatori e sull'ambiente. A queste problematiche si aggiunge la necessità di separare ciò che compone lo scarto della lavorazione (olio, trucioli metallici, particelle abrasive e di legante) prima dello smaltimento utilizzando trattamenti molto onerosi. L'utilizzo dell'olio richiede l'adozione di sistemi ausiliari che costituiscono una parte rilevante del costo di acquisto e dello spazio necessario per l'installazione di una macchina da rettifica, tali sistemi comprendono vasche di stoccaggio, sistemi di filtraggio, pompe ad alta pressione, separatori di particelle nebulizzate, sistemi di raffreddamento, tubazioni per la circolazione dell'olio ed

un sistema di lavaggio dei componenti realizzati. Il 74% dell'energia consumata durante il processo di rettifica degli ingranaggi è dovuta all'utilizzo dell'olio, come mostrato dai grafici in Figura 37 [101]. Da quanto esposto si evince chiaramente come un processo ed una macchina di rettifica a secco di ingranaggi abbia un potenziale enorme per la riduzione dei costi e dell'impatto ambientale del processo.

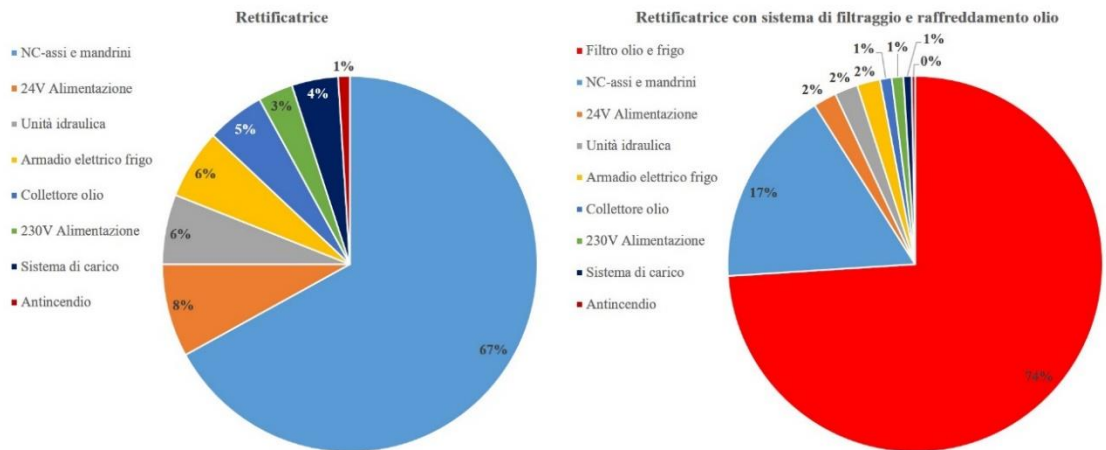


Figura 37: Consumo energetico suddiviso per utenze in una tradizionale macchina per rettifica di ingranaggi con processo di generazione con mola a vite [101].

Avendo visto nel capitolo precedente quali siano le funzioni svolte dall'olio lubrificante nei processi di rettifica e quali siano le problematiche legate alla sua rimozione dal processo, appare evidente la complessità della sfida proposta da una nuova tecnologia a secco, resa ancor più difficile date le richieste di qualità e produttività che devono essere rispettate per poter competere con gli attuali processi lubrificati [102, 43, 67].

Nei processi di rettifica il volume di materiale asportato nell'unità di tempo è determinato dalla combinazione dei parametri di processo: velocità di rotazione della mola, velocità di avanzamento del componente in lavorazione e profondità di taglio. Dalla teoria applicata ai processi di rettifica convenzionali si evince che una diminuzione del calore generato durante il taglio può essere ottenuta, a parità di volume di materiale asportato, combinando una riduzione della profondità di taglio con l'aumento della velocità di avanzamento [43]; questo fa sì che si possa ipotizzare un processo di rettifica a secco di ingranaggi in ambito industriale riducendo il più possibile la profondità di taglio ed aumentando l'avanzamento in modo da mantenere invariato il rateo di asportazione rispetto ad un processo che utilizzi lubrificante. Al giorno d'oggi gli ingranaggi utilizzati nelle trasmissioni automobilistiche di alta gamma vengono rettificati tramite un processo a due fasi: durante la prima fase di sgrossatura viene rimosso l'80% del sovrametallo, recuperando gli errori geometrici prodotti durante la dentatura con creatore [103]; la successiva finitura garantisce l'ottenimento della rugosità superficiale e della forma di fianco ed elica richieste. Un nuovo approccio è stato recentemente presentato da Samputensili che ha progettato un novo processo ed una nuova macchina in grado di finire gli ingranaggi senza uso di lubrificante; il processo si

compone di una fase di sgrossatura tramite “skive-hobbing”, processo di taglio a secco su materiale trattato termicamente effettuato con creatore, seguito da una rettifica di finitura a secco [104]. L’azienda ha sviluppato e prodotto la rettificatrice SG 160 SKYGRIND (Figura 38-39) attorno al nuovo processo ibrido skiving-rettifica eliminando totalmente l’utilizzo di lubrificante.

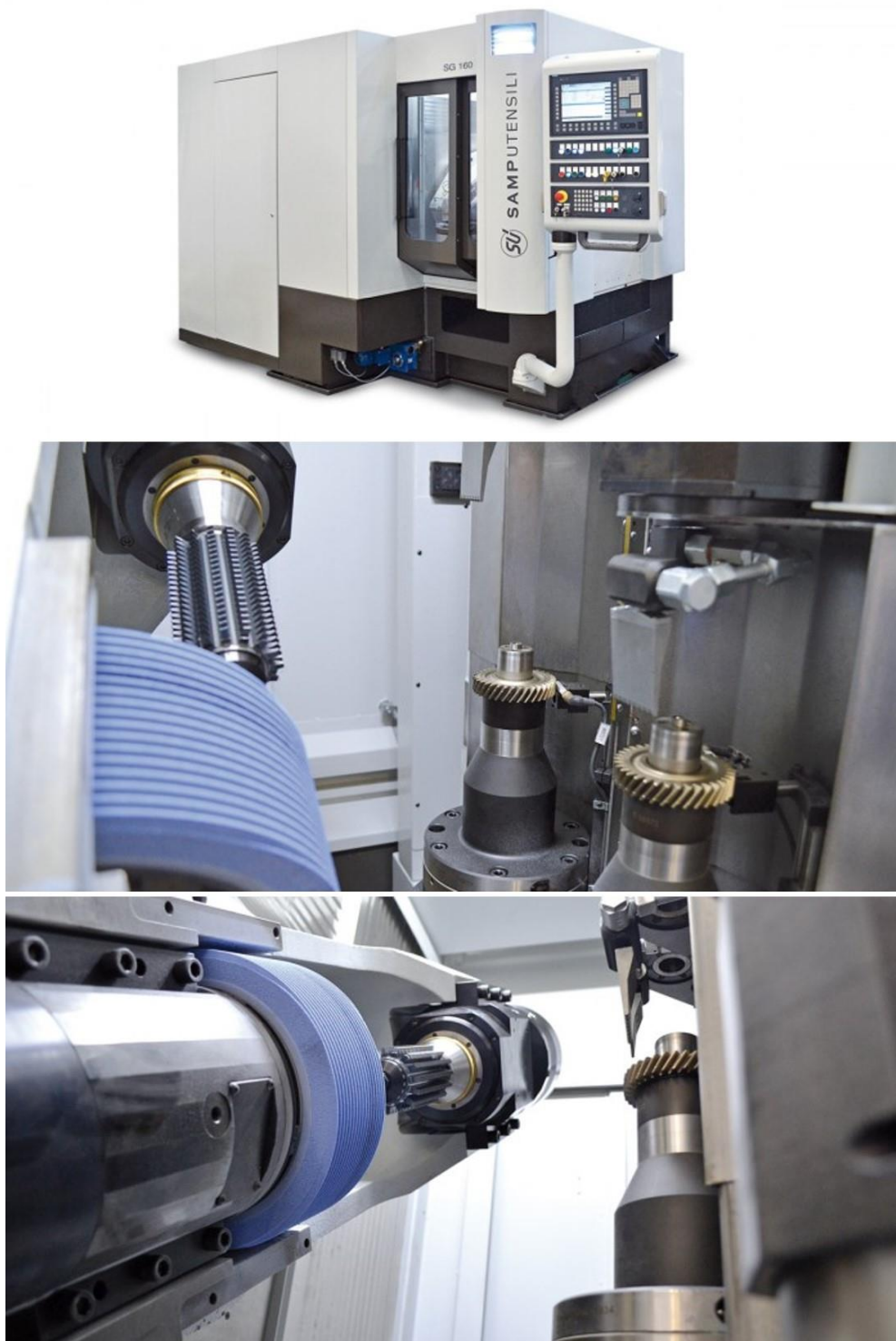


Figura 38: Samputensili SG 160. Dall’alto: vista esterna della macchina; vista della zona di lavoro lato tavole porta-pezzo; vista della zona di lavoro lato mandrini skiving e rettifica.

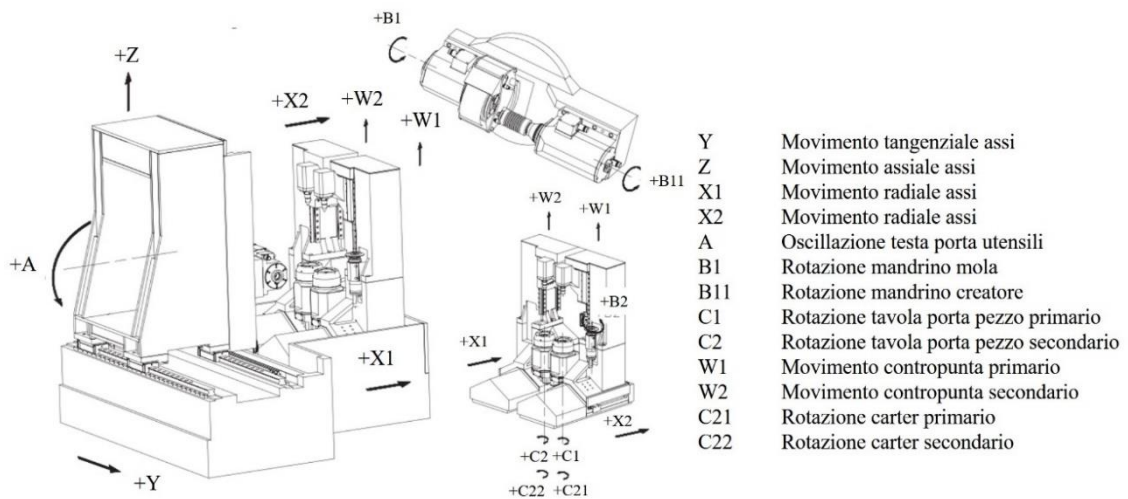


Figura 39: Schema degli assi controllati della rettificatrice a secco SG 160 SKYGRIND di Samputensili.

Nella SG 160 SKYGRIND, il processo è diviso in due fasi ben distinte: quella di sgrossatura e quella di finitura. Sono previste una, o più, passate di sgrossatura, eseguita tramite lavorazione Skiving con creatore, ed una, o più, passate di rettifica finale eseguite tramite mola a vite profilabile. Con questo processo ibrido si rimuove circa il 90% del sovrametallo durante la fase di sgrossatura utilizzando un utensile a creatore che ha il vantaggio di non riscaldare eccessivamente il pezzo. Successivamente, nella seconda fase di finitura, la mola rimuove il sovrametallo residuo ottenendo le caratteristiche geometriche e di finitura superficiale desiderate sull'ingranaggio lavorato. La struttura della macchina (Figura 38 e 39) con due mandrini azionati da motori lineari e l'utilizzo simultaneo di più canali di controllo e gestione della cinematica garantisce un tempo di truciolo-truciolo inferiore a 2 secondi. La configurazione della macchina prevede una separazione dell'asse X delle macchine tradizionali in due carri lineari (X1, X2), ognuno dei quali trasporta una tavola porta-pezzo. In questo modo, la posizione di entrambi gli assi tavola è indipendente e continuamente sotto controllo, ed essendo azionati da motori lineari molto rapidi da 30 m/s, il cambio della lavorazione da una tavola all'altra si riduce a un tempo inferiore ai 2 secondi, incluso il riposizionamento simultaneo dei pezzi con gli assi Y-Z-A.

I tempi ciclo per la finitura degli ingranaggi sono perfettamente in linea con il settore automotive, e ad un costo inferiore rispetto alle soluzioni tradizionali grazie all'eliminazione dei costi di approvvigionamento e gestione dell'olio e ad una ridotta usura della mola utilizzata solo per la finitura. Gli aspetti economici saranno affrontati con maggior dettaglio nel capitolo riguardante le prove sperimentali e l'applicazione industriale del processo. La SG 160 SKYGRIND è una macchina da elevata produttività, caratterizzata da ingombro molto ridotto e minori costi di investimento per le attrezzature accessorie usualmente dedicate alla gestione del lubrificante nelle rettificatrici tradizionali.

I risultati conseguibili adottando questo nuovo processo a secco ed utilizzando la rettificatrice descritta possono essere riassunti come segue:

- Riduzione del costo dei materiali di consumo;
- Riduzione dell'investimento totale;
- Riduzione dell'ingombro macchina;

- Miglioramento della salute nell'ambiente di lavoro;
- Miglioramento dell'impatto ambientale del processo;
- Tempi di lavorazione truciolo-truciolo inferiori a 2 secondi;
- Architettura di macchina innovativa (brevettata);
- Doppi mandrini porta utensile dedicati a lavorazione skiving con creatore e rettifica con mola a vite;
- Configurazione di un asse tangenziale virtuale per garantire elevata rigidità dinamica;
- Elevata stabilità termica e meccanica;
- Fasatura di utensile e pezzo (ingranamento) automatico per entrambe le lavorazioni;
- Sensore induttivo di allineamento posto su mandrino porta pezzo.

Di seguito, in Tabella 3 sono riportati i dati tecnici della macchina.

Tabella 3: *Dati tecnici rettificatrice a secco Samputensili.*

Modello	SG 160 SKYGRIND
Diametro pezzo, max.	160 mm
Modulo	1,0 – 3,0 mm
Lunghezza pezzo, max.	300 mm
Larghezza pezzo, max.	180 mm
Angolo elica	+45° 7 -45°
Diametro mola	250 mm max / 210 mm min
Larghezza mola	100 mm
Velocità di taglio, max.	80 m/s
Diametro rullo profilatore	123 mm
Dimensioni macchina, L x W x H	3275 x 2200 x 2285 mm
Sistema di controllo	Siemens Sinumerik 840 D sl

Obiettivi e motivazioni del progetto

In questo breve capitolo si descrivono gli obiettivi del progetto di dottorato e le motivazioni che hanno determinato le scelte intraprese per raggiungerli.

Il dottorato è stato sviluppato su due percorsi convergenti ma caratterizzati ognuno da un approccio molto differente applicato sia all'impostazione teorica che alla parte di modellazione e di analisi sperimentale. Questo ha permesso di superare difficoltà che fino ad oggi avevano impedito il conseguimento dei risultati qui ottenuti. Il problema di modellare il processo di rettifica di generazione degli ingranaggi dal punto di vista termico, superando le approssimazioni fino ad ora adottate dalla teoria e dalla pratica di riferimento, è stato scomposto in due tematiche differenti definendo una filosofia di modellazione gerarchica. La prima tematica ha riguardato lo studio approfondito dei fenomeni che riguardano il contatto tra il singolo grano abrasivo ed il materiale soggetto al taglio i cui risultati sono stati poi utilizzati per sviluppare un modello termico della lavorazione sull'intero ingranaggio.

Alle attività sperimentali di modellazione si è affiancata una attività di ottimizzazione del processo industriale di rettifica a secco svolta in azienda impiegando tecniche classiche di analisi statistica dei risultati e di ottimizzazione sperimentale di processo.

3.1 Descrizione del contesto

Il contesto in cui si è inserito questo progetto di dottorato è quello della rettifica di ingranaggi per utilizzo automobilistico su trasmissioni di alta gamma installate su autovetture di produzione su larga scala. Il mercato della produzione di macchine per la rettifica di ingranaggi, come anticipato nel capitolo precedente, vede il predominio di 5 aziende produttrici di cui Samputensili fa parte. Al fine di innovare il processo di produzione verso un abbattimento dell'impatto ambientale e dei costi di processo, in linea con le nuove normative europee per il comparto manifatturiero, Samputensili ha deciso di investire fortemente in ricerca e sviluppo ed immettere sul mercato un nuovo processo di finitura che escludesse l'uso del lubrificante. Questo lavoro è culminato nella presentazione della rettificatrice SG 160 SKYGRIND a fine 2015.

Le conoscenze specifiche dell'azienda hanno permesso di sviluppare la macchina mentre per poter investigare la fattibilità ed ottimizzare e industrializzare il processo si è reso necessario intraprendere un approccio più scientifico. Le problematiche di sviluppo di calore durante il processo, con conseguente danneggiamento dei componenti, richiedono la capacità di poter prevedere con certezza la quantità di calore sviluppato durante il taglio al variare dei materiali coinvolti e dei parametri di processo. Per questo motivo si è pensato di realizzare un modello in grado di prevedere le temperature sul componente in modo da utilizzarlo nella fase di set-up del processo accorciando sensibilmente i tempi per le prove di pre-produzione e diminuendo in modo rilevante il numero di componenti testati durante l'ottimizzazione riducendo i costi di questa fase.

Samputensili ha l'obiettivo di consegnare al cliente non solamente la macchina da rettifica ma l'intero processo, fornendo un pacchetto completo che comprende

l'individuazione dei migliori utensili per effettuare la lavorazione ed i parametri di processo ottimali per ottenere componenti che rispettino gli standard di qualità richiesti dal cliente ed assicurando la produttività richiesta con un sensibile abbattimento dei costi. Affrontare un tema nuovo come la rettifica a secco in questo tipo di applicazione ha richiesto anche una stretta collaborazione con i produttori degli utensili abrasivi, interessati a capire come migliorare e/o modificare i loro prodotti per poter creare soluzioni ad hoc per questo processo, non limitandosi a “chiudere la valvola del lubrificante”. Altro aspetto fondamentale è stato quello del controllo e della verifica degli ingranaggi prodotti. Lo sviluppo di nuovo processo porta sempre alla luce nuovi aspetti fino a quel momento sconosciuti o presenti in entità differente. Per questo si è dovuta perfezionare la procedura di analisi degli ingranaggi prodotti, sia dal punto di vista geometrico che da quello metallurgico.

Mentre il lavoro riguardante la produzione di ingranaggi è stato interamente svolto presso lo stabilimento Samputensili, anche per preservare le conoscenze via via acquisite, la particolarità delle prove sperimentali volte a modellare il comportamento del materiale in seguito al taglio con abrasivo ha reso necessario coinvolgere altri istituti di ricerca sia in Italia che all'estero.

3.2 Il progetto

Suddividendo il lavoro in *ricerca sperimentale* e *ricerca industriale* si illustra qui in maniera sintetica come si è articolato il progetto di dottorato. Ciascun aspetto sarà poi trattato in modo approfondito nei capitoli dedicati.

3.2.1 La ricerca sperimentale.

I modelli storicamente sviluppati per lo studio e la simulazione del processo di rettifica si dividono in due categorie: quelli analitici che si basano sulla determinazione di coefficienti di processo e sulla modellazione statistica degli effetti del taglio (numero di grani in presa, angoli di spoglia dei grani, ecc..) e quelli agli elementi finiti che si basano sull'approssimazione della forma indefinita dei grani abrasivi ad una forma geometrica nota. Entrambi questi approcci hanno limitazioni che ne hanno fino ad ora inficiato un utilizzo industriale. Per superare questi limiti si è pensato di:

- Identificare i materiali di maggior interesse per il processo di rettifica degli ingranaggi, tipologia grani abrasivi, materiale in lavorazione;
- Sviluppare un modello FEM del processo di rettifica con grano abrasivo singolo per il calcolo delle forze di taglio e la predizione dell'energia termica sviluppata nel contatto grano-materiale;

- Definire e realizzare un set-up sperimentale per la misurazione delle forze nella rettifica con grano singolo per la validazione del modello;
- Individuare la modalità migliore per acquisire la reale geometria dei grani abrasivi e la forma del solco generato dal processo;
- Mettere a punto dei test con grani multipli per estendere i risultati dal grano singolo ad una numerosità maggiore di grani coinvolti nel taglio;
- Studiare la cinematica del processo di rettifica per generazione di ingranaggi con mola a vite in utilizzo industriale (parametri e geometrie reali), al fine di determinare traiettorie, velocità e dimensioni dell'area di contatto mola-dente;
- Approfondire la conoscenza degli utensili da rettifica riguardo materiali utilizzati, proprietà specifiche e processi produttivi;
- Sviluppare un modello FEM del carico termico agente su di un dente di ingranaggio durante la lavorazione;
- Identificare i parametri e le modalità di acquisizione dei dati di macchina per la validazione del modello tramite test di rettifica con SG 160;
- Mettere in relazione i dati del modello di taglio con le caratteristiche della mola utilizzata e del processo adottato per determinare esattamente il calore sviluppato sul dente rettificato.

3.2.2 *La ricerca industriale*

Una prima fase è stata dedicata a verificare la fattibilità industriale del nuovo processo a secco mentre nella seconda si è proceduto alla sua ottimizzazione. Per questo è stato necessario adottare le seguenti strategie e soluzioni su ciascun componente fornito da 4 differenti produttori di ingranaggi:

- Produzione di ingranaggi con processo lubrificato di riferimento;
- Prove sperimentali di processo a secco con incremento progressivo del rateo di asportazione per individuare i parametri soglia della bruciatura;
- Analisi metallografica dei campioni rettificati per definire i livelli di bruciatura;
- Analisi comparativa tra mole fornite da 3 differenti costruttori con specifiche differenti al fine di individuare la soluzione più idonea;
- Analisi tramite tecniche DOE dell'influenza dei vari parametri di processo sulla qualità finale dell'ingranaggio;
- Prove di pre-produzione e di produzione ridotta per verificare robustezza e ripetibilità del processo.

Preme sottolineare che accordi di riservatezza presi tra le parti coinvolte in questo lavoro non permetteranno di presentare interamente i risultati ottenuti. Durante la trattazione saranno evidenziate le necessarie omissioni atte a garantire il rispetto di tali accordi.

Il modello di asportazione a grano singolo

A livello di ricerca internazionale la simulazione di processi di asportazione di materiale è riconosciuto essere un ottimo strumento per ottimizzare sia i processi di taglio che quelli di rettifica. Le conoscenze relative all'interazione utensile-pezzo nella rettifica, a seconda della combinazione di parametri scelta, consentono di selezionare la strategia di processo più idonea scegliendo se massimizzare la qualità del pezzo prodotto o minimizzare il tempo di lavorazione e l'efficienza economica del processo.

Le complesse relazioni tra parametri del sistema, parametri di lavorazione, parametri di processo e risultati ottenuti sul pezzo tramite rettifica, unite alla rilevanza assunta da questo processo in ambito industriale fanno sì che la modellazione e la simulazione dei processi di rettifica sono un importante oggetto di studio sia livello universitario che industriale, costituendo in molti casi occasioni di collaborazioni tra i due ambiti. Fino al 1980 si è avuta una predominanza di modelli fisico-analitici e fisico-empirici, basati su regressioni lineari multiple, e trasferiti poi su modelli generalizzati chiamati "modelli base". I progressi compiuti riguardanti l'aumento della potenza di calcolo e delle prestazioni dei computer hanno consentito lo sviluppo di nuove tipologie di modelli come quelli ad elementi finiti (FEA), modelli geometrici-cinematici, modelli particellari (MD), ecc. [105 - 114]. Sebbene i computer abbiano permesso lo sviluppo dei modelli citati, modelli per l'analisi e l'ottimizzazione dei processi di rettifica erano impiegati senza dover utilizzare calcolatori. Sebbene negli anni 1950 i transistor fossero appena stati inventati, i chip a semiconduttore fossero raramente utilizzati negli strumenti di misura e i computer non esistessero, le fondamenta della ricerca attuale nell'ambito dei processi di produzione sono state gettate da studiosi che hanno circoscritto il problema. In quegli anni sono state definite le quantità fondamentali che descrivono il problema, progettati strumenti di misura e scoperte le relazioni base che sono valide ancora oggi e rappresentano le basi dei modelli sviluppati nel presente. Il modello di Taylor, datato 1880 può essere considerato come l'inizio della modellazione nell'ambito dei processi di taglio [115]. Il modello sviluppato da Taylor è ancora la base fondamentale di tutta la ricerca nell'ambito della modellazione dei processi di asportazione di truciolo, anche per i più recenti modelli riguardanti la rettifica [116 - 129].

Analizzando lo stato dell'arte dei modelli sviluppati a partire dagli inizi degli anni 90 si possono individuare 7 differenti tipologie di modelli, riassunti in Figura 40.

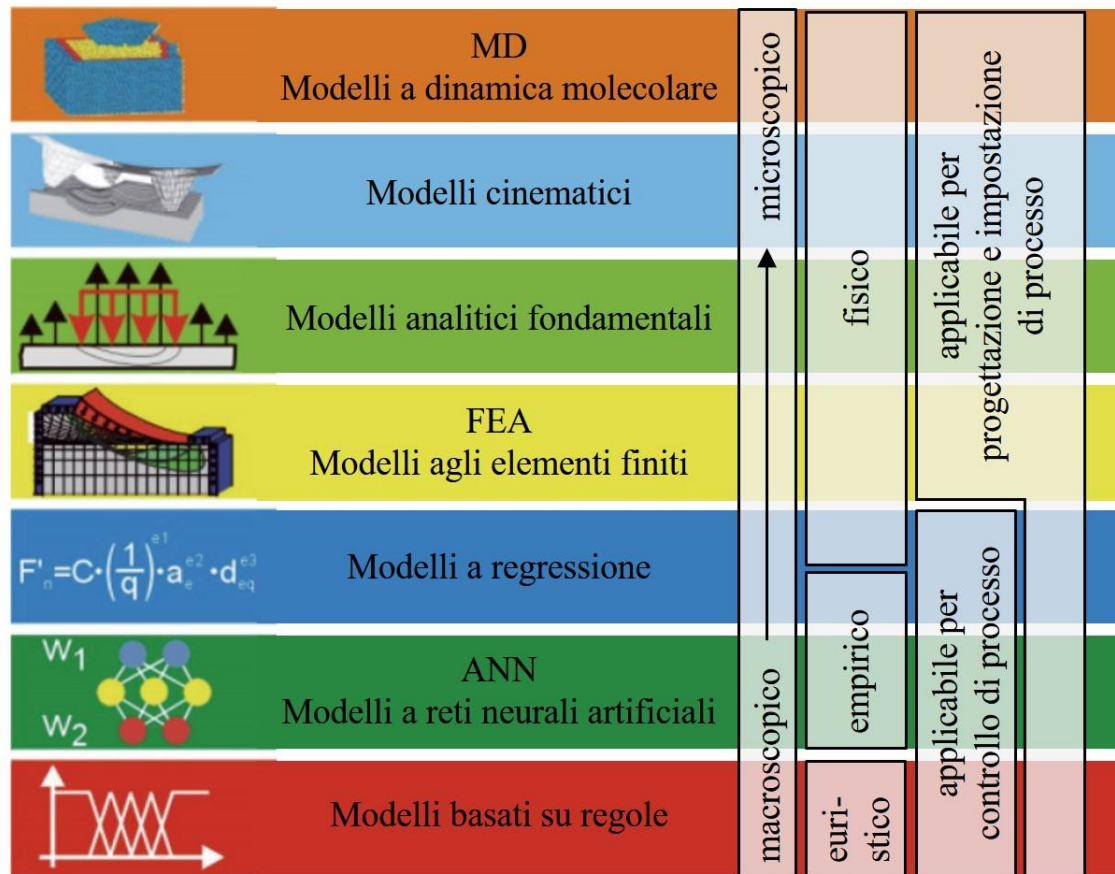


Figura 40: *Diverse categorie di modelli e ambito di applicazione della simulazione [129].*

I vari modelli possono comprendere sia le caratteristiche del processo come forze e temperature sia risultati riguardanti topografia o integrità della superficie. La seconda tipologia di modelli, di immediato utilizzo industriale, sono stati largamente sviluppati e perfezionati fino a realizzare applicativi o software in grado di prevedere i contatti tra mola e pezzo sia le geometrie realizzate dal processo. Tutti questi modelli considerano gli elementi impiegati nel processo come oggetti rigidi e utilizzano descrizioni cinematiche per ottenere i risultati che possono essere conseguiti con simulazioni brevi ed efficaci.

I modelli riguardanti la previsione di forze e temperature presentano, allo stato attuale, molteplici limitazioni ed approssimazioni che ne fanno uno strumento difficilmente utilizzabile in ambito industriale per processi complessi come la rettifica di ingranaggi. La complessità delle geometrie di utensile ed ingranaggio, la particolare struttura della mola e la sua natura non deterministica unite alle elevate velocità di deformazione del materiale rendono impossibile sviluppare un modello di taglio del materiale con la mola. Per questo negli anni si è isolato il problema del taglio studiando l'interazione di un singolo grano con il materiale in lavorazione. I grani abrasivi utilizzati nelle mole per la rettifica di ingranaggi sono grani in ossido di alluminio caratterizzati da una geometria indefinita distribuita statisticamente attorno ad una dimensione e forma di riferimento. Anche gli angoli di taglio del grano sono indefiniti con una predominanza di angoli di spoglia negativi (75%). La difficoltà di acquisire la geometria dei grani abrasivi ha fatto sì che tutti i modelli fino ad oggi sviluppati utilizzino forme definite ed approssimate del grano, generalmente forme

coniche o prismatiche. Questa approssimazione introduce errori significativi che approssimano il comportamento di grano e materiale durante il processo senza consentire di calcolare precisamente forze e temperature.

4.1 Il meccanismo di asportazione

Il processo di asportazione che si verifica durante l'interazione del grano abrasivo con la superficie del componente in lavorazione dipende dalle proprietà fisiche degli elementi coinvolti nel taglio. Tre meccanismi fondamentali possono essere individuati: micro-aratura, formazione di micro-truciolo, micro-fratturazione (Figura 41).



Figura 41: *Meccanismi di asportazione nell'interazione grano-materiale [24].*

Durante la fase di aratura si ha una continua deformazione plastica, o elasto-plastica, del materiale attorno al solco creato dal grano, con una rimozione del materiale trascurabile. Durante un reale processo di rettifica gli impatti simultanei di più grani abrasivi o gli impatti ripetuti del singolo grano in lavorazione portano alla rottura del materiale in corrispondenza del bordo del solco. Responsabile della formazione di truciolo è il secondo meccanismo che idealmente porta ad una rimozione di volume di materiale pari al volume del solco che viene realizzato. Questi due meccanismi si verificano nelle lavorazioni di materiali duttili. La predominanza di un meccanismo rispetto all'altro dipende dalle particolari condizioni di taglio come la natura dei materiali coinvolti, i parametri di processo e la geometria del tagliente del grano abrasivo. La formazione di cricche e la loro propagazione è alla base del meccanismo di micro-fratturazione. Il volume di materiale asportato può essere più volte superiore al volume della traccia teoricamente prodotta dal grano abrasivo. Questo meccanismo è caratteristico della rettifica di materiali duri e fragili come vetro, ceramici e silicio. Questi tre meccanismi sono responsabili della formazione della nuova superficie tramite processo di rettifica, la predominanza dell'uno rispetto agli altri dipende fortemente dal tipo di materiale che viene lavorato, per questo un approfondimento del meccanismo di asportazione viene trattato separatamente per materiali duttili e fragili. L'acciaio da ingranaggi viene considerato materiale duttile.

Durante la rettifica il bordo tagliente del grano penetra nel materiale del pezzo causando, dopo una breve fase di deformazione elastica, la deformazione plastica del materiale. Inizialmente non si ha formazione di truciolo poiché l'angolo tra il bordo tagliente e la superficie del materiale è molto piccolo a causa dell'arrotondamento dello spigolo tagliente. Il materiale in lavorazione viene spinto lateralmente formando creste laterali, e fluisce al di sotto del bordo tagliente del grano [130].

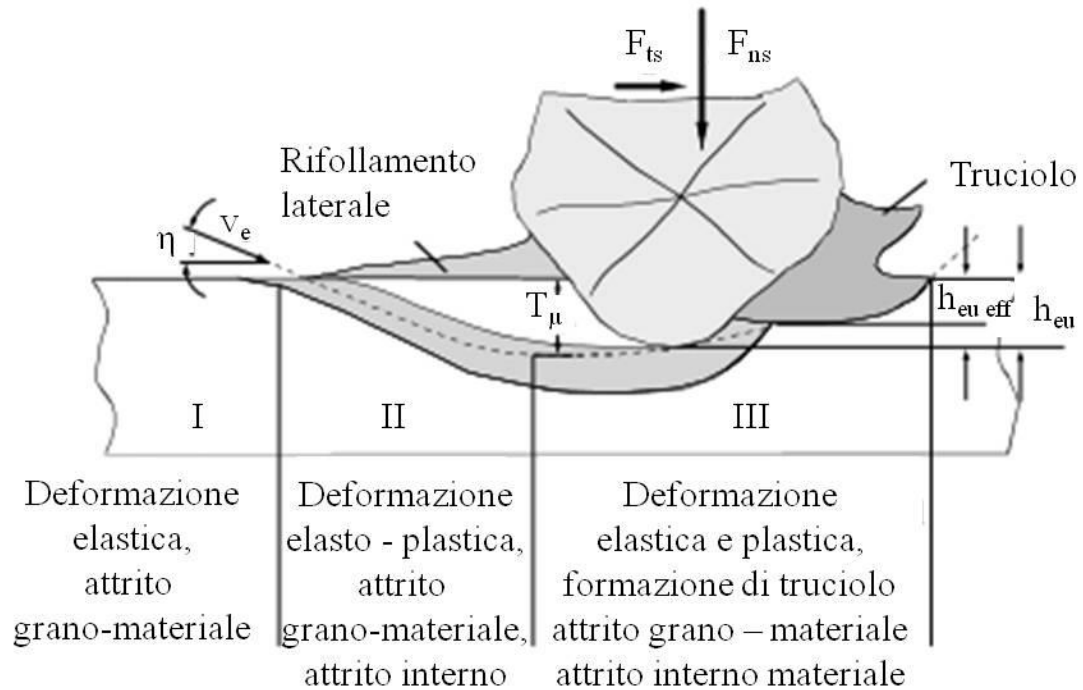


Figura 42: *Asportazione durante l'interazione del grano con materiale duttile [24].*

In Figura 42 è rappresentata la formazione di truciolo nel caso di materiale duttile. La formazione di truciolo inizia solo nel caso in cui il bordo tagliente del grano penetri ad una profondità tale per cui l'altezza di truciolo indeformato h_{cu} eguagli la profondità critica di taglio T_{μ} che dipende dal materiale in lavorazione e dai parametri di processo. Dato che i processi di deformazione plastica e formazione del truciolo avvengono simultaneamente, la porzione di truciolo indeformato effettivamente rimossa come truciolo e lo spessore reale del truciolo sono fondamentali per l'efficienza dell'asportazione. Aspetto fondamentale che influisce sul meccanismo di asportazione sono le condizioni di attrito all'interfaccia tra grano e materiale. Nel caso in cui l'attrito aumenti, la profondità di taglio critica diminuisce, in assenza di lubrificante questo determina una diminuzione della deformazione plastica. Considerando costante l'altezza del truciolo indeformato, lo spessore del truciolo formato diminuisce al diminuire dell'attrito [131 - 133].

L'energia di taglio

L'energia meccanica viene introdotta nel processo di rettifica dal movimento relativo del grano rispetto alla superficie del componente in lavorazione (Figura 43). Questa energia viene principalmente convertita in calore portando ad un aumento della temperatura nella zona di taglio. La trasformazione dell'energia meccanica in energia termica avviene tramite processi di attrito e deformazione tra grano e materiale [134, 135]. Gli attriti all'interfaccia tra grano e superficie del materiale e tra grano e truciolo sono i principali responsabili dello sviluppo di calore a cui si somma quello generato per gli attriti interni al materiale che subisce spostamenti e deformazioni plastiche [43].

Ovviamente l'utilizzo di lubrificante influenza notevolmente la generazione e l'entità del flusso di calore sviluppato. L'effetto del lubrificante è quello di ridurre l'attrito all'interfaccia grano-materiale, principale responsabile della generazione di calore, inoltre l'acqua presente nel lubrificante agisce da refrigerante.

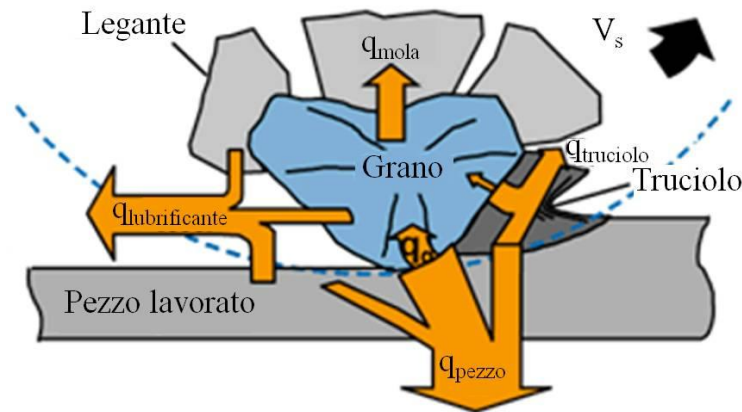


Figura 43: Ripartizione tra lubrificante, pezzo lavorato, mola e truciolo del calore generato nella rettifica all'interfaccia grano-materiale.

· Temperature generate durante il taglio

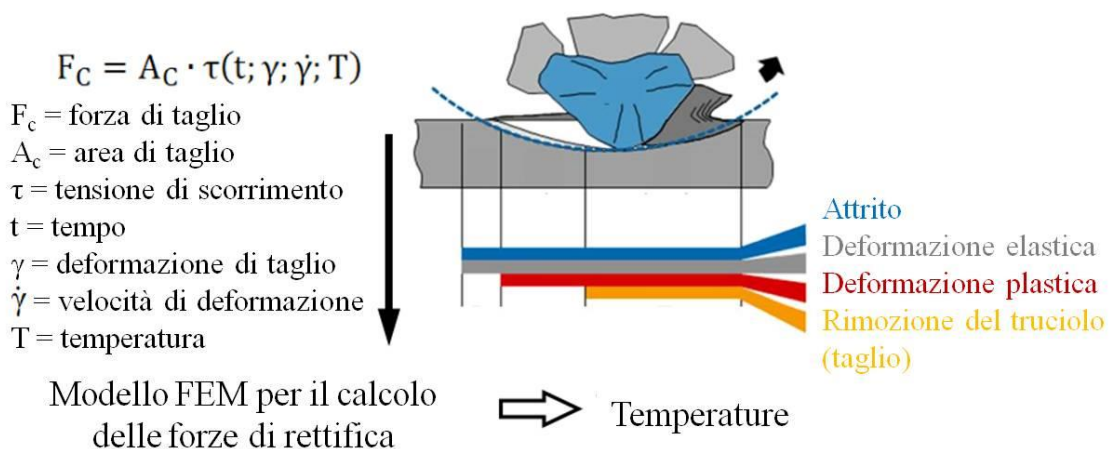


Figura 44: Schema concettuale con l'impostazione del calcolo delle temperature generate dagli sforzi di taglio.

4.2 Set-up sperimentale grano singolo

Prove sperimentali volte alla misura delle forze di taglio in configurazione mono grano sono state svolte presso i laboratori del Precision Machining Research Consortium (PMRC) del Georgia Institute of Technology e presso il Werkzeugmaschinenlabor (WZL) dell'RWTH Aachen Universität. Sebbene concettualmente identici, i set-up sperimentali utilizzati differiscono per le particolari soluzioni tecniche adottate e che saranno ampiamente illustrate nel seguito. In entrambi i casi si è seguita la stessa procedura sperimentale. Dopo aver individuato la macchina utensile più idonea per svolgere le prove si è realizzato un sistema porta-utensile in grado di replicare la geometria di una mola consentendo l'istallazione su di esso del grano montato su di un supporto. La preparazione dei campioni ha riguardato sia il montaggio dei grani abrasivi, selezionati casualmente dal gruppo di grani disponibili, sia la preparazione dei componenti su cui effettuare le prove di rettifica. La scelta di selezionare casualmente i grani per i test ha permesso di non introdurre una preferenza che fosse basata su geometria o dimensione, mantenendo la natura non deterministica insita nei processi abrasivi e investigando differenti condizioni di taglio al variare della geometria del grano. Il materiale dei campioni su cui effettuare le prove è stato scelto in modo da replicare le tipologie più comuni di materiale utilizzato per la realizzazione di ingranaggi per uso automobilistico.

Al fine di rappresentare al meglio le condizioni caratteristiche del taglio di rettifica si è scelto di effettuare le prove utilizzando la cinematica tipica della rettifica tangenziale su superficie piana con rivoluzione multipla e andamento preferenziale discorde (cinematica adottata anche nel modello) (Figura 45).

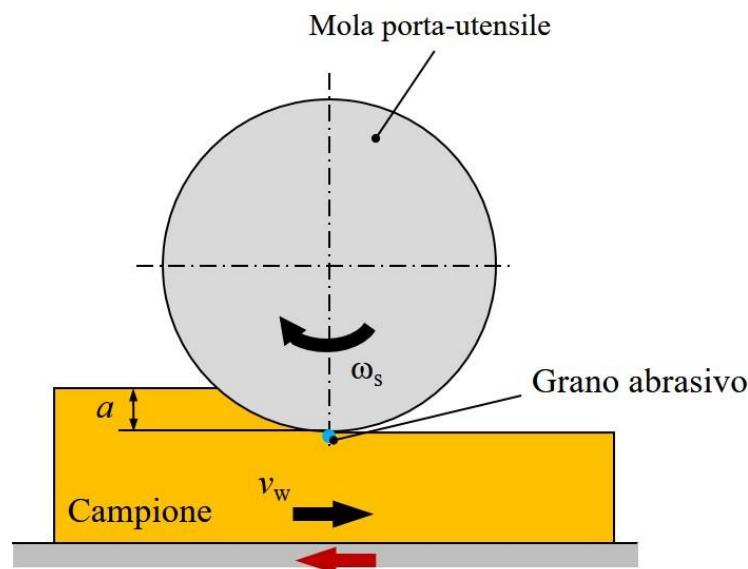


Figura 45: *Cinematica delle prove di rettifica mono-grano. In nero avanzamento in discordanza, in rosso avanzamento in concordanza.*

Ciascun test è stato effettuato partendo da una posizione iniziale di disimpegno impostando un extra-corsa di avvicinamento, il moto di avanzamento permetteva l'impegno graduale del grano sul materiale che veniva lavorato fino al disimpegno completo del grano

dalla superficie impostando un extra-corsa di uscita. La lavorazione completa risulta quindi composta da un numero di rivoluzioni (e quindi di corse di taglio del grano nel materiale) determinato dalla lunghezza totale del tratto lavorato e dalla combinazione di avanzamento e velocità di rotazione della mola, senza mai modificare la profondità di passata impostata ad inizio lavorazione. Questa particolare cinematica permette di avere un ingaggio graduale del grano nel materiale, nelle prime rivoluzioni il grano si troverà impegnato su di una corsa molto ridotta e per una profondità di tagli inferiore a quella totale che sarà raggiunta unicamente quando l'asse mediano della mola sarà in corrispondenza dello spigolo anteriore del campione in lavorazione. Questo consente di avere un determinato numero di rivoluzioni (sempre funzione dei parametri di processo) con sezione di ingaggio grano-materiale ridotta, altezza del truciolo indeformato ridotta e forze di taglio minori. Una volta raggiunta la prima rivoluzione ad "ingaggio completo" il processo raggiunge uno stato di regime in cui il grano abrasivo asporta materiale corrispondente alla profondità di taglio impostata (al netto delle inevitabili differenze dovute ad usura e ad effetti legati al ritorno elastico del materiale tagliato nella rivoluzione precedente). Questo tipo di cinematica si avvicina molto alle reali condizioni di taglio dei processi di rettifica in cui il grano abrasivo si trova a lavorare una porzione di materiale risultato del passaggio del grano precedente ed una porzione di materiale non ancora modificato.

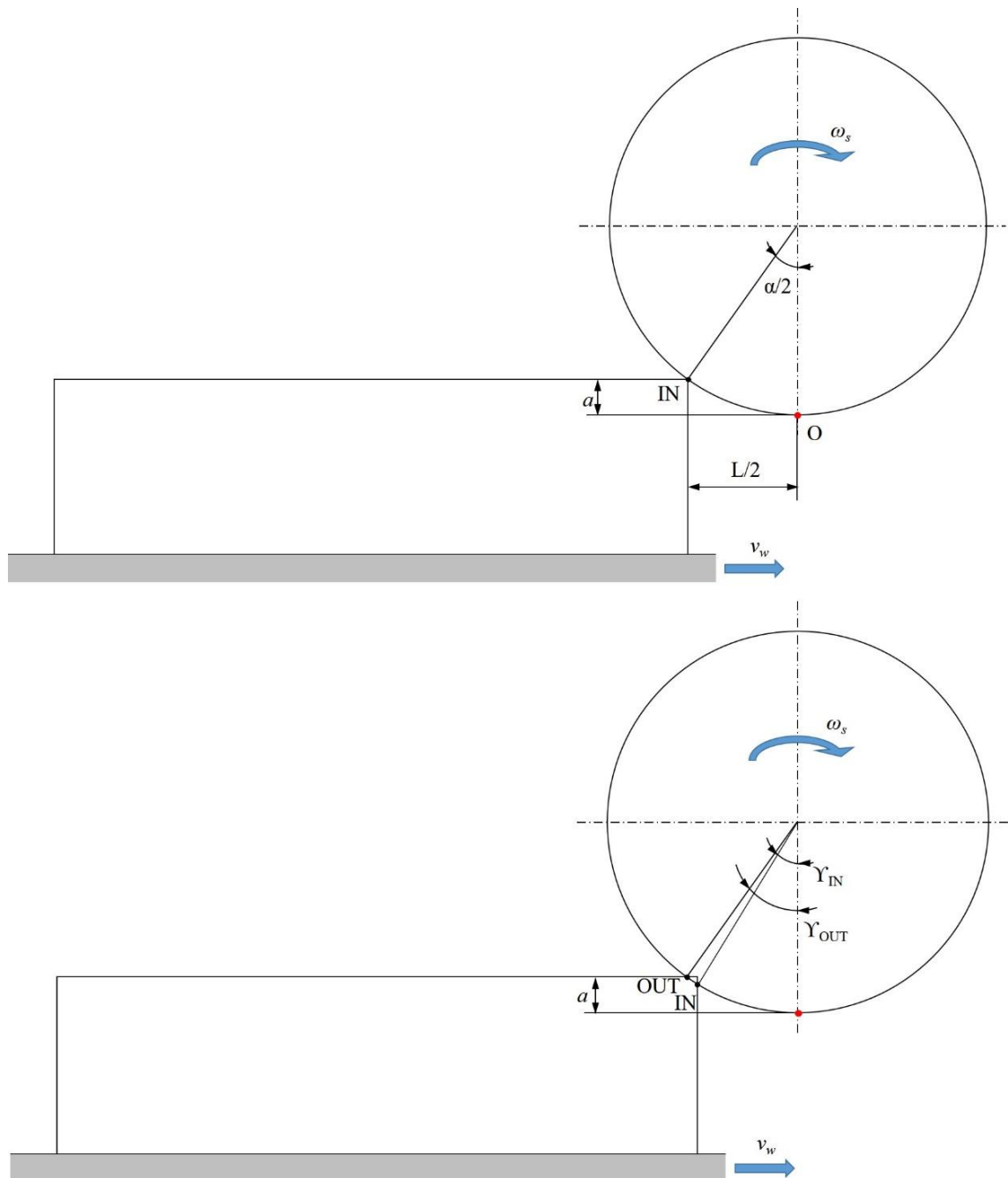


Figura 46: Impegno progressivo del grano. In alto istante iniziale in cui avviene il primo contatto ($L/2$ extra-corsa limite); in basso istante t_i corsa di taglio ridotta.

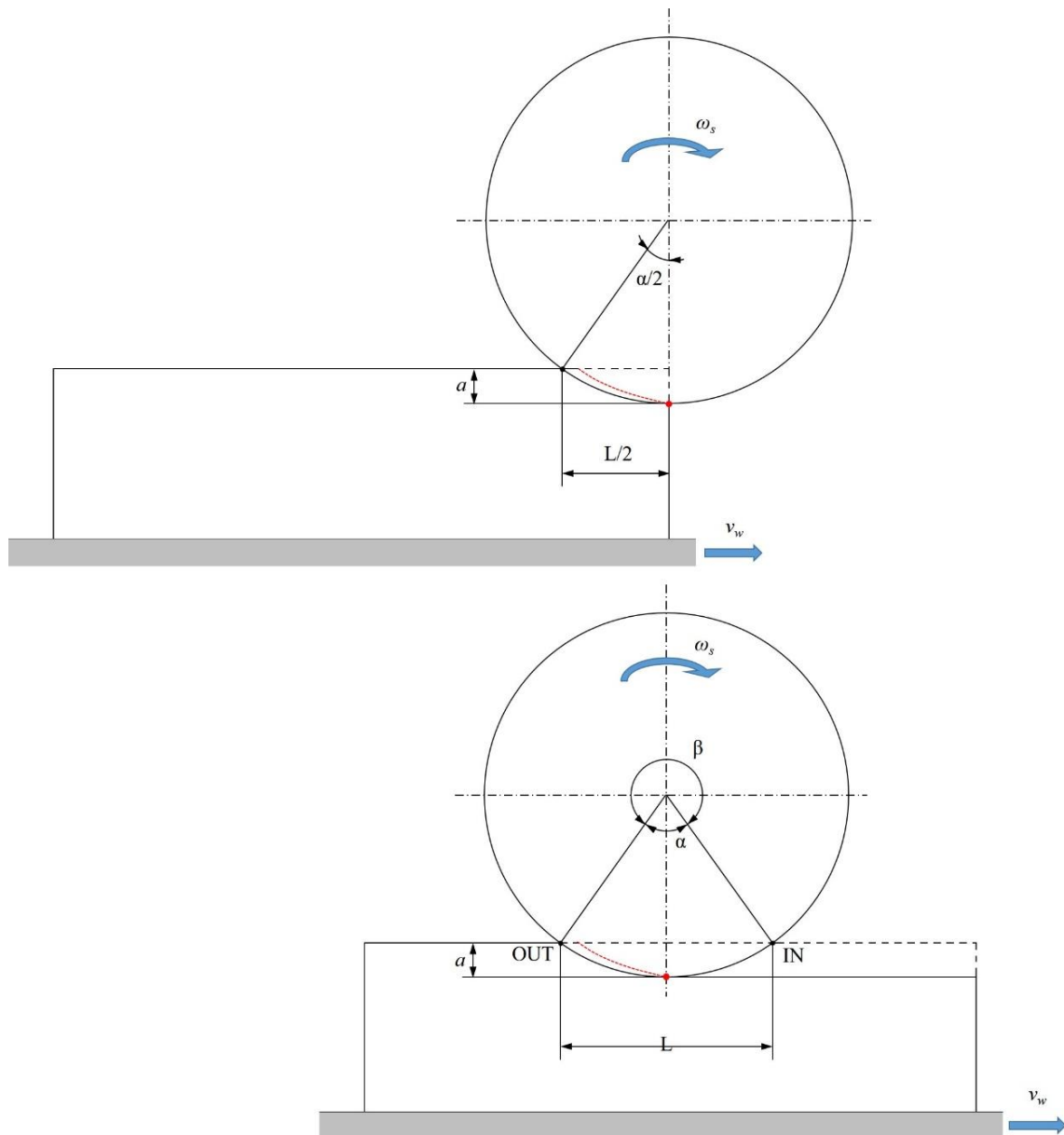


Figura 47: *Condizione di taglio a regime: in alto prima rivoluzione a piena penetrazione; in basso condizione di taglio a regime.*

Nelle Figure 46 e 47 è evidenziato il taglio progressivo compiuto dal grano abrasivo nel caso di rettifica in discordanza. In queste condizioni il grano taglia uno spessore di truciolo crescente, venendo sollecitato, durante una singola corsa di taglio, da forze crescenti che raggiungono il massimo prima di uscire dal materiale partendo da valore nullo. Questo consente di non sollecitare in modo eccessivo il grano in ingresso, cosa che accade lavorando in concordanza. Tale accorgimento è necessario nel caso delle prove di rettifica mono-grano poiché non si ha legante che avvolga il grano lasciando unicamente esposta la zona di taglio, nel caso dei test il grano è totalmente protruso verso l'esterno essendo incollato al supporto unicamente alla sua base. Così facendo si limita il più possibile il rischio di rotture improvvise o distaccamenti dal supporto.

Alcune prove sono state effettuate anche con cinematica in concordanza per poter eseguire un confronto tra le sollecitazioni nei due casi differenti. In Figura 48 il dettaglio della sezione di truciolo nel caso di taglio in concordanza.

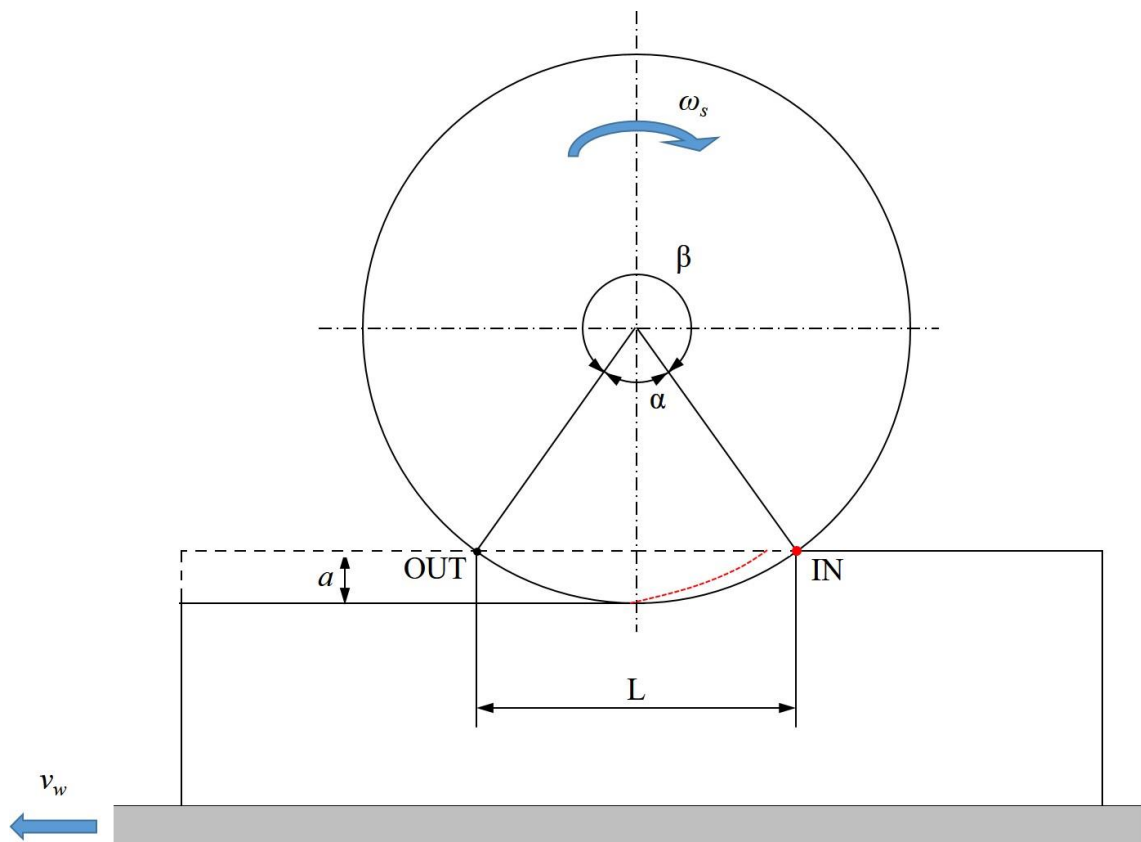


Figura 48: *Condizione di regime nella rettifica in concordanza.*

La più significativa particolarità di questo tipo di prove è l'impossibilità di effettuare ripetizioni esatte di ciascun singolo test in quanto l'usura modifica significativamente la geometria del grano persino durante il processo. Questo fa sì che il singolo grano abrasivo non possa essere riutilizzato per ripetere la prova e ottenere dati comparativi per la stessa particolare geometria. Risulterebbe peraltro inutile cercare grani identici e eseguire così le ripetizioni, poiché il processo di produzione dei grani utilizzati non consente di ottenere geometrie ripetibili. Pertanto ogni grano è stato utilizzato per un'unica prova con un solo set di parametri. Ciascun set di parametri è stato utilizzato per 3 volte con 3 grani differenti al fine di individuare una relazione tra le differenti forme dei grani. In seguito le analisi saranno svolte considerando i grani raggruppati per set di parametri al fine di individuare le variazioni di forza legate ai differenti parametri di taglio. Unica eccezione riguarda alcuni test fatti con i grani in blu-corundum, in questo caso lo stesso grano è stato utilizzato prima in una prova con cinematica in discordanza e successivamente in concordanza senza modificare i parametri di taglio. Questo aspetto sarà approfondito in seguito.

Le forze lungo le direzioni principali di taglio, radiale (compressione) e tangenziale (taglio) sono state acquisite durante i test. La geometria di ciascun grano è stata acquisita prima e dopo le prove per poter effettuare analisi relative all'usura. I solchi prodotti sui campioni sono stati acquisiti per poter quantificare il volume di materiale asportato e verificare la geometria della sezione trasversale.

4.2.1 Set up “PMRC”

Questa parte dei test è stata effettuata presso il PMRC del Georgia Institute of Technology di Atlanta. Una fresatrice a controllo numerico Okuma Millac 44 V (Figura 49) è stata utilizzata in configurazione specifica per replicare la cinematica di un processo di rettifica tangenziale. Essendo questa macchina una fresatrice ad asse verticale, si è realizzato un afferraggio che consentisse di posizionare verticalmente il campione in lavorazione, a sua volta montato rigidamente sulla piattaforma dinamometrica posizionata sulla tavola porta-pezzo della fresatrice. Tutto il montaggio è stato verificato per escludere presenza di vibrazioni o effetti statici e dinamici che potessero falsare la misura delle forze.



Figura 49: *Fresatrice verticale CNC Okuma Millac 44 V.*

In questa campagna di prove sperimentali sono stati utilizzati grani abrasivi in ossido di alluminio puro fuso di grana 16, 24, 36 come da standard FEPA.

Questi sono i grani più comunemente utilizzati per le mole da rettifica profilabili. Solitamente nella rettifica di ingranaggi si impiegano abrasivi con grana pari ad 80 FEPA, molto più fine rispetto a quelle scelte per queste prove. La scelta di effettuare la prima campagna di prove sperimentali con grane considerate molto grossolane è stata funzionale alla possibilità garantita dalla grandezza dei grani (circa 1,20 mm diametro per grana 16; 0,75 mm grana 24 e 0,50 mm grana 36) di paragonare efficacemente i risultati delle acquisizioni della geometria dei grani. Inoltre utilizzare abrasivi di grandi dimensioni consente di ottimizzare la discretizzazione al fine di snellire il modello agli elementi finiti, argomento che verrà approfondito nel capitolo relativo al modello. I grani sono stati montati, utilizzando un microscopio ottico, su delle viti m4 a testa esagonale piatta incollandoli con resina epossidica bi-componente (Figura 50). Questo tipo di incollaggio, pur rimanendo di facile esecuzione, si avvicina il più possibile alle caratteristiche di un

legante epossidico utilizzato nelle mole, costituendo un'interfaccia grano-vite che presenta le caratteristiche di incollaggio e rigidità comparabili a quelle di una mola.



Figura 50: Grani abrasivi in ossido di alluminio fuso, granulometria 16 FEPA: a) grani abrasivi; b) incollaggio su vite con resina epossidica; c) immagini al microscopio, vista laterale sopra, vista superiore sotto.

La vite, componente commerciale e facilmente reperibile, consente una rapida sostituzione del grano al termine di ciascuna prova, costituendo anche un ottimo supporto per montare il grano sulle tavole degli apparecchi di misura della geometria. La posizione

del grano durante il taglio è stata marcata sul supporto ad ogni test, così da essere certi dell'orientamento dell'utensile durante il taglio.

Per comprendere gli effetti dell'interazione di più grani abrasivi coinvolti nel taglio sono stati preparati degli utensili multi grano montando più grani, disposti in modo casuale, sulla testa della vite. In Tabella 4 sono riportati i montaggi realizzati per ciascuna granulometria. Le Figure 51 e 52 mostrano esempi di un montaggio mono-grano ed uno multi-grano per ciascuna granulometria utilizzata.

Tabella 4: *Grani montati per test di rettifica*

Tipologia abrasivo	Granulometria FEPA	Campioni mono-grano	Campioni multi-grano
89-A	16	20	4
	24	15	3
	36	15	3

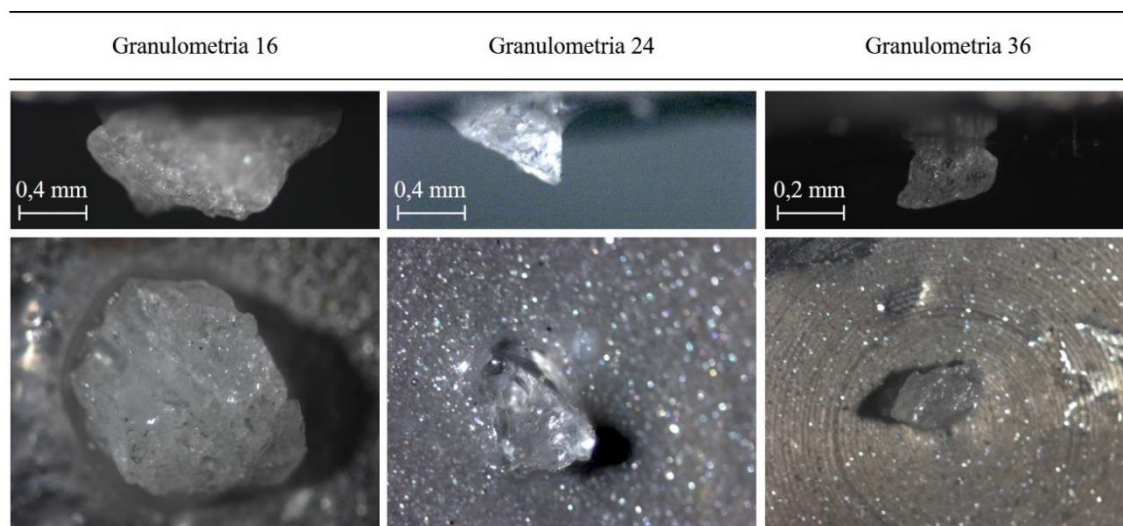


Figura 51: *Utensili mono-grano in ossido di alluminio puro, granulometria 16, 24, 36 FEPA*

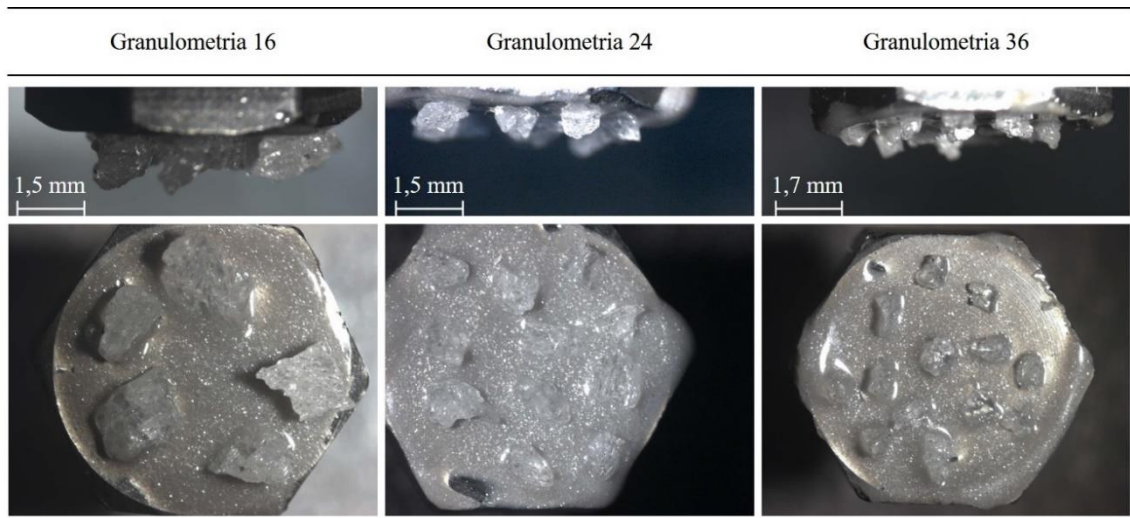


Figura 52: *Utensili multi-grano in ossido di alluminio puro, granulometria 16, 24, 36 FEPA*

Un corpo mola in alluminio è stato realizzato per potervi alloggiare le viti con i grani abrasivi (Figura 53). Sul disco sono stati previsti fori filettati diametralmente opposti così da poter montare due viti, una con il grano abrasivo per effettuare il taglio, l'altra per bilanciare il sistema rispetto all'asse di rotazione del mandrino. La mola veniva poi collegata al mandrino della fresatrice tramite un'interfaccia di montaggio.

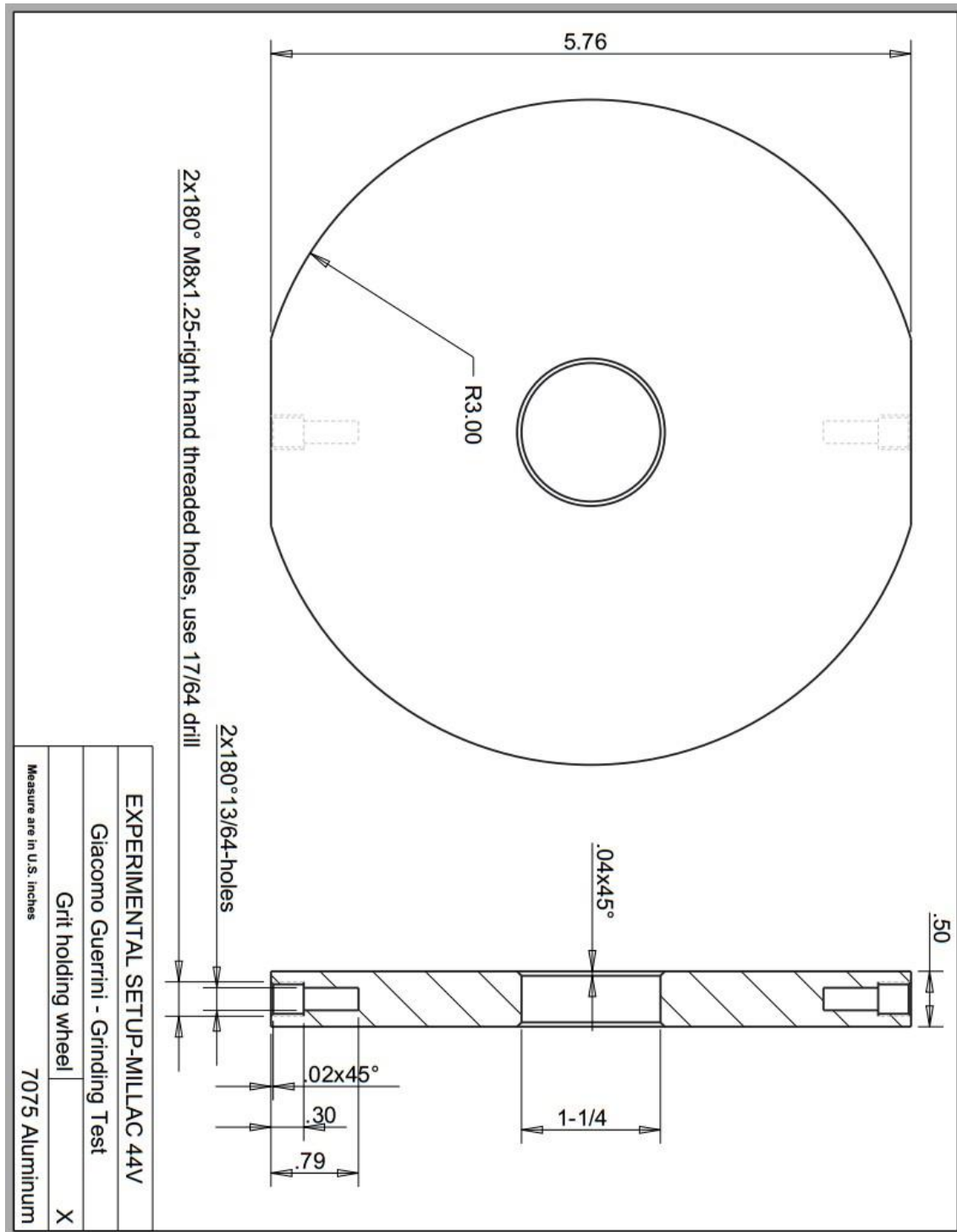


Figura 53: *Corpo mola per montaggio viti mono e multi-grano. Realizzata presso PMRC Georgia Institute of Technology.*

I campioni sono stati realizzati in acciaio da ingranaggi 20MnCr5 e trattati termicamente secondo le specifiche riportate nel disegno costruttivo in Figura 54.

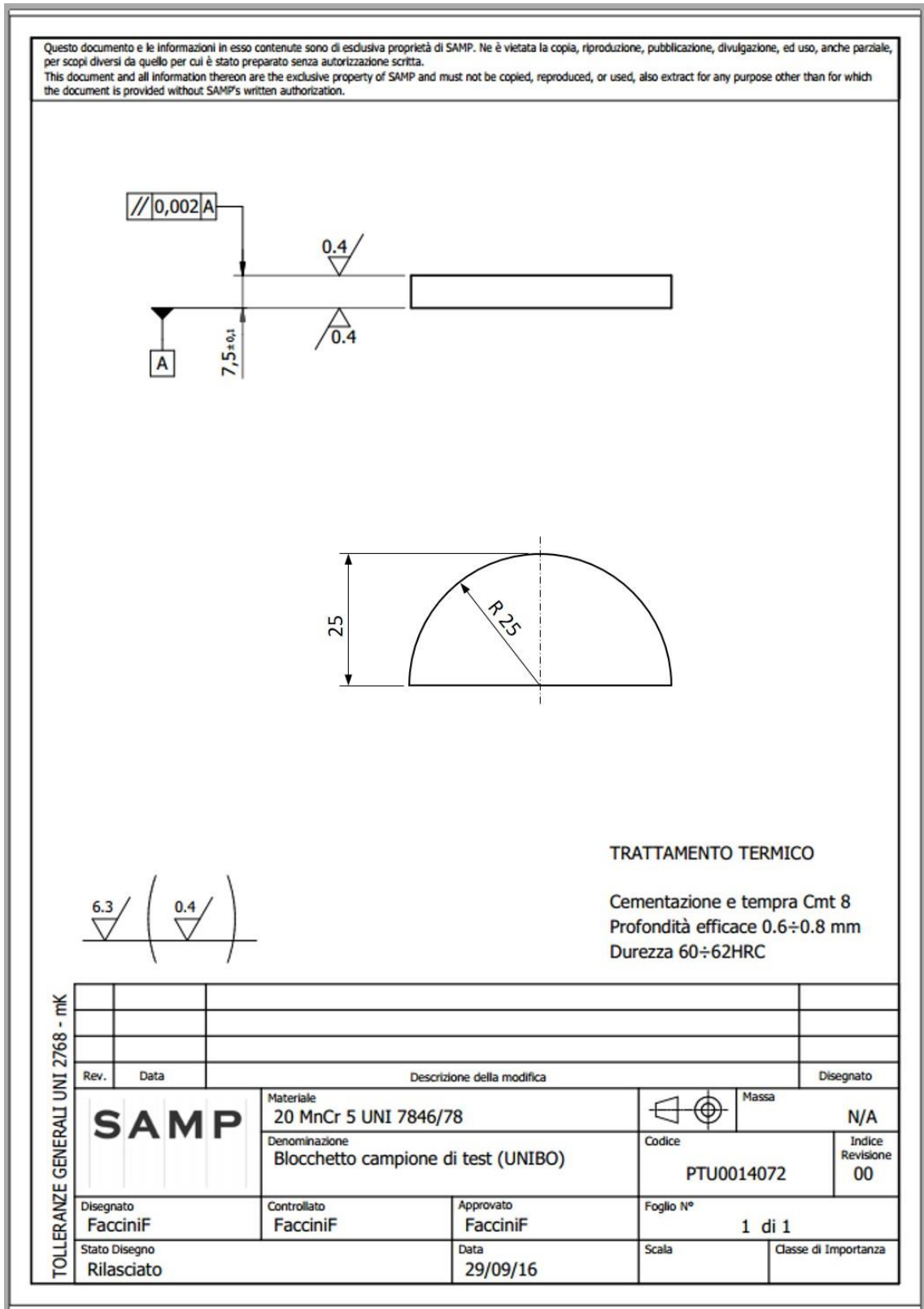


Figura 54: Disegno costruttivo per la realizzazione dei campioni utilizzati per le prove di rettifica mono-grano su set-up PMRC.

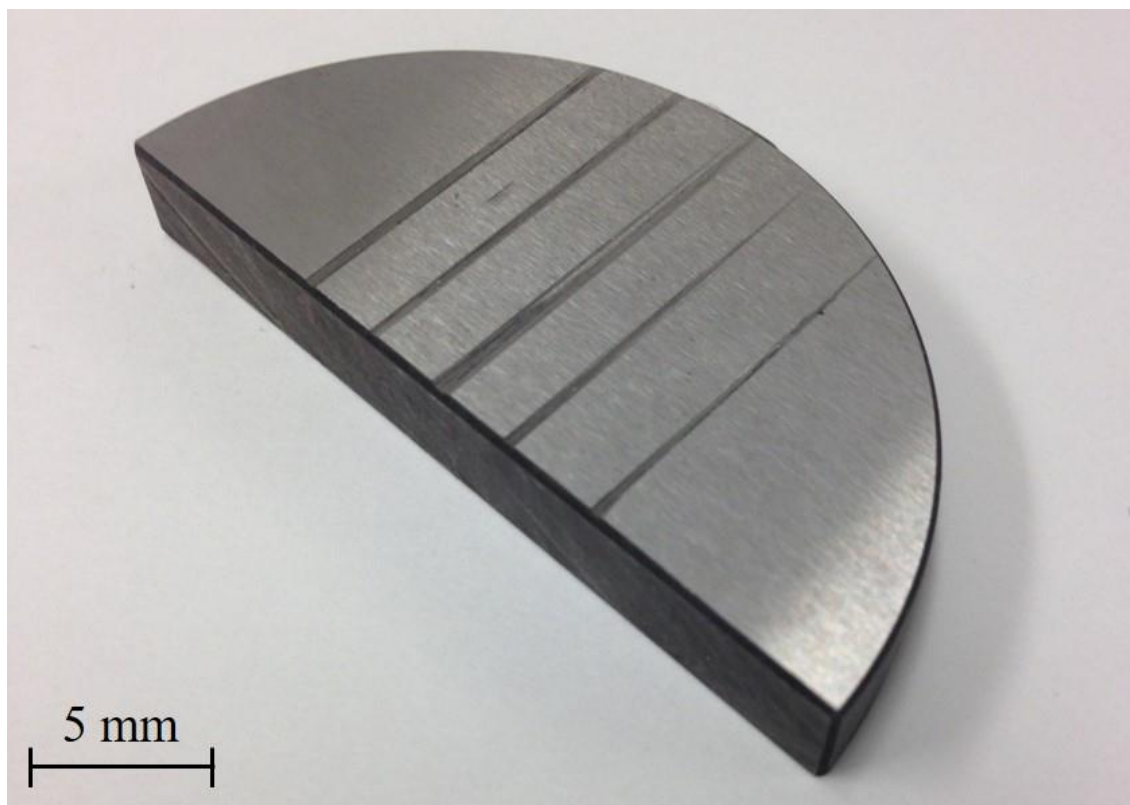


Figura 55: *Campione set-up PMRC su cui sono state effettuate 5 prove di rettifica con utensile mono-grano.*

In Figura 55 è visibile uno dei campioni utilizzati per le prove mono e multi-grano effettuate utilizzando il set-up sperimentale *PMRC*. Sulla faccia superiore sono visibili i solchi realizzati durante cinque prove di rettifica mono-grano.

La misura delle tre componenti della forza di taglio è stata fatta utilizzando una piattaforma dinamometrica Kistler modello 9257B che consente la misurazione delle componenti lungo x, y, e z della forza tramite sensori piezoelettrici. I segnali sono stati acquisiti tramite sistema di acquisizione Kistler e successivamente elaborati con codice Matlab sviluppato appositamente. Il set-up sperimentale completo è visibile in Figura 56.

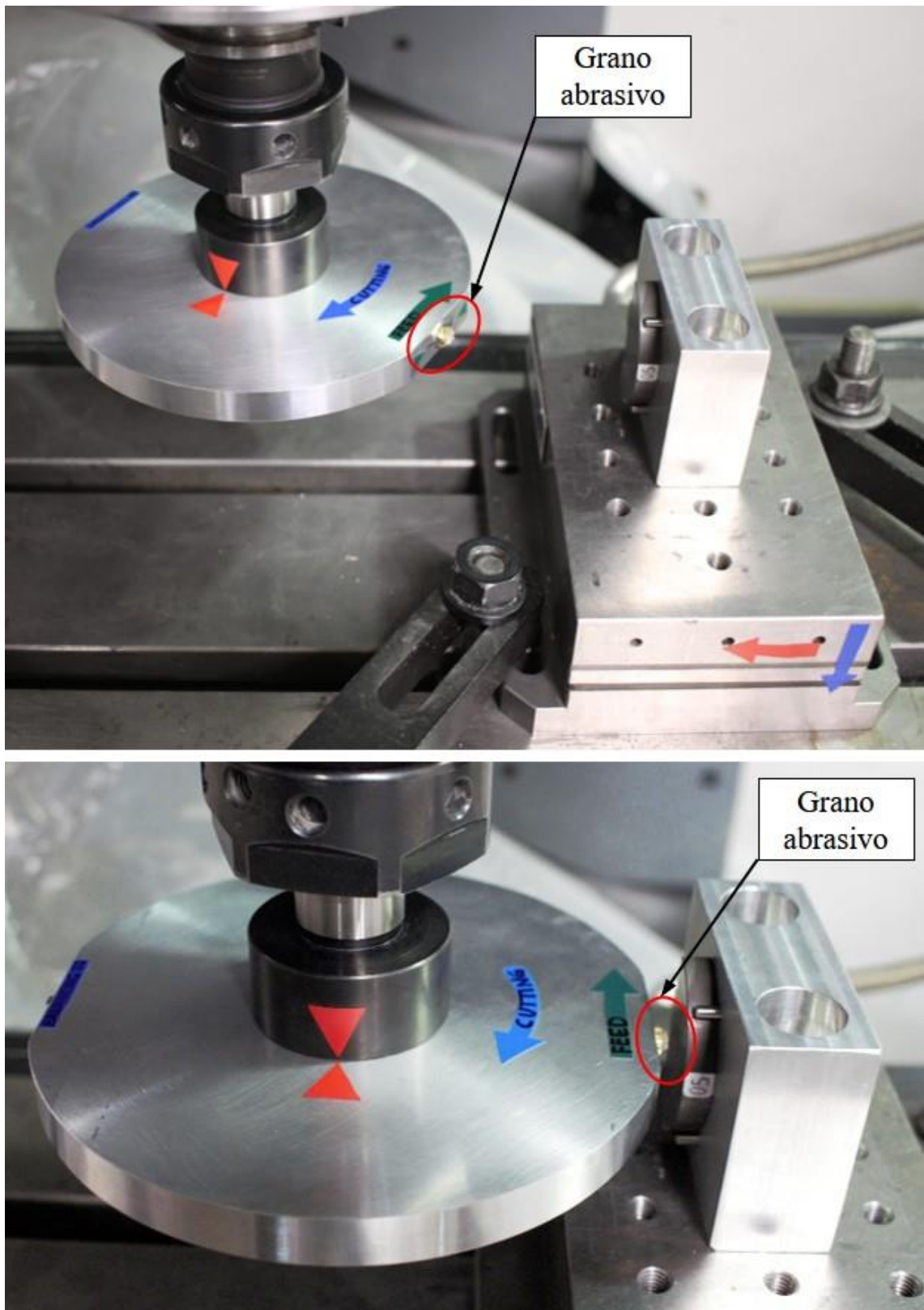


Figura 56: Set-up sperimentale PMRC. Sopra: vista complete; sotto: particolare di mola e campione.

4.2.2 Set up WZL

Questa parte dei test è stata effettuata presso il WZL del RWTH Aachen Universität di Aachen. In questo caso è stata utilizzata una rettificatrice tangenziale a controllo numerico Blohm Profimat MT 608 CNC (Figura 57). In questo caso, essendo la macchina dedicata al processo di rettifica tangenziale piana, si è potuto montare direttamente il campione sul dinamometro installato sulla tavola porta-pezzo della macchina montando il corpo mola sul mandrino senza necessitare di interfacce dedicate.



Figura 57: Rettificatrice tangenziale Profimat MT 608 CNC Blohm.

In questa campagna di prove sperimentali sono stati utilizzati grani abrasivi in allumina blu sinterizzata di grana 60, 80 come da standard FEPA.

Questa tipologia di grani e le granulometrie scelte sono corrispondenti allo standard utilizzato nei processi di rettifica di ingranaggi per passate di pre-finitura. La lavorazione di finitura utilizza granulometrie più fini (100-120) ma la dimensione dei grani corrispondente a questi valori risulta troppo piccola per poter montare i grani sui supporti in modo efficace e effettuare le rilevazioni della geometria. Nell'ottica di una maggior corrispondenza con le mole per la rettifica di generazione che impiegano questo tipo di abrasivi, si è scelto di utilizzare un legante vetrificato per incollare i grani al supporto. Il legante si presenta sotto forma di polvere estremamente fine, viene mescolato con etanolo (a rapida evaporazione) per poter essere spalmato sulla superficie del supporto. Dopo aver posizionato il grano sullo strato di legante l'assieme viene posto in forno per un ciclo ad alta temperatura (400 °C per 20 minuti) così che la polvere vetrifichi incollando il grano al supporto. La fase di miscelazione polvere-etanolo risulta critica per determinare la quantità di polvere che si depositerà sul supporto, date le dimensioni ridotte dei grani una quantità eccessiva di polvere causerà il completo annegamento del grano nel legante, mentre una quantità ridotta non consentirà un incollaggio completo causando il distacco del grano appena arriverà in contatto con il materiale in lavorazione. In Figura 58 sono visibili i grani abrasivi utilizzati ed il supporto di montaggio con immagini al microscopio di uno dei grani incollati mediante legante vetrificato.

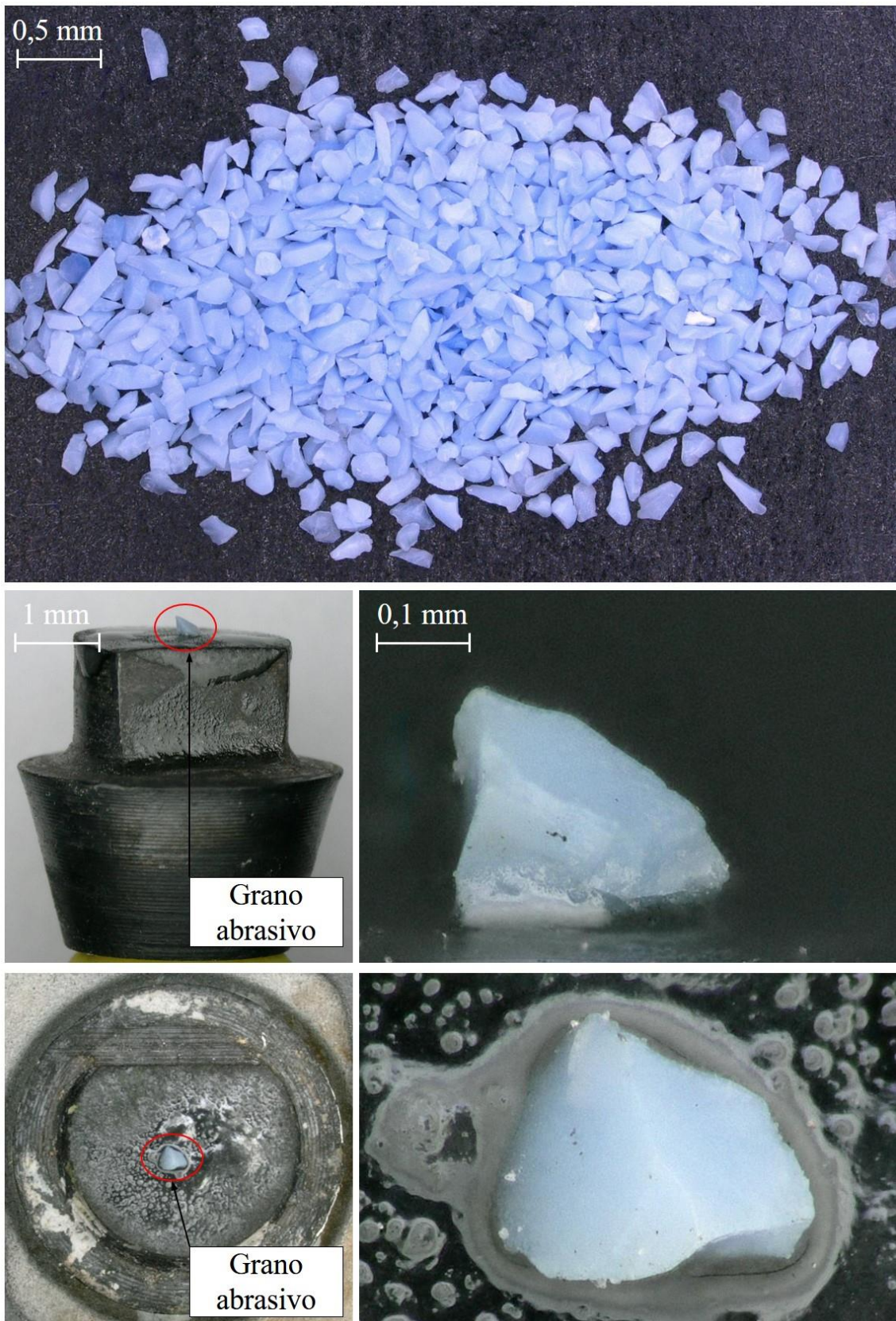
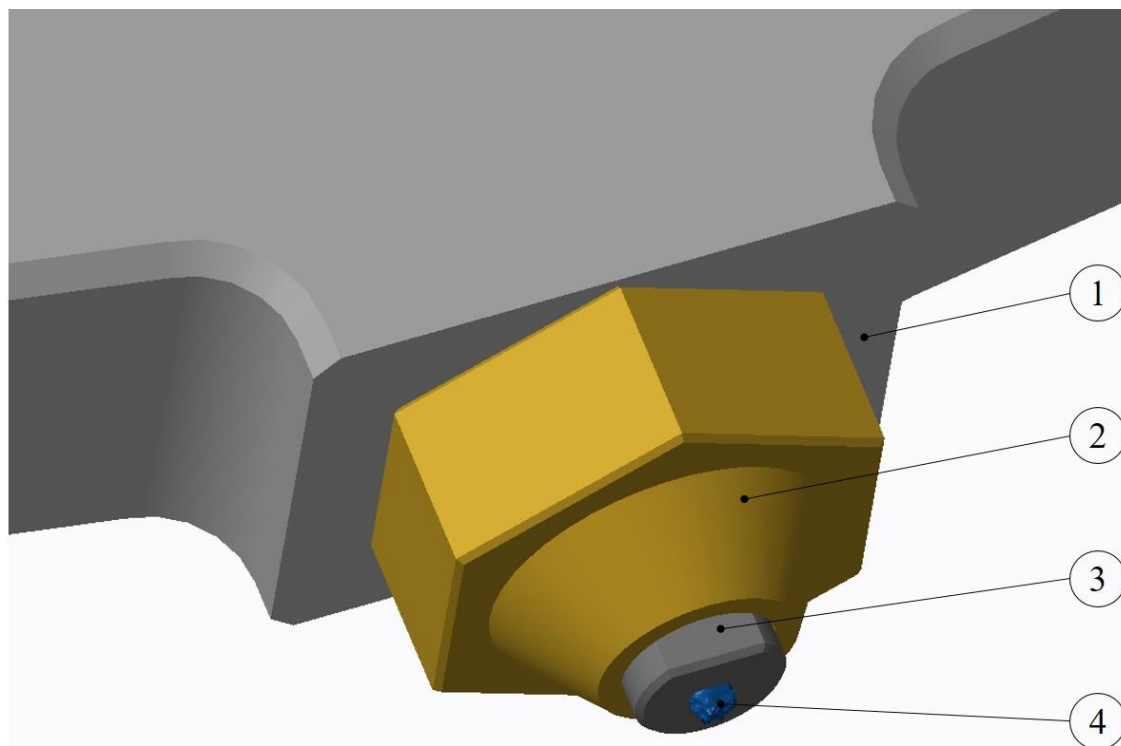


Figura 58 Grani abrasivi in allumina blu sinterizzata, granulometria 60 FEPA: a) grani abrasivi; b) incollaggio su supporto con legante vetrificato; c) immagini al microscopio, vista laterale sopra, vista superiore sotto.

I grani sono stati montati su supporti appositamente creati per potersi interfacciare con il sistema di montaggio sul corpo mola in alluminio. Il piano di riferimento realizzato sulla sezione circolare di appoggio del grano consente il riferimento dello stesso in sede di montaggio. Il particolare dei componenti utilizzati per il montaggio del grano sul corpo mola è rappresentato nel modello CAD in Figura 59. Nelle Figure 60, 61, 62 sono riportati i disegni costruttivi dei componenti realizzati per montare i grani abrasivi sul corpo mola.



Grano – Allumina blu sinterizzata	4
Supporto grano – Acciaio	3
Innesto utensile mono-grano – Ottone	2
Corpo mola – Alluminio	1
Descrizione Componente	ID

Figura 59: Particolare del montaggio di un grano singolo sul corpo mola nel set-up sperimentale WZL.

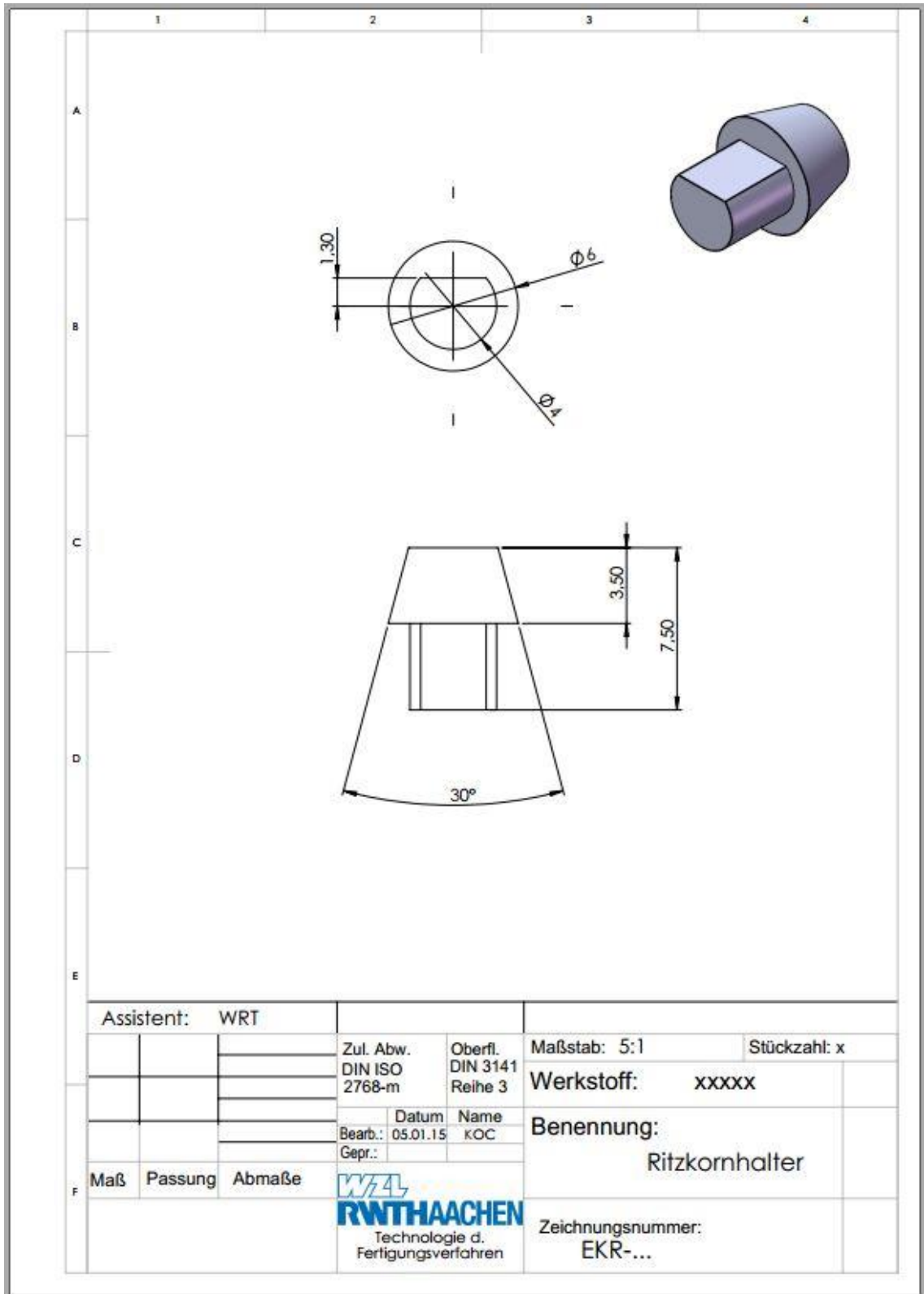


Figura 60: Supporto per incollaggio grani, set-up WZL.

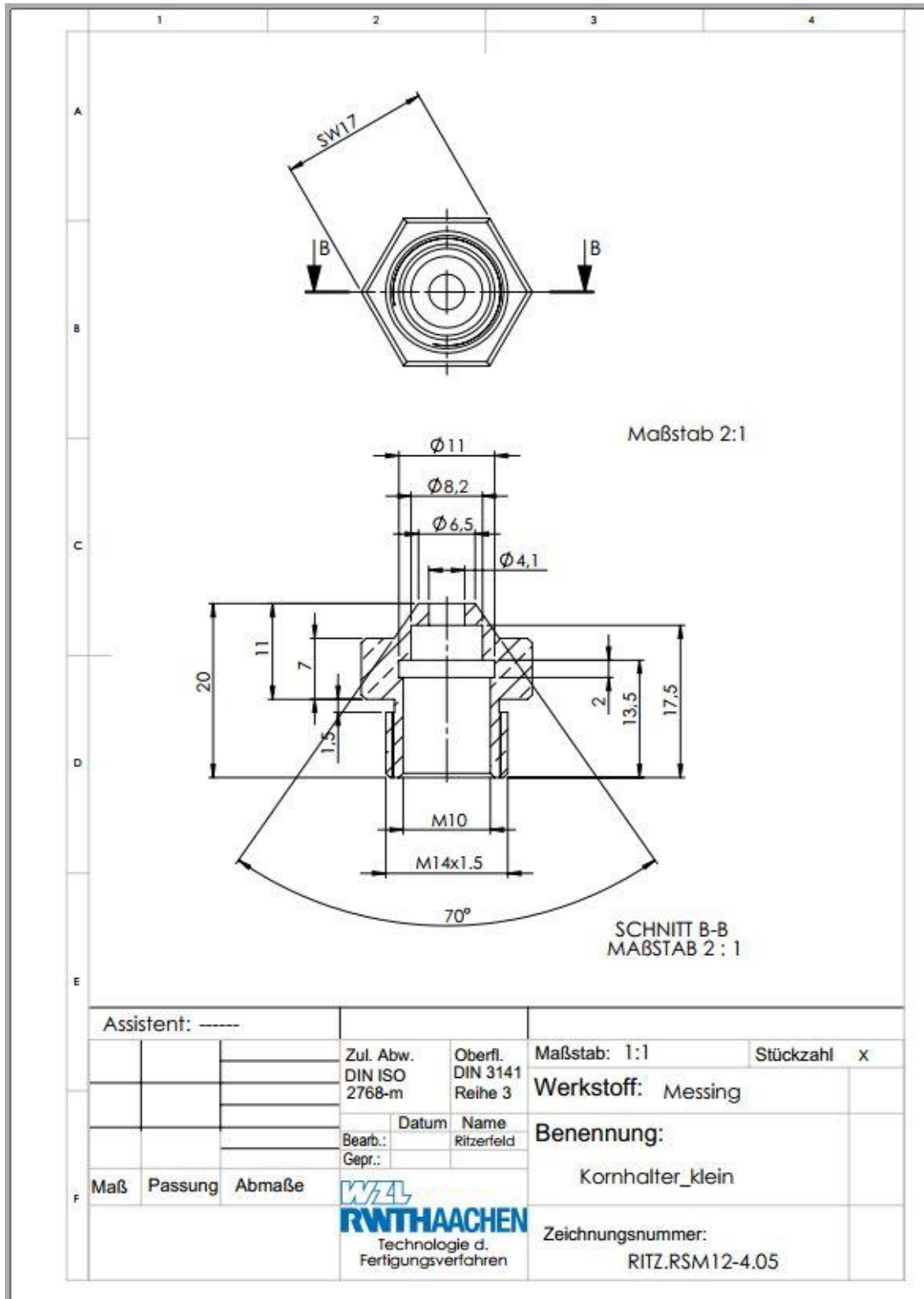


Figura 61: Interfaccia mola-supporto per montaggio grani, set-up WZL.

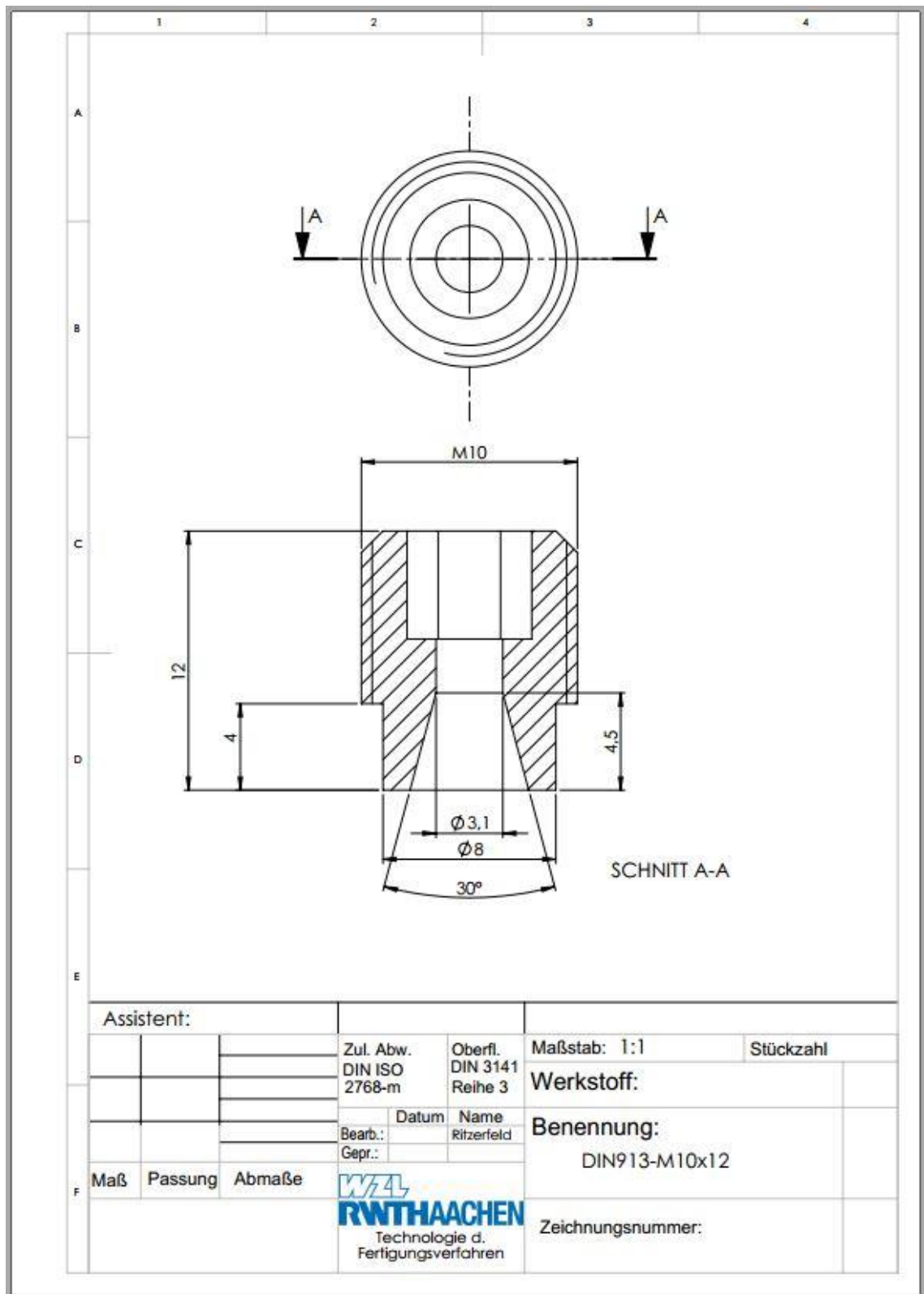


Figura 62: Inserto di bloccaggio supporto grani su interfaccia mola-supporto, set-up WZL.

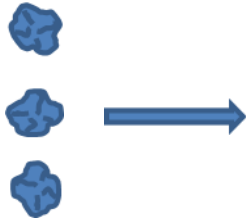
Anche in questo caso sono stati realizzati utensili mono e multi grano. Per i multi-grano si è scelto di diversificare la disposizione dei grani abrasivi in tre differenti modalità così da poter investigare effetti differenti:

1. Grani disposti lungo direzione di taglio



Per studiare l'effetto "ombra" di un grano sul successivo;

2. Grani disposti su retta perpendicolare alla direzione di taglio



Per studiare l'effetto "ombra" di un grano sui grani disposti lateralmente;

3. Grani disposti in modo casuale



Per studiare l'effetto "ombra" senza direzioni preferenziali.

In Tabella 5 sono riportate le varie tipologie di utensili mono e multi grano realizzate per la campagna di prove sperimentali con set-up WZL. Immagini al microscopio dei vari utensili realizzati sono riportate in Figura 63 e 64.

Tabella 5: *Montaggio dei grani in allumina blu sinterizzata.*

Tipologia abrasivo	Granulometria FEPA	Campioni mono-grano	Campioni multi-grano
70-A	60	18	2; 2; 2
	80	3	

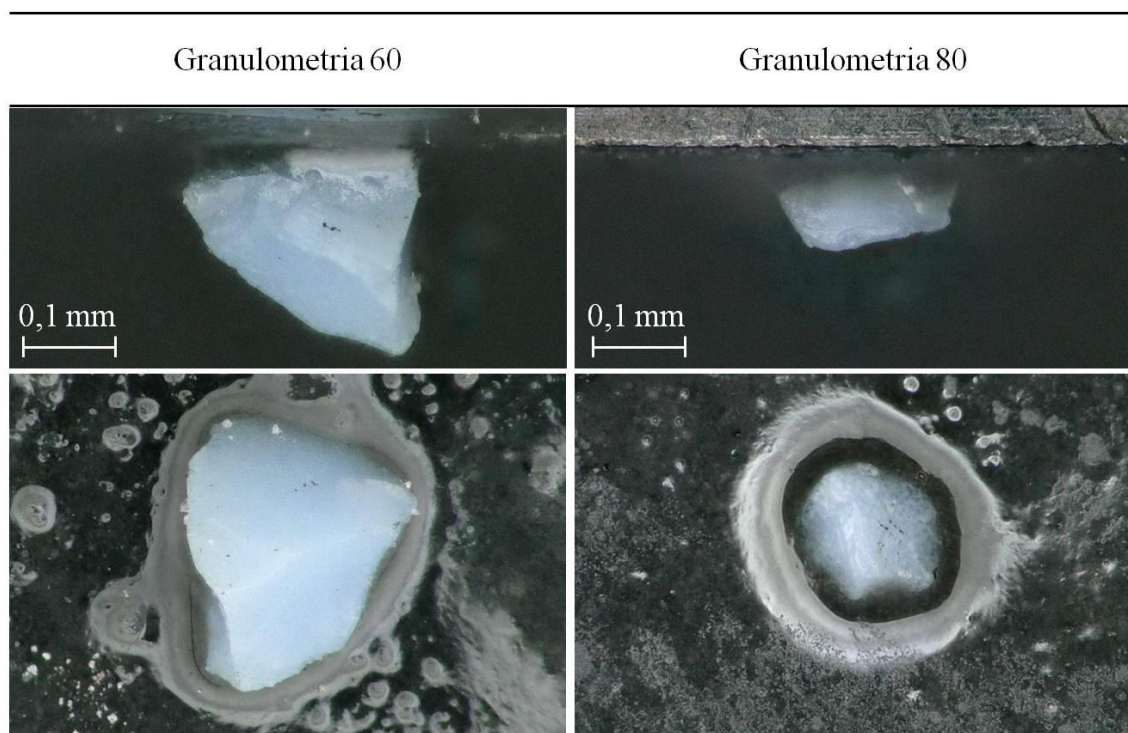


Figura 63: *Utensili mono-grano in allumina blu sinterizzata.*

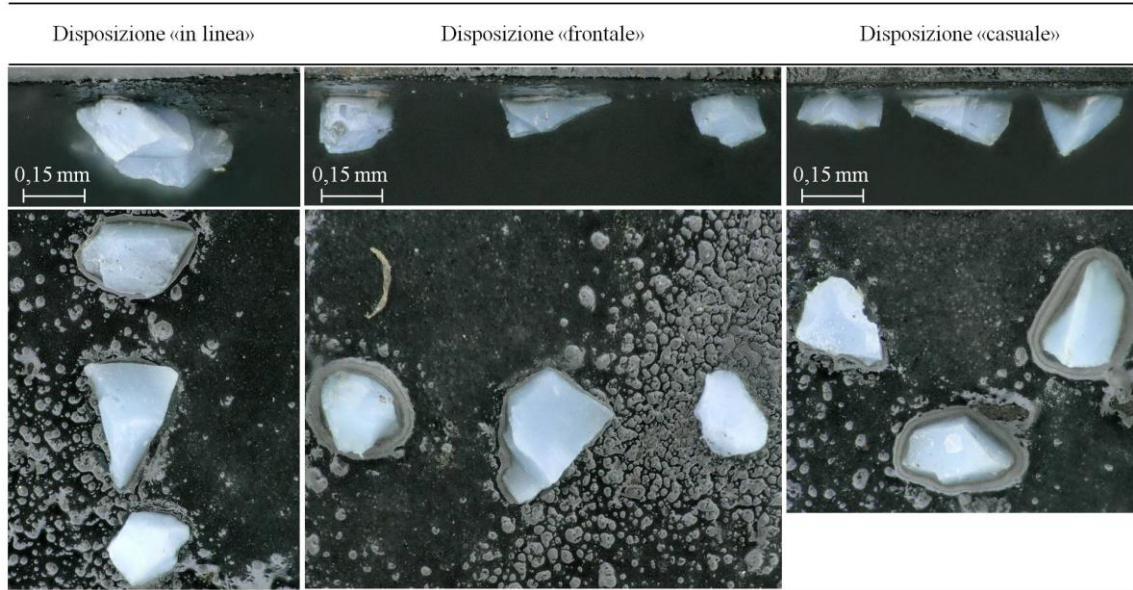


Figura 64: Utensili multi-grano in allumina blu sinterizzata.

Un corpo mola in alluminio è stato realizzato per potervi alloggiare le viti con i grani abrasivi (Figura 65). Sul disco sono stati previsti fori filettati diametralmente opposti così da poter installare due montaggi completi, uno con il grano abrasivo per effettuare il taglio, l'altro per bilanciare il sistema rispetto all'asse di rotazione del mandrino. La mola veniva poi collegata al mandrino della rettificatrice.

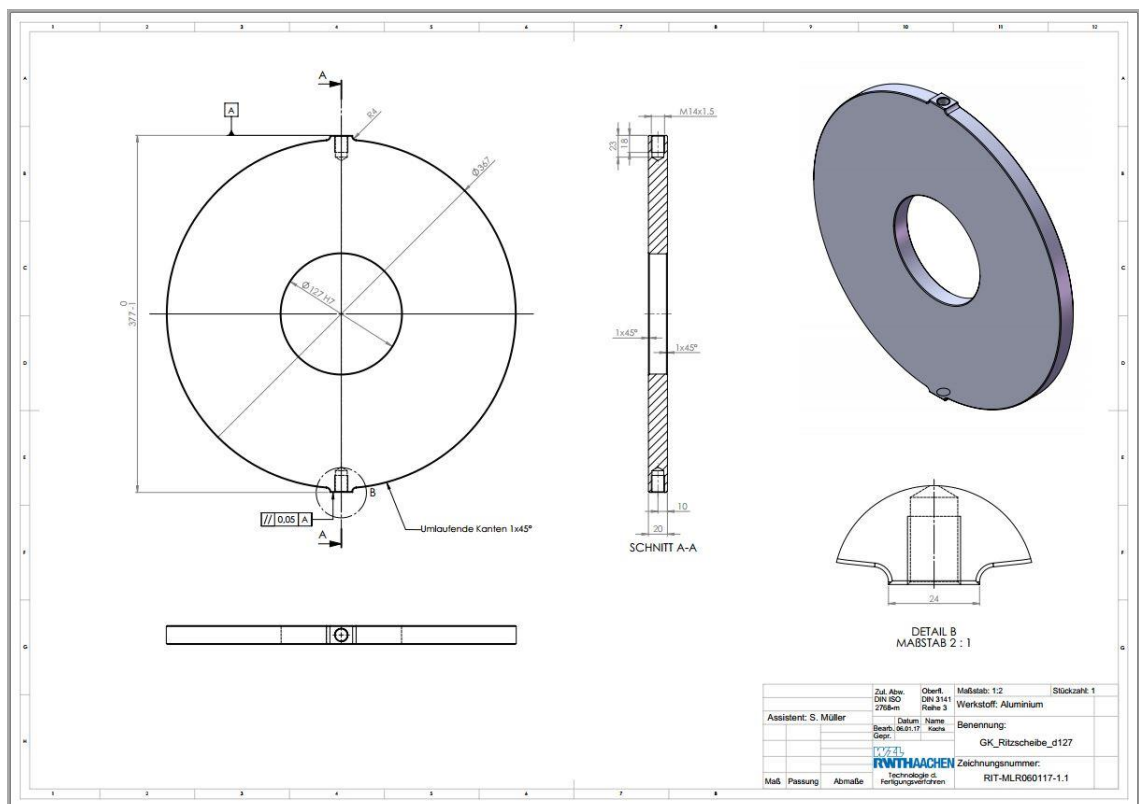


Figura 65: Corpo mola in alluminio set-up WZL.

I campioni sono stati realizzati in acciaio da ingranaggi 20MnCr5 e trattati termicamente secondo le specifiche riportate nel disegno costruttivo in Figura 66.

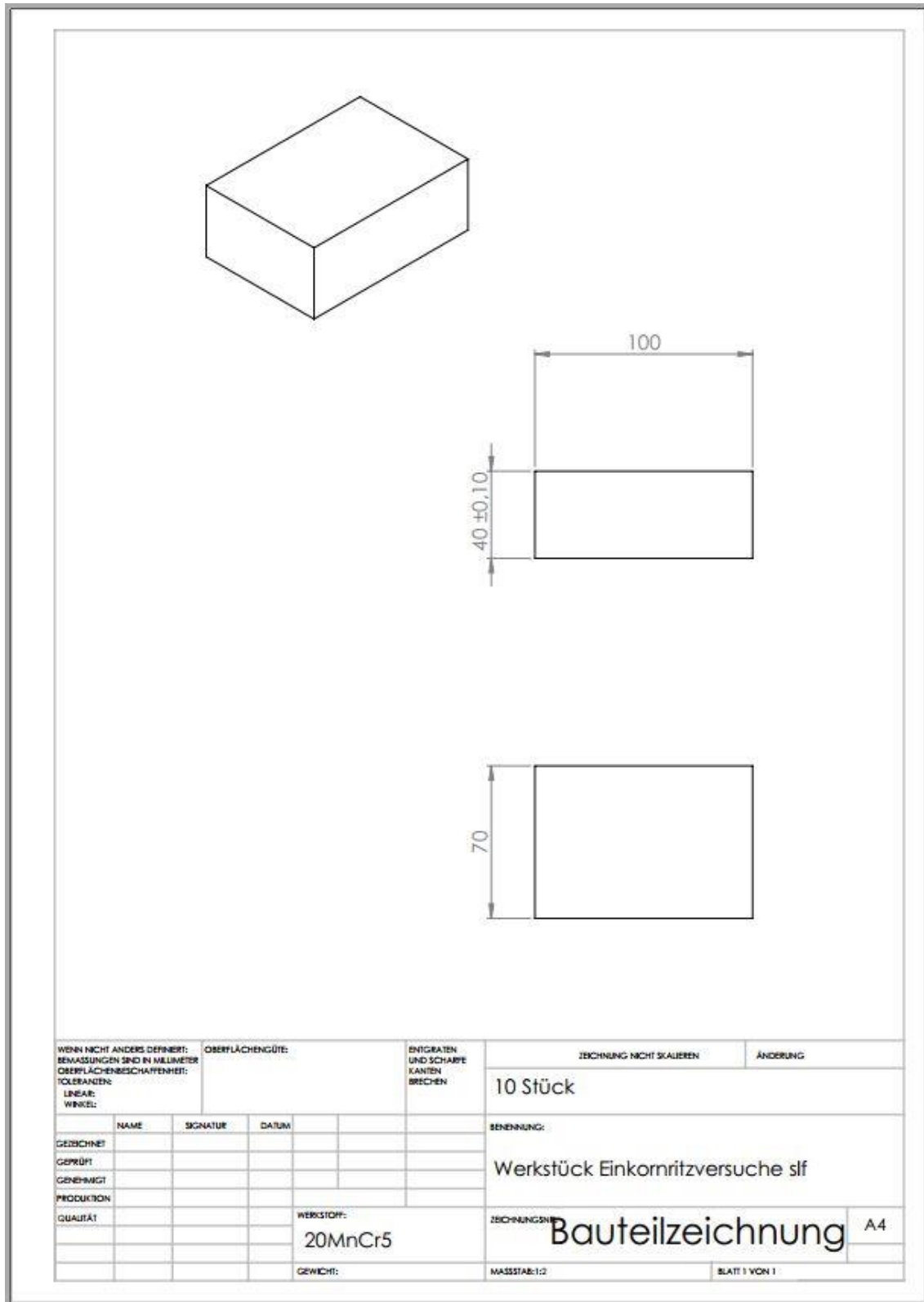


Figura 66: Campioni in acciaio 20MnCr5 carbo-cementato per prove di rettifica su set-up WZL.



Figura 67: *Campione in acciaio 20MnCr5 carbo-cementato su cui sono state effettuate prove di rettifica mono-grano su set-up WZL.*

In Figura 67 è visibile uno dei campioni utilizzati per le prove mono e multi-grano effettuate utilizzando il set-up sperimentale WZL. Sulla faccia superiore sono visibili i solchi realizzati durante sedici prove di rettifica mono-grano.

La misura delle tre componenti della forza di taglio è stata fatta utilizzando una piattaforma dinamometrica Kistler modello 9255C che consente la misurazione delle componenti lungo x, y, e z della forza tramite sensori piezoelettrici. I segnali sono stati acquisiti tramite sistema di acquisizione Kistler e successivamente elaborati con codice Matlab sviluppato appositamente. Il set-up sperimentale completo è visibile in Figura 68.

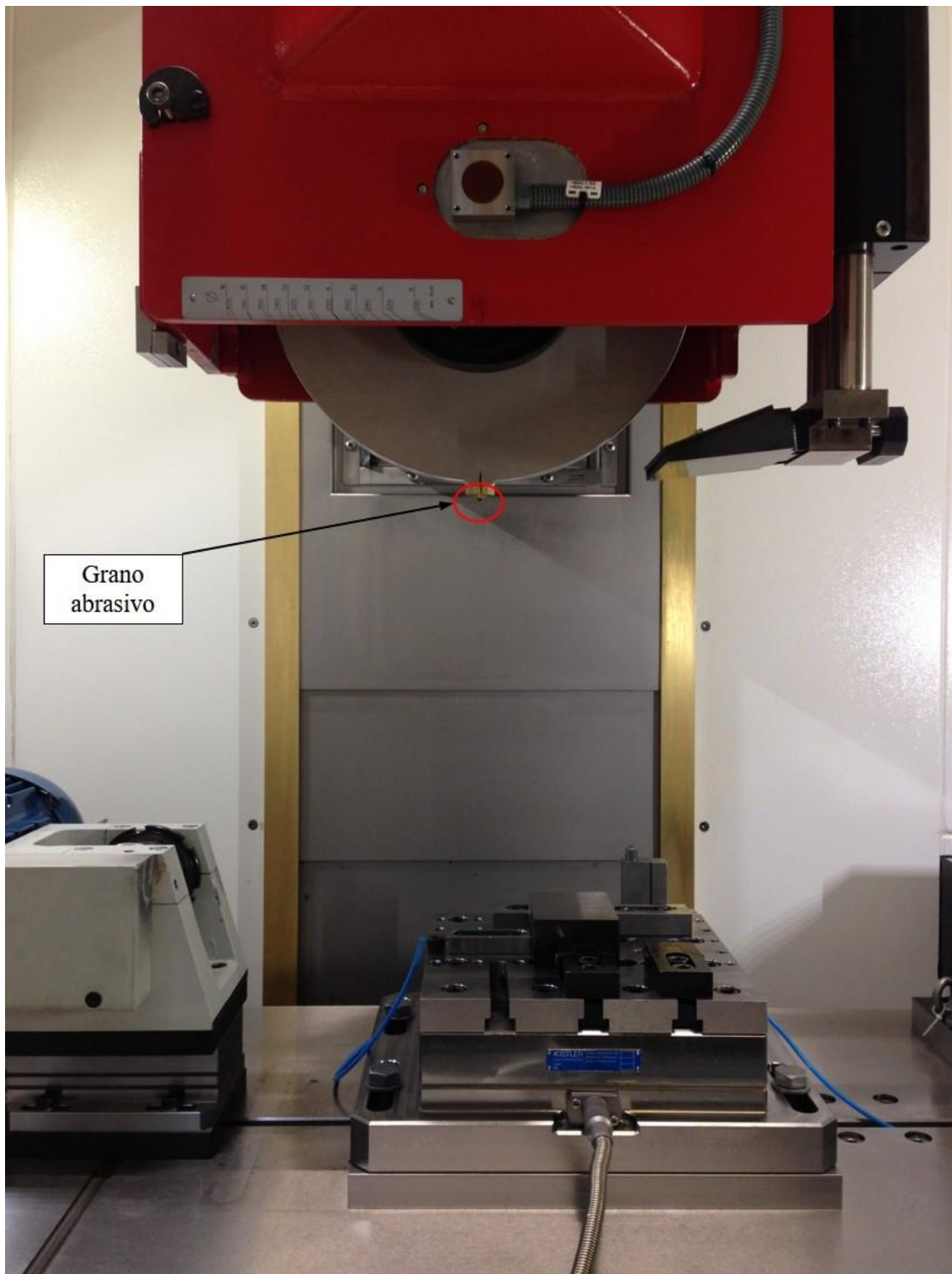


Figura 68: *Set-up sperimentale WZL.*

4.3 Modalità di acquisizione della geometria del grano

Come in tutti i processi di taglio l'angolo di spoglia tra tagliente e materiale lavorato riveste un ruolo principale nel determinare l'entità delle forze di taglio sviluppate durante l'asportazione di truciolo. Come più volte espresso nella parte relativa alla teoria della rettifica, una delle maggiori approssimazioni compiute nella definizione dei modelli a grano singolo è stata quella di adottare geometrie definite per superare l'indeterminazione della geometria e degli angoli di spoglia dei grani abrasivi. Al fine di impiegare nel modello la reale geometria dei grani abrasivi utilizzati nelle prove sperimentali, differenti modalità di acquisizione sono state confrontate partendo dall'acquisizione tramite profilometro a contatto, metodologia più utilizzata nei lavori pubblicati riguardanti modelli di rettifica singolo grano. Considerato che i limiti di questa tecnologia rendono inutilizzabile la geometria ottenuta al fine di un'analisi accurata, si è passati ad un'acquisizione tramite profilometro e, ritenuta anch'essa non soddisfacente, ad una acquisizione tramite tomografia computerizzata.

4.3.1 Acquisizione tramite profilometro a contatto

I grani sono stati misurati utilizzando un profilometro a contatto Taylor Hobson Talyscan 150 equipaggiato con uno stilo di misura a punta conica con angolo di apertura θ di 90° e raggio di punta r di $2\ \mu\text{m}$. La superficie è stata campionata definendo una griglia di acquisizione xy con spaziatura $\Delta x = \Delta y = 5\ \mu\text{m}$. I grani, precedentemente montati sul loro supporto, sono stati posizionati sulla tavola di misura rivolti verso l'alto.

Prima di effettuare l'acquisizione tutti i grani sono stati fotografati utilizzando un microscopio ottico, così da ottenere due immagini di riferimento per confrontare la ricostruzione 3D della geometria acquisita con la forma reale del grano.

Una volta posizionato il grano e impostati i punti di inizio (alto a sinistra) e fine (basso a destra) scansione il profilometro esegue le corse di misura in entrambe le direzioni salvando i dati come coordinate $x;y;z$ (nuvola di punti) in un file di testo editabile in seguito. La nuvola di punti può essere utilizzata per analizzare la superficie del grano o per ricavare il volume solido dello stesso, tramite procedura di triangolazione che consente di ottenere una mesh avente per nodi i punti della nuvola acquisita. Il volume 3D, necessario per definire l'utensile nel modello agli elementi finiti, è stato confrontato con le immagini. In Figura 69 è visibile il confronto tra il modello 3D ricavato dalla nuvola di punti acquisita (sinistra) ed il grano fotografato al microscopio ottico (destra). Appare subito chiaro come il modello approssimi la geometria reale introducendo degli errori di forma che ne inficiano l'utilizzo nel software di taglio agli elementi finiti. L'errore è causato dalla geometria dello stilo di misura che agisce come un filtro impedendo l'acquisizione delle superfici aventi angoli di inclinazione inferiori a quelli della punta dello stilo e dalla risoluzione troppo grossolana della punta di acquisizione. Il risultato è una geometria approssimata per cui gli angoli di spoglia delle superfici coinvolte nel taglio risultano differenti da quelli reali impedendo del tutto l'utilizzo di angoli di spoglia positivi. Questa modalità di acquisizione non potrà quindi essere utilizzata.

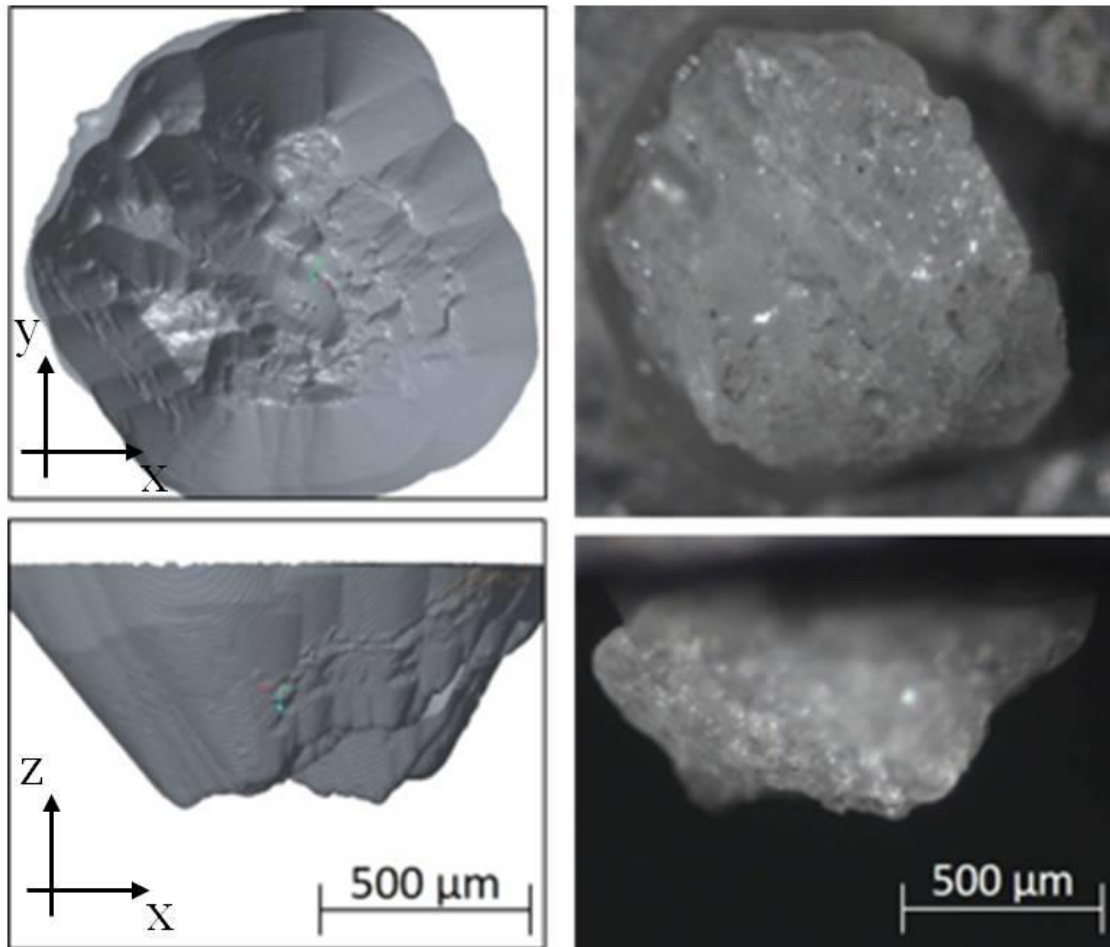


Figura 69: *Acquisizione con profilometro a contatto di un grano abrasivo in ossido di alluminio puro. A sinistra la geometria ricostruita a destra l'immagine di riferimento al microscopio.*

4.3.2 *Acquisizione tramite profilometro a scansione laser*

Acquisizioni della geometria dei grani sono state compiute utilizzando un profilometro a scansione laser Taylor Hobson Talyscan 150 per i grani in ossido di alluminio puro ed utilizzando un profilometro a scansione laser Keyence VK-X100 per i grani in allumina blu sinterizzata.

I profilometri a scansione laser utilizzano la triangolazione di un fascio laser di misura, riflesso dalla superficie scansionata, ed acquisito da un sensore ottico che, registrando angoli e distanza di rifrazione crea una nuvola di punti corrispondente alla superficie dell'oggetto analizzato. Fondamentali per l'applicazione di questa tecnologia sono le caratteristiche di trasparenza e riflettività del materiale costituente l'oggetto misurato. Materiali trasparenti causano l'attraversamento completo del volume da parte del fascio laser causando la mancanza di dati misurati in corrispondenza della zona attraversata, problema che si presenta tipicamente con buchi nella mesh del volume ricostruito. Oggetti molto riflettenti possono causare un problema opposto con picchi nella misura che si traducono in creste sul modello. Questi artefatti non possono essere corretti senza introdurre errori ed approssimazioni. I migliori risultati si ottengono su oggetti in materiali opachi.

Mentre i grani in allumina blu risultano perfetti sotto questo aspetto i grani in allumina fusa, lucidi e trasparenti, presentano molte problematiche di trasparenze e riflessioni. Per poter acquisire questi grani si rende necessaria una preparazione della superficie del grano che deve essere resa opaca utilizzando una opportuna vernice spray in polvere. Questo rivestimento viene fatto utilizzando una polvere spray per uso aeronautico che, pur consentendo di eliminare trasparenze e rifrazioni, va a costituire uno strato addizionale sulla superficie del grano e indesiderati accumuli nelle zone a cambiamento di pendenza repentino che causano modifiche non trascurabili della geometria dei grani. Per poter ottenere l'intera geometria del grano abrasivo sono necessarie sette scansioni effettuate in corrispondenza di sette posizioni differenti del campione analizzato. Una prima acquisizione deve essere realizzata dall'alto, a questa si aggiungono altre sei acquisizioni laterali con il grano posizionato ad angoli di 60. Così facendo il grano risulterà scansionato interamente. La geometria completa dovrà essere poi ricostruita sovrapponendo le varie viste ed unendole in un solo modello da cui ricavare il volume 3D completo. Questa procedura risulta essere estremamente complessa e dispendiosa dato che ciascuna acquisizione può richiedere fino a 4 ore di scansione e che la procedura di ricostruzione deve essere eseguita da un operatore senza poter essere automatizzata. Nelle Figure 70 e 71 sono visibili i posizionamenti e le relative acquisizioni per ciascuna delle 7 viste di un grano abrasivo in ossido di alluminio puro.

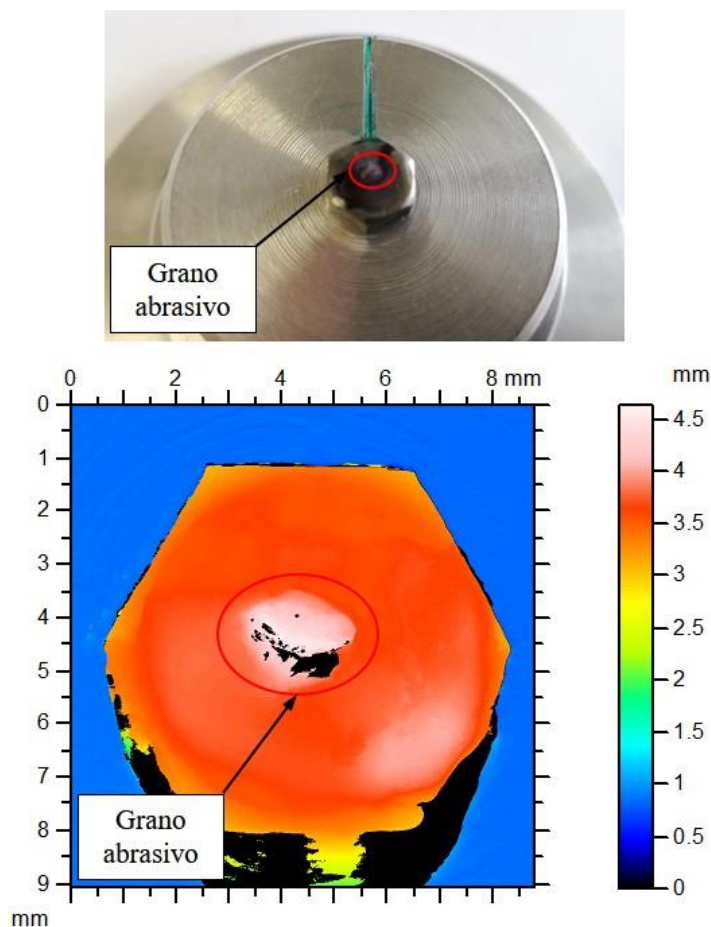


Figura 70: *Acquisizione tramite triangolazione laser della vista dall'alto.*

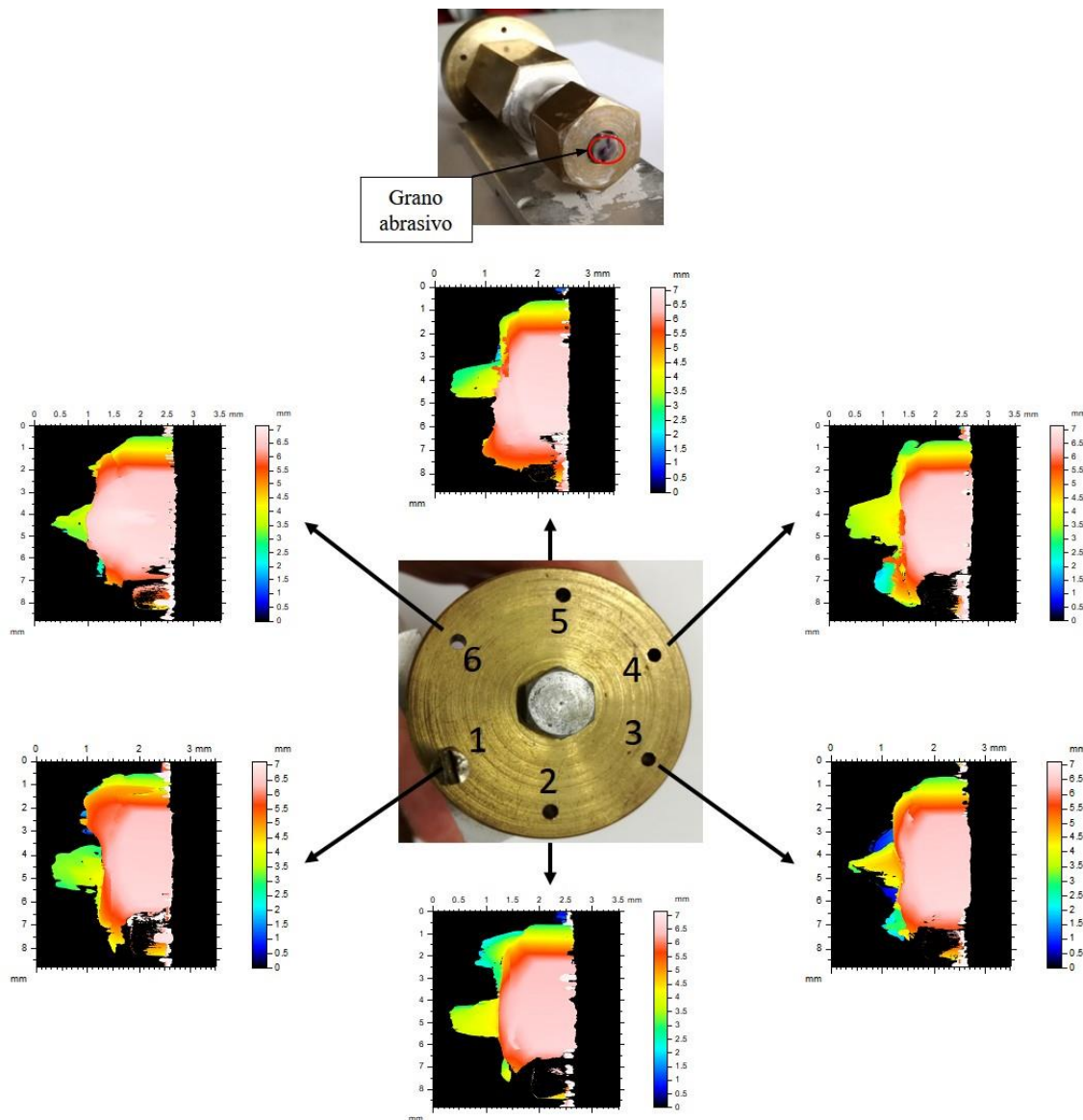


Figura 71: *Acquisizione tramite triangolazione laser delle sei viste laterali.*

Di seguito saranno presentati i risultati ottenuti con questa tecnica impiegata su di un grano utilizzato per le prove sperimentali su set-up *PMRC* ed un grano del set-up *WZL*.

Le immagini al microscopio riportate in Figura 72 si riferiscono ad un grano abrasivo 89-A 16.

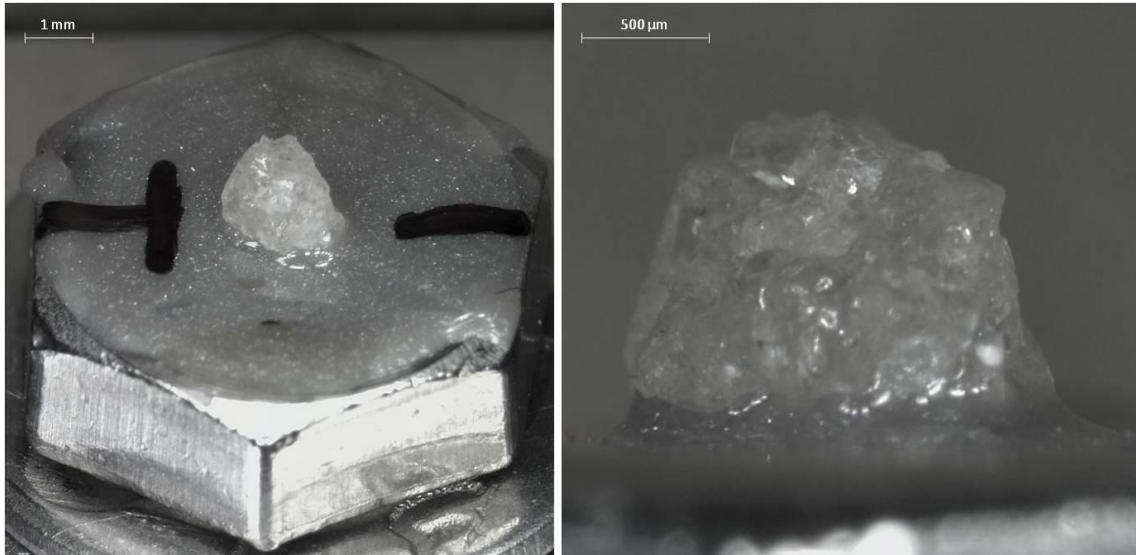


Figura 72: Grano abrasivo 89-A grana 16.

Il processo di ricostruzione del volume tridimensionale consente di ottenere l'immagine in Figura 73, la testa della vite, pur implicando una maggiore mole di dati non necessaria, è stata acquisita per consentire un preciso riferimento delle varie viste acquisite. Nell'immagine si può chiaramente notare l'assenza di dati in corrispondenza delle superfici verticali della testa della vite, a causa dell'impossibilità del laser di incidere su di esse ed essere riflesso verso il sensore. Si nota anche una mancanza di dati sulla superficie del grano là dove la polvere non ha impedito una trasparenza del materiale consentendo al laser di attraversare la superficie del grano abrasivo.

Il file risultante dalla ricostruzione risulta essere molto pesante per un futuro utilizzo, comprendendo dati inutili alla fine della modellazione del processo per cui interessa unicamente la geometria del grano abrasivo. Per questo motivo tutti i dati relativi alle superfici della vite vengono tagliati estraendo unicamente il volume del grano (Figura 74). Dall'immagine in cui sono riportate le tre proiezioni ortogonali e la vista isometrica del grano è possibile valutare la qualità del risultato ottenuto e comprendere quali siano le limitazioni di questo tipo di procedura. L'immagine conferma i buchi della geometria causati dalle trasparenze del grano. Questo fa sì che il modello 3d sia un modello aperto costituito da una superficie che non può costituire un volume unico se non dopo una operazione di chiusura dei fori tramite introduzione di triangoli di mesh che provocano una modifica manuale della geometria reale del grano. In aggiunta a questo problema si nota chiaramente come la presenza della polvere sulla superficie superiore del grano e della colla sui lati alla base del grano non permettano di avere una reale rappresentazione delle superfici del grano. Mentre le zone coperte dalla resina di incollaggio non rappresentano un problema poiché non coinvolte nel taglio, le superfici superiori, mascherate dalla polvere, sono di interesse fondamentale perché direttamente agenti sul materiale asportato durante la rettifica. Queste problematiche rendono inutilizzabile il modello ricavato dalle misure con triangolazione laser su grani in ossido di alluminio puro.

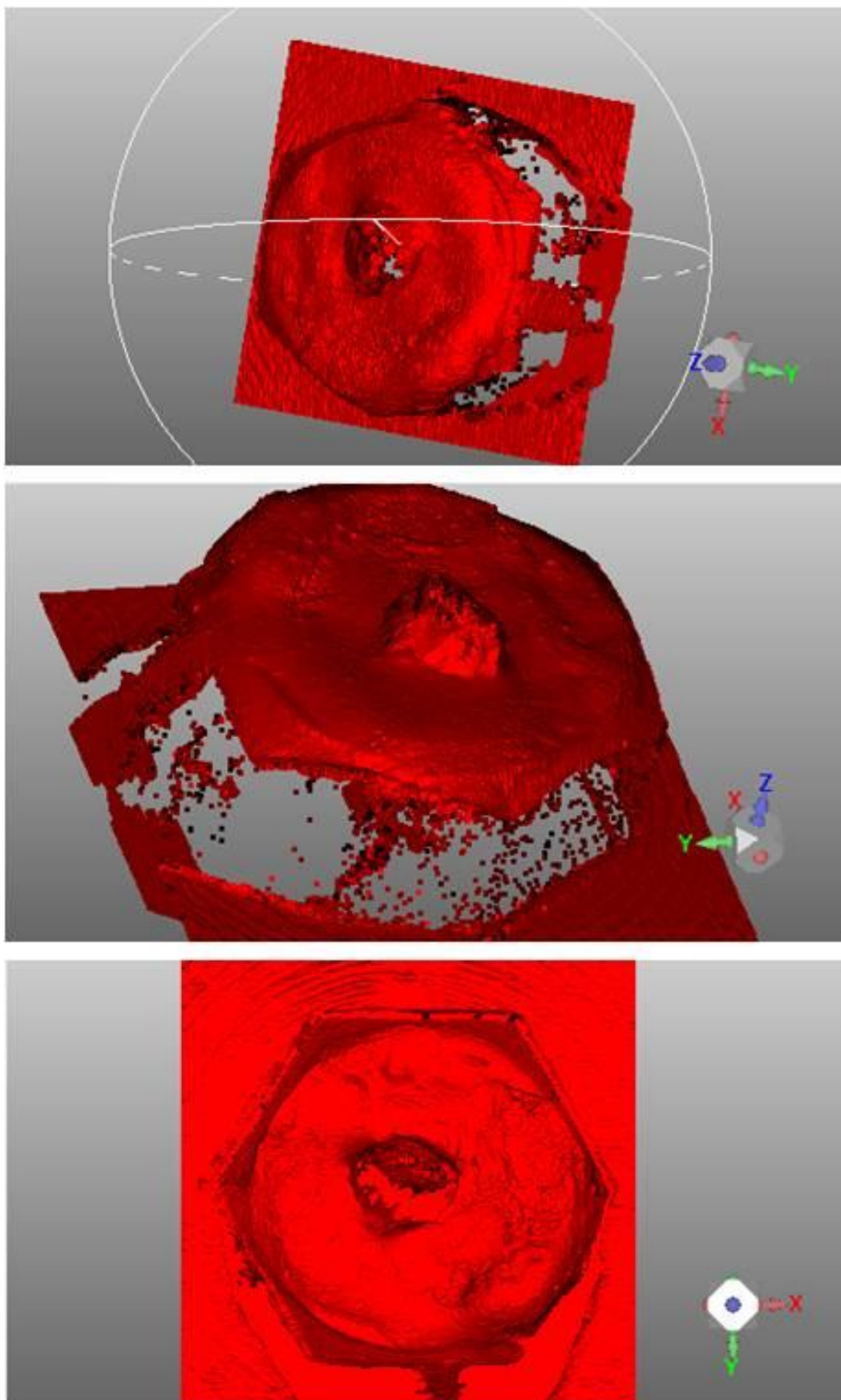


Figura 73: Ricostruzione completa delle viste acquisite tramite triangolazione laser.

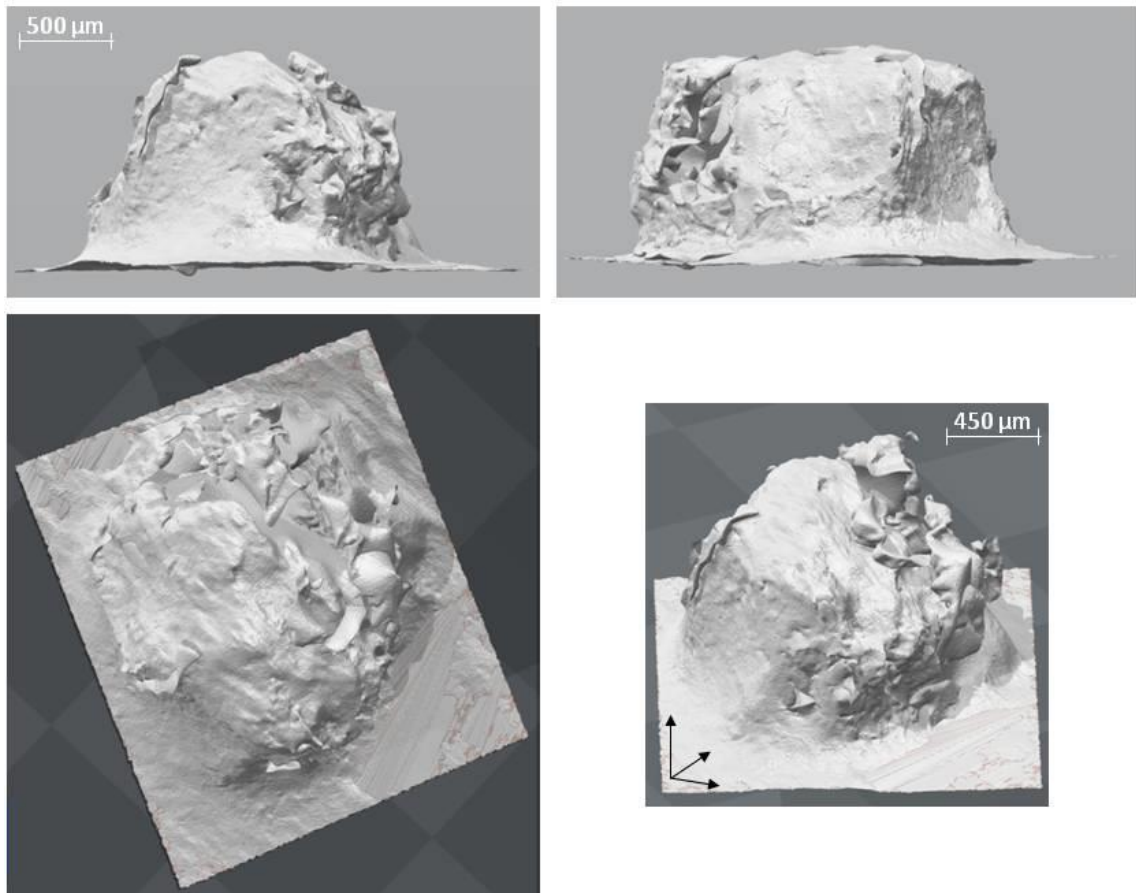


Figura 74: *Modello del grano abrasivo 89-A 16 acquisito tramite laser.*

Analogamente a quanto appena visto, scansioni laser sono state effettuate su grani in allumina blu. Il materiale opaco di cui sono costituiti questi grani facilita molto l'acquisizione non richiedendo l'utilizzo di polveri opacizzanti. Un problema evidente in questo caso è l'impossibilità da parte del laser di acquisire superfici con angoli inferiori a 90° rispetto al piano perpendicolare al laser (Figura 75). Questo fa sì che gli angoli che sarebbero di spoglia positivi nel processo, vengano acquisiti come neutri o leggermente negativi a causa della misura.

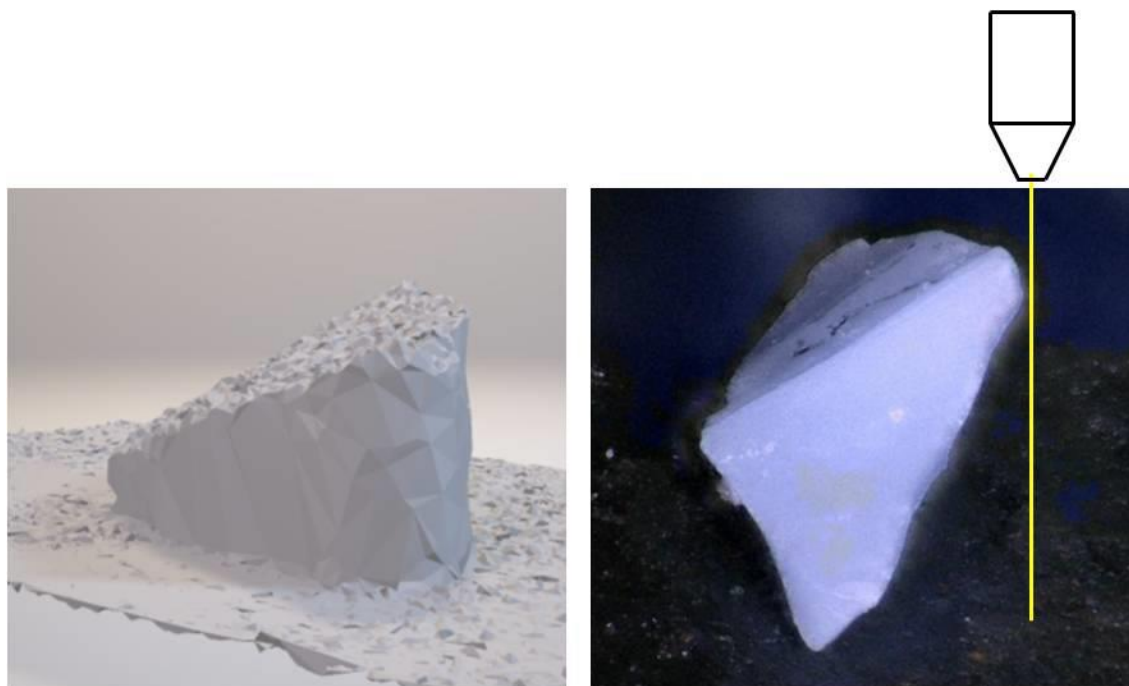


Figura 75: Schema della problematica riguardante l'acquisizione di angoli di spoglia positivi con l'utilizzo della triangolazione laser.

4.3.3 Acquisizione tramite Tomografia Computerizzata

Le problematiche emerse effettuando le scansioni con profilometro a contatto e a triangolazione laser possono essere superate utilizzando la tomografia computerizzata. Questo tipo di indagine viene sempre più utilizzata in campo manifatturiero poiché consente di analizzare e ricostruire sia le geometrie esterne degli oggetti che investigare le strutture interne senza dover eseguire prove distruttive.

Una Tomografia Computerizzata Zeiss Metrotom 800 è stata utilizzata per acquisire i grani in ossido di alluminio puro già montati sulle viti con l'utilizzo di resina abrasiva. In questo caso l'intera geometria del grano viene acquisita durante una completa rotazione del campione esposto al fascio di raggi x. L'intero volume viene sezionato in immagini 2D complete della struttura interna ed esterna perpendicolari alla direzione di propagazione del fascio, che vengono poi assemblate per ricostruire il modello integrale del campione tramite una procedura computerizzata. I maggiori vantaggi della tomografia possono essere riassunti in tre punti:

- Capacità di rilevare la geometria esterna senza limitazioni dovute a caratteristiche del materiale, inclinazione delle superfici rispetto al fascio di misura e filtraggio meccanico dovuto alla geometria della sonda di misura;
- Capacità di evidenziare la presenza di materiali differenti grazie alla differente densità dei componenti il montaggio;
- Capacità di analizzare la struttura interna di un corpo.

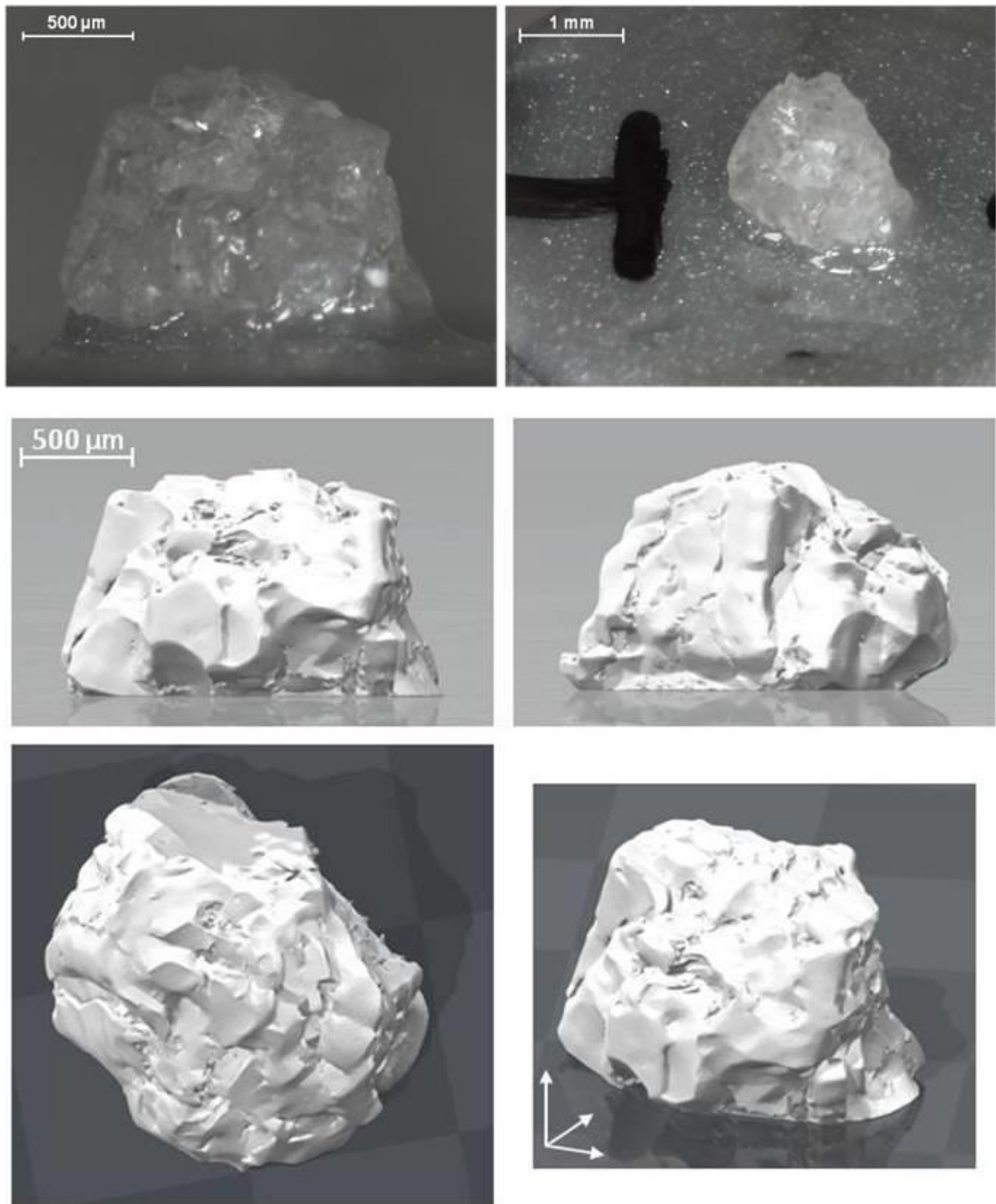


Figura 76: Grano singolo in ossido di alluminio fuso (89-A) acquisito con tomografia computerizzata.

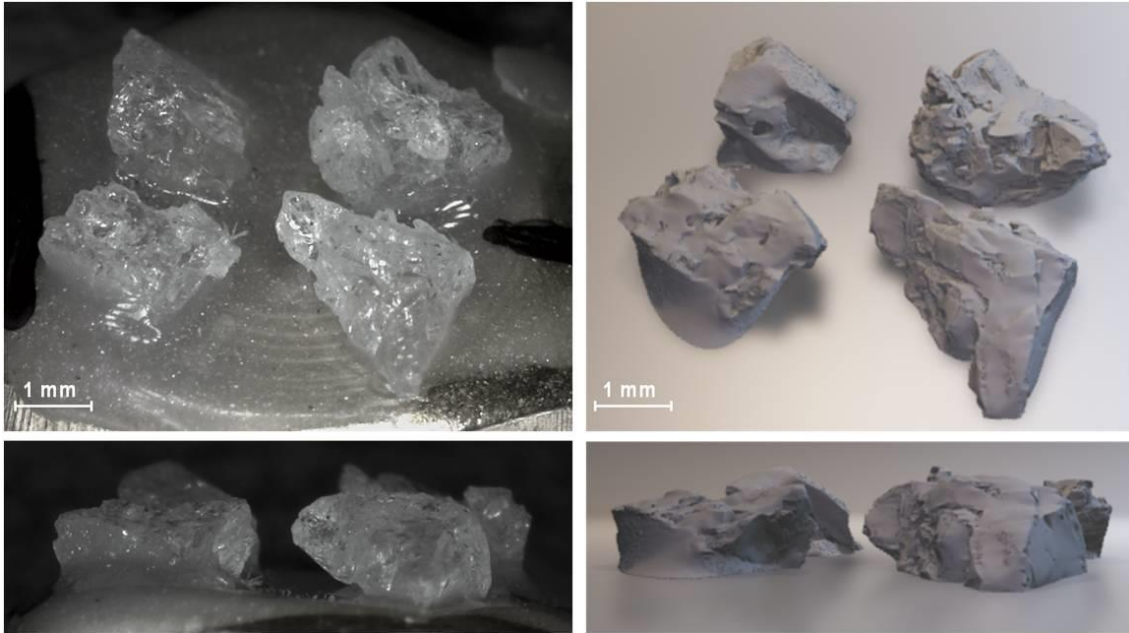


Figura 77: *Utensile multi grano in ossido di alluminio fuso (89-A) acquisito tramite tomografia computerizzata.*

Dalle immagini mostrate in Figura 76 e 77, che si riferiscono ai modelli tridimensionali di un grano singolo e di un multi grano ricostruiti tramite acquisizioni con tomografia computerizzata, si nota come la geometria dei grani non subisca nessuna modifica in seguito alla misura che non introduce artefatti che compromettano la forma effettiva del grano. Inoltre si può notare come processando i dati della tomografia si possano isolare i volumi relativi ai grani abrasivi eliminando dal modello la resina epossidica utilizzata per l'incollaggio e la base di supporto della testa della vite in acciaio. Questo consente di minimizzare la pesantezza del file che contiene unicamente le informazioni relative al grano abrasivo. In aggiunta a questo vantaggio il modello ricavato dal programma di ricostruzione della geometria è già una superficie completamente chiusa che consente facilmente di convertire il modello in un volume unico da utilizzare nel modello di taglio come solido a cui assegnare le proprietà specifiche del materiale che costituisce l'utensile.

La scansione di un grano singolo richiede una durata complessiva per settaggio macchina e misura effettiva di circa 60-70 minuti che arrivano fino a 240 minuti nel caso del multi-grano. Per essendo procedure relativamente lunghe risultano sempre vantaggiose rispetto alle acquisizioni con profilometro anche grazie al fatto che non necessitano di alcuna supervisione o azione da parte dell'operatore. Dopo l'acquisizione le immagini vengono processate per ricavare i modelli utilizzando una procedura automatizzata che consente anche il filtraggio dei dati e l'eliminazione automatica dei componenti che non rivestono alcun interesse per lo studio in corso.

In Figura 78 è visibile la struttura interna del grano abrasivo 89-A ricavata sezionando il modello del grano lungo tre differenti piani perpendicolari alle tre principali direzioni x, y, z. Questa rappresentazione è puramente esemplificativa, la stessa analisi può essere condotta lungo qualsiasi direzione. Il risultato sorprendente ottenuto con questa analisi è l'individuazione di porosità interne distribuite all'interno del volume del grano. Queste porosità suggeriscono una diretta correlazione con i piani di frattura che caratterizzano il

comportamento specifico dei grani in allumina fusa che presentano macro fatturazioni del materiale che portano al ripristino delle superfici taglienti durante il processo.

Al momento l'analisi del lavoro di dottorato non è stata posta sulla caratterizzazione del comportamento del grano legata alla sua struttura interna, ma studi futuri porterebbero ad una più approfondita conoscenza dei processi di usura e auto-affilatura dei differenti grani abrasivi.

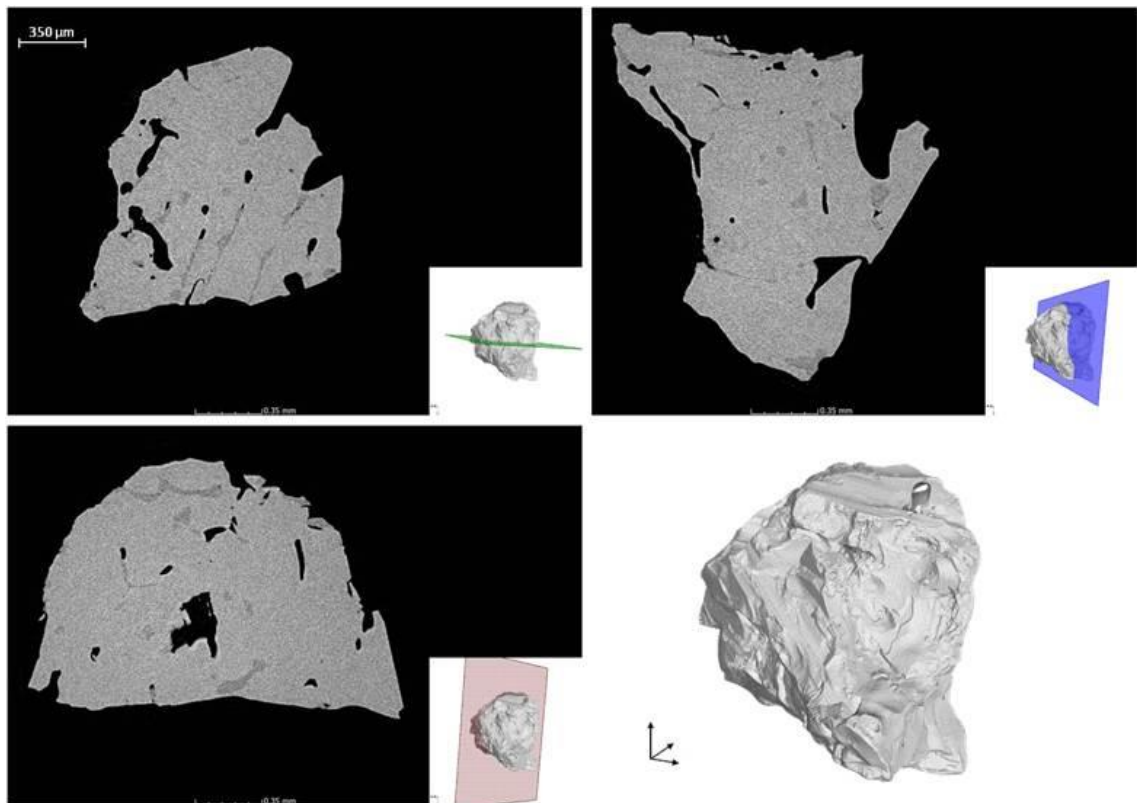
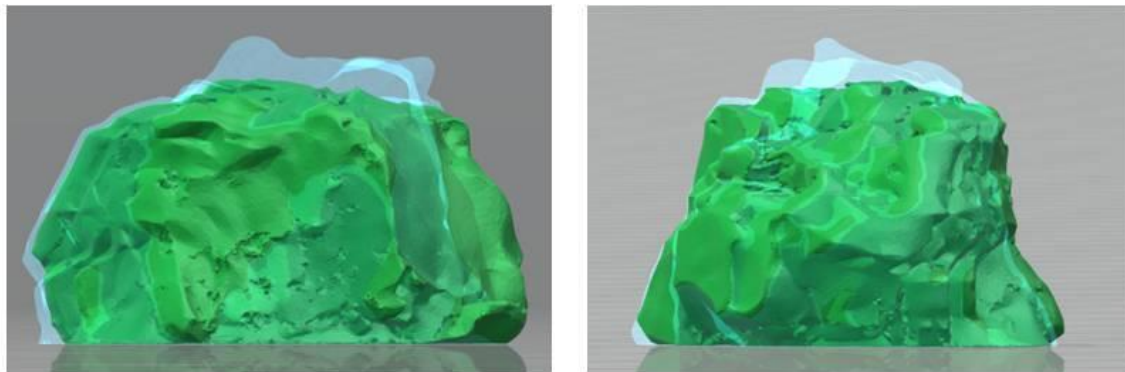


Figura 78: *Struttura interna di un grano in ossido di alluminio fuso acquisita tramite tomografia computerizzata.*

Le acquisizioni tramite TAC consentono di quantificare l'usura del grano subito complessivamente durante tutta la prova di rettifica. Acquisendo la geometria del campione prima e dopo il test ed utilizzando programmi di visualizzazione grafica 3D che consentano il calcolo del volume del modello, si può caratterizzare in maniere qualitativa e quantitativa l'usura subito dal grano. Da un punto di vista qualitativo si può visualizzare il cambiamento geometrico della forma del grano, evidenziando le zone a maggior usura e determinando quali siano le forme più idonee a limitare tale fenomeno. Dal punto di vista quantitativo si può calcolare il volume di materiale consumato per usura durante il processo e rapportarlo al volume totale di materiale asportato ricavando l'indice di usura per ciascun grano. La Figura 79 mostra i risultati ottenuti confrontando le acquisizioni di un grano abrasivo prima e dopo il processo. Nelle due viste il volume corrispondente al grano prima dell'utilizzo è rappresentato con colore azzurro trasparente a cui è sovrapposto il volume del grano misurato dopo il processo e rappresentato in verde. Questa visualizzazione consente immediatamente di identificare le zone e l'entità dell'usura subito dal grano. Il calcolo del volume consente di ricavare l'indice di usura che risulta essere pari ad 1 nel caso in cui il

grano si usuri della stessa quantità rispetto al materiale asportato, minore di 1 se si ha maggiore asportazione rispetto ad usura e maggiore di 1 nel caso in cui si abbia un predominio del fenomeno dell'usura rispetto all'asportazione. Questi risultati permettono di classificare l'efficacia di particolari geometrie dei grani rispetto ai parametri di processo utilizzati.

Il volume di materiale asportato viene calcolato misurando la geometria del solco ricavato sul campione in acciaio utilizzando un profilometro a contatto che risulta la soluzione ottimale per questo tipo di misura.



Volume iniziale:

1,55 mm³

Volume dopo rettifica:

1,35 mm³

Volume grano usurato:

0,20 mm³

Volume materiale asportato:

0,34 mm³

Indice di usura grano:

0,59

Figura 79: *Analisi dell'usura dei grani abrasivi in ossido di alluminio fuso 89-A.*

La maggior efficacia delle acquisizioni ottenute utilizzando la TAC è stata provata anche confrontando il modello ottenuto tramite misura con profilometro a triangolazione laser e quello ricostruito dalla tomografia. La Figura 80 riporta un confronto fatto sovrapponendo il risultato delle ricostruzioni fatte utilizzando l'intero volume di dati forniti dal profilometro a scansione laser e dalla tomografia. In azzurro trasparente è visibile l'insieme di vite, resina epossidica e grano abrasivo misurati con la tecnologia a scansione laser, in questo caso i dati non possono essere filtrati in modo selettivo eliminando le differenti componenti dell'insieme ma il modello è considerato come mono-materiale e i dati non necessari allo studio devono essere tagliati manualmente nell'intorno del grano abrasivo. Nell'immagine il grano ricostruito dalla TAC è visualizzato in bianco e permette subito di comprendere l'enorme vantaggio rappresentato da questa tecnologia di misura. Affinando lo studio si è confrontato unicamente il volume relativo al grano, tagliando i dati del profilometro e selezionando il solo materiale abrasivo dai dati della TAC. Il risultato è visibile in Figura 81. Nell'immagine si nota il materiale in eccesso presente sulla superficie misurata con il profilometro e dovuto alla polvere opacizzante necessaria per la misura.

Sono anche chiaramente visibili i buchi nella superficie causati dalla mancanza di dati dovuta alle trasparenze del grano che impediscono al laser l'individuazione della superficie.

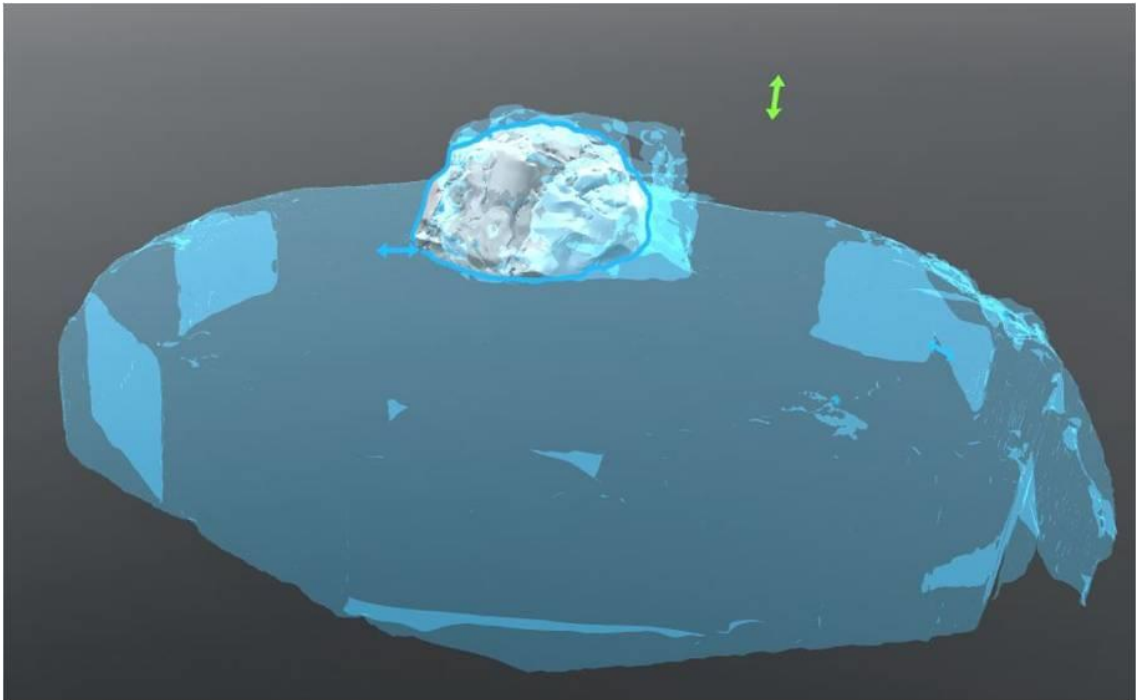


Figura 80: *Confronto tra dati complessivi ottenuti con profilometro a scansione laser (azzurro) e acquisizione TAC (bianco).*

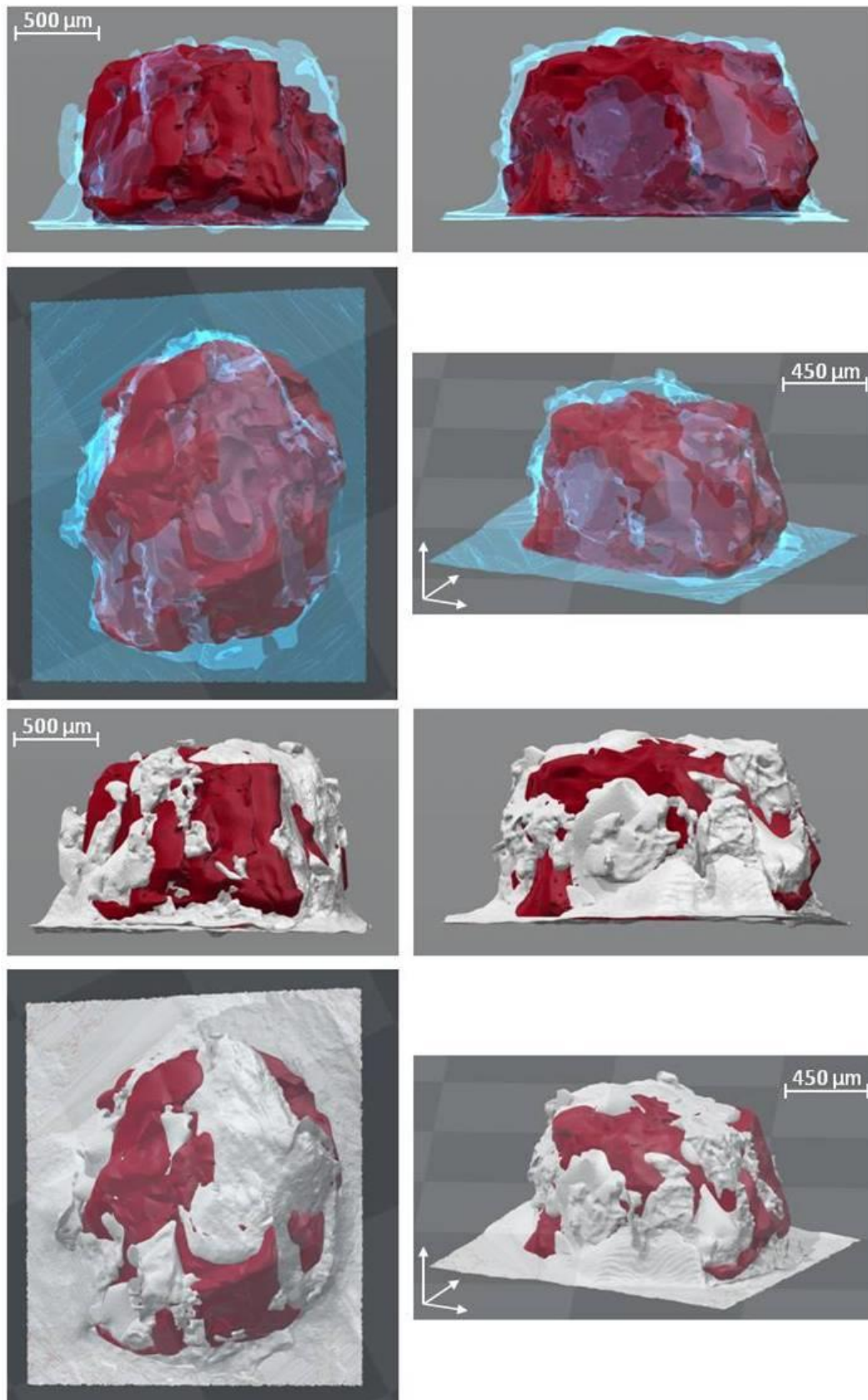


Figura 81: Confronto tra modalità di acquisizione: in rosso grano acquisito tramite TAC, in azzurro trasparente (sopra) e bianco (sotto) il grano acquisito tramite profilometro a triangolazione laser.

4.3.4 Misura del solco rettificato

Il prodotto delle prove di rettifica mono e multi grano sono solchi rettilinei, visibili in Figura 55, che attraversano interamente la superficie del campione dal bordo di ingresso a quello di uscita. Impostando la profondità di penetrazione rispetto alla posizione di “zero” individuata dal grano in contatto con la superficie dell'acciaio, il test si sviluppa con molteplici passaggi del grano sulla superficie senza che la profondità di penetrazione venga mai variata dall'inizio del processo fino alla completa traslazione della mola su tutta la lunghezza del campione. Questa particolare impostazione di processo fa sì che l'usura che si verifica sul grano ne riduca il suo volume e vada a diminuire la profondità di penetrazione grano-materiale. Essendo le forze di taglio direttamente collegate alla profondità di penetrazione, è fondamentale conoscere la sua variazione durante tutto il processo. Per fare questo è stato necessario misurare ed acquisire interamente la geometria di ciascun solco realizzato. Oltre a questo conoscere esattamente la forma e le dimensioni del solco nella sezione trasversale alla direzione di taglio permette, a ritroso, di calcolare esattamente l'area di contatto tra il grano ed il materiale durante il taglio.

Questi dati sono stati ottenuti acquisendo ciascun solco per mezzo di un profilometro ottico Zygo ZeGage ed elaborando poi i dati con un codice Matlab scritto appositamente. In Figura 82, dall'alto verso il basso, sono riportate una sezione trasversale estratta in corrispondenza di un piano perpendicolare alla direzione di taglio scelto, la mappa a colori in 2 dimensioni del solco e l'immagine tridimensionale di un tratto del solco di lunghezza pari ad 1 mm. I dati consentono anche di calcolare esattamente il volume di materiale asportato. Confrontando l'andamento dell'area delle sezioni trasversali dall'inizio alla fine del solco si può quantificare l'entità della riduzione di volume del grano in seguito ad usura. Questi risultati saranno poi considerati in relazione alla variazione delle forze di taglio.

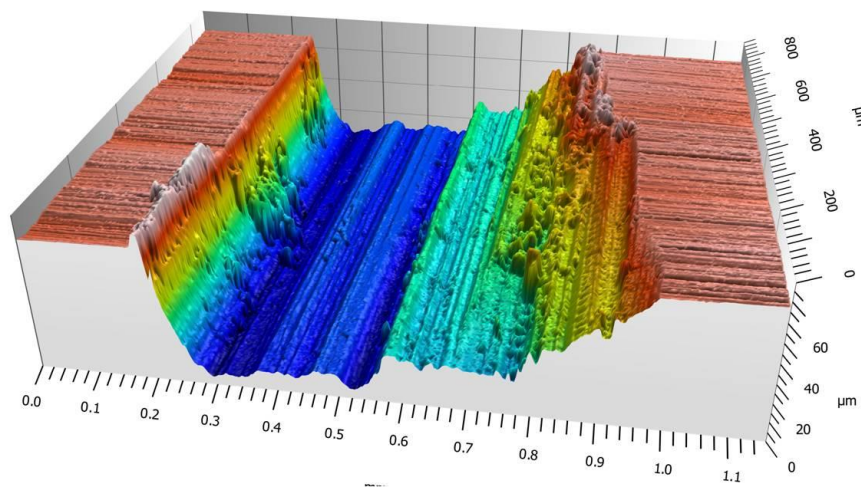
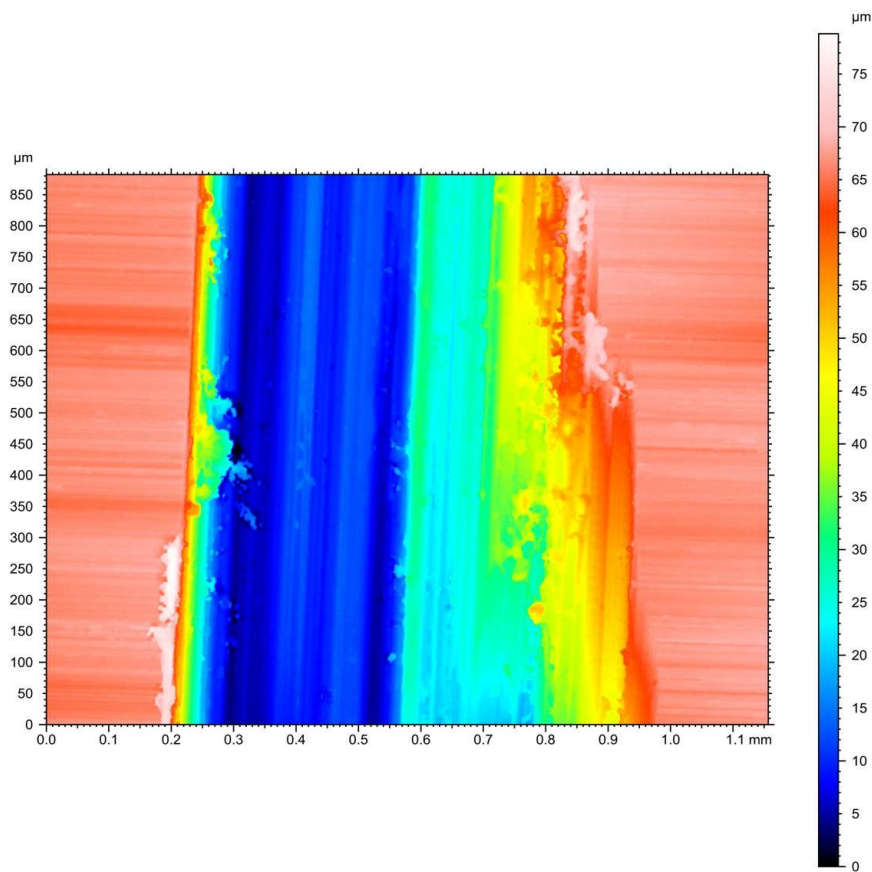


Figura 82: Geometria di un segmento del solco prodotto durante una prova di rettifica mono-grano.

4.3.5 Il piano sperimentale

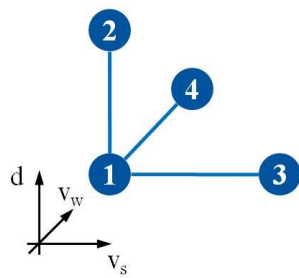
Le prove sperimentali sono state svolte su ciascun set-up seguendo piani sperimentali specifici definiti per investigare l'effetto dei parametri di taglio sulle forze sviluppate durante la rettifica.

Prima di analizzare nel dettaglio le combinazioni di parametri scelte per svolgere le prove è necessario precisare che la differente geometria di ciascun grano, caratteristica intrinseca del processo di asportazione con abrasivi di forma non definita, impedisce la ripetizione della singola prova a parità di condizioni di taglio. Per questo ciascuna combinazione di parametri è stata utilizzata per svolgere 3 prove ciascuna condotta con un grano differente. Questo impedisce di poter utilizzare un approccio tipo DOE con la definizione di un piano fattoriale a più livelli. In oltre ciò significa che gli stessi parametri di taglio daranno risultati differenti sulle forze di rettifica a seconda della particolare geometria del grano utilizzato. Tutte le prove sono state condotte senza utilizzo di lubrificante essendo l'interesse dello studio svolto focalizzato sulla modellazione del processo di rettifica a secco.

In Tabella 6 sono riportati i valori dei parametri di processo variati durante le prove di rettifica mono e multi grano svolte utilizzando il set-up sperimentale *PMRC*. In questo caso le velocità di avanzamento sono state fissate indipendentemente dalla velocità di rotazione della mola scegliendo un valore inferiore ed uno superiore in un intervallo di velocità tipiche dei processi di rettifica tangenziale. Le profondità di taglio scelte sono molto elevate, fino a 10 volte quelle tipicamente impiegate nella rettifica con mole. Questa scelta è stata dettata da esigenze di modellazione che saranno chiarite nel paragrafo seguente ed è stata resa possibile dalle dimensioni dei grani utilizzati, ben sapendo che queste prove rappresentano una versione su scala macroscopica del reale processo di rettifica degli ingranaggi.

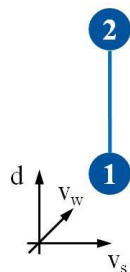
Tabella 6: Parametri di processo variati durante le prove con set-up *PMRC*.

Tipologia grano specifico	Granulometria FEPA	Velocità mola m/s	Avanzamento mm/min	Profondità μm
89-A	16	30	516	100
Ossido di	24	40	1200	200
alluminio fuso	36			150



Combinazione dei parametri sperimentali grano singolo					
#	Tipologia grano	Granulometria	Velocità mola v_s	Profondità d	Avanzamento v_w
1	89-A ossido alluminio fuso	16; 24; 36	30 m/s	100 μm	516 mm/min
2	89-A ossido alluminio fuso	16; 24; 36	30 m/s	150 μm	516 mm/min
3	89-A ossido alluminio fuso	16; 24; 36	40 m/s	100 μm	516 mm/min
4	89-A ossido alluminio fuso	16; 24; 36	30 m/s	100 μm	1200 mm/min
					12 tests
3 Ripetizioni con grani differenti per ciascuna combinazione					36 tests

Figura 83: Combinazioni di parametri utilizzati per le prove sperimentali con utensile monograno e set-up PMRC.



Combinazione dei parametri sperimentali grano multiplo					
#	Tipologia grano	Granulometria	Velocità mola v_s	Profondità d	Avanzamento v_w
1	89-A ossido alluminio fuso	16; 24; 36	30 m/s	100 μm	516 mm/min
2	89-A ossido alluminio fuso	16; 24; 36	30 m/s	150 μm	516 mm/min
					6 tests
3 Ripetizioni con grani differenti per ciascuna combinazione					18 tests

Figura 84: Combinazioni di parametri utilizzati per le prove sperimentali con utensile multigrano e set-up PMRC.

Le Figure 83 e 84 consentono di visualizzare le combinazioni di parametri utilizzati per svolgere le prove di rettifica con utensili mono e multi grano eseguite su set-up PMRC.

La Tabella 7 mostra i valori dei parametri scelti per le prove di rettifica mono e multi grano effettuate utilizzando il set-up WZL. In questo caso si sono scelti parametri che si avvicinassero il più possibile a quelli tipicamente utilizzati nei processi di rettifica di ingranaggi per generazione. La velocità massima della mola consentita è stata scelta come riferimento essendo quella minore impiegata nel taglio di ingranaggi. Date le dimensioni dei grani utilizzati in questo caso le profondità di taglio sono state scelte pari a quelle impiegate nelle lavorazioni di rettifica di finitura, così come l'avanzamento. Nella rettifica di ingranaggi l'avanzamento assiale della mola viene definito in relazione alla sua velocità di rotazione risultando in un avanzamento relativo espresso in mm/rev. Nelle prove si sono scelti due valori che hanno poi determinato i rispettivi avanzamenti lineari in mm/min. Da notare che in questo caso, non essendo l'avanzamento fisso, esso varierà anche al variare della velocità di taglio, mantenendo fisso il rapporto in mm/rev.

Tabella 7: Parametri di processo variati durante le prove con set-up WZL.

Tipologia grano specifica	Granulometria FEPA	Velocità mola m/s	Avanzamento mm/rev	Profondità μm
70-A	60	35	0,5	5
Allumina blu sinterizzata	80	45	1	10
		63		15

Come fatto nel caso del set-up *PMRC*, le Figure 85 e 86 mostrano le combinazioni dei parametri utilizzate per svolgere le prove di rettifica mono e multi grano utilizzando il set-up *WZL*. Nel caso dei grani multipli, è stato scelto di introdurre unicamente la variazione della disposizione relativa dei grani sul supporto, rispetto alla direzione di taglio, e svolgere le prove con la combinazione di parametri di riferimento. Questo è stato necessario a causa del limitato numero di utensili che potevano essere realizzati.

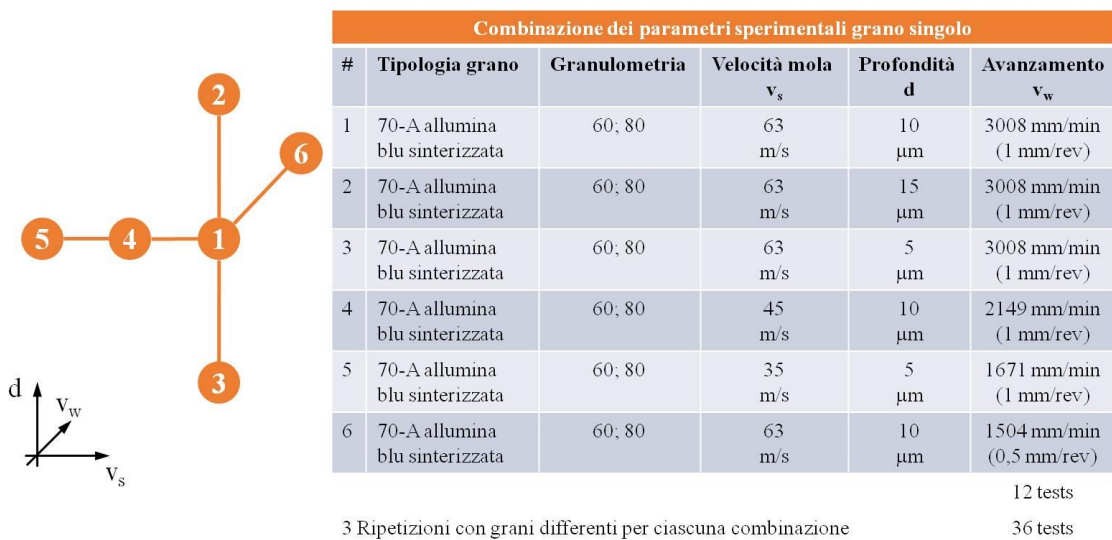


Figura 85: Combinazioni di parametri utilizzati per le prove sperimentali con utensile monograno e set-up WZL.

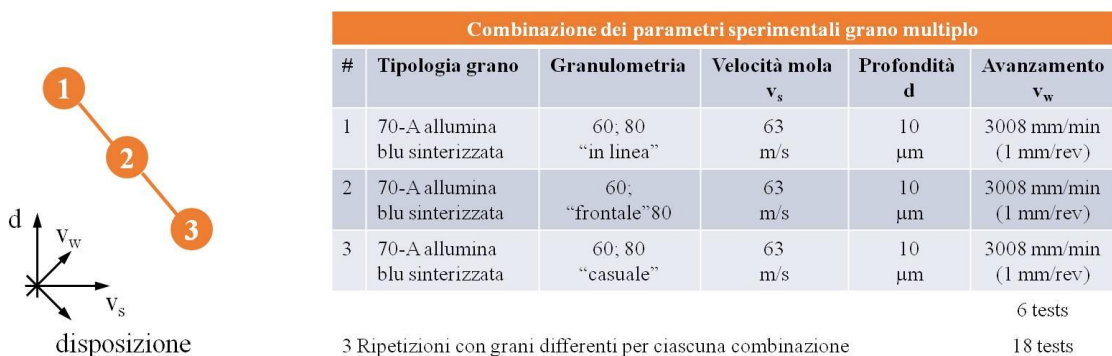


Figura 86: Combinazioni di parametri utilizzati per le prove sperimentali con utensile multigrano e set-up WZL.

A causa della differenza delle dimensioni tra i grani utilizzati per le prove con set-up *PMRC* e quelli utilizzati nelle prove *WZL*, non è stato possibile svolgere una comparazione

dei processi nelle due configurazioni utilizzando gli stessi parametri di taglio. Per questo motivo i dati ottenuti nelle due campagne di prove sperimentali sono stati utilizzati separatamente. L'ottimizzazione e la validazione iniziale del modello di asportazione è stata compiuta utilizzando i dati provenienti dalle prove effettuate presso Georgia Tech utilizzando il set-up *PMR*; in un secondo momento si sono utilizzati i dati acquisiti durante le prove compiute presso *WZL* per simulare il processo in condizioni simili a quelle della rettifica di ingranaggi utilizzando parametri comparabili a quelli dei processi industriali.

4.4 Il modello di asportazione con grano singolo

Il modello agli elementi finiti per la simulazione del processo di asportazione con utensile a grano singolo e multi grano è stato sviluppato utilizzando l'ambiente 3D del software commerciale *DEFORM*. Il software consente di importare le geometrie di utensile e materiale in lavorazione, assegnare i rispettivi materiali, definire le caratteristiche specifiche e le modalità di interazione tra gli oggetti, impostare la particolare cinematica di processo e ottimizzare i parametri della simulazione.

4.4.1 Componente in lavorazione

I campioni lavorati durante le prove di rettifica sono stati realizzati con dimensioni tali da poter essere afferrati facilmente sulla piattaforma dinamometria e da consentire di effettuare, su ciascun campione, più prove di rettifica. In un modello agli elementi finiti il numero di elementi utilizzato per rappresentare i corpi coinvolti nel processo determina il peso computazionale della simulazione che aumenta, in termini di volume di dati e tempo di calcolo, all'aumentare di essi. Al fine di limitare il numero di elementi si è scelto di non modellare interamente i campioni di acciaio utilizzati nelle prove ma definire un volume di materiale nell'intorno del solco di rettifica tale da rappresentare correttamente il comportamento del materiale durante la deformazione. Per questo si è scelto di creare un blocco a sezione rettangolare di 2 mm di altezza (*z*), 3 mm larghezza (*x*) e 10 mm lunghezza (*y*), verificando che il volume di materiale risultante non subisse deformazioni alla periferia dovute al solco di rettifica prodotto al centro del dominio. Il comportamento del materiale è stato impostato come puramente plastico in accordo con quanto visto precedentemente a riguardo dei meccanismi di generazione del truciolo in rettifica per elevate profondità di taglio in cui il contributo elastico è trascurabile rispetto a quello plastico. Il materiale costituente i campioni rettificati è stato modellato utilizzando il modello costitutivo di Johnson & Cook con incrudimento isotropico secondo l'equazione:

$$\sigma_{eq} = [A + B\varepsilon_{eq}^n] \cdot \left[1 + C \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{0,001}\right) \right] \cdot \left[1 - \left(\frac{T - T_{amb}}{T_{fus} - T_{amb}} \right)^m \right]$$

Tabella 8: Parametri del modello costitutivo di Johnson & Cook per 27MnCr5.

A	B	n	C	T_{amb}	T_{fus}	m
550	585	0.33	0.013	20	1460	1.1

In Tabella 8 sono riportati i parametri utilizzati per la modellazione dell'acciaio costituente i campioni rettificati [136]. Il processo di rettifica presenta velocità di deformazione estremamente elevate che avvicinano il comportamento del materiale soggetto al taglio a quello di processi esplosivi. Questo fatto ha imposto un'attenta analisi dei modelli costitutivi disponibili per poter rappresentare correttamente il comportamento del materiale nella simulazione. Data l'assenza in letteratura di una caratterizzazione degli acciai da ingranaggi per velocità di deformazione di tipo esplosivo e l'impossibilità di eseguire le necessarie prove sperimentali per ottenerla, si è scelto di utilizzare il modello costitutivo di Johnson & Cook considerato il più affidabile e quello maggiormente utilizzato con successo nella letteratura attuale. A questo modello è stato affiancato il modello di danneggiamento Johnson & Cook per materiali duttili per poter simulare la formazione del truciolo:

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] \cdot (1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*) \cdot (1 + D_5 T^*)$$

In Tabella 9 sono riportati i parametri utilizzati nel modello di danneggiamento per l'acciaio da ingranaggi [137].

Tabella 9: Parametri del modello di danneggiamento di Johnson & Cook per 27MnCr5.

D₁	D₂	D₃	D₄	D₅
0.05	0.8	-1.54	0.01	1

In Figura 87 è riportata la schermata generale per la definizione delle caratteristiche del corpo del componente in lavorazione. Sono visibili la geometria ricavata dal modello 3D, le impostazioni necessarie a definire il corpo come perfettamente plastico ed il materiale assegnato al volume rappresentante il componente lavorato.

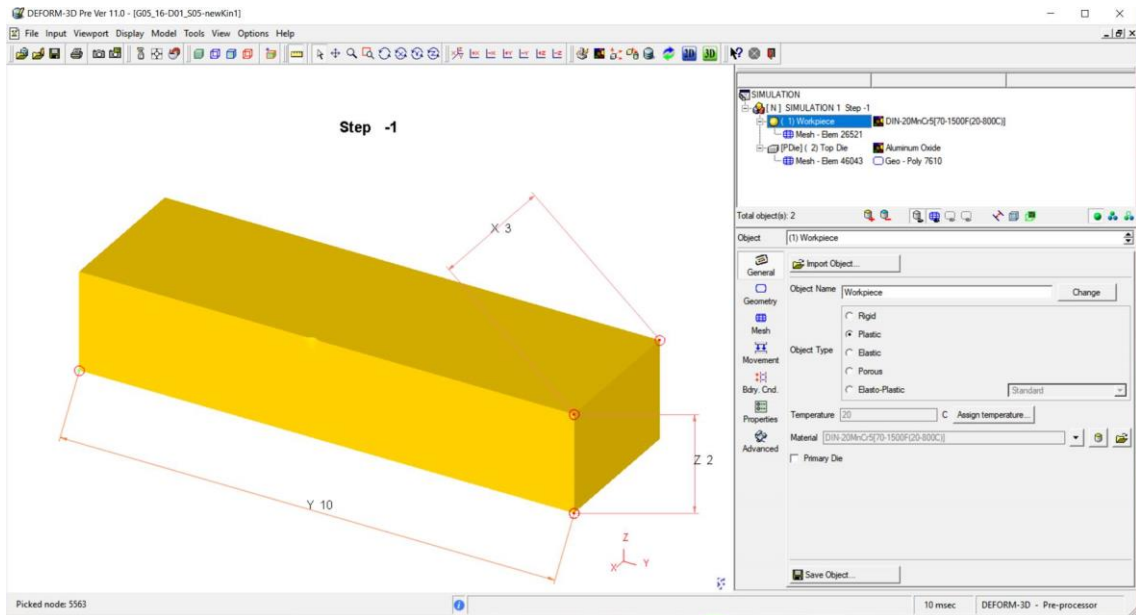


Figura 87: DEFORM FEM: definizione del volume soggetto alla deformazione.

Il corpo lavorato subisce la deformazione plastica che porta all'asportazione di materiale e al cambiamento continuo della sua forma e volume via via che il solco viene formato dal ripetuto passaggio del grano abrasivo su di esso. Per questo motivo la mesh definita all'istante iniziale della simulazione dovrà essere aggiornata durante il processo per seguire le deformazioni della geometria del componente. Questa operazione risulta essere la più onerosa dal punto di vista del calcolo in un codice Lagrangiano come quello utilizzato. Essa sarà effettuata in modo automatico definendo opportunamente i criteri di remeshing che saranno illustrati nel dettaglio nei paragrafi seguenti. Molta attenzione è stata posta nel definire una finestra di discretizzazione che consentisse di minimizzare i tempi di calcolo ed il peso della simulazione assicurando al contempo la risoluzione migliore possibile nella zona di interazione grano-materiale. Al fine di ottenere questo risultato si sono definite 5 zone prismatiche con differenti dimensioni degli elementi. Una prima finestra con discretizzazione molto fine è stata posta sul volume attorno alla zona di taglio che segue il movimento del grano abrasivo. Per poter modellare accuratamente il processo un minimo di 3 elementi devono essere posti nello spessore tagliato (profondità di taglio) risultando in una dimensione massima degli stessi pari a 0,0375 mm per le profondità pari a 0,1 mm e 0.0650 per quelle con profondità di 0,2 mm. Le dimensioni della finestra sono legate alle dimensioni della zona del grano coinvolta nel taglio, aumentate del 50% in ciascuna delle tre direzioni. Altre 3 finestre di mesh, fisse, hanno elementi con dimensioni pari a 0,15; 0,4; 1 mm procedendo dalla superficie verso la base del componente. Il software al momento di generare gli elementi effettuerà una transizione tra gli elementi di differenti dimensioni. Una finestra fissa di discretizzazione corrispondente alla prima è stata posta in corrispondenza del bordo di attacco del campione dove inizia l'interazione con il grano al fine di avere una mesh idonea alla simulazione del processo già nell'istante iniziale. In Figura 88 è visibile la schermata del software in cui si definisce la mesh con cui discretizzare il componente lavorato. Un criterio di *remeshing* (discretizzazione successiva) automatico è stato impostato definendo la profondità massima di interferenza grano-

materiale al superamento della quale la mesh deve essere creata nuovamente per rappresentare correttamente il materiale deformato. Raggiunto il valore impostato (0,01mm) il programma blocca il processo e inizia la creazione della nuova mesh rispettando i criteri definiti nella creazione delle finestre. Il remeshing avviene globalmente su tutto il componente.

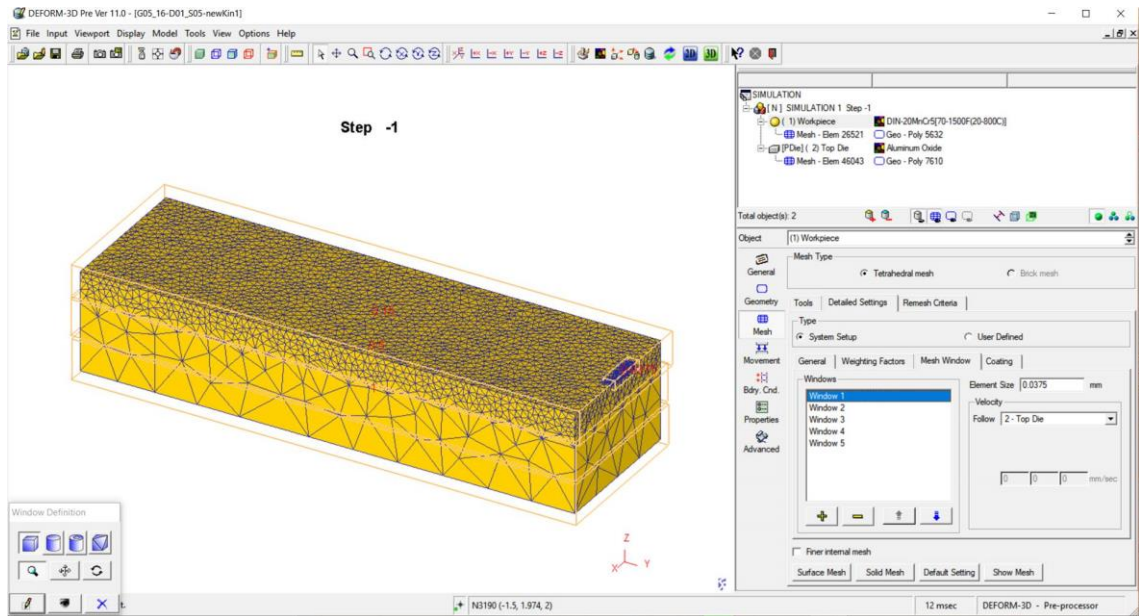


Figura 88: Discretizzazione del volume soggetto alla deformazione.

La creazione di una nuova mesh in modo automatico può creare problemi nel caso in cui il componente che necessita di tale operazione si muova nello spazio. Tipicamente i vincoli definiti sui nodi della mesh iniziale vengono persi compromettendo il risultato della simulazione. Per questo motivo il componente viene mantenuto fisso nello spazio della simulazione assegnando tutti i moti al grano abrasivo. Per simulare l'effetto del materiale attorno al blocco creato e dell'afferraggio sulla piattaforma dinamometrica sono stati vincolati i nodi della mesh sulle superfici laterali ed inferiore. Su questi nodi si sono impostati spostamenti nulli nelle tre direzioni. Nell'immagine riportata in Figura 89 sono visibili i nodi vincolati (in colore rosso). Una temperatura iniziale di 20 °C e lo scambio termico in aria sono state definite come condizioni al contorno termiche.

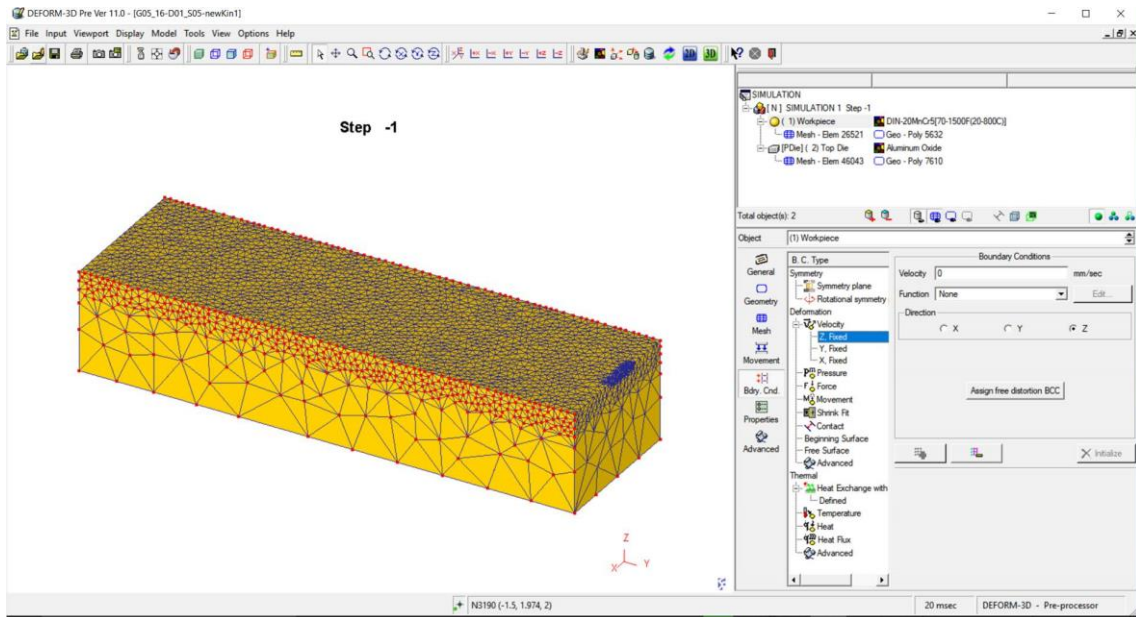


Figura 89: Definizione dei vincoli sul volume soggetto alla deformazione

4.4.2 Utensile

Il singolo grano abrasivo è l'utensile che agisce sul pezzo in lavorazione deformandolo ed asportando il materiale. Nella simulazione la geometria dell'utensile è stata definita importando direttamente il modello 3D ricavato dalle acquisizioni TAC in formato stereolitografico (.stl). Non potendo in questa fase simulare l'usura del grano abrasivo si è scelto di definire l'utensile come corpo rigido che non subisce alcuna deformazione durante il processo. Le proprietà meccaniche e termiche dell'ossido di alluminio fuso, fornite dal costruttore dei grani abrasivi, sono state inserite definendo il materiale *Aluminum Oxide* assegnato al grano abrasivo. In Figura 90 è riportata la schermata generale per la definizione delle caratteristiche del corpo dell'utensile. Sono visibili la geometria ricavata dal modello 3D ricostruito dalla TAC, le impostazioni di corpo rigido ed il materiale assegnato.

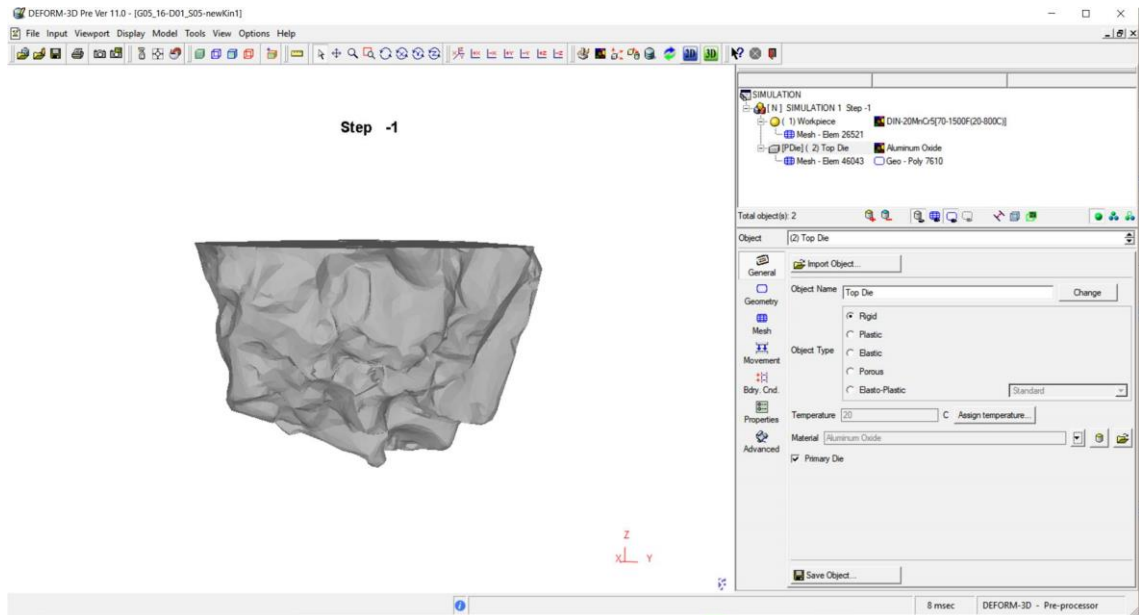


Figura 90: DEFORM: definizione dell'utensile monograno.

Non essendo un corpo interessato da deformazioni la discretizzazione del volume del grano in elementi di mesh è necessaria unicamente al fine di calcolare lo scambio termico con il materiale in lavorazione e con l'ambiente per calcolare le temperature sviluppate durante la rettifica. Per questo motivo la mesh, una volta definita, non verrà mai modificata durante la simulazione e non richiederà risorse di calcolo per la sua ridefinizione. Questo permette di non avere limitazioni particolari nel numero di elementi utilizzati per rappresentare la particolare geometria di ciascun grano. Elementi di piccole dimensioni consentiranno di seguire le superfici “free-form” dei grani, caratterizzate da repentine variazioni di pendenza e spigoli vivi soprattutto nelle zone coinvolte nell'asportazione. La Figura 91 mostra le impostazioni utilizzate per definire la mesh di discretizzazione del grano abrasivo. In questo caso è stata scelta una modalità di discretizzazione automatica di tipo relativo impostando il numero massimo di elementi (50000 in questo caso) e il fattore di scala dimensionale tra l'elemento più piccolo e quello più grande utilizzati per discretizzare il volume *Size Ratio* (20 in questo caso). I due parametri devono essere modificati a seconda della particolare geometria del grano importata al fine di consentire al software di generare la mesh in base alla particolare geometria del grano. Nelle varie simulazioni effettuate si è utilizzato un numero di elementi che varia da 20000 a 60000 con un fattore di scala da 20 a 50.

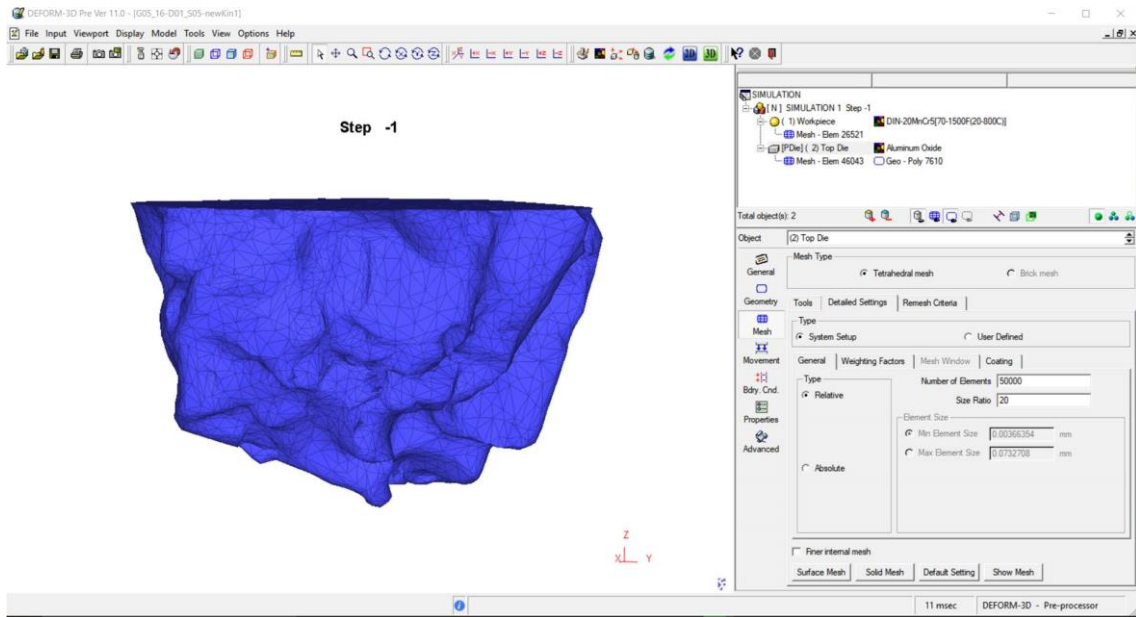


Figura 91: Definizione della mesh per l'utensile abrasivo.

Dovendo mantenere fisso il campione in lavorazione, i moti di rotazione e traslazione necessari a replicare la cinematica di processo sono stati definiti per il grano abrasivo. La rotazione del grano attorno al centro del mandrino della macchina da rettifica è stata modellata imponendo al grano una rotazione attorno all'asse x con verso orario (-x) con centro di rotazione traslato di $d/2$ lungo l'asse verticale z rispetto al baricentro del grano, dove $d/2$ corrisponde al diametro del corpo mola. L'avanzamento del componente in direzione del grano (y) è stato modellato imponendo una traslazione del centro di rotazione del grano in direzione $-y$. La velocità di rotazione e di avanzamento corrispondono rispettivamente alla velocità di rotazione della mola e all'avanzamento del campione lavorato nelle prove sperimentali. La profondità di taglio viene impostata posizionando il grano sulla superficie superiore del campione (zero) e definendo una traslazione in direzione $-z$ pari alla profondità voluta.

4.4.3 Condizioni all'interfaccia grano-materiale

Le modalità con cui avviene l'interazione tra la superficie del grano abrasivo e quella del materiale lavorato sono state definite in termini di attrito e scambio termico. L'attrito è stato modellato come attrito di scorrimento puro assegnando il valore costante di 0,6 al coefficiente di attrito μ [138]. Condizioni al contorno di convezione e conduzione sono state applicate per il calore generato durante il taglio. Il coefficiente di convezione e di conduzione per due superfici a contatto sono stati assunti pari a $20 \text{ W/m}^2\text{°C}$ e $10^7 \text{ W/m}^2\text{°C}$ rispettivamente [139].

4.4.4 Impostazioni per la simulazione

Nella sezione dedicata alle impostazioni di calcolo DEFORM consente innanzitutto di scegliere il tipo e le modalità con cui svolgere la simulazione. La simulazione è stata

impostata come *Lagrangiana Incrementale* e sono state attivate entrambe le modalità per il calcolo delle deformazioni e degli aspetti termici. Al fine di ridurre le dimensioni del file contenente i risultati si è deciso di salvare la simulazione ad intervalli di 5 step di calcolo. Gli step sono stati definiti come funzione del tempo, con salvataggio automatico del database da parte del sistema. La discretizzazione temporale del processo in *time step* è stata fatta definendo una funzione variabile che permette di avere step temporali molto brevi durante il contatto grano-materiale e step molto lunghi durante la parte di rivoluzione del grano in aria, tempo in cui sia grano che materiale lavorato dissipano calore e che deve quindi essere simulato. La durata dei time step durante l'interazione grano-materiale è stata scelta pari a 10^{-7} secondi mentre la durata dei time step durante il restante tempo è stata impostata pari a 0,001 secondi. Come da Figura 92, l'angolo di interazione α_t corrisponde all'angolo sotteso alla corda rappresentante la traiettoria compiuta dal grano durante la lavorazione per una singola passata, a questo angolo si sommano gli angoli γ_{in} e γ_{out} aggiunti per tenere conto dell'anticipo nel contatto dovuto alla geometria non puntiforme del grano e come sicurezza rispetto ad errori di arrotondamento nella discretizzazione. La somma di questi angoli costituisce l'angolo di simulazione α_s considerato per definire l'intervallo temporale all'interno del quale impostare il time step più fine.

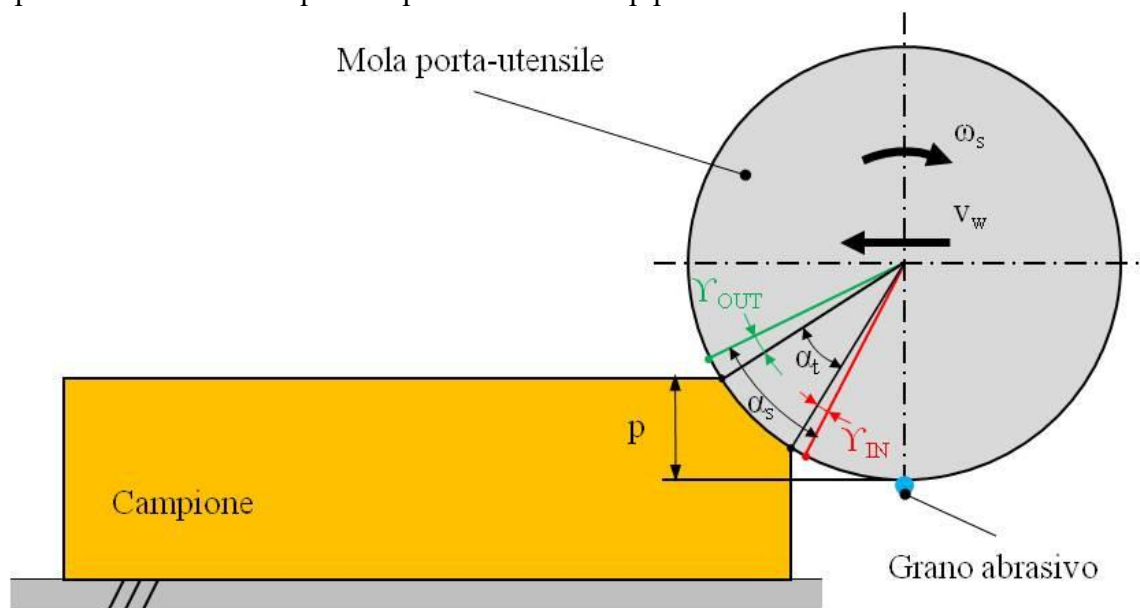


Figura 92: Definizione dell'angolo di interazione e dell'angolo utilizzato per la discretizzazione fine del tempo di processo.

4.4.5 Dati calcolati nella simulazione

I dati forniti dalla simulazione e le grandezze calcolate vengono visualizzati nell'ambiente di post-processo. La validazione del modello sarà affrontata nel paragrafo seguente, qui si vuole solo fornire un esempio dei risultati che possono essere estratti dalla simulazione e che interessano lo studio svolto. Le immagini riportate riguardano il caso di un grano abrasivo in ossido di alluminio puro fuso, con granulometria 16 (grano G05 89-A) utilizzato in processo con parametri di taglio indicati in Tabella 10.

Tabella 10: Parametri di processo simulazione grano G05 89-A.

Velocità tangenziale	Avanzamento	Profondità di taglio
m/s	mm/min	mm
30	516	0,1

La simulazione consente il calcolo delle forze di processo necessarie a deformare il materiale in lavorazione e generare il truciolo. Ciascuna passata di rettifica sviluppa una forza massima i cui picchi sono visibili nell'immagine in Figura 93. Nel grafico è riportata la forza tangenziale di taglio per le prime 18 passate di rettifica, si può notare come esse aumentino progressivamente all'aumentare della porzione di materiale lavorato raggiungendo la condizione di regime allorché il grano ingaggia completamente il materiale alla profondità di taglio impostata. Si può già notare come il processo sia stato modellato in modo che il grano abrasivo prosegua la lavorazione avanzando su di un solco che viene a formarsi per successive passate, lavorando una zona del materiale già lavorata durante la corsa precedente fino ad impegnare la porzione di materiale non ancora deformato.

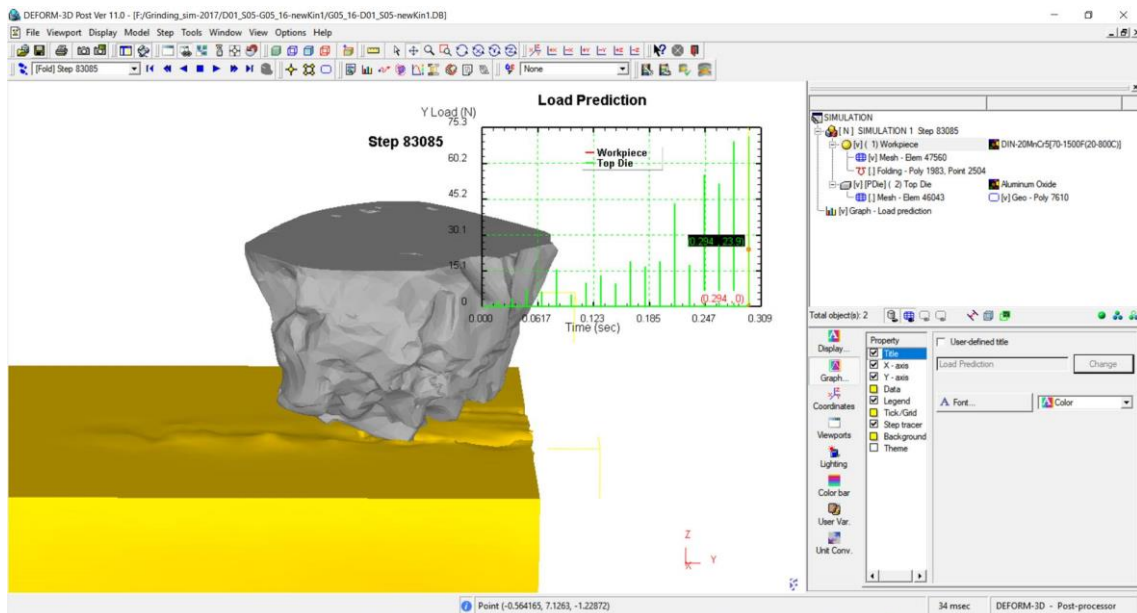


Figura 93: Grafico della forza di taglio dopo 18 passate di rettifica.

L'immagine in Figura 94 mostra l'andamento delle tensioni nella zona di taglio durante il processo. Analisi accurate possono essere svolte sezionando il blocco lavorato ponendo una sezione trasversale in corrispondenza del contatto al fine di visualizzare l'andamento delle tensioni esattamente nella zona di contatto.

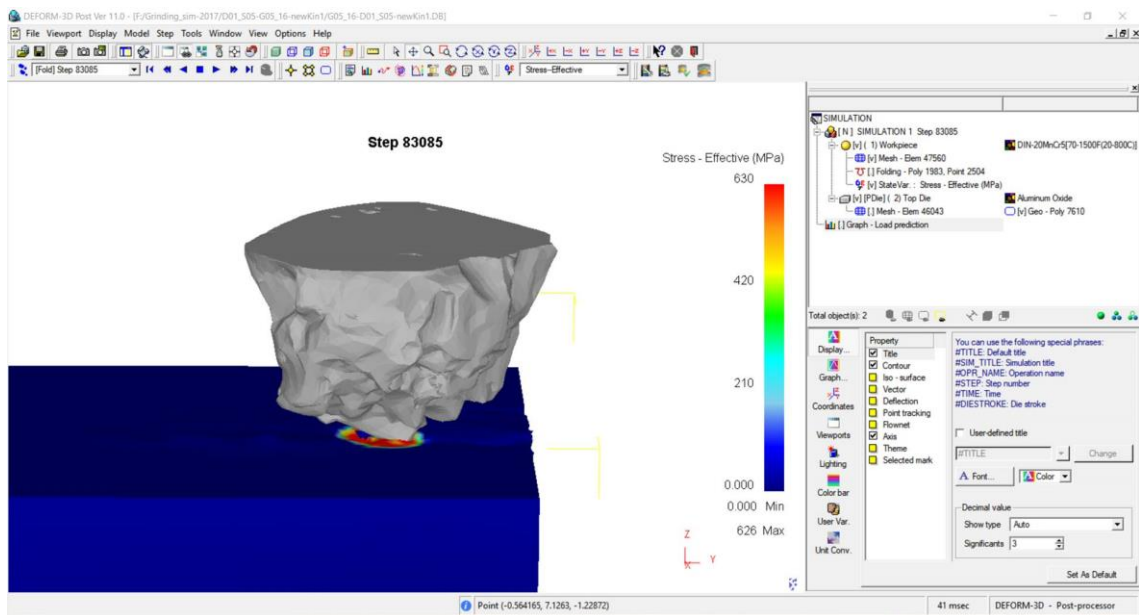


Figura 94: Tensioni effettive nell'area di contatto grano-materiale.

Il processo di taglio genera energia dissipata in calore all'interfaccia grano-materiale. I risultati delle simulazioni svolte hanno evidenziato come più del 75% del calore generato nel contatto tra grano e materiale venga trasferito al componente lavorato che si surriscalda durante l'arco temporale del processo di deformazione. Questo in accordo con la letteratura riguardante gli aspetti termici dei processi di rettifica [64]. Le temperature raggiunte sono molto elevate, prossime alla temperatura di fusione dell'acciaio (1450°), ma si sviluppano durante un tempo di lavoro molto breve, nell'ordine di decimi di millisecondo (0,6 ms nel caso in Figura 95).

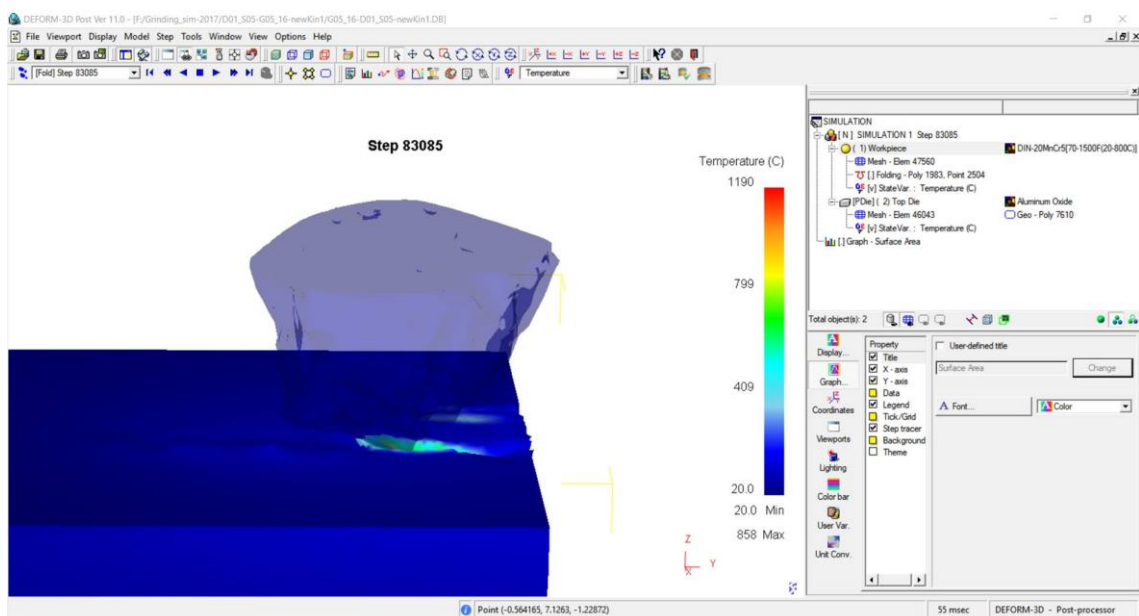


Figura 95: Temperature generate all'interfaccia grano-materiale.

Tutti i fenomeni che si instaurano tra grano e materiale lavorato avvengono in corrispondenza dell'area di contatto tra i due (Figura 96). Risulta quindi fondamentale

calcolare le dimensioni di tale area che dipende dalla geometria del grano e dalla profondità di taglio impostata. Questo evidenzia l'importanza strategica di utilizzare nella simulazione l'esatta geometria del grano utilizzato nelle prove sperimentali, giustificando gli sforzi compiuti per arrivare ad acquisizioni ad alta risoluzione e prive di artefatti ottenute tramite scansioni CT.

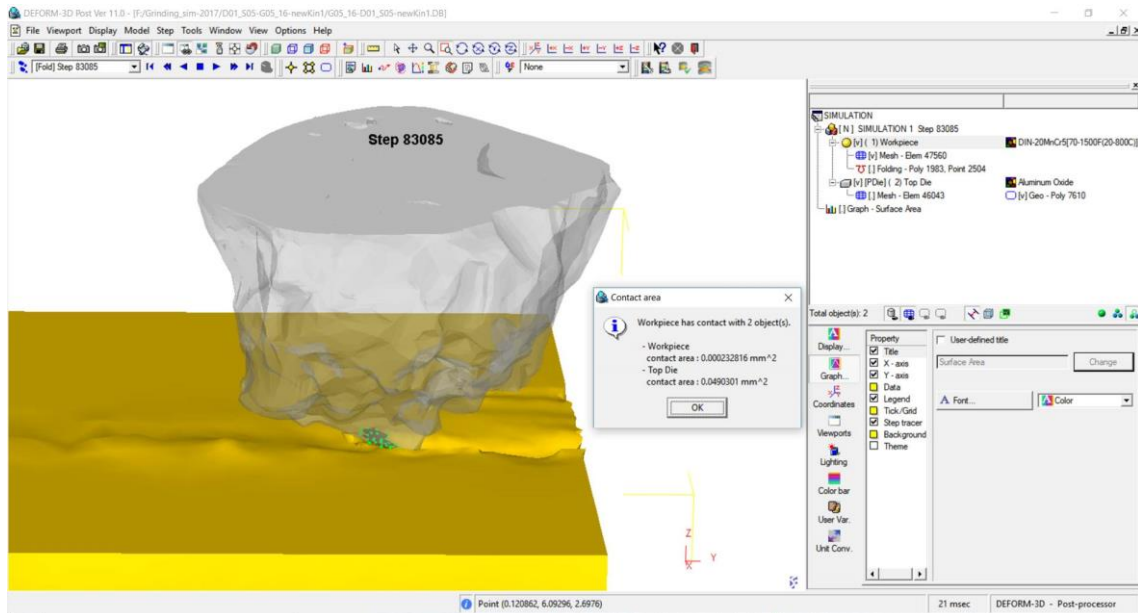


Figura 96: Calcolo dell'area di contatto grano-materiale.

Oltre ai picchi di forza raggiunti durante il taglio la simulazione consente di predire l'andamento della forza durante il processo fornendo un grafico nel tempo della forza, dato necessario per il calcolo dell'energia complessivamente sviluppata per asportare il materiale. Il grafico corrispondente ad una delle passate a regime è visualizzato in Figura 97.

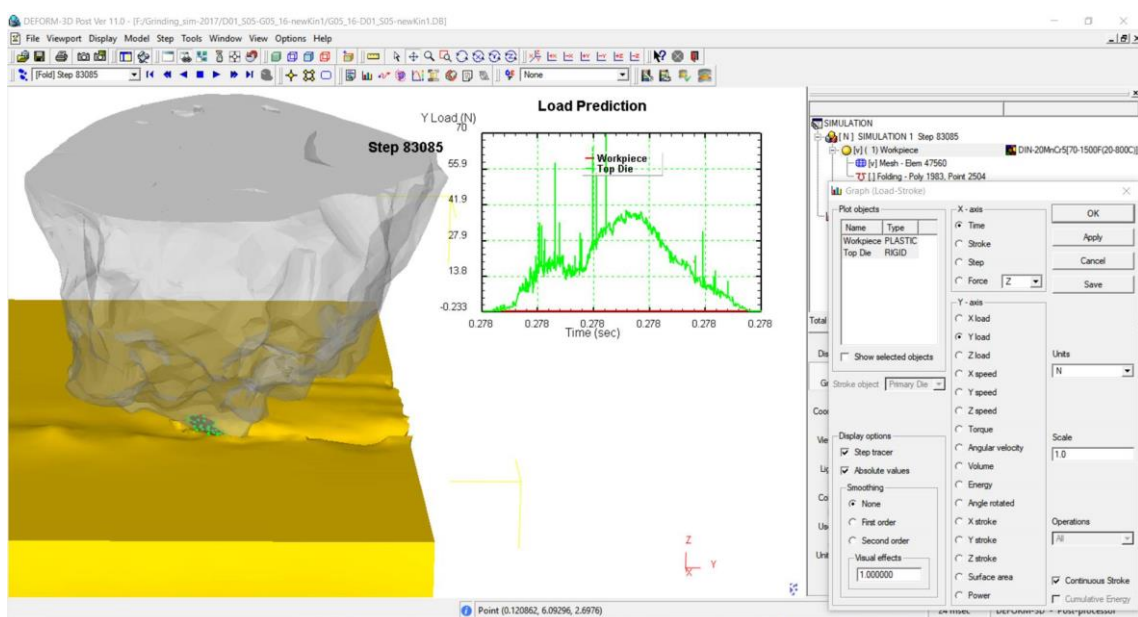


Figura 97: Andamento della forza durante una passata di rettifica.

4.4 Validazione sperimentale e risultati ottenuti

La validazione del modello di asportazione con grano singolo è stata fatta confrontando il valor medio delle forze di taglio misurate nelle prove sperimentali con i valori calcolati dalla simulazione.

La piattaforma dinamometrica consente la misura delle forze durante il processo lungo le tre direzioni principali x, y e z. Nella rettifica periferica tangenziale, processo utilizzato per le prove monograno, le forze di taglio vengono espresse in termini di forza *tangenziale*, rispetto alla circonferenza della mola, *normale* alla superficie del campione lavorato e *trasversale*, perpendicolare alle prime due. Il contributo maggiore è sempre rappresentato dalla forza normale con cui la mola preme sul campione mentre la forza tangenziale è responsabile dall'effettiva rimozione del materiale. A queste due si farà riferimento nell'analisi sperimentale.

In Figura 98 sono riportati i grafici del segnale puro acquisito tramite il dinamometro nelle prove sperimentali condotte utilizzando il set-up *PMRC*. In questi grafici, in cui la forza è espressa in funzione degli istanti di campionamento, è presente anche il segnale riferito alle corse di avvicinamento e allontanamento dal campione, contraddistinte da forze nulle. Questa parte del segnale è utile per verificare la presenza di offset iniziali nei valori misurati e poter effettuare un azzeramento del segnale.

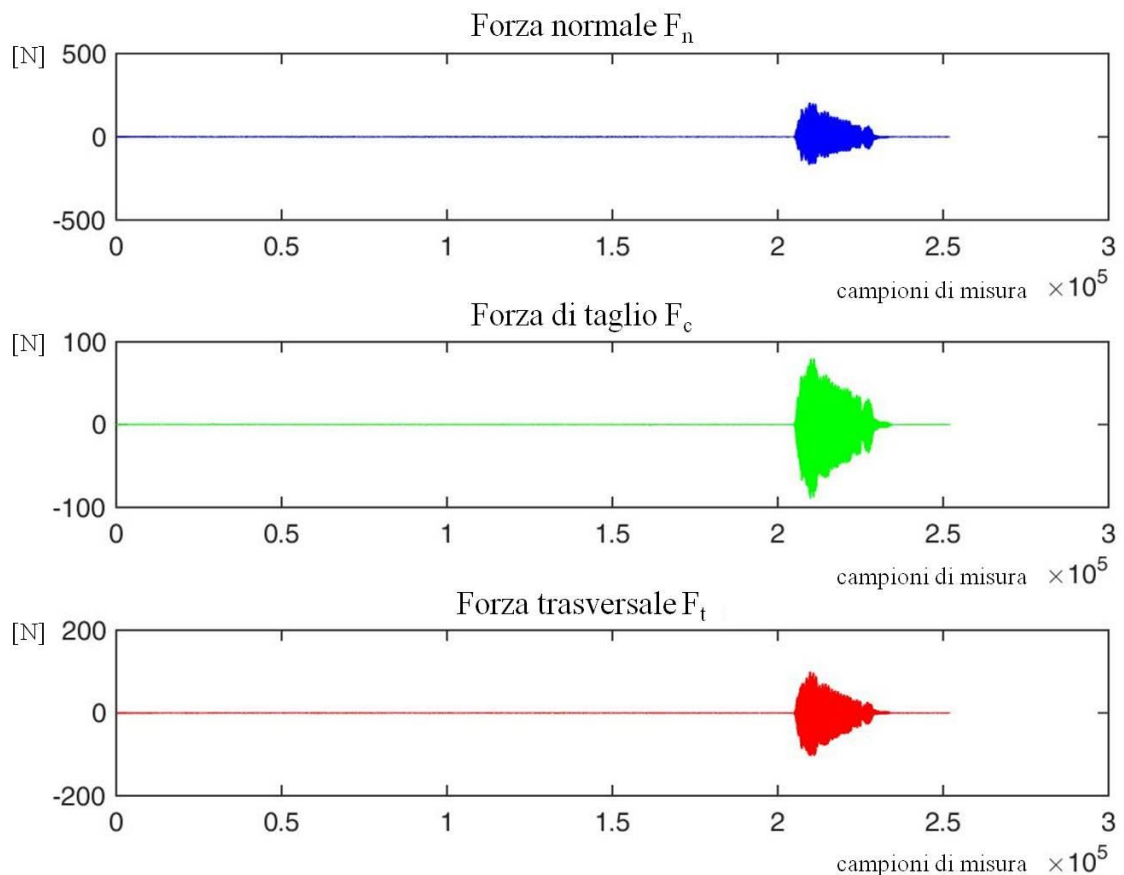


Figura 98: Segnali delle forze misurate durante una prova di rettifica monograno su set-up *PMRC*. Grano in allumina bianca, granulometria 16, velocità di taglio 30m/s, avanzamento 516 mm/min, profondità 0,1mm.

I dati acquisiti devono essere elaborati per poter eseguire un confronto con i valori calcolati dal modello. La frequenza di acquisizione del sistema di misura pari a 10000 Hz consente di acquisire il picco massimo della forza corrispondente a ciascun passaggio del grano abrasivo sul materiale, questi valori saranno confrontati con quelli calcolati dal modello. La Figura 99 mostra i grafici delle forze normali F_n e di taglio F_t estratti dal segnale complessivo della lavorazione e riferiti rispetto al tempo. I picchi della forza sono stati identificati ed evidenziati sul grafico da punti colorati. In tutte le prove condotte si nota un ciclo periodico nei dati che si ripete ogni 5 passate misurate, questo corrisponde alla troncatura del segnale relativo alla singola passata causato dalla frequenza di campionamento del sistema di misura. La media mobile calcolata su 5 digit consente di ricavare l'andamento complessivo delle forze di processo durante la lavorazione del campione mentre il dato relativo al picco massimo raggiunto consente di stabilire quali siano gli sforzi di taglio maggiori sviluppatasi nel taglio. Il valor medio della forza calcolato su tutte le passate fornisce un dato di riferimento per l'analisi del processo (linea orizzontale in figura). L'aspetto simmetrico rispetto all'asse delle ascisse visibile nel grafico è dovuto all'effetto di ritorno elastico che si ha dopo che il grano ha compiuto la corsa di taglio. La velocità del processo è tale che la lavorazione può essere assimilata ad una prova di impatto per cui il dinamometro registra il picco nella direzione corrispondente al taglio (negativa per come è stato disposto il dinamometro nel set-up *PMRC*) ed inseguito un picco positivo dovuto al ritorno elastico della piattaforma. I valori positivi risultano sempre inferiori rispetto ai negativi a causa delle dissipazioni tra urto e ritorno.

Le forze di processo misurate presentano un andamento crescente nella fase iniziale. Esso è dovuto all'ingresso progressivo del grano nel materiale risultante in uno spessore tagliato che aumenta via via che l'avanzamento del campione porta il grano ad ingaggiare completamente il pezzo lavorato alla profondità di taglio impostata. La forza massima viene raggiunta in corrispondenza della prima passata effettuata alla profondità impostata. Il numero di passate necessario al raggiungimento di questa condizione dipende dai parametri di processo con cui avviene la rettifica. A questo punto, se il grano non subisse alcun tipo di usura, si instaurerebbe una condizione di regime con andamento delle forze costante fino alla fase di uscita del grano dal materiale con andamento delle forze decrescente via via che diminuisce l'arco durante il quale avviene la penetrazione del grano nel materiale. La particolare condizione di lavoro dei grani abrasivi utilizzati per test mono-grano impedisce il raggiungimento di una condizione di regime. I grani abrasivi, incollati su di un supporto, non sono inglobati nel legante come su di una mola ma risultano essere protrusi verso l'esterno per un'altezza pari alla dimensione del grano stesso. Questo tipo di montaggio non fornisce alcun tipo di supporto al grano in prossimità del volume coinvolto nel taglio e lo espone a rotture macroscopiche che ne modificano significativamente la geometria e riducono la profondità di penetrazione nel materiale lavorato. Questo effetto è visibile nel grafico della forza in Figura 99 come una repentina diminuzione delle forze dopo alcune passate in cui si sono registrati i valori massimi di sforzo. Questo fenomeno porta il grano in una nuova condizione di equilibrio in cui, la minor profondità di taglio unita ad un'altezza di protrusione ridotta rispetto alla superficie del supporto su cui è incollato, permettono di portare avanti il processo senza ulteriori fratturazioni macroscopiche del grano abrasivo. In questa seconda fase le forze diminuiscono in maniera graduale e costante a causa della

micro-usura del grano che fa sì che si abbia una diminuzione progressiva della profondità di asportazione dovuta al minor volume di grano coinvolto nel taglio che riduce l'area di contatto grano-materiale. Questo comportamento è voluto poiché le fratturazioni del grano consentono di ripristinare le superfici taglienti dello stesso contrastando l'usura della mola.

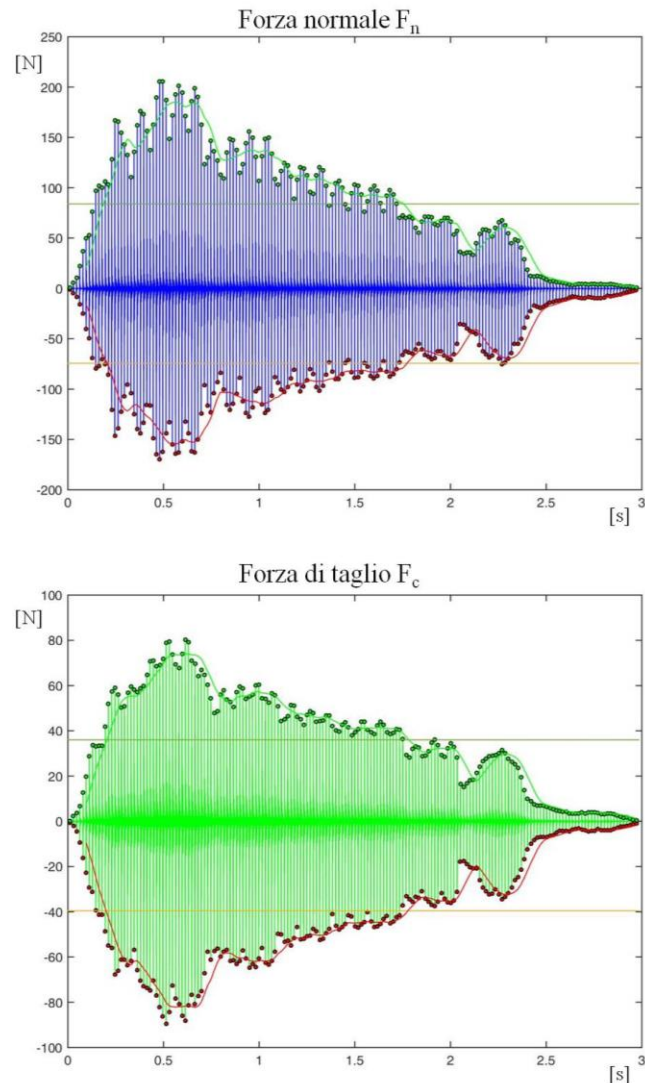


Figura 99: Elaborazione dei segnali delle forze con isolamento del segnale di rettifica, identificazione dei picchi per ciascuna passata, calcolo della media mobile su 5 passate e della media complessiva (linee orizzontali).

Considerando unicamente il contributo del taglio si ottengono i grafici del tipo mostrato in Figura 100 in cui sono indicati anche i valori della forza media, massima, del numero di passate necessario a raggiungere il picco massimo di forza (penetrazione completa) e del numero di passate complessivo necessario alla lavorazione completa del campione.

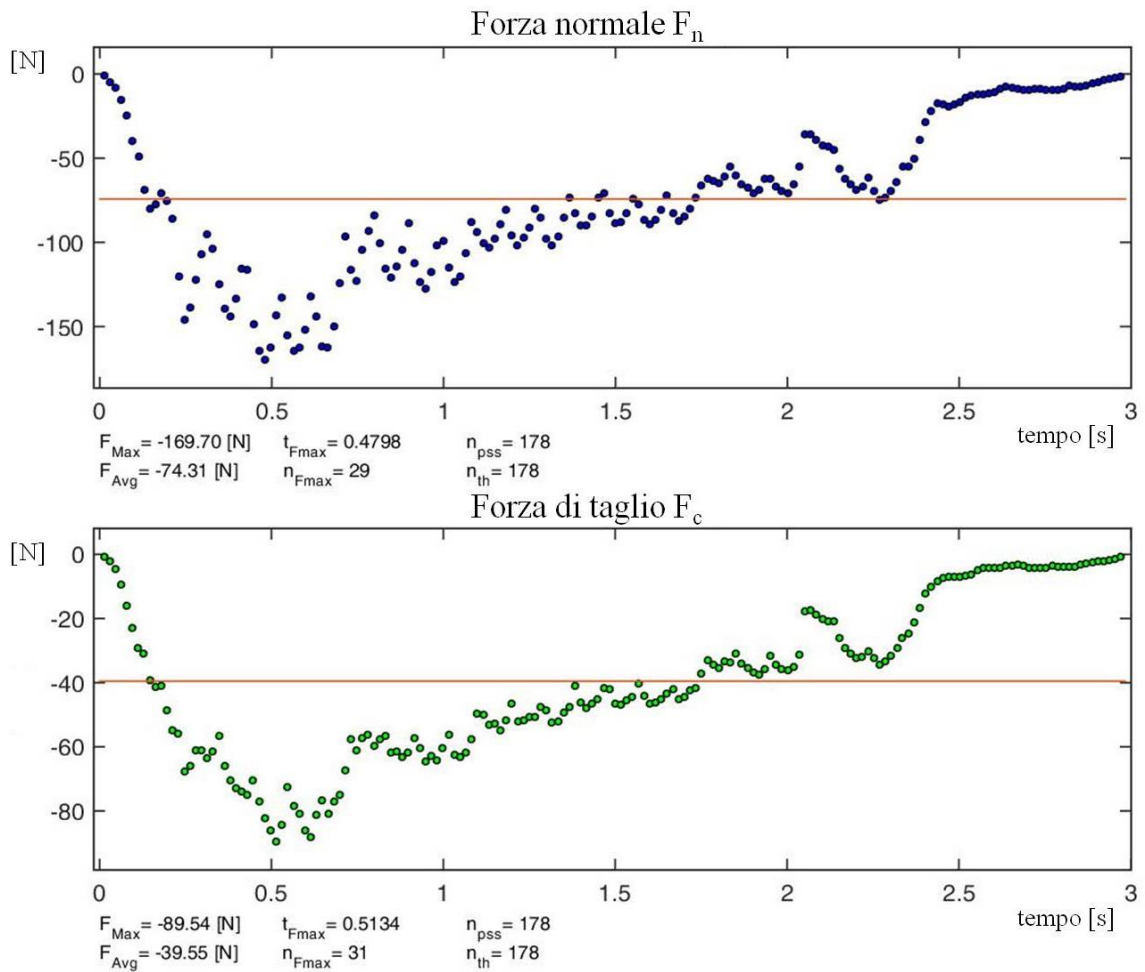
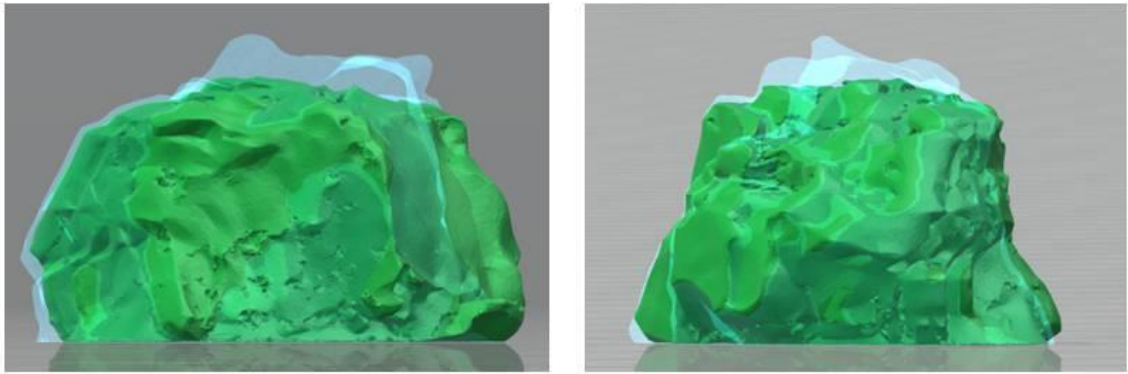


Figura 100: Grafici effettivi delle forze attive normale e di taglio con indicati i valori della forza massima, media e dei numeri di passata significativi.

Nella Figura 101 sono evidenziati i fenomeni descritti visibili dal grafico delle forze. Questi possono essere confrontati con la perdita di volume del grano mostrata dal confronto delle acquisizioni TAC in Figura 79.



Volume iniziale:

1,55 mm³

Volume materiale asportato:

0,34 mm³

Volume dopo rettifica:

1,35 mm³

Indice di usura grano:

0,59

Volume grano usurato:

0,20 mm³

Figura 101: *Analisi dell'usura dei grani abrasivi in ossido di alluminio fuso 89-A.*

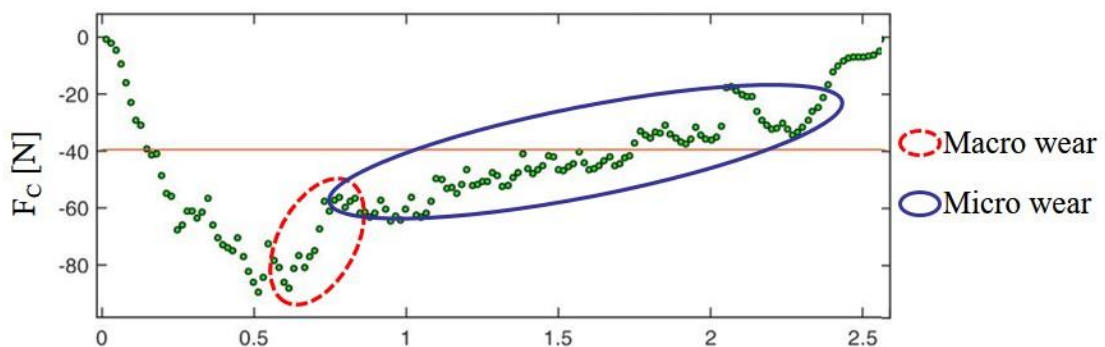


Figura 102: *Tipologie di usura identificabili dalla variazione nelle forze di taglio.*

Non potendo simulare il processo di usura del grano nel modello agli elementi finiti il confronto tra le forze dovrà essere fatto in relazione all'area di taglio associata al valore di forza misurato durante ciascuna passata. Le acquisizioni della geometria del solco rettificato consentono di ottenere la sezione trasversale del solco lungo tutta la sua lunghezza permettendo di confrontare l'area della sezione con quella generata dal modello. In Figura 102 si può osservare il confronto tra la sezione del solco misurata durante una prova di rettifica mono grano e la corrispondente sezione calcolata dal modello. Il modello consente una buona approssimazione al netto della discretizzazione con elementi di dimensioni non sufficientemente ridotte per consentire una corrispondenza esatta.

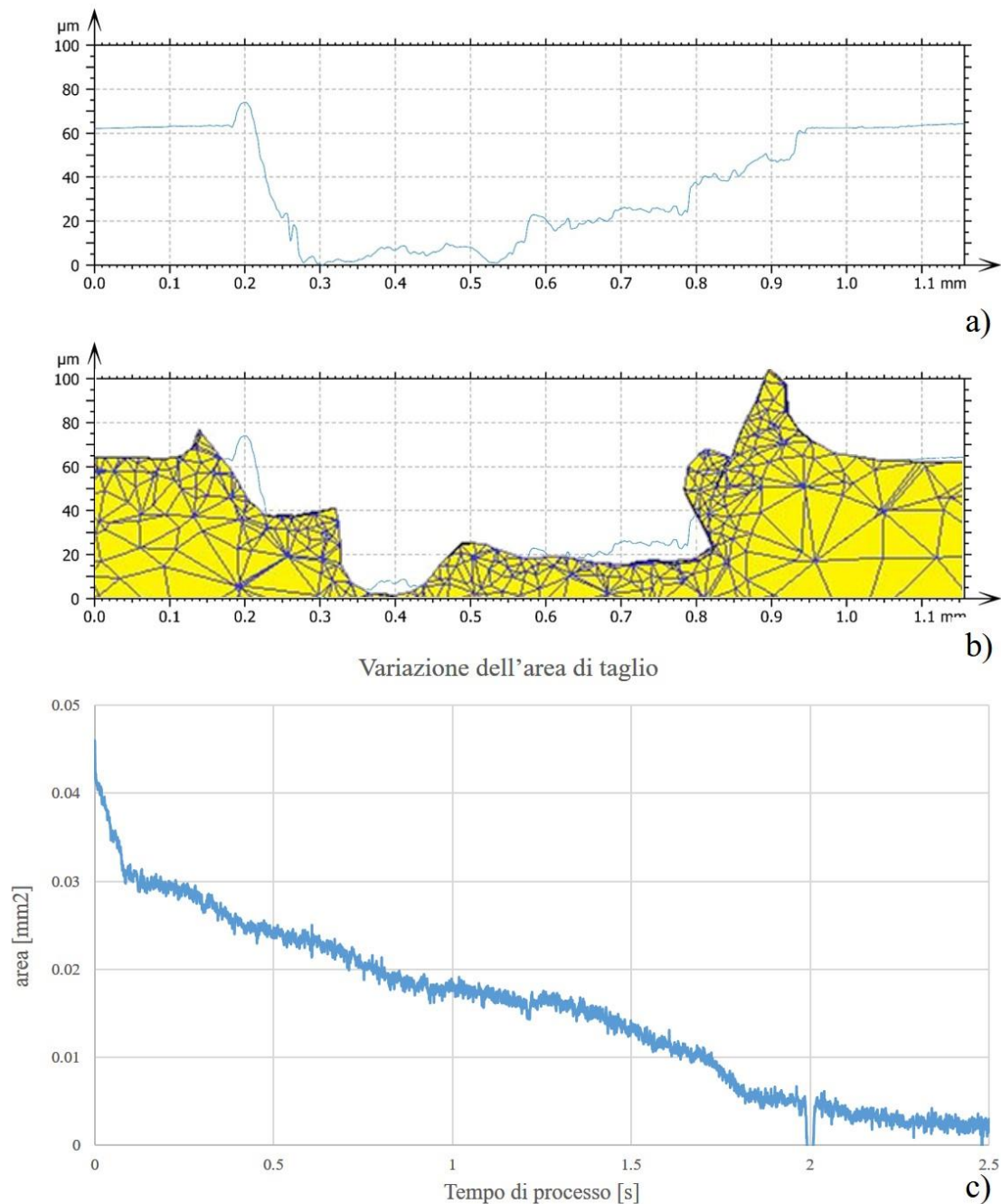


Figura 103: Confronto tra la sezione trasversale misurata sul campione rettificato: a); sezione del solco simulata: b) e variazione dell'area durante il processo: c).

L'area corrispondente alla sezione trasversale del truciolo è stata calcolata lungo tutta la lunghezza della lavorazione, sia per le prove sperimentali che per la simulazione. La validazione del modello sviluppato è stata effettuata confrontando i valori delle forze calcolate dal modello F_{x-sim} e F_{z-sim} rispetto ai valori F_x e F_z misurati nelle prove sperimentali. Questi dati sono rappresentati negli istogrammi in Figura 103, 104 e 105 mostrano il confronto tra le forze di taglio e normale calcolate dalla simulazione rispetto ai dati sperimentali. I valori di F_x e F_z sono riportati per le varie granulometrie testate nelle prove condotte utilizzando i grani in ossido di alluminio puro su set-up *PMRC*.

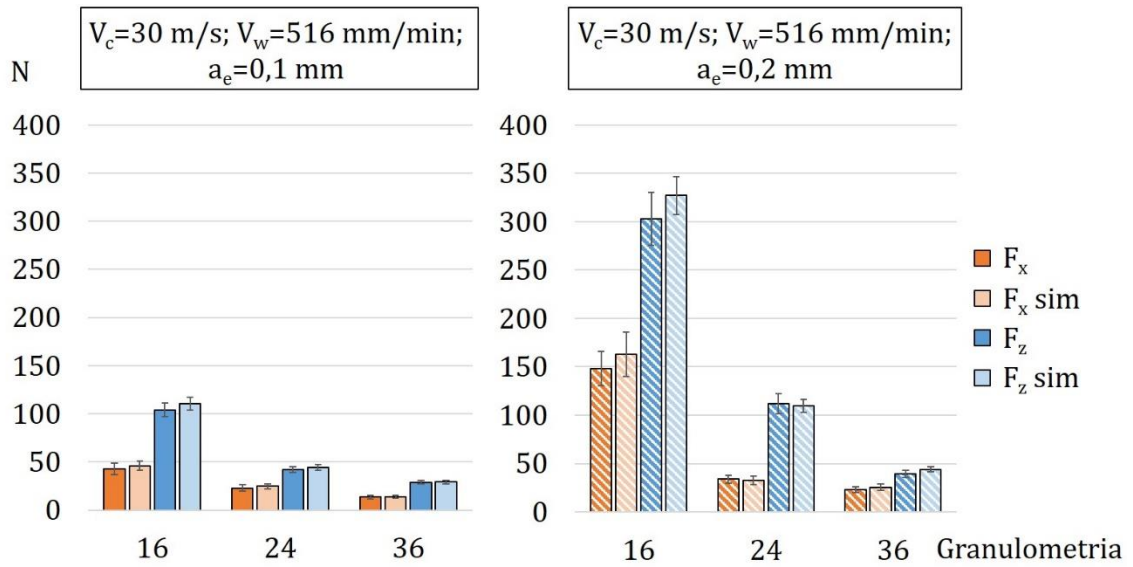


Figura 104: Confronto tra risultati sperimentali e simulazione. Forze di taglio e normale rispetto alla profondità di rettifica.

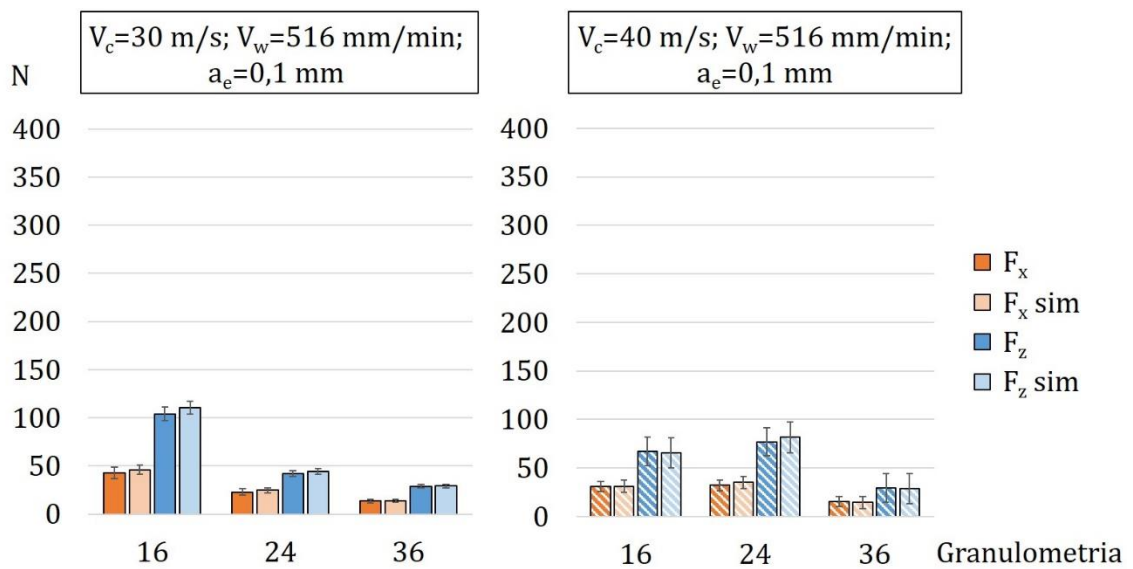


Figura 105: Confronto tra risultati sperimentali e simulazione. Forze di taglio e normale rispetto alla velocità di taglio.

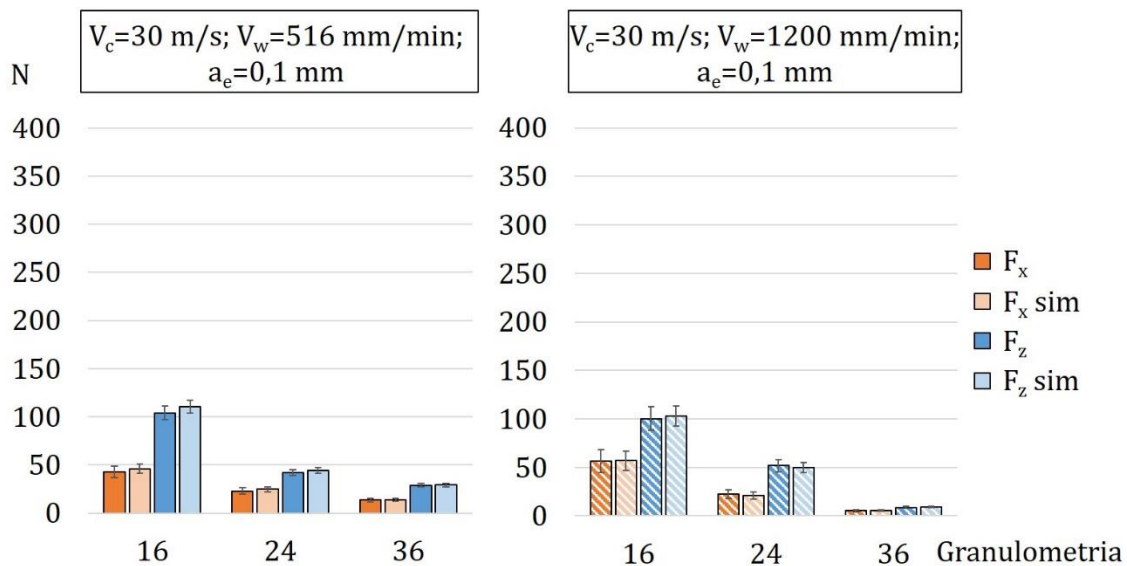


Figura 106: Confronto tra risultati sperimentali e simulazione. Forze di taglio e normale rispetto all'avanzamento.

Il modello consente una previsione delle forze di processo con un errore massimo del 12 % rispetto alle forze misurate nelle prove sperimentali.

4.5 Limiti e problematiche del software

Nonostante l'importanza dei risultati conseguiti con la simulazione il modello sviluppato non è privo di problematiche e limitazioni che necessiteranno di proseguire il lavoro di ottimizzazione in modo da perfezionarlo. Il limite principale è rappresentato dalla potenza di calcolo necessaria a svolgere la simulazione. Con il calcolatore utilizzato, le cui caratteristiche sono riportate in Tabella 11, la durata media di una simulazione di taglio con grano singolo, rettificando interamente i 10 mm di lunghezza del campione, varia da 1 a 3 mesi. Gli sforzi compiuti sulla definizione della mesh e del time step hanno permesso di diminuire il tempo di calcolo che inizialmente veniva impiegato per simulare una unica passata di rettifica. I tempi di calcolo sono dovuti alla necessità di modellare uno spessore molto sottile di materiale che si deforma, richiedendo l'utilizzo di elementi di dimensioni ridotte per discretizzare il grano e la zona di taglio. Per questo motivo il modello viene fatto girare per grani dalle dimensioni rilevanti e impostando profondità di taglio considerate molto grandi per la rettifica. Una soluzione tipicamente utilizzata per ridurre tali problematiche è quella di modellare l'utensile come un guscio costituito dall'unica superficie esterna, risparmiando così l'utilizzo di elementi per discretizzarne il volume interno. Nelle simulazioni svolte in questo studio questa soluzione non poteva essere impiegata poiché il volume del grano doveva essere considerato interamente ai fini dell'assorbimento del calore generato durante il processo.

Altro aspetto critico riguarda le procedure di remeshing automatico. Spesso, a causa di limiti strutturali del programma, il remeshing non viene effettuato generando così errori di calcolo che bloccano la simulazione e richiedono l'intervento dell'operatore per eseguire un re-mesh manuale che consenta di riprendere la simulazione. Ciò compromette la possibilità di far svolgere la simulazione in modo completamente automatico, richiedendo una supervisione costante della simulazione.

Il modello termico di rettifica ingranaggi

Introduzione

Il modello di taglio mono-grano precedentemente descritto consente il calcolo degli sforzi di taglio e la previsione del calore generato all'interfaccia grano-materiale. In un processo industriale di rettifica di ingranaggi tramite processo di generazione con mola a vite sono molteplici i grani istantaneamente in contatto con la superficie del fianco dell'ingranaggio in lavorazione. Il calore generato durante l'asportazione nell'area di contatto surriscalda il materiale dell'ingranaggio e, in assenza di lubrificante che ne rimuova la maggior parte, può danneggiare termicamente il componente. Le bruciature da rettifica sono causate sia dalla temperatura massima raggiunta sulla superficie del pezzo sia dal particolare gradiente di riscaldamento e raffreddamento, a seconda delle caratteristiche del materiale lavorato. Per prevedere le temperature e il gradiente di surriscaldamento e raffreddamento raggiunti sulla superficie del dente durante il processo è stato necessario sviluppare un modello specifico che potesse rappresentare, seppur in modo approssimato, la geometria del dente dell'ingranaggio e la particolare cinematica del processo di rettifica utilizzato. Questo secondo modello agli elementi finiti non considera la generazione di truciolo dato che sarebbe impensabile poter estendere quanto fatto con il modello di penetrazione al volume di un ingranaggio soggetto al taglio da parte di molteplici grani abrasivi in presa contemporaneamente sull'area di contatto. Per questo motivo si è considerato il processo unicamente dal punto di vista termico, modellando una fonte di calore che si muove sulla superficie lavorata. Le dimensioni ed il moto della fonte di calore sono determinate dalla geometria di ingranaggio e mola e dai parametri di processo, mentre l'intensità del carico termico cui è soggetto il materiale è definito a partire dall'energia calcolata dal modello di penetrazione con grano singolo. Questo modello può essere utilizzato per due scopi:

1. ottimizzare i parametri di processo verificando che un dato set up non causi danneggiamento termico del componente; scopo raggiunto calcolando unicamente le temperature raggiunte;
2. determinare le deformazioni causate alla geometria del componente in seguito agli stress termici subiti nella lavorazione; scopo raggiunto abilitando il modulo termo meccanico del software.

Le due tipologie di simulazione richiedono tempi di calcolo molto differenti. Mentre la prima si svolge nell'arco di ore la seconda necessita di settimane.

Le soglie di temperatura alle quali il materiale può essere danneggiato sono legate al particolare ciclo termico a cui è stato sottoposto durante il trattamento termico, questi dati sono forniti dal costruttore di ingranaggi e costituiscono i limiti con cui le temperature calcolate dalla simulazione verranno confrontate. Prove di rettifica a secco con incremento progressivo della potenza di taglio sono state condotte per validare il modello. Analisi metallurgiche sono necessari per stabilire a posteriori la presenza di danni termici nel materiale e forniscono la prova della fattibilità del processo. La simulazione consentirà di

stabilire quali sono le zone a maggiore stress termico sul profilo del dente calcolando le temperature massime raggiunte e i gradienti di riscaldamento e raffreddamento consentendo di prevedere il risultato della rettifica.

5.1 Il modello termico semplificato dell'ingranaggio

5.1.1 Le impostazioni del modello

Il modello, seppur semplificato, deve poter replicare la particolare cinematica del processo di rettifica di ingranaggi elicoidali con mola a vite. In Figura 106 sono riportati schematicamente i moti di ingranaggio e mola durante il processo. Questi determinano sia la forma che le dimensioni ed il movimento dell'areola di contatto istantaneo tra la superficie del filetto della mola e l'ingranaggio. Anche la particolare geometria dell'ingranaggio (modulo e numero di denti) e della mola (diametro e numero di principi) influenzano tali grandezze. Durante la rettifica non si ha mai un numero costante di zone di contatto ma mola e pezzo ingranano tra loro toccandosi in punti differenti della superficie dei denti coinvolti con un numero di aree di contatto che vari da 1 a 4. La Figura 106 mostra le linee di contatto durante l'ingranamento.

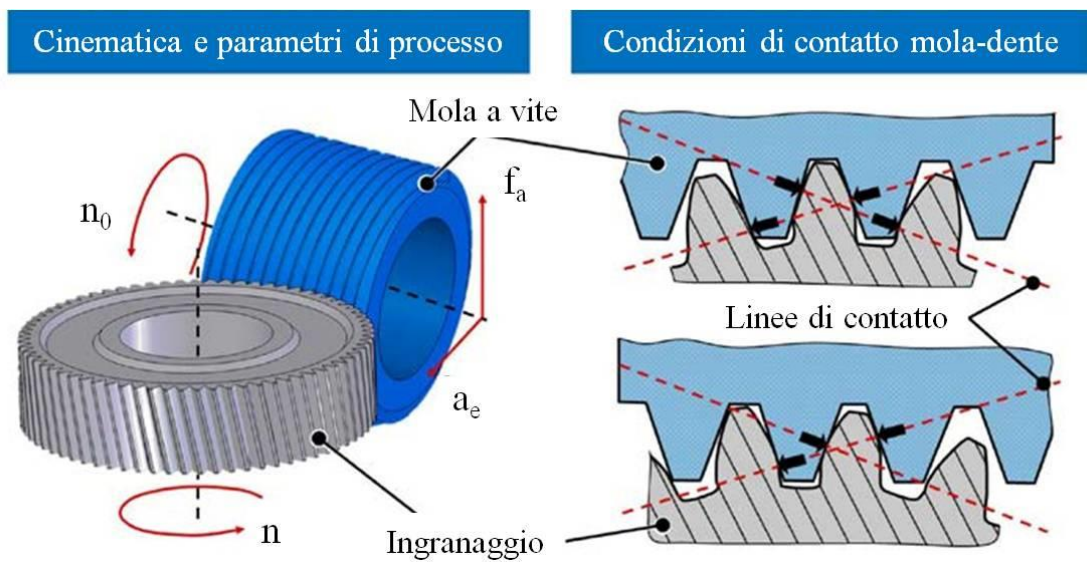


Figura 107: Rappresentazione schematica della cinematica di processo e dei punti di contatto ingranaggio-mola [140].

Dal punto di vista cinematico e geometrico la simulazione dei contatti risulta possibile considerando i due corpi come infinitamente rigidi e senza considerare alcun fenomeno fisico che avvenga durante il rotolamento delle superfici. Molti software commerciali consentono questo tipo di simulazione utilizzata per verificare la corrispondenza tra la geometria progettata per l'ingranaggio e quella ottenibile dal processo o per progettare la forma della mola o del rullo profilatore. Una simulazione che consenta la previsione delle

temperature sulla superficie dell'ingranaggio richiede di discretizzare interamente i volumi dei corpi coinvolti, modellare correttamente il comportamento e le proprietà meccaniche e fisiche dei materiali costituenti mola ed ingranaggio e poter introdurre l'energia sviluppata durante il processo. Combinare questi aspetti con una corretta rappresentazione cinematica e geometrica richiederebbe potenze di calcolo talmente rilevanti da rendere inutilizzabile un tale modello per un utilizzo industriale. Per ovviare a questo nello sviluppare il modello termico sono state fatte una serie di ipotesi volte a rappresentare il processo in modo rigoroso ma ottenere una simulazione rapida e sfruttabile in sede di ottimizzazione di processo.

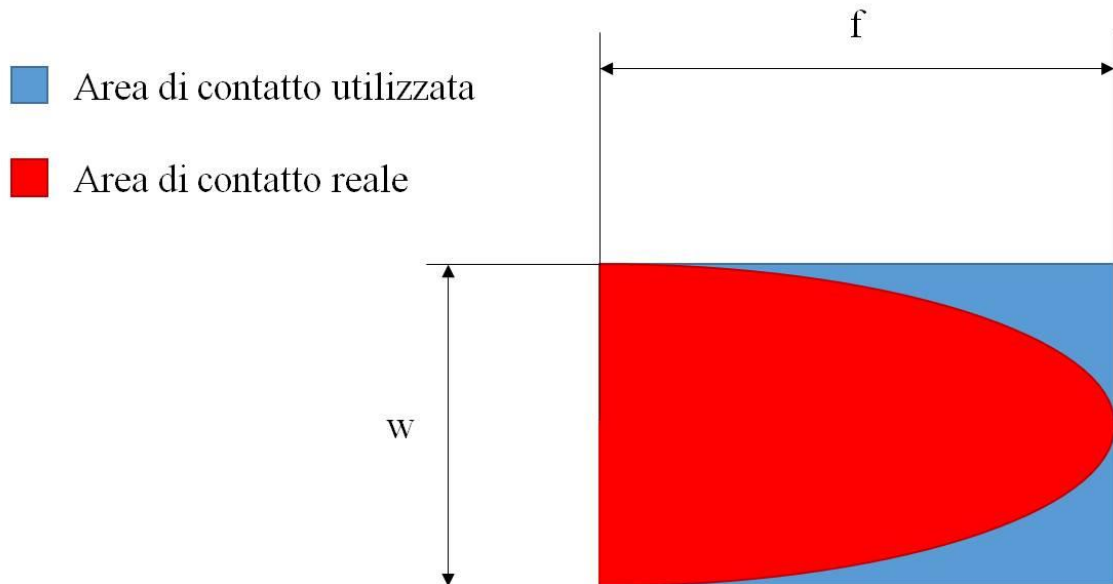


Figura 108: *Rappresentazione dell'area di contatto tra superficie della mola e del dente durante la rettifica.*

La Figura 107 consente di introdurre la prima semplificazione fatta nel modello termico. È noto che l'area di contatto tra mola ed ingranaggio, zona dove avviene l'asportazione di materiale, ha una geometria irregolare che varia durante la singola passata di rettifica in forma e dimensioni [141]. Quest'area ha una forma approssimabile mediamente una semi ellisse che si sposta sul fianco del dente grazie al moto relativo di ingranaggio e mola. Dovendo modellare una fonte di calore con dimensioni variabili che si muove nello spazio si è scelto di approssimare la geometria irregolare dell'area di contatto con un rettangolo le cui dimensioni sono pari all'asse minore ed al semiasse maggiore dell'ellisse. L'errore commesso con questa approssimazione risulta essere una sovrastima dell'area del 15%, comportando una maggior quantità di energia fornita al componente rispetto al processo reale portandoci in una situazione cautelativa rispetto ai danni termici che vengono causati da temperature eccessive.

Al fine di ridurre le dimensioni della simulazione e ottenere tempi di calcolo relativamente brevi, nell'ordine di 24-48 ore per una simulazione completa (target per un utilizzo industriale), si è deciso di non modellare interamente l'ingranaggio ma limitarsi a studiare il processo su un unico dente. Anche la geometria del dente è stata semplificata poiché la forma ad evolvente del profilo reale dei denti, le correzioni geometriche

complesse, l'angolo d'elica e le bombature di elica e profilo, non consentono di definire il movimento della fonte di calore sulla superficie del dente. Per questo motivo il dente è stato modellato come un dente dritto con la geometria mostrata in Figura 108. Il dente è rappresentato come un trapezio isoscele la cui base maggiore corrisponde alla larghezza misurata al piede del dente dell'ingranaggio reale br e la base minore corrispondente allo spessore in testa bt . L'altezza del trapezio ht corrisponde alla differenza tra raggio di testa e raggio limite di rettifica del dente reale. Il raggio limite di rettifica è la quota dei punti più bassi su cui viene asportato materiale, prima del raccordo di piede. Il rettangolo $br-hr$ rappresenta la zona corrispondente alla radice del dente che non viene rettificata. La sezione del dente viene poi estrusa per una lunghezza F corrispondente alla lunghezza di fascia del dente. Un ulteriore blocco rettangolare di materiale è stato aggiunto al di sotto del dente per simulare la presenza di materiale del corpo dell'ingranaggio che va dalla base del dente al foro centrale di calettamento sull'albero. Le dimensioni di questo blocco non sono ricollegabili a dati di progettazione dell'ingranaggi ma devono essere determinati sperimentalmente misurando la particolare geometria dell'ingranaggio modellato. In questo caso si avrà una sovrastima del materiale che va dal 5 al 10%. Questo blocco si comporta da serbatoio che dissipa il calore raffreddando l'ingranaggio tra una passata e l'altra. In rosso, nell'immagine, è rappresentata l'area di contatto. Le sue dimensioni (f larghezza e w altezza) variano lungo il profilo in funzione del diametro dell'ingranaggio e quindi, nel modello, dell'altezza ht del trapezio. Queste dimensioni possono essere calcolate, punto per punto lungo il profilo conoscendo i dati di ingranaggio, mola ed i parametri di processo. Lo spessore s rappresenta la profondità del volume in cui la mesh del modello verrà infittita per migliorare la risoluzione del calcolo in prossimità della superficie dell'ingranaggio. L'area risulta avere larghezza e altezza massime in testa e minime al piede.

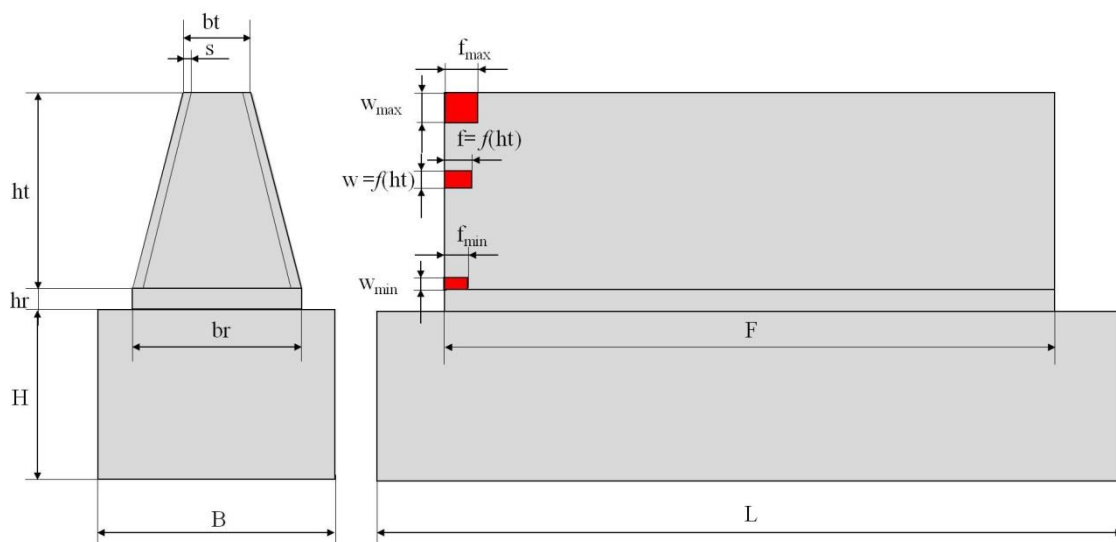


Figura 109: Rappresentazione semplificata della geometria del dente dell'ingranaggio.

L'area di contatto si sposta sul fianco del dente per asportare completamente il sovrametallo su tutta la fascia, per fare ciò il contatto si muove sia lungo il profilo sia lungo

la fascia. Mentre il moto lungo il profilo avviene in modo continuo durante ciascuna passata di rettifica, il moto lungo la fascia è un avanzamento discontinuo che avviene grazie allo spostamento che si verifica tra la passata precedente e la successiva. Questa prima modalità di modellazione è stata poi perfezionata, come sarà mostrato in seguito, per avvicinarsi di più al processo. I moti dell'area di contatto sul dente sono rappresentati in Figura 109. Il moto non avviene in modo simmetrico sui due fianchi sinistro e destro ma in modo opposto. Su di un fianco il contatto inizia in corrispondenza della testa (fianco sinistro in Figura 109) e termina al piede, avviene con verso opposto sull'altro lato. Ingranaggi elicoidali con elica destra o sinistra invertono i versi del moto sui due fianchi. La velocità con cui l'area si muove sul fianco non è costante ma, come per le sue dimensioni varia lungo il diametro, essendo minima al piede e massima sulla testa.

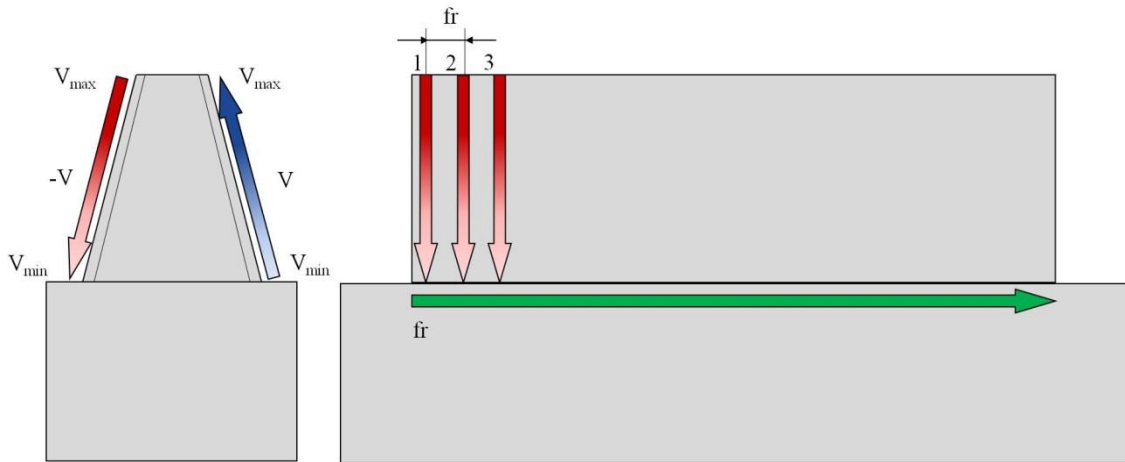


Figura 110: Impostazione di partenza per il movimento dell'area di contatto.

La variazione delle grandezze relative all'area di contatto può, in buona approssimazione, essere considerata lineare. In Figura 110 sono visibili i grafici corrispondenti alle equazioni sottostanti e relative alla modellazione di w , f e V .

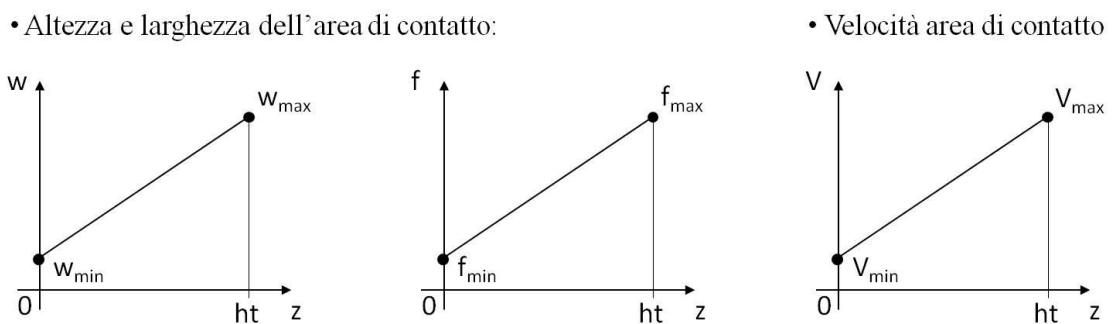


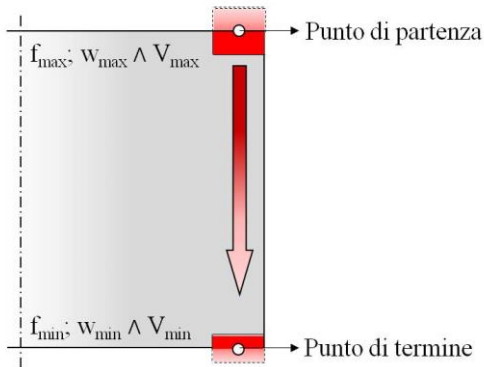
Figura 111: Ipotesi di variazione lineare della geometria e della velocità dell'area di contatto.

$$w = \left[\frac{(w_{\max} - w_{\min})}{ht} \cdot z + w_{\min} \right]$$

$$f = \left[\frac{(f_{\max} - f_{\min})}{ht} \cdot z + f_{\min} \right]$$

$$V = \left[\frac{(V_{\max} - V_{\min})}{ht} \cdot z + V_{\min} \right]$$

- Lato con moto dalla testa al piede:



- Lato con moto dal piede alla testa:

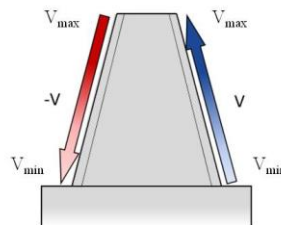
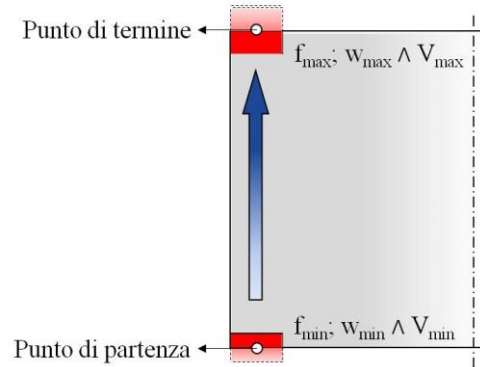
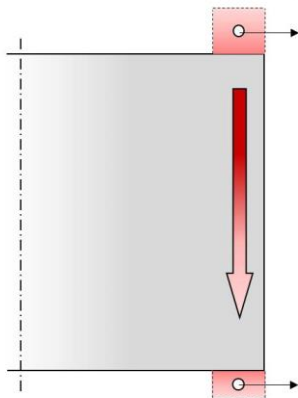


Figura 112: *Impostazione iniziale delle posizioni di partenza e termine della corsa dell'area di contatto durante una singola passata di rettifica.*

- Lato con moto dalla testa al piede:



- Lato con moto dal piede alla testa:

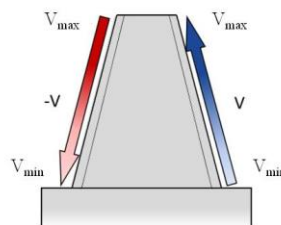
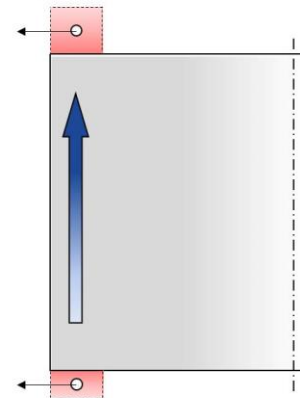


Figura 113: *Perfezionamento della definizione delle posizioni di partenza e termine del moto dell'area di contatto durante una singola passata di rettifica.*

Le Figure 111 e 112 mostrano due step evolutivi del modello. Inizialmente si è considerata una corsa verticale dell'area di contatto che iniziava con il baricentro dell'area posto in corrispondenza del bordo superiore (o inferiore sul fianco opposto) del dente e che

terminava con il baricentro sul bordo inferiore (superiore su fianco opposto). Così facendo si impone un surriscaldamento istantaneo della porzione di materiale sottoposta alla fonte di calore nell'istante iniziale. Una evoluzione della simulazione ha portato a definire inizio e fine della passata di rettifica fuori dal dente così ch , come nel processo reale, si abbiano un ingresso ed un'uscita progressivi dell'area di contatto sulla faccia del dente.

Di seguito sono riportati i passaggi seguiti per definire la velocit  dell'area di contatto in funzione del tempo nel verso ascendente dal piede alla testa dell'ingranaggio:

$$V(z) = \frac{dz}{dt} = a \cdot z + b$$

$$A(t) = \int a dt = a \cdot t$$

Utilizzando la soluzione generale dell'equazione:

$$z(t) = K e^{at} + e^{at} \int_0^t e^{-at} \cdot b dt$$

Essendo la velocit  nulla in ingresso:

$$z(0) = 0$$

$$K = 0$$

$$z(t) = e^{at} \int_0^t e^{-at} \cdot b dt = e^{at} \cdot b \cdot \left[-\frac{1}{a} \cdot e^{-at} \right]_0^t$$

$$z(t) = e^{at} \cdot b \cdot \left(\frac{1}{a} - \frac{1}{a} e^{-at} \right)$$

Dove $a = \frac{V_{max} - V_{min}}{ht}$ e $b = V_{min}$.

Per quanto riguarda il fianco opposto, in cui l'area di contatto si muove con verso discendente dalla testa al piede dell'ingranaggio:

$$-V(z) = \frac{dz}{dt} = -a \cdot z - b$$

$$A(t) = \int -a dt = -a \cdot t$$

Utilizzando la soluzione generale dell'equazione:

$$z(t) = K e^{-at} + e^{-at} \int_0^t e^{-at} \cdot (-b) dt$$

Essendo la velocit  si annulla in uscita:

$$z(0) = ht$$

$$K = ht$$

$$z(t) = ht \cdot e^{-at} + \int_0^t e^{-at} \cdot -b dt = ht \cdot e^{-at} - b \cdot e^{-at} \left[\frac{1}{a} \cdot e^{at} \right]_0^t$$

$$z(t) = ht \cdot e^{-at} - b \cdot e^{-at} \left(-\frac{1}{a} + \frac{1}{a} e^{at} \right)$$

Dove $a = \frac{V_{max}-V_{min}}{ht}$ e $b = V_{min}$.

Per realizzare il moto dell'area di contatto con direzione obliqua è stato definito un particolare sistema di riferimento posto su ciascun fianco dell'ingranaggio con origine sul punto di inizio del moto e terna cartesiana ruotata dell'angolo α in modo che l'asse z sia orientato nella direzione del moto dell'area di contatto (Figura 113). Questa soluzione avanzata permette una modellazione più accurata del processo di generazione in cui il contatto si muove seguendo una traiettoria obliqua determinata dal moto relativo di rotazione di mola e pezzo e dall'avanzamento assiale della mola.

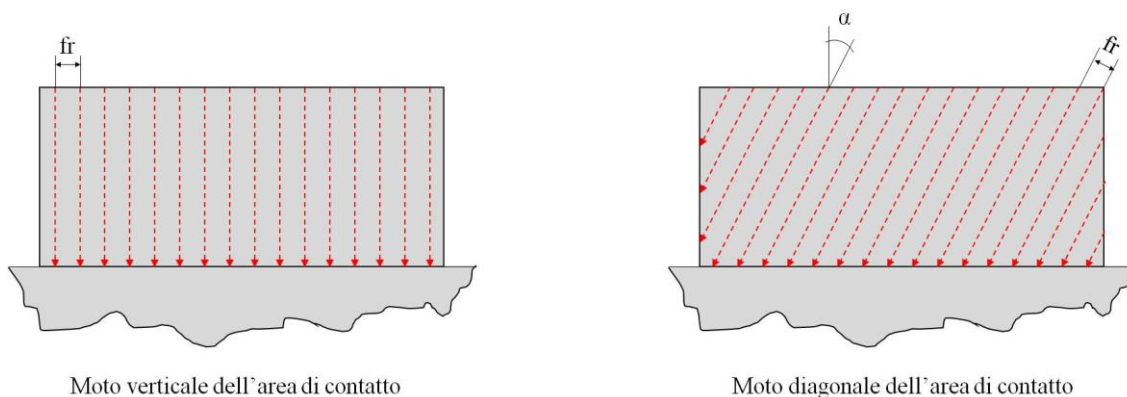


Figura 114: Confronto tra l'impostazione iniziale (sinistra) e perfezionata (destra) della direzione del moto dell'area di contatto durante le passate di rettifica lungo il fianco del dente.

Il caso esemplificativo in Figura 114 mostra un altro accorgimento implementato nella versione finale del modello al fine di avere una corretta rappresentazione cinematica del processo. Le immagini a sinistra mostrano una prima modellazione del percorso compiuto dall'area di contatto durante tutto il processo passata dopo passata. Inizialmente il processo veniva fatto iniziare contemporaneamente sui due lati del dente e mantenuto sincronizzato (con i versi di moto opposti) durante tutta la corsa lungo la fascia del dente. Così facendo si ottenevano tempi di processo molto inferiori a quelli realmente utilizzati, riportando il caso di un ingranaggio a 35 denti con fascia lunga 17 mm si otteneva un tempo di processo pari a 5,56 secondi a fronte di un tempo reale pari a 11,71 secondi. Analizzando in modo più approfondito la cinematica del processo si è visto che i contatti sui due fianchi opposti non sono sincronizzati ma sfasati di un tempo corrispondente a circa una intera passata. Questo si traduce in una extra-corsa di ingresso ed uscita che deve essere considerata. Lo schema a destra di Figura 114 chiarisce questo aspetto. Quando il primo contatto completa la prima passata il contatto sull'altro lato si trova al punto di partenza occupato dal primo. Implementando anche questa correzione si sono ottenuti tempi di simulazione corrispondenti a quelli del ciclo reale.

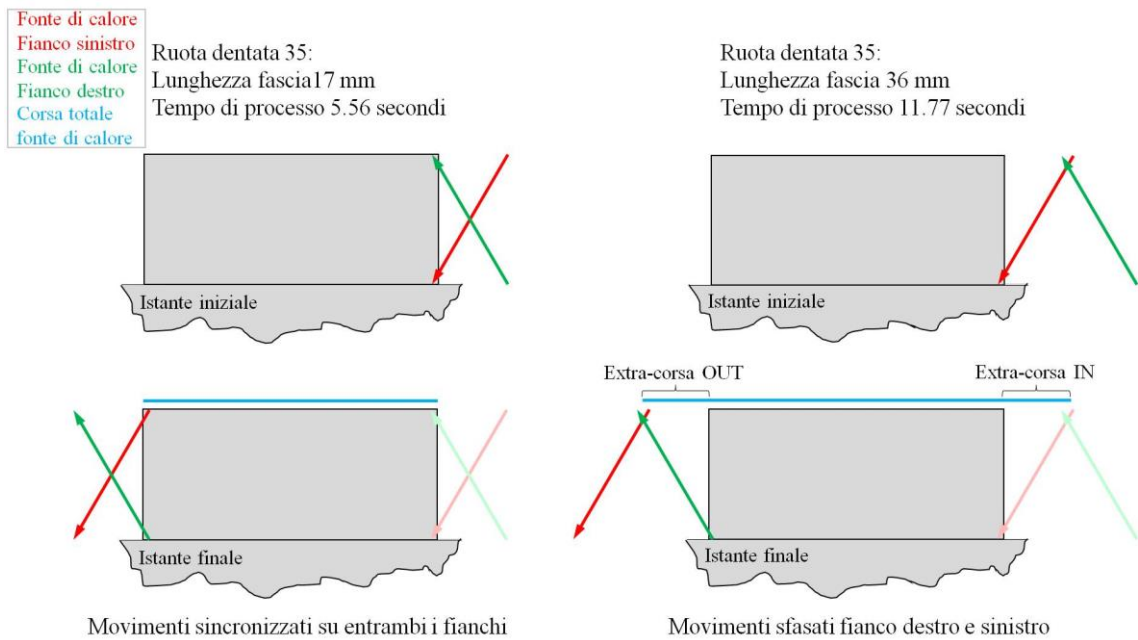


Figura 115: Confronto tra l'impostazione iniziale (sinistra) e perfezionata (destra) della corsa totale (avanzamento assiale) compiuta dall'area di contatto durante il processo completo multi passata.

Sulla base di quanto esposto si è realizzato un modello agli elementi finiti utilizzando il programma COMSOL Multiphysics. In questo modello si inseriscono le dimensioni dell'ingranaggio che deve essere simulato e le caratteristiche meccaniche e termiche del materiale di cui è costituito. L'area di contatto viene utilizzata come fonte di calore mobile su cui è definita un'intensità I in W/mm^2 calcolata a partire dai dati ottenuti dalla simulazione di penetrazione a grano singolo svolta in DEFORM. Il calcolo di I è riportato in dettaglio nel paragrafo 5.1.2 Mesh e time step possono essere variati ed ottimizzati in base alle dimensioni dell'ingranaggio simulato.

Il modello termico di rettifica ingranaggi

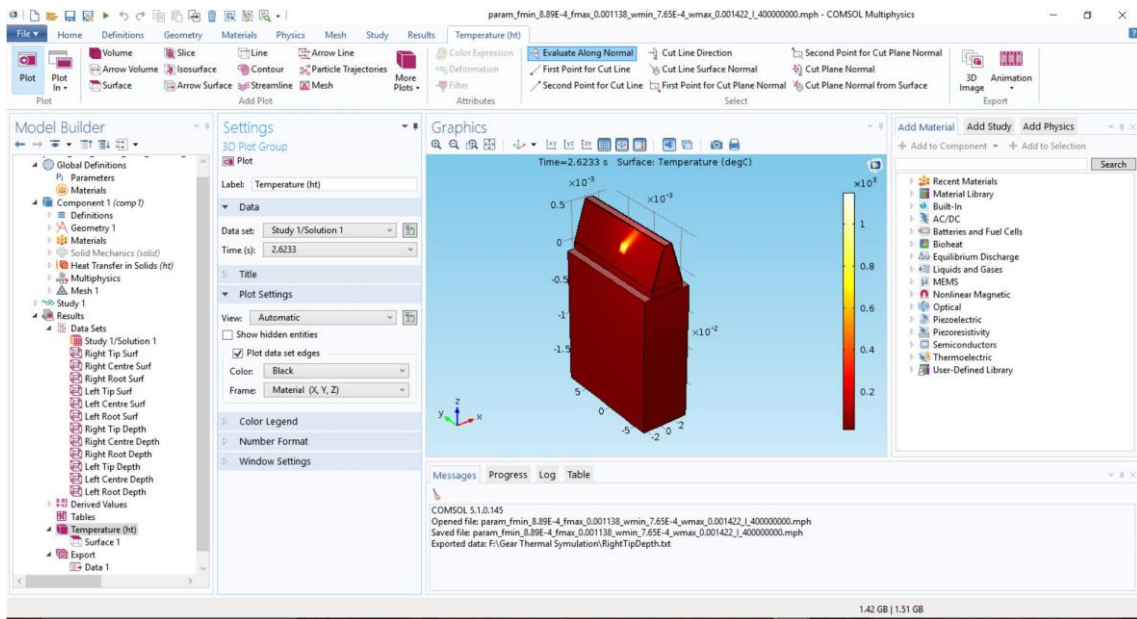


Figura 116: Simulazione del processo di rettifica di ingranaggi, vista su fianco sinistro del dente.

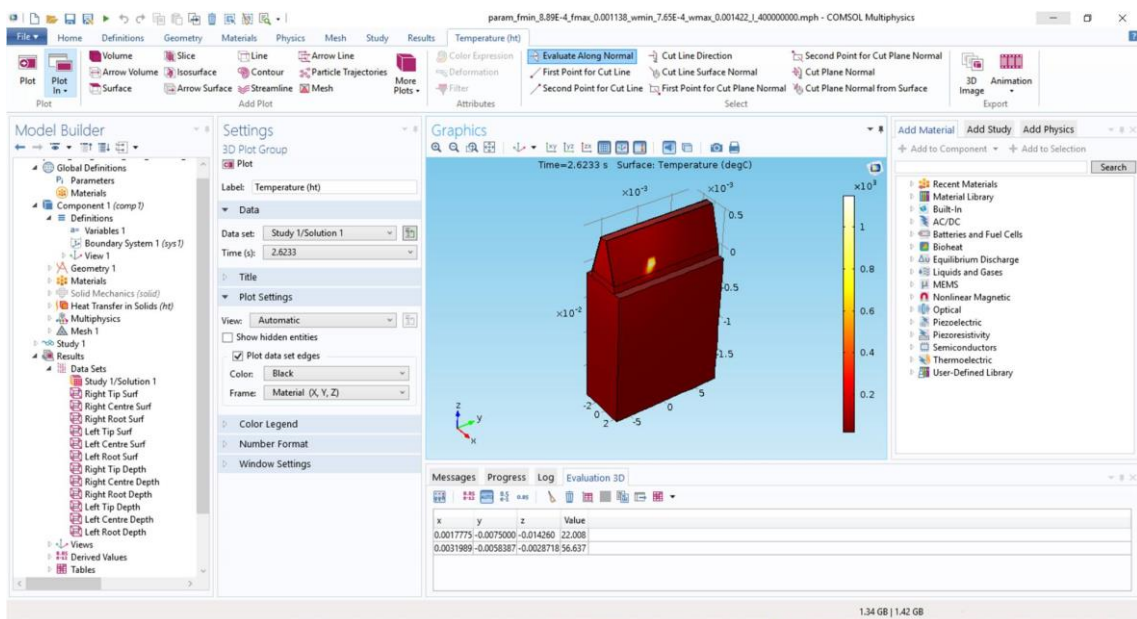


Figura 117: Simulazione del processo di rettifica di ingranaggi, vista su fianco destro del dente.

Le Figure 115 e 116 mostrano la fonte di calore mobile nello stesso istante sul fianco sinistro e su quello destro dell'ingranaggio GR 35 simulato. Il modello consente di svolgere simulazioni unicamente termiche, rapide e dalle dimensioni ridotte (20 ore di calcolo circa), attivando unicamente il modulo termico o effettuare simulazioni termo-meccaniche attivando il modulo multi fisico per determinare le deformazioni subite dall'ingranaggio durante il processo. Queste ultime sono simulazioni molto onerose che necessitano di circa una settimana e assorbono completamente la potenza di calcolo della workstation utilizzata.

5.1.1 Il calcolo dei parametri geometrici e cinematici

Le formule utilizzate tradizionalmente per la progettazione degli ingranaggi e dei profili delle mole a vite sono state implementate in un foglio di calcolo che consente di ottenere i valori delle grandezze necessarie per definire ingranaggio ed area di contatto nel modello.

Nella pagina seguente si è allegato un esempio del foglio di calcolo utilizzato per determinare i parametri della simulazione per l'ingranaggio GR35 utilizzato per la validazione del modello. Avendo effettuato prove di rettifica con incremento della profondità radiale di taglio, e quindi con incremento dell'energia sviluppata nel processo, le dimensioni massime e minime dell'area di contatto sono state calcolate per ciascuno dei 5 casi al variare dell'incremento radiale. I valori sono visibili nella tabella "Grinding stock/flank" in cui per ciascun incremento, pari a 10, 20, 30, 40 e 50 μm utilizzato sono riportati i valori di lunghezza e altezza massima e minima dell'area di contatto. La velocità di movimento rimane invece costante.

Gear Geometry	Symbol	Unit	Description	Type	Equation	Data
	da	[mm]	Gear od (outside diameter)	INPUT		83.7
	df	[mm]	Gear root diameter	INPUT		71.276
	dff	[mm]	Gear form diameter (smallest ground diameter)	INPUT		73.276
Tooth geometry	ht	[mm]	Tooth height	CALCULATED	$(da-dff)/2$	5.2
	hr	[mm]	tooth width at tip	INPUT		1
	bt	[mm]	tooth width at root	INPUT		1.1
	br	[mm]	tooth face length (helix)	INPUT		4.4
	F	[mm]	tooth skin width (fine mesh)	INPUT		15
	s	[mm]	Tooth face angle	INPUT		0.3
Tooth geometry	theta	[rad]	Bulk-material height	CALCULATED	$\text{atan}(h_t / ((b_r - b_t) / 2))$	1.264201386
	H	[mm]	Bulk-material width	INPUT		18
	B	[mm]	Bulk-material length	INPUT		6.4
	L	[mm]	Average contact-area length (varies linearly)	INPUT		15
Contact area	f	[mm]	Minimum value for contact-area length	FUNCTION	$(f_{\text{max}} - f_{\text{min}}) / (ht * z + f_{\text{min}})$	0.884
	fmin	[mm]	Maximum value for contact-area length	INPUT		0.792
	fmax	[mm]	contact-area width (varies linearly)	INPUT		0.976
	w	[mm]	Minimum value for contact-area width	FUNCTION	$(w_{\text{max}} - w_{\text{min}}) / (ht * z + w_{\text{min}})$	0.599
	wmin	[mm]	Maximum value for contact-area width	INPUT		0.419
	wmax	[mm]		INPUT		0.779
Process Kinematic	D	[mm]	Grinding wheel diameter	INPUT		250
	Vg	[m/s]	Grinding wheel speed	INPUT		70
	str	[rpm]	Grinding wheel starts (z_0)	INPUT		3
	ngt	[rpm]	Grinding wheel revolution speed	CALCULATED	$Vg / (\pi * D)$	89.12676813
	ng	[rpm]	Number of gear teeth (z_2)	INPUT		35
	Grps	[rpm]	Gear revolution speed	CALCULATED	$Ng * str / \text{ngt}$	7.639437268
	nc		Number of contacts	CALCULATED	Needed to calculate l from trace	4.4
	fr	[mm/rev]	Feedrate	INPUT		0.4
	V	[mm/s]	Rolling speed (contact-area velocity along profile) (varies linearly)	FUNCTION	$(V_{\text{max}} - V_{\text{min}}) / (ht * z + V_{\text{min}})$	626
	Vmin	[mm/s]	Minimum value for rolling speed (contact-area velocity along profile)	INPUT		281
Vmax	[mm/s]	Maximum value for rolling speed (contact-area velocity along profile)	INPUT		971	
Heat source movement	alpha	[deg]	Contact-area path inclination angle	INPUT		32.5
	trev	[s]	Revolution time (total)	CALCULATED	$1 / \text{Grps}$	0.130899694
	tpass	[s]	Grinding pass duration, time needed from the contact area to move along the profile	CALCULATED	$[(ht + w_{\text{min}}) / 2 + w_{\text{max}} / 2] / \sin(\theta) / V$	0.009736806
	twait	[s]	Pass delay between two consecutive grinding passes, from end of the first and beginning of the second	CALCULATED	$t_{\text{rev}} - t_{\text{pass}}$	0.121162888
	n		Number of grinding passes	CALCULATED	F / fr	38
	tproces	[s]	Process time, from beginning of the first pass to end of last pass	CALCULATED	$n * t_{\text{rev}}$	4.974188368
	tcoolin	[s]	Cooling time after grinding process	INPUT		5
	tfinal	[s]	Symulation time	CALCULATED	$t_{\text{process}} + t_{\text{cooling}}$	9.974188368
	divst		Number of time steps per pass	INPUT		50
	tstep	[s]	Time step	CALCULATED	$t_{\text{pass}} / \text{divst}$	0.000194736

Grinding stock / flank [um]		GR52	GR54	GR56	GR58	GR60
10	20	30	40	50		
0.660	0.747	0.806	0.851	0.889		
0.825	0.945	1.025	1.087	1.138		
0.342	0.484	0.592	0.684	0.765		
0.636	0.899	1.102	1.272	1.422		

560rad/sec

5.1.2 Il calcolo del carico termico.

L'intensità termica che viene applicata sull'area di contatto per simulare l'energia sviluppata durante l'asportazione di materiale viene calcolata a partire dall'energia che si sviluppa all'interfaccia grano-materiale nella simulazione DEFORM di asportazione.

Una simulazione grano-singolo viene condotta utilizzando i parametri cinematici di velocità mola e avanzamento corrispondenti a quelli utilizzati nella rettifica dell'ingranaggio. Dalla simulazione si ottiene il valore dell'energia in W sviluppata durante una passata del grano sul materiale, detta E questa energia, dividendo per l'area di contatto A fornita dalla simulazione si calcola la potenza specifica E_{SG} corrispondente alla lavorazione di un singolo grano:

$$E_{SG} = \frac{E}{A} \quad [W/mm^2]$$

Per ottenere l'intensità complessiva sull'area di contatto mola-dente è necessario calcolare l'energia che si sviluppa nel contatto di tutti i grani attivi presenti all'interno dell'area di contatto durante la rettifica. Questa energia è data dal prodotto dell'energia specifica ricavata dalla simulazione per l'area di contatto di ciascun grano della mola moltiplicata per il numero di grani presenti per millimetro quadrato della mola. In fine Il valore dell'intensità specifica così ottenuta viene imposto sull'area di contatto variabile nella simulazione termica.

Date le ridotte dimensioni dei grani abrasivi utilizzati nella finitura di ingranaggi è possibile approssimarne la geometria ad una sfera ed d_{gm} il loro diametro e a_e la profondità di taglio si può calcolare l'area della semi calotta sferica S che rappresenta l'area di contatto grano-materiale:

$$S = \pi \frac{d_{gm}}{2} a_e \quad [mm]$$

L'approssimazione relativa alla geometria dei grani è legittimata dalle inevitabili incertezze che caratterizzano la struttura della mola della quale il costruttore fornisce una dimensione ed una densità media dei grani presenti. A partire dalla percentuale media P di grani abrasivi presenti nella mola si può calcolare il numero di grani per mm^2 presenti sulla superficie della mola:

$$V = \frac{4}{3}\pi \left(\frac{d_{gm}}{2}\right)^3 \quad [mm^3] \quad \text{volume del singolo grano abrasivo;}$$

$$V_t = V/P \quad [mm^3] \quad \text{volume corrispondente ad una unità composta da grano, legante e porosità secondo la struttura della mola;}$$

$$l = \sqrt[3]{V_t} \quad [mm] \quad \text{lato del cubo contenente l'unità grano-legante-porosità;}$$

$$A_{eq} = l^2 \quad [mm^2] \quad \text{area superficiale occupata da una unità grano-legante-porosità sulla mola;}$$

$$n_g = 1/A_{eq} \quad [mm^2] \quad \text{numero di grani abrasivi presenti su di un millimetro quadrato di mole;}$$

$$I = E_{SG} \cdot S \cdot n_g \quad [W/mm^2] \quad \text{energia specifica sviluppata durante la rettifica.}$$

Calcolata I la simulazione termica può essere lanciata per verificare il risultato del processo sull'ingranaggio.

5.2 Set-up sperimentale ingranaggi

Il modello termico è stato sviluppato per poter ottimizzare i parametri di processo della rettifica a secco per generazione e verificare che la combinazione di parametri scelta non provochi danni termici sul materiale degli ingranaggi lavorati. Per questo motivo le prove sperimentali svolte per mettere a punto e validare il modello sono state condotte utilizzando la nuova tecnologia sviluppata da Samputensili e la macchina SG 160 Sky Grind progettata per il processo a secco. Sia il modello che la tecnologia sono stati provati su differenti tipologie di ingranaggi forniti da differenti costruttori delle trasmissioni attualmente installate sulle auto di alta gamma dei più importanti gruppi automobilistici mondiali. Attualmente è in corso una campagna di prove comparative condotte in collaborazione con 3 differenti costruttori di mole per sviluppare una nuova mola appositamente progettata per il nuovo processo a secco.

5.3 Validazione sperimentale e risultati ottenuti

Il modello è stato applicato ad un caso industriale. Per determinare la soglia di energia al di sotto della quale non si verificano danni termici sul materiale si sono effettuate prove di rettifica variando l'incremento radiale, generando quindi sul componente una quantità di energia che aumenta all'aumentare della profondità di taglio.

Per queste prove è stato selezionato un ingranaggio (Figura 117) utilizzato come terza marcia in una trasmissione automobilistica di attuale impiego in auto di alta gamma prodotte in Italia. Questa tipologia di ingranaggio rappresenta una delle applicazioni più comuni a cui sarà destinata la nuova rettificatrice a secco. I dati dell'ingranaggio (GR 35) sono riportati in Tabella 11.



Figura 118: *Ingranaggio GR35 utilizzato per le prove di rettifica a secco.*

Tabella 11: *Caratteristiche dell'ingranaggio GR 35 utilizzato.*

Parametro	Simbolo	Valore	Unità di misura
Numero di denti	z	35	
Modulo normale	m	1,865	[mm]
Angolo di pressione	α	16°	
Lunghezza fascia	b	15,7	[mm]
Angolo di elica	β	32,5°	
Orientazione elica		destra	
Materiale		27MnCr5	
Trattamento termico		Carbo-cementazione e tempra	
Durezza		700 – 750 HV fino a 0,3 mm di profondità dalla superficie	
Rugosità massima ammessa	R_a	0,6	[μm]
Massimo errore di profilo ammesso	$ff\alpha$	6	[μm]
Massimo errore d'elica ammesso	$ff\beta$	5,5	[μm]

La mola selezionata per queste prove è pensata per il processo a secco, presenta infatti grani in ossido di alluminio fuso che garantiscono un taglio più “freddo” rispetto a quelli in allumina blu sinterizzata tradizionalmente utilizzati nei processi con lubrificante. La durezza media e la struttura “aperta”, ricca di porosità, consentono rispettivamente un miglior ricambio dei grani usurati ed una migliore dissipazione del truciolo e del calore, concorrendo all’abbassamento dell’energia termica sviluppata durante il taglio e conferita sulla superficie dei denti dell’ingranaggio. Le specifiche della mola sono riportate in Tabella 12.

Tabella 12: *Caratteristiche della mola utilizzata.*

Parametro	Simbolo	Valore	Unità di misura
Diametro mola	D_w	250	[mm]
Lunghezza mola	b_w	100	[mm]
Numero di principi	N	3	
Abrasivo		61-A ossido di alluminio fuso	
Granulometria		100	
Legante		V84-30 Vetrificato	
Struttura		I 10 media durezza con percentuale abrasivi 54%	

Le prove sono state condotte fissando i parametri di velocità di rotazione della mola ed avanzamento e variando l’incremento radiale per aumentare progressivamente la profondità di taglio. Le velocità sono quelle tipiche dei processi di rettifica di generazione. I parametri di processo sono riportati in Tabella 13:

Tabella 13: *Parametri di processo utilizzati.*

Set up	Velocità mola	Avanzamento	Incremento
1	70 [m/s]	0,4 [mm/rev]	0,01 [mm]
2	70 [m/s]	0,4 [mm/rev]	0,02 [mm]
3	70 [m/s]	0,4 [mm/rev]	0,03 [mm]
4	70 [m/s]	0,4 [mm/rev]	0,04 [mm]
5	70 [m/s]	0,4 [mm/rev]	0,05 [mm]

Dalla simulazione monograno eseguita su DEFORM con i parametri di processo relativi alla rettifica dell'ingranaggio (velocità mola 70 m/s; avanzamento 35 mm/s) ed utilizzando il grano in ossido di alluminio puro, si è ottenuta l'energia specifica $E_{SG}=760$ [W/mm²]. Con cui, seguendo la procedura precedentemente spiegata, si sono ottenute le intensità specifiche per ciascuna profondità di taglio utilizzata. Nella Tabella 14 sono riportati i valori corrispondenti alle grandezze calcolate per ottenere il numero dei grani presenti sulla superficie della mola.

Tabella 14: *Numero di grani per unità di superficie della mola.*

Diametro grani	Volume grano	Percentuale grani	Volume totale	Lato cubo equivalente	Area equivalente	Numero grani
d_{gm}	V	P	V_t	l	A_{eq}	n_g
0,129 [mm]	0,00112 [mm ³]	0,54	0,00208 [mm ³]	0,127 [mm]	0,0163 [mm ²]	61,341 [1/mm ²]

In Tabella 15 son riportate le intensità specifiche ricavare per ciascuna prova.

Tabella 15: *Intensità specifica al variare della profondità di taglio.*

Incremento	Superficie di contatto grano	Energia sviluppata da ciascun grano	Intensità specifica
a_e	S	E_g	I
[mm]	[mm ²]	[W]	[W/mm ²]
0,01	0,00203	1,54	94,47
0,02	0,00405	3,08	188,93
0,03	0,00608	4,62	283,40
0,04	0,00811	6,16	377,86
0,05	0,01013	7,70	472,33

Dai parametri di processo e dai dati geometrici dell'ingranaggi si sono calcolati i restanti parametri necessari al modello, riportati in Tabella 16 e 17.

Tabella 16: Parametri del modello termico costanti rispetto alla profondità di taglio.

Simbolo	Valore	Unità di misura
ht	5,2	[mm]
hr	1	[mm]
bt	1,1	[mm]
br	4,4	[mm]
F	15	[mm]
s	0,3	[mm]
H	18	[mm]
L	15	[mm]
V_{min}	281	[mm/s]
V_{max}	971	[mm/s]

Tabella 17: Parametri del modello termico che variano al variare della profondità di taglio.

Incremento a_e [mm]	Lunghezza area di contatto		Altezza area di contatto	
	f_{min} [mm]	f_{max} [mm]	w_{min} [mm]	w_{max} [mm]
0,01	0,660	0,825	0,342	0,636
0,02	0,747	0,945	0,484	0,899
0,03	0,806	1,025	0,592	1,102
0,04	0,851	1,087	0,684	1,272
0,05	0,889	1,138	0,765	1,422

Con i parametri calcolati sono state svolte le 5 simulazioni al variare della profondità di taglio. I dati di interesse per la previsione della qualità degli ingranaggi prodotti riguardano le temperature di picco raggiunte sulla superficie e i gradienti termici di surriscaldamento e raffreddamento. Per determinare quale siano le zone che subiscono maggiore stress termico i dati sono stati estratti, per ogni passata del processo, in corrispondenza della testa del dente, del punto mediano del profilo e alla radice. Questo è possibile posizionando delle sonde di misura lineari in questi punti.

Il particolare trattamento termico subito dal materiale di cui sono costituiti gli ingranaggi consente di determinare gli intervalli di temperatura per i quali possono insorgere danni termici al materiale e forniscono il riferimento con cui confrontare le temperature ottenute dalla simulazione e prevedere gli effetti del processo di rettifica. Nella Tabella 18 sono riportate le temperature limite del trattamento termico come indicate da specifiche fornite dal costruttore degli ingranaggi.

Trattamento termico	Temperatura	Valori critici	Danno termico (effetto visivo dopo attacco chimico)
Carbo-cementazione	920÷980 °C	$T > (920\div 980) \text{ °C}$	Indurimento (strato bianco, micro-struttura non visibile)
Tempra	650÷720 °C	$(650\div 720) \text{ °C} < T < (920\div 980) \text{ °C}$	Rinvenimento (strato scuro, micro-struttura granulare)
		$450 \text{ °C} < T < (650\div 720) \text{ °C}$	Ossidazione (colorazione blu, micro-struttura aghiforme)
		$T < 450 \text{ °C}$	Nessuno

Il primo controllo che deve essere effettuato riguarda le temperature massime raggiunte durante il processo di rettifica nelle varie zone dell'ingranaggio passata dopo passata. Questo risulta essere il primo raffronto che può essere utilizzato nel capire se i parametri utilizzati possono portare al danneggiamento del materiale causato da surriscaldamento eccessivo. Dalle simulazioni sono stati estratti i dati riguardanti le temperature di picco raggiunte per ciascuna passata nelle sei zone di analisi. I grafici ottenuti sono riportati nelle Figure da 118 a 122. In ciascun grafico sono riportate le temperature limite espresse in Tabella 18 in modo da poter effettuare un immediato confronto grafico tra le temperature calcolate nella simulazione e quelle responsabili dei vari gradi di bruciatura.

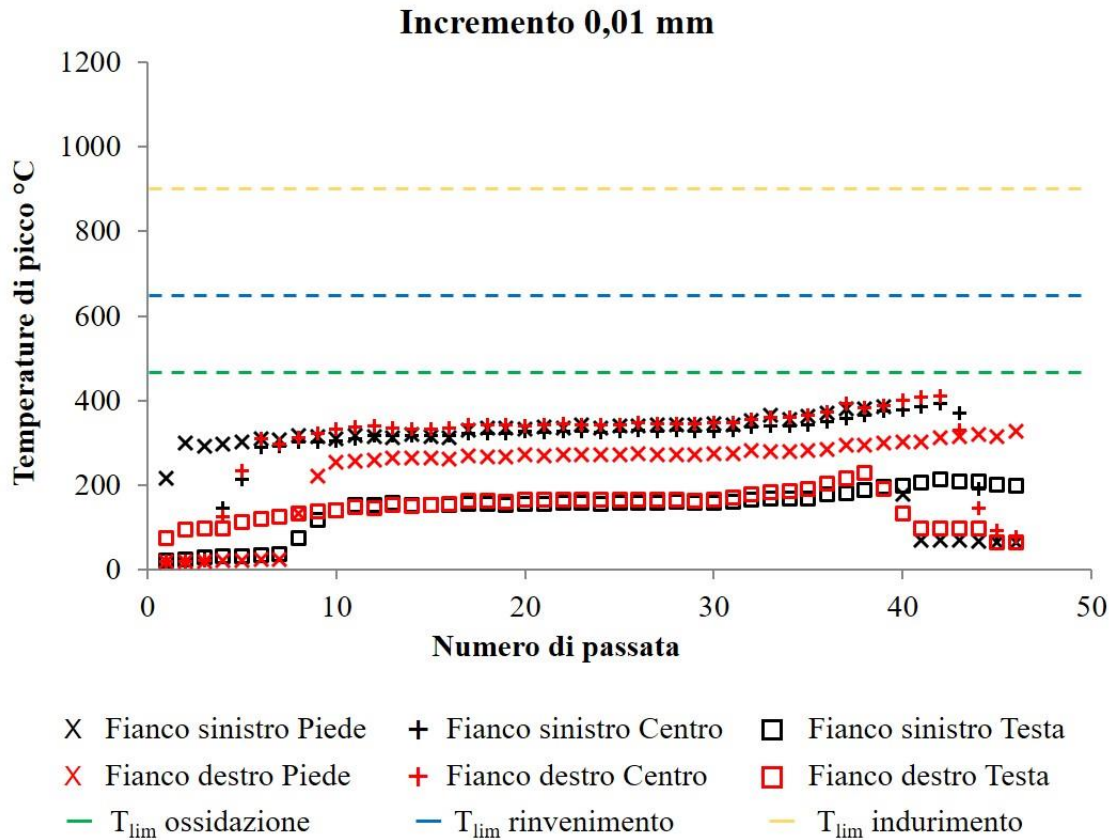


Figura 119: *Picchi di temperature calcolati dalla simulazione sulla superficie del dente per rettifica con profondità di 0,01 mm.*

La Figura 118 mostra il risultato della simulazione con profondità di taglio pari a 0,01 mm. Dalla simulazione, confrontando i dati con le temperature limite, si può affermare che con questo incremento radiale l'ingranaggi non dovrebbe subire alcun tipo di danno termico.

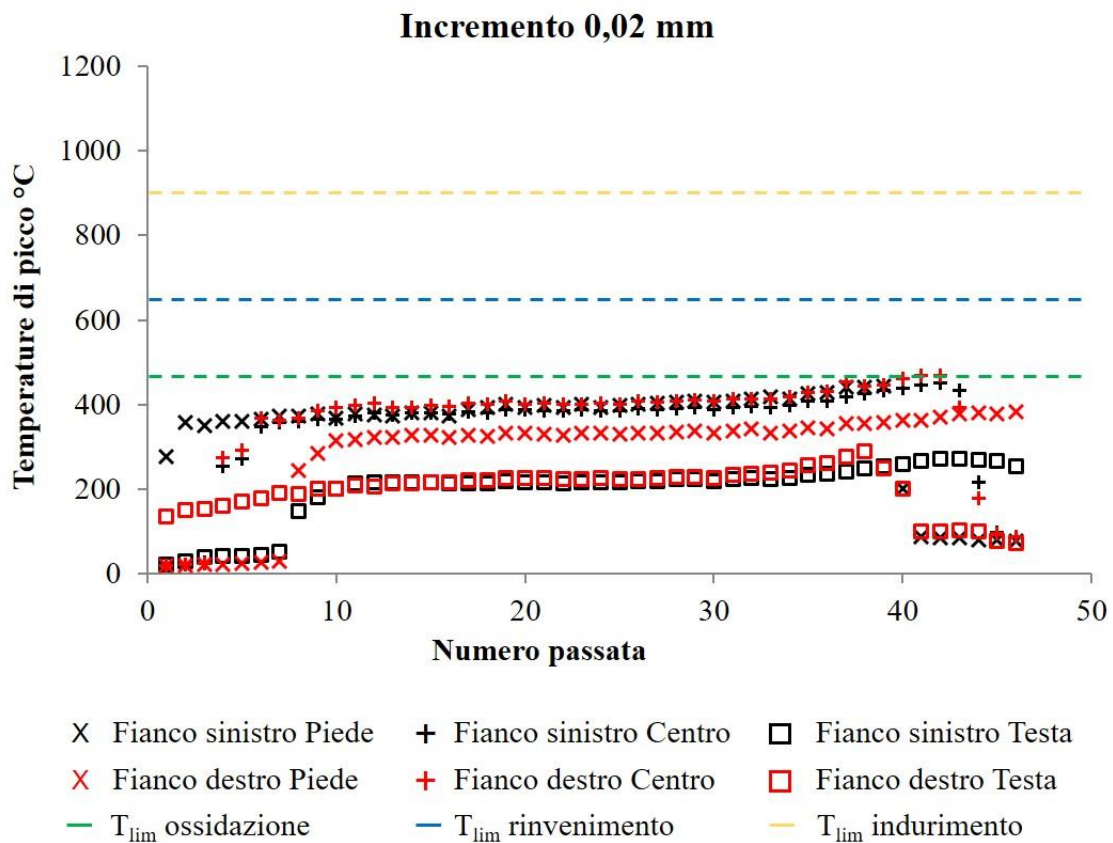


Figura 120: Picchi di temperature calcolati dalla simulazione sulla superficie del dente per rettifica con profondità di 0,02 mm.

Secondo i risultati della simulazione graficati in Figura 119 anche un processo con incremento radiale di 0,02 mm dovrebbe consentire di realizzare ingranaggi privi di difetti termici pur avendo, in questo caso, raggiunto temperature che si avvicinano alla soglia di ossidazione.

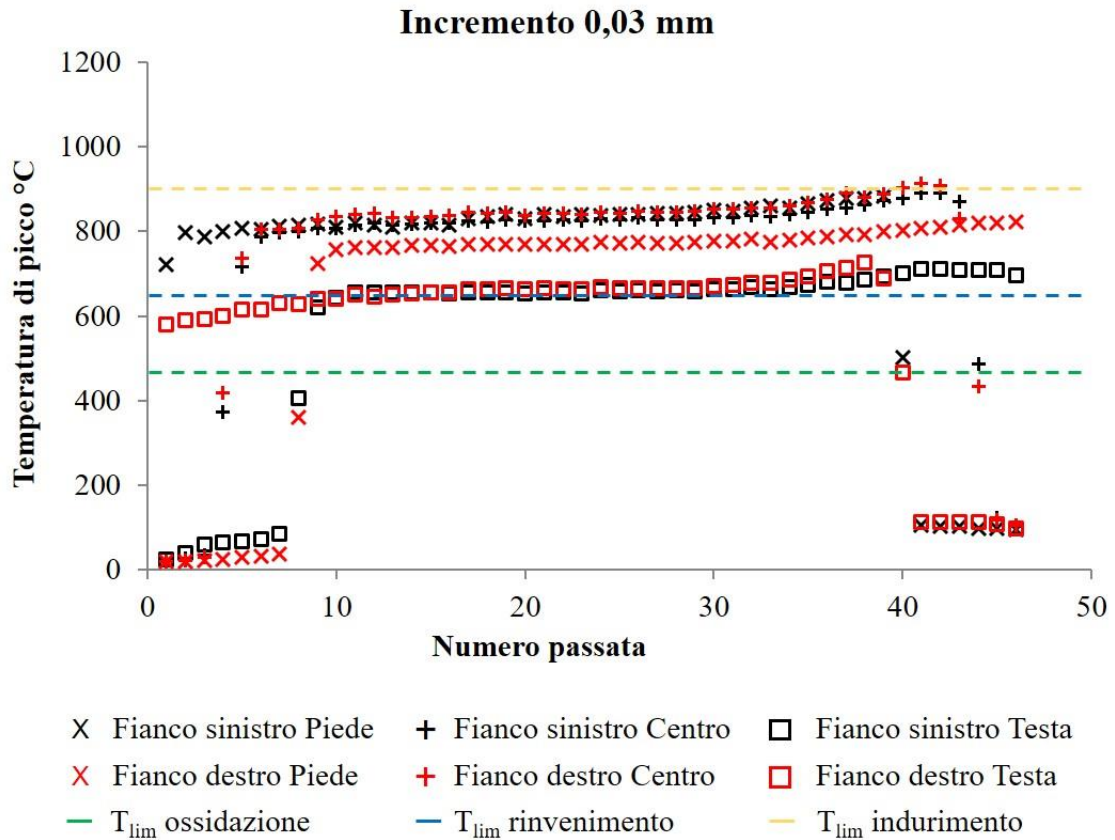


Figura 121: Picchi di temperature calcolati dalla simulazione sulla superficie del dente per rettifica con profondità di 0,03 mm.

Aumentando la profondità di taglio a 0,03 mm si ha un aumento tale di intensità specifica che le temperature calcolate si portano nella zona critica corrispondente al rinvenimento del materiale dell'ingranaggio. Si può notare (Figura 120) come, secondo la simulazione, nella zona di testa del fianco destro si possano avere delle zone con ossidazione nella parte dell'elica in cui avvengono le prime passate. Il resto delle zone dovrebbe essere interessato da rinvenimento, visibile come uno strato scuro dalle analisi metallografiche. Il modello indica che un incremento di 0,03 mm risulta troppo aggressivo causando bruciature del primo e secondo livello su tutte le zone del dente.

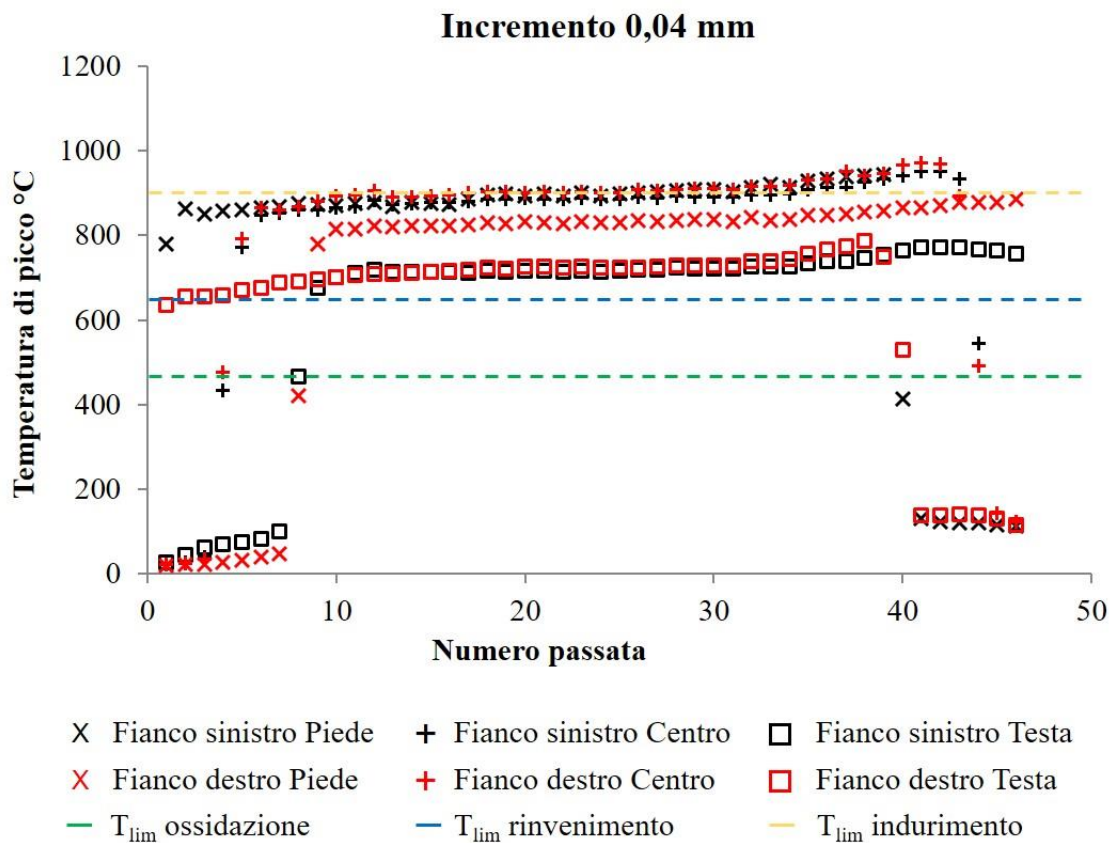


Figura 122: *Picchi di temperature calcolati dalla simulazione sulla superficie del dente per rettifica con profondità di 0,04 mm.*

Al fine della validazione del modello è utile investigare il risultato che può essere ottenuto aumentando l'energia sviluppata fino a valori tali da dare bruciature severe con indurimento e struttura a "coltre bianca" sul metallo della ruota dentata. Per questo motivo si è proseguito simulando la rettifica con incremento pari a 0,04 mm. Anche in questo caso (Figura 121) le temperature si collocano principalmente nella zona del rinvenimento su tutto il fianco del dente sia sinistro che destro. Su entrambi i fianchi potrebbero verificarsi delle bruciature severe nella zona centrale.

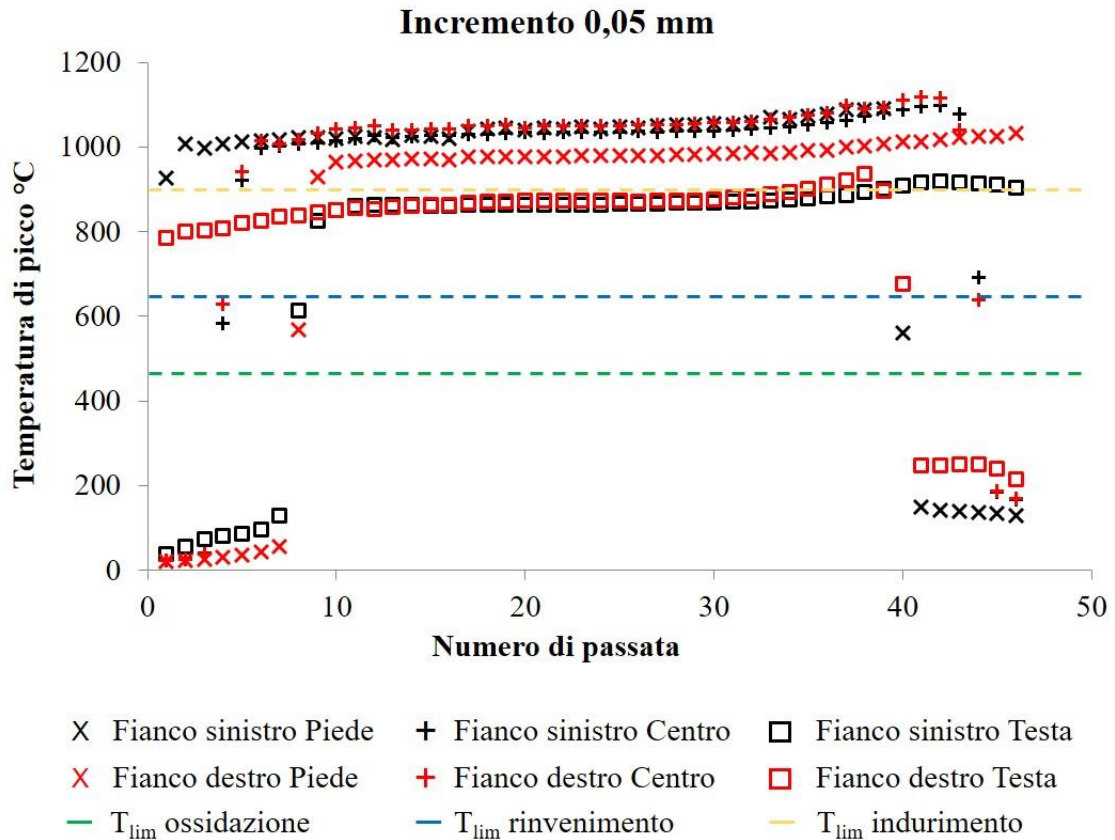


Figura 123: Picchi di temperature calcolati dalla simulazione sulla superficie del dente per rettifica con profondità di 0,05 mm.

Osservando il grafico in Figura 122 si nota che la simulazione prevede bruciature severe sulle zone centrale e di piede di entrambi i fianchi mentre sulla testa le temperature massime raggiunte dovrebbero provocare rinvenimento.

Confrontando tra loro i vari grafici si nota come la simulazione fornisca un andamento delle temperature pressoché identico nelle varie zone individuando il centro ed il piede dell'ingranaggio come le zone termicamente più stressate.

L'insorgere di danni termici sul materiale in seguito al surriscaldamento non è determinato unicamente dalle temperature massime raggiunte ma anche dal gradiente di riscaldamento e raffreddamento che si instaura durante il processo. Le bruciature severe incorrono con gradienti molto alti, riscaldamenti e raffreddamenti repentini, mentre le bruciature con rinvenimento sono causate da gradienti più bassi. Dalla teoria della rettifica tempi di surriscaldamento nell'ordine dei microsecondi sono tipici delle bruciature con coltre bianca, mentre le strutture di rinvenimento sono provocate da gradienti di uno o due ordini di grandezza minori.

Per questo motivo i gradienti di riscaldamento e raffreddamento sono stati calcolati su ciascuna zona dell'ingranaggio per le varie simulazioni. I grafici nelle Figure da 123 a 127 riportano i dati relativi ai gradienti termici.

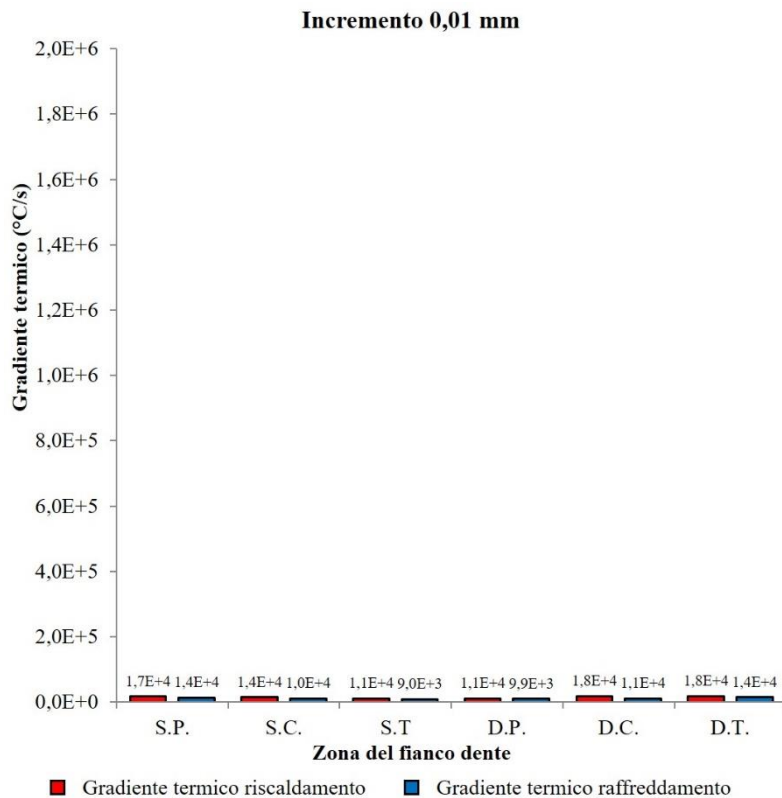


Figura 124: *Gradienti termici calcolati dal modello per rettifica con incremento pari a 0,01 mm.*

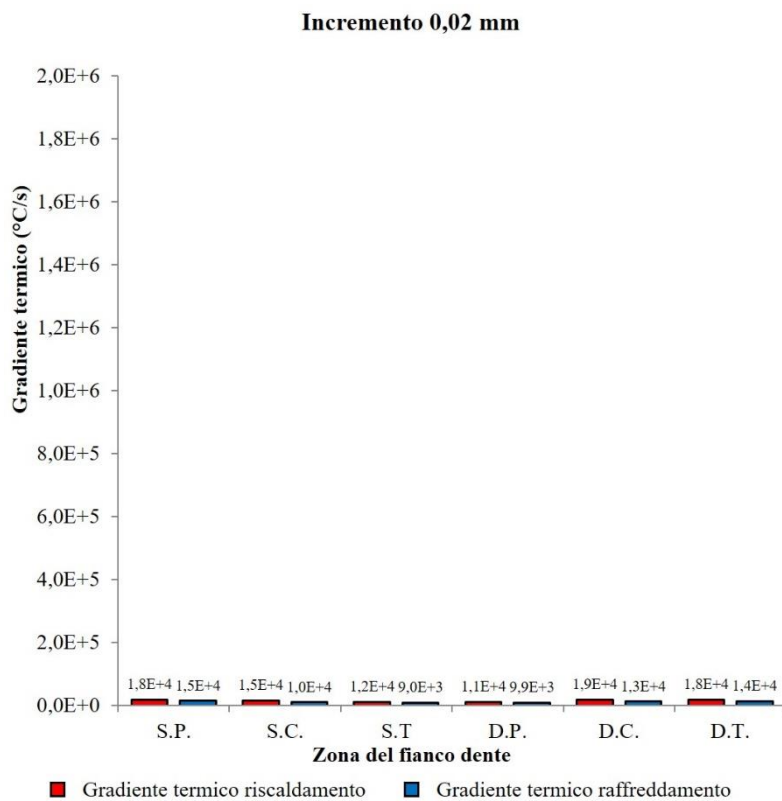


Figura 125: *Gradienti termici calcolati dal modello per rettifica con incremento pari a 0,02 mm.*

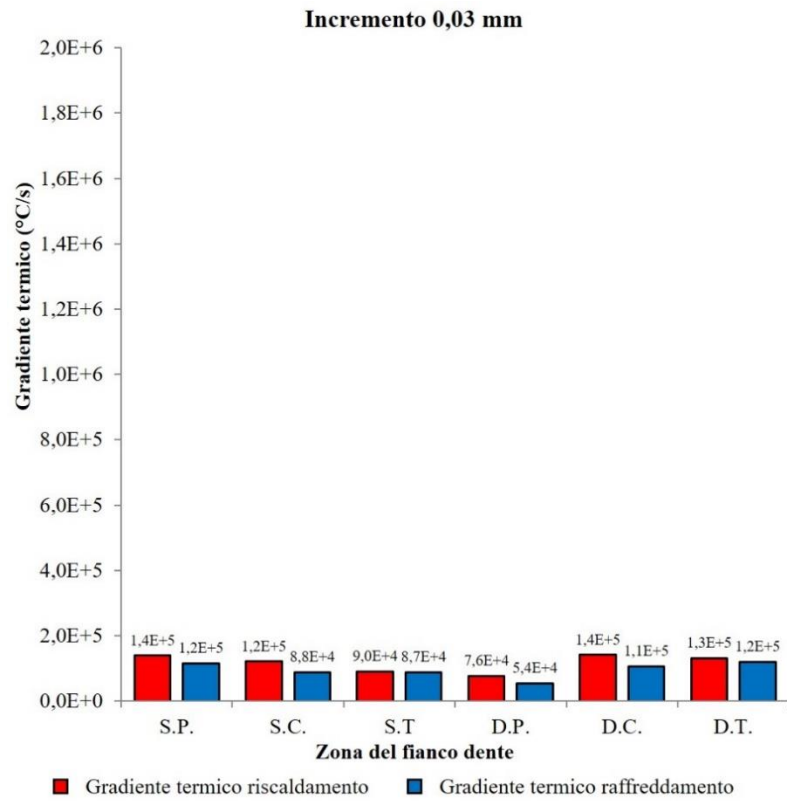


Figura 126: *Gradienti termici calcolati dal modello per rettifica con incremento pari a 0,03 mm.*

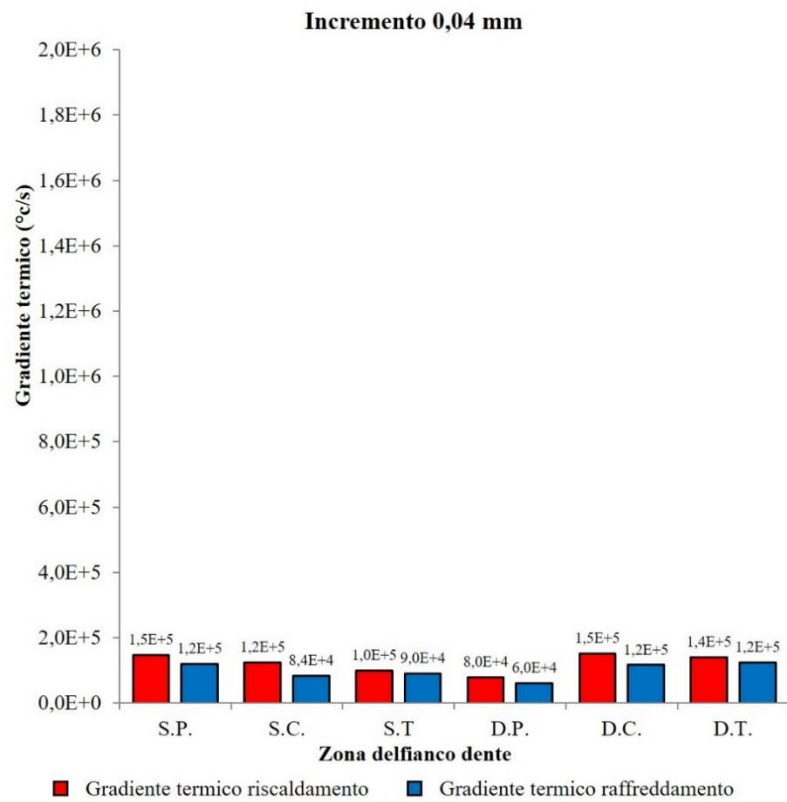


Figura 127: *Gradienti termici calcolati dal modello per rettifica con incremento pari a 0,04 mm.*

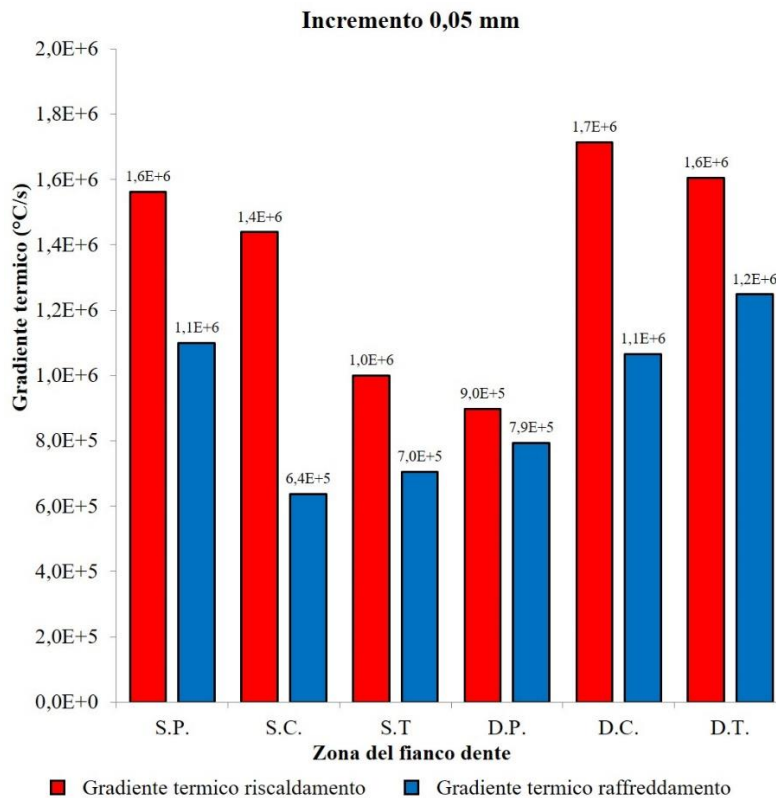


Figura 128: *Gradienti termici calcolati dal modello per rettifica con incremento pari a 0,05 mm.*

I gradienti calcolati sono concordi con la teoria relativa alle bruciature da rettifica.

I risultati ottenuti dalle 5 simulazioni svolte sono stati confrontati con le analisi delle strutture metallografiche dei campioni ricavati dagli ingranaggi rettificati per verificare la correttezza dei dati ottenuti. Le analisi metallurgiche sono state condotte in accordo con la normativa ISO 14104 che riguarda le procedure per l'analisi delle bruciature da rettifica sugli ingranaggi. Brevemente la procedura richiede di ottenere la sezione trasversale di un dente dell'ingranaggio da analizzare tramite troncatura a freddo con mola abrasiva, lucidare meccanicamente il campione così ottenuto dopo averlo inglobato in resina fenolica, fino ad ottenere una superficie a specchio priva di graffi. L'attacco chimico prevede l'utilizzo di reagente Nital con concentrazione del 2% che deve essere fatto agire sulla superficie del campione, asciutta e sgrassata per 10 secondi. Immediatamente dopo l'attacco la superficie deve essere pulita accuratamente con acqua per rimuovere l'acido in eccesso così che non sovra attacchi il materiale. Il campione va nuovamente e velocemente asciugato per evitare che l'acqua ossidi la superficie del metallo che è molto reattiva in questa fase. L'acido rende visibili le microstrutture dell'acciaio che possono essere analizzate al microscopio.

Per analizzare il risultato delle prove fatte sugli ingranaggi GR 35 1-5 si sono estratte 3 sezioni trasversali da 3 denti selezionati casualmente da ciascuno dei tre ingranaggi lavorati per combinazione di parametri. Il risultato di 27 prove totali per ciascuna variazione di incremento permette di considerare validi i risultati anche da un punto di vista statistico.

Le immagini in Figura 128 rappresentano le strutture che si sono riscontrate sugli ingranaggi in relazione ai parametri di processo utilizzati. È mostrata la zona centrale del

fianco destro di una sezione per ciascun parametro, considerando che tali risultati sono ottenuti sul fianco sinistro di tutti gli altri campioni analizzati.

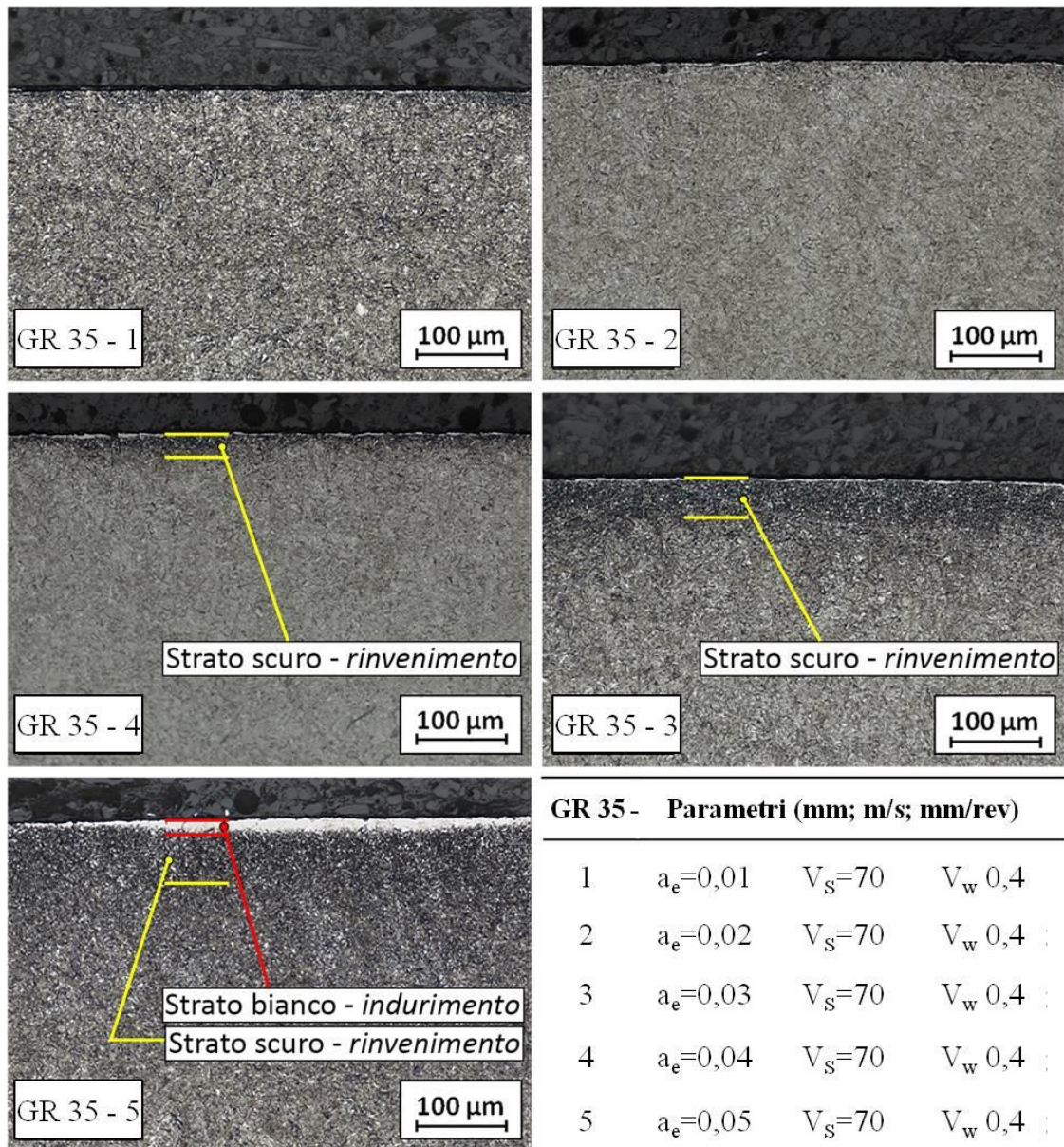


Figura 129: Risultati dell'analisi metallografica effettuata sugli ingranaggi rettificati a secco.

Le microstrutture confermano i risultati ottenuti dalla simulazione verificando l'efficacia del modello sviluppato che potrà quindi essere utilizzato in futuro per ottimizzare i parametri di processo e prevedere l'insorgenza di danni termici qualora l'energia sviluppata superi le soglie critiche.

L'analisi dei risultati sperimentali è stata completata dalle prove di micro durezza Vickers svolte su ciascuno dei campioni seguendo la normativa ISO \ DIS 6507-1 relativa alle prove di durezza [142, 145]. I grafici ottenuti sono riportati in Figura 129.

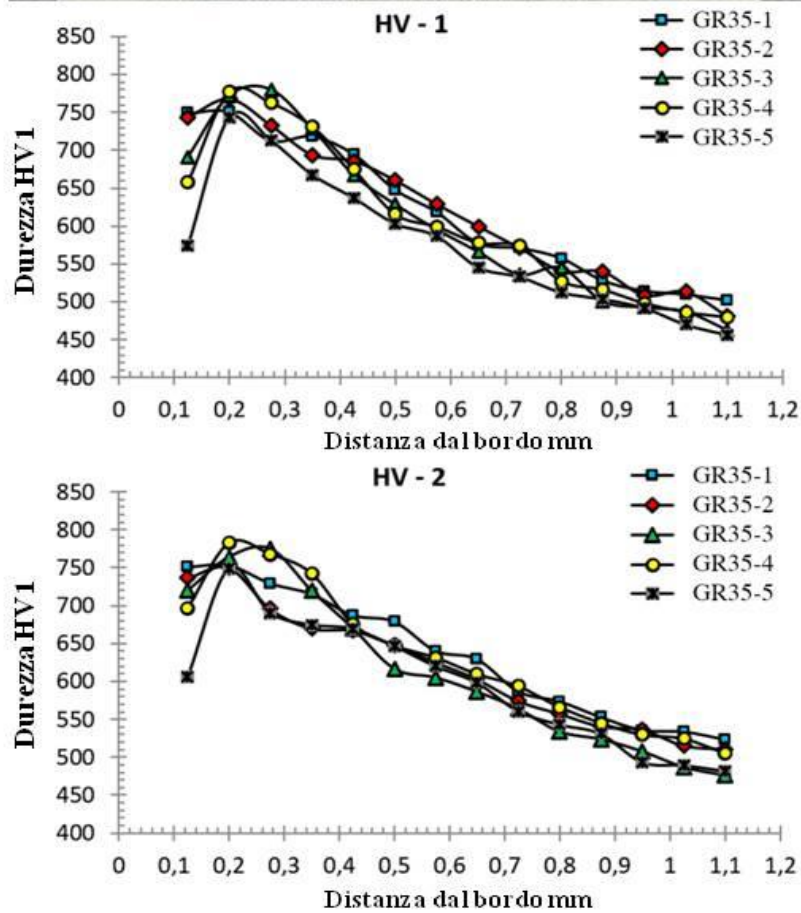
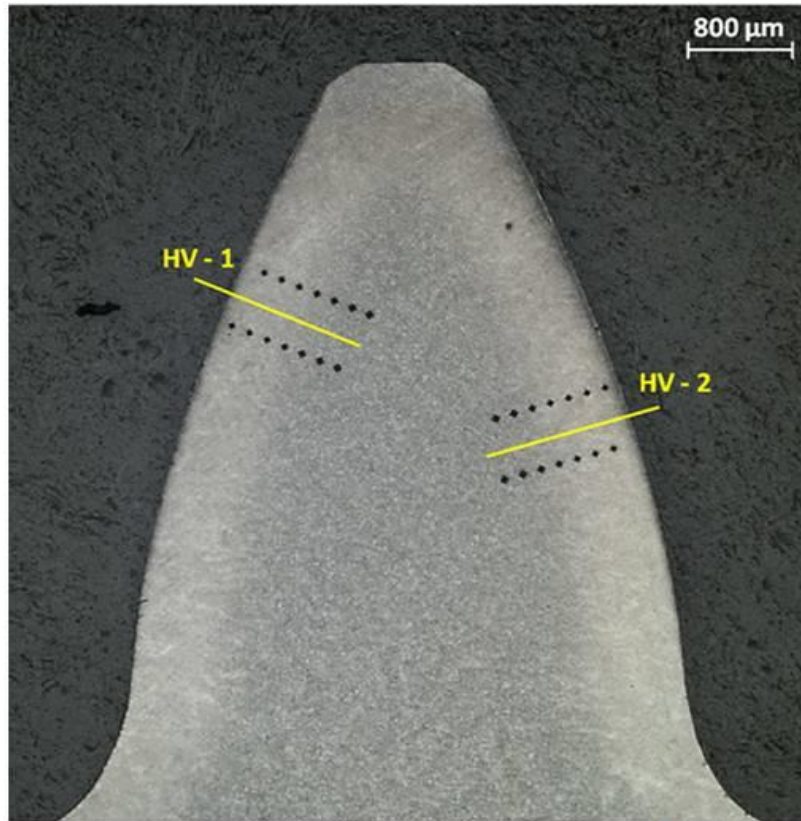


Figura 130: Grafici delle prove di durezza HV1 effettuate sui campioni ottenuti dagli ingranaggi GR351-5 rettificati a secco.

I risultati confermano quanto evidenziato dalle microstrutture con cali di durezza nelle zone dove il calore ha provocato il rinvenimento. Dato lo spessore ridotto della zona indurita (circa 20 μm) non è possibile posizionare svolgere la prova in tale zona, per questo nei grafici non è visibile l'aumento di durezza ma solo il calo drastico dovuto alla zona rinvenuta che si trova al di sotto dello strato indurito.

Ottimizzazione del processo a secco

Le prove svolte nell'ambito della validazione dei modelli hanno consentito di verificare anche la effettiva fattibilità del processo di rettifica a secco su ingranaggi. La possibilità di rettificare tramite generazione con mola a vite ingranaggi automobilistici senza causare bruciature apre la possibilità all'impiego industriale di questo nuovo processo che deve però essere capace di garantire gli stringenti livelli di qualità richiesti dal mercato assicurando al contempo elevata produttività.

I parametri di processo utilizzati per le prove descritte nel capitolo precedente assicurano ottimi livelli di produttività che sono migliorati anche dalle soluzioni adottate in sede di progettazione della rettificatrice SG 160. Soluzioni come la doppia tavola porta-pezzo ed il carico e scarico automatizzato dei componenti in lavorazione assicurano la riduzione dei tempi ciclo ma la relazione tra i parametri di processo e la qualità delle geometrie prodotte deve essere investigata in modo approfondito. Nei processi che prevedono utilizzo di lubrificante l'olio agisce migliorando l'asportazione e mascherando l'effetto specifico dei parametri di processo, in oltre la grande esperienza accumulata nei decenni passati in ambito industriale consente di prevedere in modo efficace l'effetto che ciascun parametro ha sulle geometrie prodotte. Eliminando il lubrificante si aprono scenari completamente differenti.

Al fine di ottimizzare il processo si è impostata una campagna di prove sperimentali che, avvalendosi delle tecniche specifiche del *Design of experiment* (DOE) [146, 147] ha consentito di comprendere l'influenza che i parametri di processo hanno sull'accuratezza geometrica dell'ingranaggio.

6.1 Il piano sperimentale

Nei processi di produzione degli ingranaggi tramite mola a vite la geometria del componente generata è il risultato della geometria specifica realizzata sulla mola tramite profilatura unita alla cinematica e ai parametri di processo selezionati [148]. Le tecniche di pianificazione sperimentale DOE consentono di ottimizzare il processo e comprendere quale sia il parametro che maggiormente influenza i vari aspetti della qualità dell'ingranaggio prodotto.

La campagna di prove è stata svolta utilizzando l'ingranaggio GR 35 e la mola già utilizzati per le prove ad energia incrementale (specifiche in Tabella 11 e 12). Nel piano sperimentale delineato per queste prove si è scelto di mantenere fissa la geometria della mola e la cinematica del processo al fine di restringere il numero di variabili da considerare. La rettifica è stata eseguita con una cinematica detta "top-to-bottom" con l'avanzamento assiale della mola dall'alto verso il basso lungo la fascia dell'ingranaggio. A questo punto si è definito un piano fattoriale a tre fattori e due livelli per fattore con triplice ripetizione casuale di ciascuna combinazione di fattori e livelli. I tre fattori considerati sono la velocità di taglio (50-80 m/s), l'avanzamento assiale (0,25-0,5 mm/rev) e la profondità di taglio identificata come percentuale di materiale asportato tra skiving e rettifica rispetto al totale (91-9%, 82-18%). Questa formulazione del sovrametallo asportato è necessaria al fine di

non divulgare dati che costituiscono il bagaglio di conoscenze acquisito dall'azienda durante queste prove. I parametri di processo utilizzati sono riassunti in Tabella 18 in cui è riportata unicamente la percentuale di materiale asportato in rettifica rispetto al totale.

Tabella 18: *Parametri di rettifica selezionati per analisi DOE del processo a secco*

Fattore	Livello	Valore	Unità di misura
Materiale asportato	Basso	9	%
	Alto	18	%
	Centrale	14	%
Avanzamento	Basso	0,250	[mm/rev]
	Alto	0,500	[mm/rev]
	Centrale	0,375	[mm/rev]
Velocità di taglio	Basso	50	[m/s]
	Alto	80	[m/s]
	Centrale	65	[m/s]

Con questo piano fattoriale si ottiene un totale di 26 prove da effettuare in sequenza casuale. Dopo aver svolto tutte le prove a secco due ingranaggi sono stati rettificati con il tradizionale processo lubrificato (Tabella 19) così da costituire il riferimento comparativo per la qualità ottenuta con il nuovo processo.

Tabella 19: *Parametri di rettifica con lubrificante per ingranaggi di riferimento.*

Fattore	Valore	Unità di misura
Materiale asportato	18	%
Avanzamento	0,45	[mm/rev]
Velocità di taglio	80	[m/s]

I parametri di rettifica lubrificata rappresentano l'attuale stato dell'arte di processo. Gli ingranaggi utilizzati per le prove sono stati identificati come segue (Tabella 20):

- Gli ingranaggi numero 1 e 2 sono stati rettificati utilizzando il tradizionale processo lubrificato e rappresentano il riferimento qualitativo secondo l'attuale stato dell'arte di processo;
- Gli ingranaggi numero da 3 a 26 sono stati rettificati utilizzando il nuovo processo a secco, con le combinazioni di parametri riportate in Tabella 5;
- Gli ingranaggi numero 27 e 28 sono stati rettificati utilizzando le due combinazioni dei parametri centrali dei tre fattori.

Tabella 20: *Combinazioni di parametri impiegate per rettificare ciascun ingranaggio.*

Ingranaggio	Materiale asportato	Velocità di taglio [m/s]	Avanzamento [mm/rev]
1; 2	18%	80	0,450
3; 4; 9	9%	50	0,500
5; 11; 14	18%	50	0,500
6; 7; 12	9%	50	0,250
8; 10; 13	18%	50	0,250
15; 24; 25	18%	80	0,250
16; 17; 18	9%	80	0,500
19; 21; 22	9%	80	0,250
20; 23; 26	18%	80	0,500
27; 28	14%	65	0,375

L'ordine non progressivo della numerazione è dovuto alla randomizzazione effettuata per rispettare il vincolo di casualità con cui svolgere le prove così da non generare trend sistematici durante il processo.

6.2 Ottimizzazione del processo a secco

Tutti gli ingranaggi prodotti sono stati analizzati dal punto di vista metallurgico secondo le stesse modalità utilizzate per le prove di validazione del modello. Le prove hanno evidenziato assenza di difetti da surriscaldamento su tutti gli ingranaggi rettificati. Certificata l'integrità del materiale si è misurata la qualità geometrica degli ingranaggi prodotti. Seguendo la normativa AGMA915-1-A02 [148] sull'analisi della qualità degli ingranaggi si sono misurati i parametri Ra , ffa e ffb , definiti come segue:

- La rugosità Ra è definita come il valor medio aritmetico dei valori assoluti delle deviazioni del profilo rispetto alla linea del profilo medio;
- La deviazione di profilo ffa è definita come la distanza tra i due profili ad evolvente del diametro di base che racchiude il profilo ad evolvente all'interno della lunghezza di ispezione $L\alpha$ (Figura 130a);
- La deviazione d'elica ffb è definita come la distanza tra le due linee d'elica che racchiudono l'elica all'interno della lunghezza di ispezione $L\beta$ (Figura 130b).

La misura di questi parametri è stata effettuata usando un evolventimetro sul fianco sinistro e destro di quattro denti equi-spaziati sulla circonferenza di ogni ingranaggio rettificato. I valori sono stati poi mediati rispetto ai vari gruppi di ingranaggi rettificati con una particolare combinazione di parametri di processo.

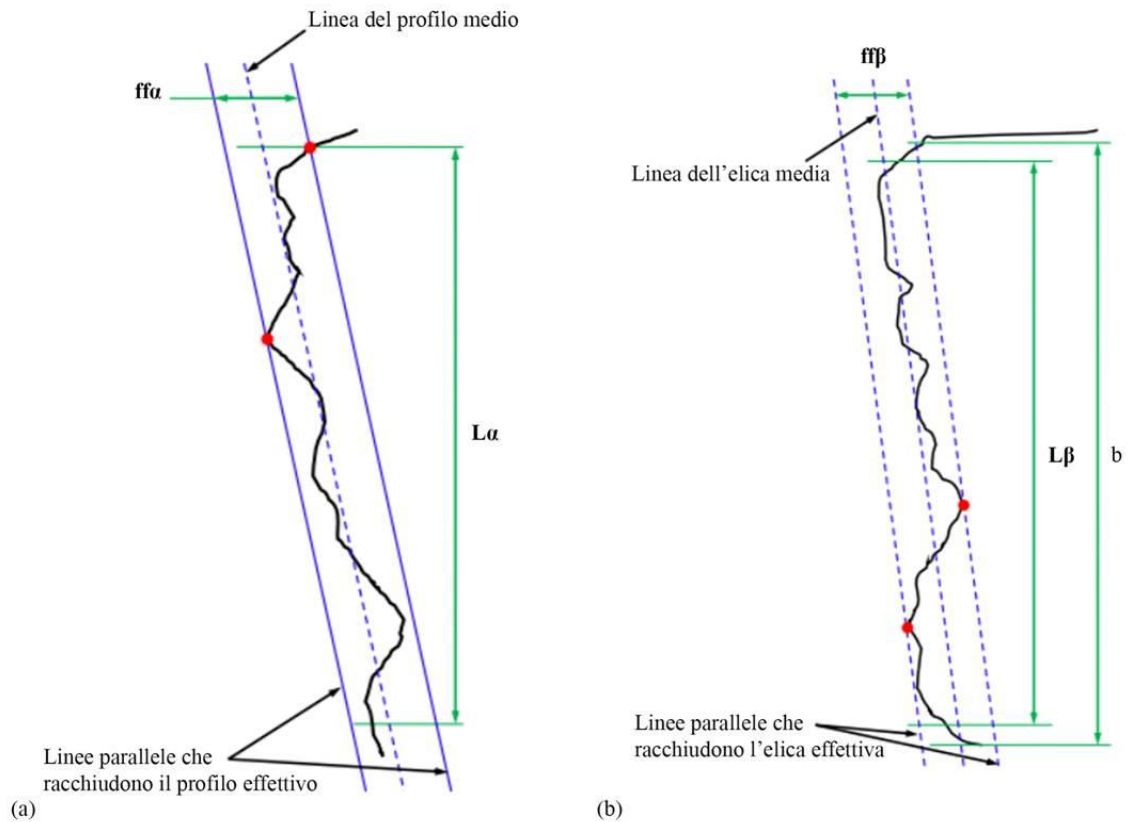


Figura 131: Definizione degli errori di forma ffa e ffb di profilo ed elica rispettivamente [144].

Gli errori geometrici rispetto a profilo ed elica desiderati sono il risultato dell'effetto dei vari parametri di processo, per questo con i dati misurati si sono costruiti istogrammi in funzione delle varie combinazioni di parametri di processo così da stabilire quale abbia maggior influenza su ciascuno di essi. Nei grafici, riportati in Figura 131, 132 e 133, sono riportati i valori medi, provvisti di deviazione standard, calcolati sulle tre ripetizioni fatte per set-up di parametri. Tutti i risultati ottenuti dalle misure, e riportati in Tabella 21, sono conformi alle richieste del costruttore di ingranaggi riportate in Tabella 11.

Tabella 21: Valori medi di R_a , ffa e ffb misurati sugli ingranaggi rettificati.

Ingranaggio	R_a		ffa		ffb	
	[μm]		[μm]		[μm]	
	fianco sin.	fianco dest.	fianco sin.	fianco dest.	fianco sin.	fianco dest.
1; 2	0.226 ± 0.018	0.295 ± 0.061	2.61 ±0.22	5.13 ±1.40	0.98 ±0.04	0.63 ±0.02
3; 4; 9	0.180 ± 0.008	0.477 ± 0.050	2.62 ±0.21	2.93 ±0.19	0.85 ±0.14	1.55 ±0.50
5; 11; 14	0.220 ± 0.019	0.400 ± 0.053	4.66 ±1.46	3.19 ±0.47	0.93 ±0.05	1.45 ±0.26
6; 7; 12	0.241 ± 0.004	0.419 ± 0.001	1.93 ±0.20	2.42 ±0.09	0.73 ±0.03	1.87 ±0.17
8; 10; 13	0.309 ± 0.034	0.487 ± 0.024	2.15 ±0.05	3.20 ±0.25	1.15 ±0.36	1.48 ±0.20
15; 24; 25	0.272 ± 0.028	0.505 ± 0.036	6.74 ±1.01	4.18 ±0.36	1.15 ±0.13	1.22 ±0.17
16; 17; 18	0.321 ± 0.004	0.477 ± 0.081	6.39 ±0.63	6.34 ±0.28	1.17 ±0.11	1.98 ±0.06
19; 21; 22	0.304 ± 0.016	0.511 ± 0.075	3.14 ±0.08	3.22 ±0.14	1.03 ±0.06	1.71 ±0.22
20; 23; 26	0.374 ± 0.025	0.561 ± 0.069	3.26 ±0.16	4.33 ±0.48	2.81 ±0.75	1.70 ±0.03
27; 28	0.346 ± 0.018	0.489 ± 0.052	2.19 ±0.17	2.59 ±0.31	0.89 ±0.06	1.39 ±0.10

Dal grafico in Figura 131 appare chiaro che il fianco destro è più critico dal punto di vista della rugosità rispetto al fianco sinistro, questo a causa della strategia utilizzata nel profilare la mola. Questa problematica può pertanto essere risolta modificando la geometria del rullo profilatore o il ciclo di profilatura, in ogni caso questo non influenza il risultato delle prove condotte essendo questo focalizzato sulle variazioni legate ai parametri di rettifica. La rugosità aumenta leggermente nel caso degli ingranaggi che sono stati rettificati a secco *dry*, rispetto a quella ottenuta con il processo lubrificato *wet*. Questo è riconducibile all'assenza del lubrificante che migliora il contatto tra i grani abrasivi ed il materiale in lavorazione, riducendo gli attriti e quindi le forze di taglio nell'area di contatto. Dal grafico in Figura 131(a) si nota che una superficie migliore può essere ottenuta utilizzando una velocità di taglio minore che consente di ridurre le forze di taglio migliorando l'asportazione di materiale. Una correlazione simile non viene osservata nelle figure Figura 131(b) e 131 (c), potendo quindi concludere che la velocità di taglio è il parametro di processo che influenza maggiormente la rugosità ottenuta sulla superficie dei denti rettificati.

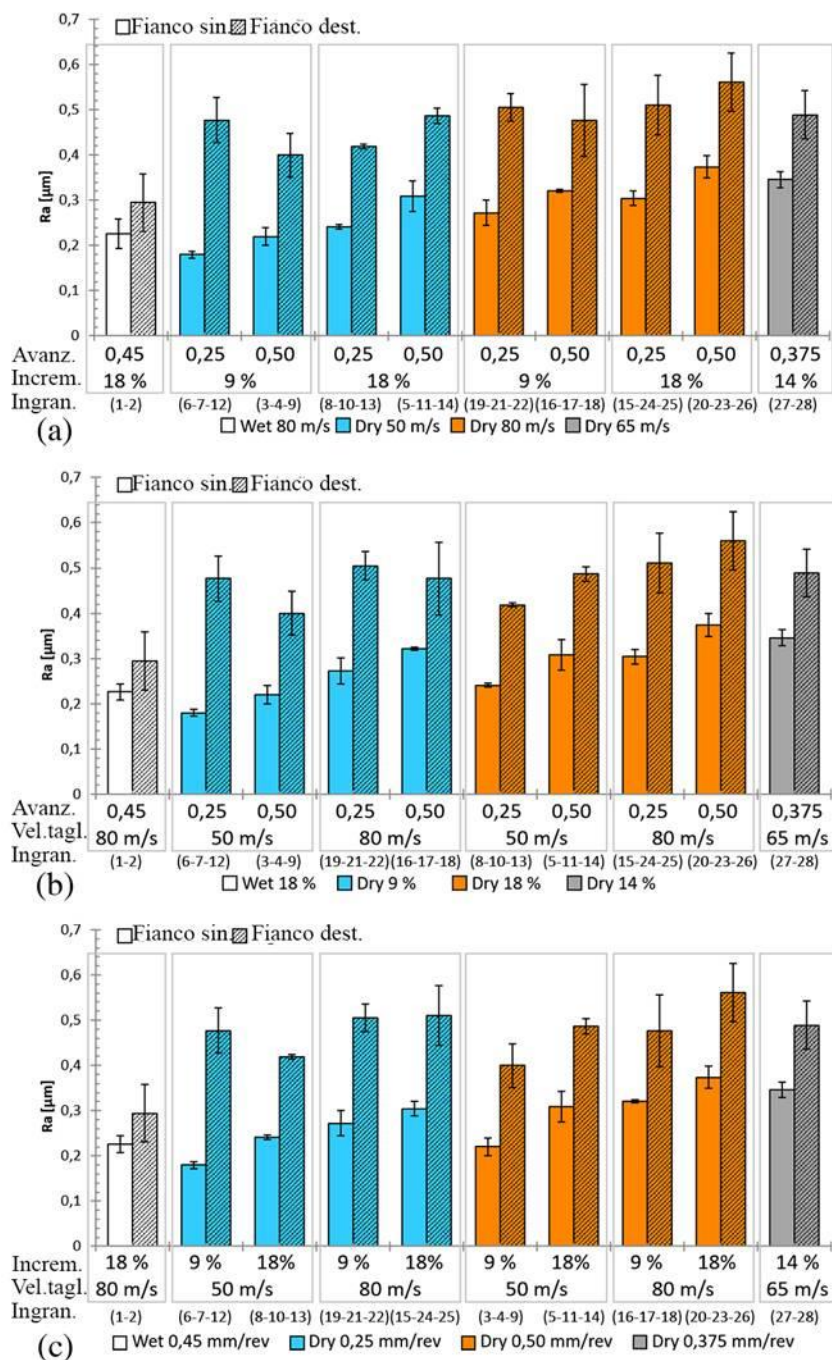


Figura 132: Grafici della rugosità R_a rispetto a velocità di taglio (a); materiale asportato (b); avanzamento (c).

Mentre la relazione tra i parametri di rettifica e la rugosità superficiale è chiara ed evidente, per comprendere gli effetti dei parametri di processo sugli errori geometrici di profilo ed elica è necessaria una analisi più approfondita. Dal grafico in Figura 132 si nota che l'accuratezza del profilo ottenuta con processo a secco risulta molto simile a quella ottenibile utilizzando il processo lubrificato, con un risultato che migliora per velocità di taglio ridotte. Mentre appare chiaro che il fianco destro presenta una maggiore deviazione rispetto al sinistro nel caso *wet*, il processo *dry* non dà alcun risultato sistematico. Dai dati riportati in Figura 132 (a) si può concludere che la velocità di rettifica influenza l'errore sul profilo, con i migliori risultati ottenuti a velocità inferiori. Lo stesso tipo di miglioramento

si riscontra utilizzando un rateo di asportazione maggiore (Incremento del 18% visibile in Figura 124 (b)). La riduzione della velocità della mola provoca una diminuzione della componente tangenziale della forza di taglio mentre la componente radiale della stessa aumenta aumentando l'incremento radiale. Questi effetti migliorano l'asportazione di materiale, riducendo le fasi di strisciamento e aratura in favore della fase di formazione del truciolo con una minor quantità di energia dissipata nella deformazione elastica del materiale. Variazioni nell'avanzamento non mostrano alcuna influenza sulla qualità del profilo, come si evince dal grafico in Figura 124 (c).

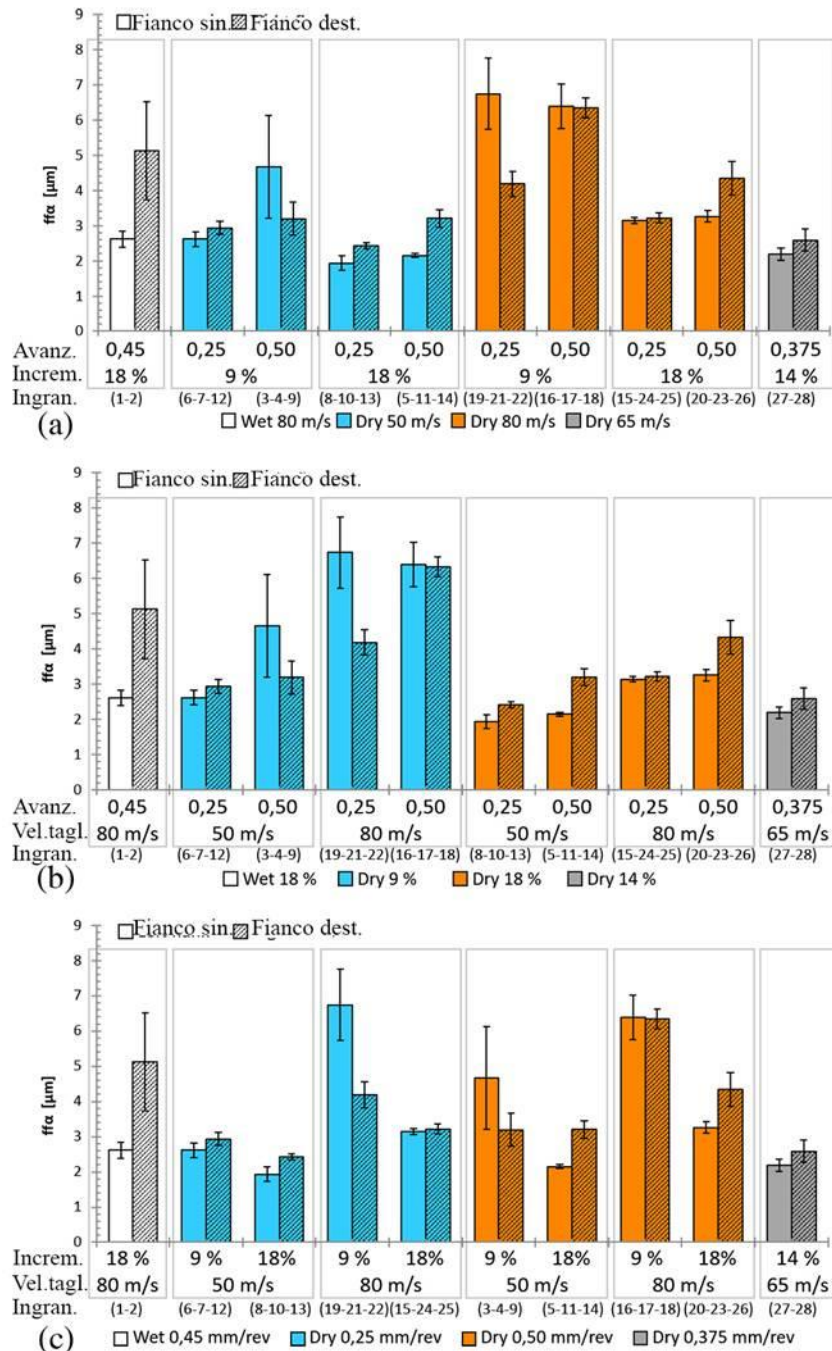


Figura 133: Grafici dell'errore di profilo ffa rispetto a velocità di taglio (a); materiale asportato (b); avanzamento (c).

I dati relative alle deviazioni d'elica sono riportati nei grafici in Figura 133. Sebbene gli ingranaggi rettificati a secco mostrino un'accuratezza d'elica accettabile, tutti i dati misurati sono all'interno delle specifiche del costruttore, quelli prodotti con il processo lubrificato presentano una maggiore accuratezza. La peggiore qualità del fianco destro è nuovamente confermata anche nel caso dell'errore di forma sull'elica. Osservando gli istogrammi si può concludere che l'errore di forma d'elica non è influenzato dalla variazione di alcun parametro nell'intervallo del test. Una accuratezza minore ($ff\beta$ pari a $3\ \mu\text{m}$) si è verificata sugli ingranaggi rettificati utilizzando la combinazione di parametri con tutti i livelli alti dei tre fattori (velocità 80 m/s; avanzamento 0,50 mm/rev e incremento 18%), mentre tutte le altre combinazioni consentono di ottenere un $ff\beta$ inferiore a $2\ \mu\text{m}$. L'elevata accuratezza che si è ottenuta, in termini di forma dell'elica, con tutte le combinazioni di parametri, è un risultato molto interessante poiché consente di scegliere la miglior combinazione di parametri in grado di massimizzare la qualità in termini di rugosità Ra e forma del profilo ffa senza compromettere in alcun modo l'accuratezza della forma dell'elica.

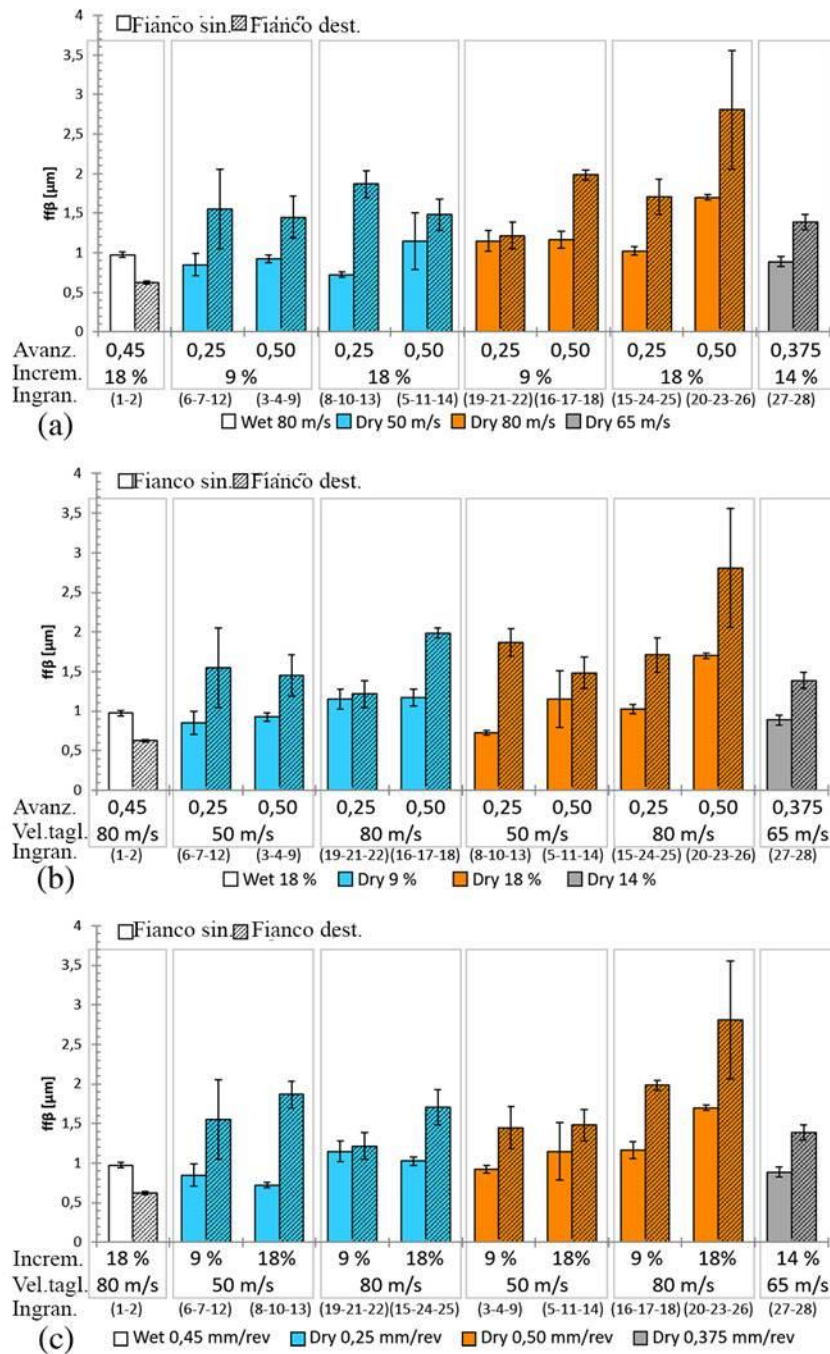


Figura 134: Grafici dell'errore d'elica $ff\beta$ rispetto a velocità di taglio (a); materiale asportato (b); avanzamento (c).

L'analisi DOE condotta ha permesso di stabilire l'influenza relativa dei vari parametri di processo sulla qualità geometrica degli ingranaggi rettificati a secco. Con i risultati presentati si è messo in evidenza che l'accuratezza geometrica e la produttività del processo hanno comportamenti antitetici consentendo di prediligere uno o l'altro aspetto scegliendo opportunamente velocità di taglio, incremento radiale ed avanzamento. La Tabella 22 fornisce una linea guida sui parametri che hanno mostrato fornire le migliori caratteristiche geometriche. È molto importante notare che in ogni caso tutti gli ingranaggi rettificati a secco rientrano nei parametri qualitativi richiesti, provando l'applicabilità industriale di questo nuovo processo (Figura 134).

Tabella 22: Valori guida dei parametri di rettifica a secco per ottenere la migliore accuratezza geometrica.

	Velocità di taglio [m/s]	Incremento %	Avanzamento [mm/rev]
Rugosità ottimale R_a	50	9	0,250
Profilo ottimale ffa	50	18	nessuna influenza
Elica ottimale ffb	nessuna influenza	nessuna influenza	nessuna influenza

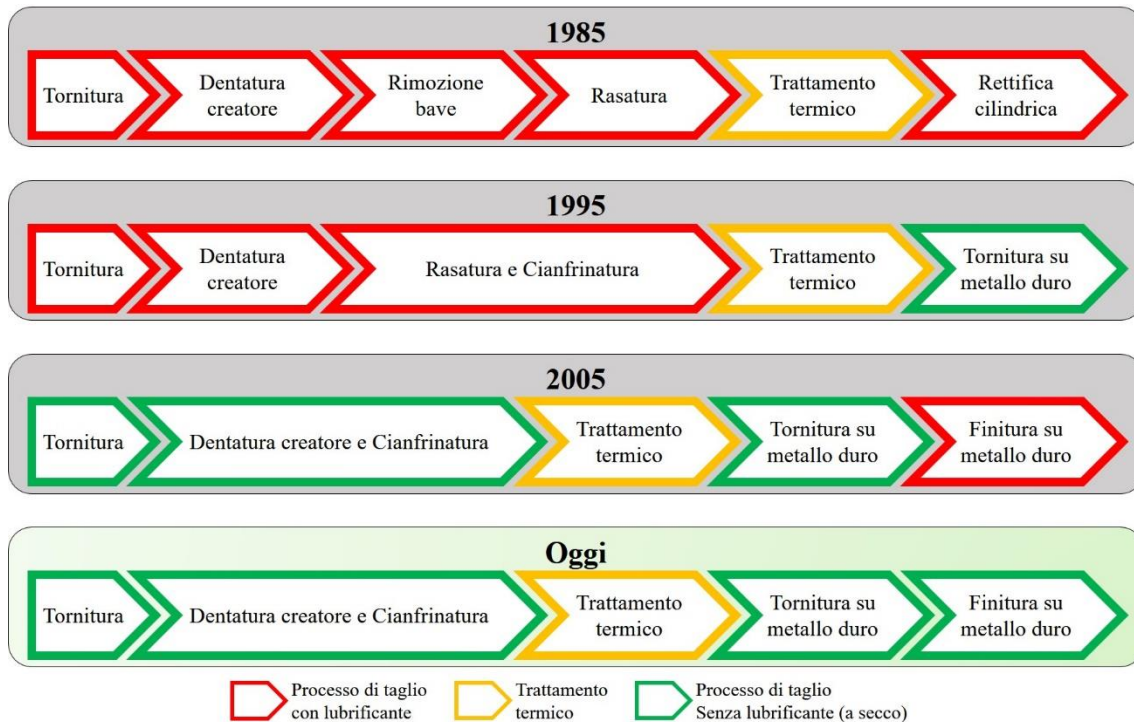


Figura 135: Nuovo stato dell'arte del processo di produzione degli ingranaggi per uso automobilistico, completamente a secco dalla tornitura alla finitura.

6.3 Analisi dei costi applicata ad un caso industriale

I risultati conseguiti durante questo progetto di dottorato hanno già portato all'installazione della nuova tecnologia di finitura a secco presso lo stabilimento industriale di un produttore di ingranaggi Italiano [149]. Il successo delle prove di produzione su larga scala ha consentito di ottenere informazioni sui benefici economici ed ambientali conseguibili utilizzando la macchina SG 160 ed il nuovo processo produttivo. Il totale del risparmio economico annuo è stato calcolato pari a 54'238 €/anno secondo le voci riportate in Tabella 23. Le considerazioni fatte per il calcolo sono le seguenti:

- La produzione annua ottenibile con la nuova macchina è stata calcolata considerando il tempo necessario per produrre un ingranaggio (GR 35)

moltiplicato per il numero totale di ore di produzione nell'arco di un anno. Il risultato è una produzione di 1'200'000 ingranaggi/anno;

- Il risparmio totale di investimento comprende i costi dei sistemi ausiliari (indicati come voci positive) di trattamento dell'olio che non sono più necessari, mentre le voci negative rappresentano i costi addizionali dovuti al processo a secco. Questi sono sistemi ausiliari ed utensili che non sono richiesti nei processi con lubrificante. In fine si è calcolato un ammortamento annuo del 10%;
- La voce di risparmio legata ai consumabili si riferisce al consumo di olio evitato con il processo a secco;
- Il risparmio in termini di utensili è ottenuto grazie alla capacità del nuovo processo skiving-rettifica a secco di sgrossare un maggior numero di ingranaggi con utensile creatore che ha una vita utile molto più lunga rispetto ad una mola utilizzata allo stesso scopo nel processo con lubrificante;
- Un costo dell'energia pari a 15 €/kWh [150] è stato utilizzato per calcolare il risparmio legato al quantitativo di energia consumata che ammonta a 5,25 kWh richiesti dal processo a secco rispetto ai 21,5 kWh richiesti dai processi con lubrificante;
- Il totale è stato allocato su di ciascun singolo ingranaggio prodotto così da ottenere un parametro flessibile che consenta di svolgere analisi economiche al variare della produttività della macchina e dello stabilimento industriale in cui è installata.

La Tabella 24 mostra i benefici ambientali garantiti dall'utilizzo della nuova SG 160 in termine di consumo energetico e produzione di CO_2 . Questi dati sono stati ottenuti in sede di produzione presso l'utilizzatore. In questa analisi si sono considerati non solamente i vantaggi ottenibili grazie alla minor energia richiesta dalla macchina a secco, ma anche i benefici legati all'approvvigionamento e al trattamento dell'olio non più richiesti. Il dato complessivo di 1,3 GWh/anno calcolato include l'energia richiesta per il trasporto dell'olio all'interno dello stabilimento produttivo, quella richiesta per il suo immagazzinamento e per le operazioni di ricarica e l'energia necessaria per il filtraggio e per lo smaltimento dell'olio esausto. Ulteriore vantaggio conseguibile con il nuovo processo a secco è l'abbattimento della CO_2 emessa durante il trasporto ed il ciclo produttivo dell'olio lubrificante non più necessario.

Tabella 23: *Risparmio annuale conseguibile utilizzando il nuovo processo a secco rispetto al processo tradizionale con lubrificante.*

Benefici finanziari					
Ipotesi	Tempo di produzione annuale	5000	ore		
	Tempo di produzione per ingranaggio	15	secondi		
	Produzione annuale	1'200'00	ingr./anno		
		0	o		
Investimento	Filtro e refrigeratore	95'000	€		
	Collettore olio saturo	11'000	€		
	Riempimento olio iniziale (3'000 l)	16'500	€		
	Collettore truciolo	-5'000	€		
	Evacuazione polveri	-15'000	€		
	Risparmio totale di investimento	102'500	€		
	Ammortamento annuo	10%			
	Risparmio annuale di investimento	10'250	€/anno	0,009	€/ingr.
Consumabili	Ripristino olio (100 l/mese a 5,50 €/l)	6'600	€/anno		
	Risparmio annuale su consumabili			0,006	€/ingr.
Utensili	Costo utensile per ingranaggio (wet)	0,112	€/ingr.		
	Costo utensile per ingranaggio (dry)	-0,091	€/ingr.		
	Risparmio totale su utensile			0,021	€/ingr.
Energia	Filtro e refrigeratore	21,0	kWh		
	Collettore olio saturo	0,50	kWh		
	Collettore truciolo	-0,25	kWh		
	Evacuazione polveri	-5,00	kWh		
	Risparmio totale su energia	16,3	kWh		
	Costo energia	0,15	€/kWh		
	Risparmio annuale su energia	12,188	€/anno	0,010	€/ingr.
	Risparmio totale per ingranaggio			0,045	€/ingr.
	Risparmio annuale totale			54'238	€/anno

Tabella 24: *Benefici ecologici ottenibili con il nuovo processo skiving-rettifica a secco.*

Benefici ecologici		
Risparmio energetico per ciascuna macchina installata	0,08	[GWh/anno]
Risparmio nel trattamento dell'olio lubrificante	1,3	[GWh/anno]
Risparmio in termini di CO_2 prodotta	1200	[kg/anno]

Conclusioni

Lo studio svolto durante il dottorato e qui presentato, ha permesso di introdurre un nuovo approccio per la produzione di ingranaggi che presenta il potenziale per cambiare radicalmente la catena produttiva delle trasmissioni per uso automobilistico.

Fino ad oggi, tutti i processi che compongono la linea di produzione dell'ingranaggio potevano essere svolti senza l'utilizzo di lubrificante, eccezion fatta per il processo di rettifica. Eliminando l'utilizzo dell'olio è possibile migliorare significativamente la sostenibilità e l'impatto ambientale del processo di rettifica, garantendo anche una sensibile riduzione dei costi di lavorazione.

Il lavoro si è sviluppato attorno alla nuova macchina per rettifica di ingranaggi realizzata da Samputensili. Il prototipo *SG 160 SkyGrind* introduce nel mercato un innovativo processo di finitura a secco composto da due fasi ben distinte: durante la prima fase di sgrossatura il 90% circa del sovrametallo viene asportato tramite taglio con utensile creatore a geometria definita; successivamente, durante la fase di finitura, il sovrametallo rimanente viene rimosso tramite rettifica per generazione utilizzando una mola a vite profilabile. Questo processo avviene interamente senza utilizzo di lubrificante, su componente già trattato termicamente, consentendo di ottenere l'ingranaggio finito e conforme alle più stringenti richieste di accuratezza dimensionale e qualità superficiale tipiche dei produttori di trasmissioni automotive di alta gamma. L'innovativa architettura della macchina, dotata di due mandrini per l'azionamento degli utensili e due tavole porta pezzo, garantisce tempi di lavorazione competitivi rispetto agli attuali processi di rettifica di sgrossatura e finitura che necessitano di lubrificante.

La fase di sgrossatura tramite utensile creatore non presenta criticità se eseguita a secco mentre, il mancato utilizzo del lubrificante durante la rettifica, provoca un aumento degli attriti all'interfaccia utensile-materiale con aumento delle forze di taglio e significativo incremento delle temperature raggiunte durante il processo. L'innalzamento delle temperature nell'area di contatto mola-materiale, dovuto alla somma dei picchi di calore generati nell'interazione di ciascun singolo grano coinvolto nel taglio, può causare danneggiamenti termici del materiale che costituisce gli ingranaggi, modificandone la struttura metallurgica e provocando lo scarto del componente finale. Evidenziata questa problematica, l'applicazione a livello industriale del processo di rettifica a secco, necessita di uno strumento in grado di poter calcolare e prevedere le temperature sviluppate all'interfaccia mola-ingranaggio al variare dei parametri di processo. In tal modo è possibile individuare i parametri di rettifica che consentano di mantenere il surriscaldamento del materiale al di sotto dei valori critici che determinano l'insorgere di bruciature, garantendo al contempo tempistiche produttive competitive.

La modellazione del processo di rettifica presenta difficoltà intrinseche legate alla natura non deterministica del taglio con abrasivi: la mola presenta una struttura composta da grani abrasivi, legante e porosità, distribuiti in modo probabilistico sulla superficie che interagisce con il materiale durante il taglio; la forma dei grani abrasivi, che differisce con distribuzione statistica rispetto ad una generica forma sferica, causa la geometria indefinita del tagliente, caratterizzata da angoli di spoglia principalmente negativi. Il modello deve quindi poter prevedere gli effetti che il processo ha sui denti degli ingranaggi lavorati, considerando un componente di dimensioni rilevanti su cui agiscono fenomeni che si sviluppano in aree di tre ordini di grandezza inferiori (da decine di millimetri a decine di

micron). In aggiunta, lo sviluppo temporale della modellazione deve tener conto che l'intero processo, della durata di alcuni secondi, è il risultato di una successione di interazioni locali a livello del grano che si sviluppano in un arco temporale di decine di micro secondi.

Al fine di risolvere queste problematiche si sono sviluppati due modelli agli elementi finiti che, operando in maniera gerarchica, consentono di simulare gli effetti dell'asportazione di materiale e prevedere le temperature di processo nella rettifica di ingranaggi.

Un modello di asportazione agli elementi finiti è stato messo a punto e validato per la configurazione semplificata di rettifica tangenziale con utensile mono grano. Esso consente il calcolo dell'energia specifica sviluppata all'interfaccia tra il singolo grano abrasivo ed il materiale in lavorazione al variare dei parametri di processo. Questo modello tiene conto della particolare geometria dei grani abrasivi rilevata mediante scansioni tomografiche del grano stesso, al fine di ricostruirne il volume esatto. La validazione è stata eseguita confrontando le forze di taglio calcolate dal modello con quelle misurate durante prove sperimentali che replicavano la cinematica della simulazione. I dati sono poi stati elaborati rispetto all'area di contatto grano-materiale ed al volume di materiale asportato misurati i solchi realizzati sui campioni lavorati tramite profilometro ottico. I dati così ottenuti hanno consentito di calcolare l'energia sviluppata nel processo dal singolo grano abrasivo, valore poi utilizzato come dato di ingresso della successiva simulazione termica.

Un secondo modello FEM simula dal punto di vista termico il processo di rettifica di ingranaggi con mola a vite. L'energia specifica calcolata dal modello di asportazione a grano singolo viene utilizzata per il calcolo dell'energia termica sviluppata sull'area di contatto mola-dente, noto il numero dei grani attivi durante il taglio, a partire dalle specifiche costruttive della mola utilizzata. La geometria reale dell'ingranaggio e della mola, unite alla particolare cinematica del processo, vengono considerate esplicitamente nel calcolo delle dimensioni dell'area di contatto e della velocità con cui essa si muove sulla superficie del fianco del dente lavorato. Tali grandezze sono variabili nel tempo e si sviluppano su di un particolare percorso che attraversa il fianco del dente diagonalmente rispetto alla sua fascia. Il modello consente di calcolare le temperature massime ed i relativi gradienti termici di riscaldamento e raffreddamento. Questi valori vengono confrontati con le temperature di soglia relative ai cambiamenti microstrutturali del materiale lavorato (450°C per il rinvenimento e 720°C per la tempra dell'austenite residua) consentendo di determinare se i parametri di processo scelti porteranno al danneggiamento del componente per bruciatura.

Il modello termico è stato validato confrontando i risultati della simulazione con le analisi metallurgiche effettuate sugli ingranaggi prodotti utilizzando il nuovo processo su *SG160*. Le prove per la validazione sono state effettuate aumentando progressivamente il volume di materiale asportato nella fase di finitura. Tramite queste prove si sono potute generare temperature sempre più elevate, così da identificare i parametri di soglia oltre i quali si verificano bruciature di rinvenimento, caratterizzate dal calo della durezza, e tempra, caratterizzate dall'aumento della durezza.

Una volta validati, i modelli sono stati applicati in ambito industriale per lo sviluppo e l'ottimizzazione del processo di rettifica a secco, consentendo di individuare i parametri di lavorazione ottimali.

Durante il progetto di dottorato il lavoro si è articolato come segue:

- sviluppo e validazione un modello agli elementi finiti per la simulazione dell'asportazione di materiale con singolo grano abrasivo, utilizzando ambiente DEFORM 3D;
- messa a punto di due differenti set-up sperimentali per la validazione del modello di asportazione tramite misura delle forze di taglio;
- analisi e confronto delle tecniche di acquisizione della geometria dei grani abrasivi, confronto che ha portato ad individuare la tomografia computerizzata come tecnica migliore per ottenerne la geometria esatta;
- analisi tramite profilometro ottico dei solchi prodotti nelle prove di rettifica monograno, per la verifica delle aree di contatto grano-materiale e del volume di materiale asportato;
- analisi dell'usura dei grani abrasivi in seguito a rettifica effettuata confrontando i volumi dei grani acquisiti tramite TAC prima e dopo il processo;
- calcolo della potenza sviluppata durante la rettifica degli ingranaggi a partire dal dato di potenza specifica calcolato dal modello di asportazione e dalle specifiche della mola utilizzata;
- determinazione delle equazioni per rappresentare la variazione della forma e del moto dell'area di contatto mola-ingranaggio necessarie a rappresentare correttamente la cinematica del processo di rettifica per generazione con mola a vite;
- sviluppo e validazione di un modello agli elementi finiti per la simulazione termica del processo di rettifica per generazione di ingranaggi, utilizzando ambiente COMSOL Multiphysics;
- analisi metallografica degli ingranaggi rettificati con processo a secco per determinare le soglie di potenza e temperatura caratteristiche dei vari livelli di bruciatura, al variare del volume di materiale asportato;
- applicazione dei modelli per ottimizzare i parametri di processo da utilizzare nell'applicazione industriale.

L'installazione della macchina *SG160* presso impianto di produzione di trasmissioni automobilistiche, a completamento della linea di produzione di ingranaggi a secco, ha consentito di valutare precisamente i benefici ottenibili dall'impiego del nuovo processo di finitura rispetto a quello tradizionale con utilizzo di lubrificante. Il risparmio in termini economici di 54'238 €/anno, in termini energetici di 1,38 GWh/anno ed in termini ambientali, quantificato in 1200 kg/anno di riduzione della CO₂ emessa, attestano chiaramente il vantaggio conseguibile adottando questa nuova tecnologia, rendendo obsoleti i processi di finitura con lubrificante.

Attività in corso e sviluppi futuri

Il lavoro svolto durante il dottorato ha aperto nuove tematiche di ricerca creando spunti per sviluppi futuri di interesse scientifico ed industriale.

Attualmente sono allo studio i risultati conseguiti con le prove sperimentali a grano multiplo le cui simulazioni, molto più onerose dal punto di vista dei tempi di calcolo, non erano ancora terminate al momento della stesura di questa tesi. I dati ottenuti forniranno indicazioni riguardo all'interazione di più grani nella zona di taglio, consentendo una migliore comprensione della ripartizione dell'energia sviluppata durante la rettifica.

Il naturale passo in avanti sarà rappresentato dallo studio della struttura della mola, cercando di modellare il comportamento meccanico e termico di una struttura estremamente complessa costituita da grani abrasivi, legante e porosità che agiscono sul materiale determinando le caratteristiche di taglio. Analisi TAC della mola prima e dopo il processo potranno consentire di comprendere a fondo i fenomeni di usura dei grani, di disgregazione del legante e di intasamento delle porosità da parte del truciolo prodotto. Prove sperimentali con la misura delle forze utilizzando settori di mole consentiranno di stabilire quali siano le variazioni della forza al variare delle caratteristiche dell'utensile, del materiale lavorato e dei parametri utilizzati, consentendo la validazione di un modello complesso del processo di interazione mola-materiale.

Questo studio potrà permettere lo sviluppo di mole abrasive progettate specificatamente per un utilizzo nel processo a secco. Collaborazioni con i principali costruttori di mole sono già iniziate per comprendere quali siano le soluzioni costruttive ed i materiali più idonei per la realizzazione di tali utensili.

A livello del processo industriale ogni nuova applicazione fornisce spunti di studio per investigare il comportamento della macchina di rettifica a secco in relazione alle caratteristiche geometriche degli ingranaggi lavorati.

Riferimenti

- [1]. **Orsato J. R., Wells P.**, The Automobile Industry & Sustainability, *Journal of Cleaner Production* 15 (2007) 989–993.
- [2]. **Mayyas A., et Al.**, Design for sustainability in automotive industry: a comprehensive review, *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 16 (4) (2012) 1845–1862.
- [3]. **Mcauley J. W.**, Global sustainability and key needs in future automotive design, *Environmental science & technology* 37 (23) (2003) 5414–5416.
- [4]. **Gupta K., et al.**, Recent developments in sustainable manufacturing of gears: a review, *Journal of Cleaner Production* 112 (2016) 3320–3330.
- [5]. **Fischer R., et al.**, *The Automotive Transmission Book*, Springer, 2015.
- [6]. **IHS Automotive**, *The Automotive Transmissions Report*, Tech. rep. (2014).
- [7]. **IHS Automotive**, *Global Powertrain Summary-January 2017*, Tech. rep., IHS Automotive (2017).
- [8]. **Oliveira J. F. G., et al.**, Industrial challenges in grinding, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 58 (2) (2009) 663–680.
- [9]. **Hyatt G., et al.**, A Review of New Strategies for Gear Production, In *Procedia CIRP*, Volume 14, 2014, 72-76.
- [10]. **Setchi R., Howlett R. J., Liu Y., Theobald P.**, *Sustainable Design and Manufacturing*, Springer, 2014.
- [11]. **Coy R.C., Michopoulos Y., Wilkinson J.P.T.**, Environmental Impact of Lubricants, Editor(s): D. Dowson, C.M. Taylor, T.H.C. Childs, G. Dalmaz, In *Tribology Series*, Elsevier, Volume 30, 1995,15-23.
- [12]. **Kirsch B.**, The impact of contact zone flow rate and bulk cooling on the cooling efficiency in grinding applying different nozzle designs and grinding wheel textures, In *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, Volume 18, 2017, 179-187.
- [13]. **Hosokawa A., et al.**, Drastic reduction of grinding fluid flow in cylindrical plunge grinding by means of contact-type flexible brush-nozzle, In *CIRP Annals*, Volume 65, Issue 1, 2016, 317-320.
- [14]. **Singh G., et al.**, Dry machining: A step towards sustainable machining – Challenges and future directions, In *Journal of Cleaner Production*, Volume 165, 2017, 1557-1571.
- [15]. **Kobialka C.**, Complete machining of gear blank and gear teeth, *American Gear Manufacturers Association* (2010) 1–8.
- [16]. **Brinksmeier E., Heinzl C., Wittmann M.**, Friction, Cooling and Lubrication in Grinding, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 48 (2) (1999) 581–598.
- [17]. **Mao K.**, Gear tooth contact analysis and its application in the reduction of fatigue wear, In *Wear*, Volume 262, Issues 11–12, 2007, 1281-1288.
- [18]. **Watson H J**, *Modern gear production*, Pergamon Press.
- [19]. **Malkin, S., Guo, C.** *Grinding Technology: Theory and Applications of Machining with Abrasives*. s.l. : Industrial Press, 2008, Second Edition.
- [20]. **Alden, G. I.** 1914. “Operation of Grinding Wheels in Machine Grinding.” *Trans. Am. Soc. Mech. Eng.* 36, 451- 460.
- [21]. **Guest, J. J.** 1915. *Grinding Machinery*. Edward Arnold, London.
- [22]. **Rowe, W. B. et al.** 1994. “Applications of Artificial Intelligence in Grinding.” *Ann. Int. Inst. Prod. Eng. Res.* Keynote Paper 43, 2, 521 – 532.
- [23]. **Rowe, W. B. et al.** 1999. “An Open CNC Interface for Grinding Mechines.” *Int. J. Manuf. Sci. Tech.* 1, 1, 17 – 23.

- [24]. **Marinescu, I. D., et al.** *Handbook of Machining with Grinding Wheels*. s.l.: CRC Press, 2009, Second Edition.
- [25]. **Marinescu, I. D., et al.** *Tribology of Abrasive Machining Processes*. s.l.: William Andrew Publishing, Norwich, NY., 2014.
- [26]. **CIRP (International Institution for Production Engineering)**. 2005. *Dictionary of Production Engineering II-Material Removal Processes*, Springer, New York.
- [27]. **Hitchiner, M.P., McSpadden, S.B.** 2005. "Evaluation of Factors Controlling CBN Abrasive Selection for Vitrified Bonded Wheels." *Ann. CIRP*. 54, 1, G.3.
- [28]. **Rowe, W.B., Ebbrell, S., Morgan, M.** 2004. "Process Requirements for Precision Grinding." *Ann. Int. Inst. Prod. Eng.* 44, 1, 205-208.
- [29]. **Shaw, M.C.** *Principles of Abrasives Processing*. Oxford Science Series, Clarendon Press, Oxford, 1996.
- [30]. **Han, R.S.** 1962. "On the Nature of the Grinding Process." *Proceedings of the 3rd Machine Tool Design & Research Conference*. Pergamon Press, Oxford, p. 129.
- [31]. **Bratan S., Roshchupkin S., Novikov P.**, Modeling the Grinding Wheel Working Surface State, In *Procedia Engineering*, Volume 206, 2017, 1419-1425.
- [32]. **Tymeson, M.M.** 1953. *The Norton Story*. Norton Co., Worcester, MA.
- [33]. **Heywood, J.** 1983. *Grinding wheel and their use*. Penton Co.
- [34]. **Viernekes, N.** 1987. "CBN Ceramic-Bonded Abrasive Wheels for Semi-Automated Grinding Prozesse." *Wälzlagertechnik* 1, 30-34.
- [35]. **DiCORletto, J.** 2001. "Innovations in Abrasive Products for Precision Grinding." *Precision Grinding & finishing in the Global Economy – 2001 Conference Proceedings*. Gorham, 10/01/2001 Oak Brook, IL.
- [36]. **Coes, L. Jr.** 1971. *Applied Mineralogy I-Abrasives*. Springer-Verlag, New York.
- [37]. **Malkin, S.** 1989. *Grinding Technology*. Ellis Horwood, Chichester, UK.
- [38]. **Koepfer, C.** 1994. "Grit, Glue-Technology Tool." *Modern Machine Shop*.
- [39]. **Pricken, W.** 1999. „Dressing of Vitrified Bond Wheels with CVDRESS and MONODRESS." *IDR* 3, 99, 225-231.
- [40]. **Schmitt, R.** 1968. "Truing of Grinding Wheels with Diamond Studded Rollers." Dissertation, TU Braunschweig.
- [41]. **Takagi, J., Liu, M.** 1996. "Fracture Characteristic of Grain Cutting Edges of CBN Wheel in Truing Operations." *J. Material Process Technology*. 62, 396-402.
- [42]. **Konig, W., Kloke, F.** 1996. *Fertigungsverfahren Band 2 – Schleifen, Honen, Läppen*. Düsseldorf: VDI-Verlag.
- [43]. **Marinescu, I. D., et al.** 2004. *Tribology of Abrasive Machining Processes*. William Andrew Publishing, Norwich, NZ.
- [44]. **Eckhardt, F.** 1983. "Kühlschmierstoffe für die spanende Metallbearbeitung." Teil 1-11, *TZ für Metallbearbeitung*.
- [45]. **Bartz, W.J.** 1978. "Wirtschaftliches Zerspanen durch Kühlschmierstoffe." Teil I und II, *wt-Y. Industrielle Fertigung*. 8, 471
- [46]. **VDI-Richtlinie 3035.** 1997. *Anforderungen an Werkzeugmaschinen, Fertigungsanlagen und periphere Einrichtungen beim Einsatz von Kühlschmierstoffen*. Düsseldorf: VDI-Verlag, September.
- [47]. **König, W. et al.** 1993. "Kühlschmierstoff – Eine ökologische Herausforderung an die Fertigungstechnik." *Wettbewerbsfaktor Produktionstechnik*. Sonderausgabe für AWK, VDI-Verlag, Düsseldorf.

- [48]. **Korff, J.** 1991. "Additive für Kühlschmierstoffe." Proc. "Kühlschmierstoffe in der spanenden Fertigung." des deutschen Industrieforums f. Techn. (DIF), Frankfurt, 21–22, Oktober.
- [49]. **Eckhardt, F.** 1983. "Kühlschmierstoffe für die spanende Metallbearbeitung." Teil 1–11, *TZ für Metallbearbeitung*.
- [50]. **Klocke, F.** 1982. *Gewindeschleifen mit Bornitridschleifscheiben*. Produktionstech. – Berlin, Forschungsber. Für die Praxis, Bd. 30, Hanser Verlag.
- [51]. **Mang, T.** 1983. *Die Schmierung in der Metallbearbeitung*. Vogel Verlag, Würzburg.
- [52]. **Spur, G.** 1983. "Kühlschmierstoffe für die Metallzerspanung." *Lehrblätter/Fertigungstechnik, Zwf* 12, 585–586.
- [53]. **Moller, U. J., Boor, U.** 1986. *Schmierstoffe im Betrieb*. VDI-Verlag, Düsseldorf.
- [54]. **Kassack, J. F.** 1994. "Einfluss von Kühlschmierstoff-Additiven auf Werkzeugverschleiß, Zerspankraft und Bauteilqualität." Ph.D. thesis, RWTH Aachen.
- [55]. **Howes, T. D.** 1990. "Assessment of the Cooling Lubricative Properties of Grinding Fluids." *Ann. CIRP* 39, 1, 313.
- [56]. **Brinksmeier, E.** 1991a. "Aufgaben der Kühlschmierstoffe bei spanender Bearbeitung." Proc. "Kühlschmierstoffe in der spanenden Fertigung." des dt. Industrieforums f. Techn. (DIF), Frankfurt.
- [57]. **Khudobin, L. V.** 1969. "Cutting Fluids and Its Effect on Grinding Wheel Clogging." *Mach. Tooling* 4, 54.
- [58]. **Tawakoli, T.** 1990. "Hochleistungs-Flachschleifen, Technologie." *Verfahrensplanung und wirtschaftlicher. Einsatz*, VDI-Verlag.
- [59]. **Brinksmeier, E., Schneider, C.** 1993. "Bausteine für umweltverträgliche Feinbearbeitungsprozesse." Proc. 7. Braunschweiger Feinbearbeitungskolloquium, "Hohe Prozesssicherheit, hohe Leistung, hohe Präzision."
- [60]. **Klocke, F., Gerschwiler, K.** 1996. *Trockenbearbeitung-Grundlagen*. Grenzen, Perspektiven, VDI-Berichte Nr. 1240.
- [61]. **Heinzel, C.** 1999. *Trockenbearbeitung-Grundlagen*. Grenzen, Perspektiven, VDI-Berichte Nr. 1240.
- [62]. **Weinert, K.** 1999. *Trockenbearbeitung und Minimalmengenschmierung*. Springer Verlag, New York.
- [63]. **Davis, J. R.** 2005. *Gear materials, properties, and manufacture*. ASM International.
- [64]. **Rowe, W. B.** 2014. *Principles of modern grinding technology*. Elsevier Inc.
- [65]. **Kobialka, C.** 2010. "Complete machining of gear blank and gear teeth." *American Gear Manufacturers Association*, 1-8.
- [66]. **Oliveira, J. F. G., Silva, E. J., Guo, C., Hashimoto, F.** 2009, "Industrial challenges in grinding." *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 58 (2), 663-680.
- [67]. **Karpuschewski, B., Knoche, H. J., Hipke, M.** 2008. "Gear finishing by abrasive processes." *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 57 (2), 621-640.
- [68]. **Liu, W.** 2004. "Einfluss verschiedener Fertigungsverfahren auf die Graufleckentragfähigkeit von Zahnradgetrieben." Diss. University München.
- [69]. **Brinksmeier, E., Giwerzew, A.** 2005. "Hard Gear Finishing Viewed as a Process of AbrasiveWear". *Wear - An International Journal on the Science and Technology of Friction Lubrication and Wear* 258(1–4):62–69.
- [70]. **Denkena, B., et al.** 2002. "Process Chain Development Driven by Ecological Aspects." *ICTP, International Conference on Technology of Plasticity*, vol. 7, 1663–1668.

- [71]. **Rehbein, W.** 2001. "Hochgeschwindigkeitsschleifen mit Minder- und Minimalmengenkühlschmierstoffen." *Tribologie und Schmierungs technik* 48(3):5–10.
- [72]. **Tawakoli, T., Rabiey, M.** 2006. "Trocken schleifen, Möglichkeiten und Grenzen." *Dry grinding, possibility and limitation. Seminar Moderne Schleiftechnologie und Feinstbearbeitung*, 6: 3a.1–3a.26.
- [73]. **Wittmann, M.** 2007. "Bedarfsgerechte Kühlschmierung beim Schleifen." *Forschungs-berichte aus der Stiftung Institut für Werkstofftechnik Bremen*, 36:1–195.
- [74]. **Brinksmeier, E., Giwierzew, A.** 2003. "Formation Mechanisms in Grinding at Low Speeds." *Annals of the CIRP* 52(1):253–258.
- [75]. **Brinksmeier, E., et al.** 2002. "Spanbildungsmechanismen beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten." *Industrie Diamanten Rundschau* 36(4):346–348, 350–352, 354–356.
- [76]. **Brinksmeier, E., Schneider, C.** 1997. "Grinding at Very Low Speeds." *Annals of the CIRP* 46(1):223–226.
- [77]. **Giwierzew, A.** 2003. "Spanbildungsmechanismen und tribologisches Prozessverhalten beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten." *Diss. University of Bremen*.
- [78]. **Schneider, G.** 1999. "Schleifen mit niedriger Schnittgeschwindigkeit und veränderlicher Wirkrichtung." *Diss. University of Bremen*.
- [79]. **Niewind, M.** 1998. "Untersuchung der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung von Zahnrädern durch Profilschleifen mit CBN-Schleifscheiben auf einem Schleifprüfstand." *Report FVA 525: 1–78*.
- [80]. **Niewind, M.** 1999 "Maßnahmen zur Produktionssteigerung von Hochleistungsschleifmaschinen am Beispiel einer Zahnrad profilschleifmaschine." *Diss. RWTH Aachen*.
- [81]. **Ortmann, J. P.** 1995. Maschinenentwicklung zum Hochgeschwindigkeitsschleifen von Zahnrädern, *Diss. RWTH Aachen*.
- [82]. **Tönshoff, H., al.** 1998. "Grinding Process Achievements and their Consequences on Machine Tools—Challenges and Opportunities." *Annals of the CIRP* 47(2):651–668.
- [83]. **Denkena, B., Becker, J. C., Catoni, F.** 2003. "Characterization of Vitreous Bonded Grinding Wheels for CNC Crushing." *ISAAT, Internat. Symp. on Advances in Abrasive Technology, Bristol (UK)*, 303–310.
- [84]. **Denkena, B., Becker, J. C., Catoni, F.** 2003. "Hard Fine Machining of Gears through Continuous Generating Grinding." *ISAAT, Internat. Symp. on Advances in Abrasive Technology, Bristol (UK)*, 291–296.
- [85]. **Denkena, B., Reichstein, M., Karyazin, A.** 2005. "Schleifbearbeitung von Verbundwerkstoffen aus Stahl und Keramik mit Diamantwerkzeugen. *Industrie Diamanten Rundschau* 39(4):308.
- [86]. **Schäcke, P.** 2005 "Kontinuierliches Wälzschleifen von Verzahnungen – grenzenloses Verfahren oder mit Grenzen", *Aachener Kolloquium Anwendungstechnik Verzahnen* 11.10.
- [87]. **Schäcke, P., Thyssen, W.** 2001 "Verzahnungen mit neuer Technik schleifen." *WB Werkstatt und Betrieb* 134, 9: 104, 106–107.
- [88]. **Türich, A.** 2004. "Abrichten zylindrischer Schleifschnecken mit diamantbelegten Abricht rädern." *Industrie Diamanten Rundschau* 38(2):168–170.
- [89]. **Türich, A.** 2006. "Abrichtpotenziale genutzt beim Zahnrad-Wälzschleifen." *Abrichten mit Diamanträdern, WB Werkstatt und Betrieb* 139/3: 54–57.

- [90]. **Delavy, J. F., et al.** 1992. "Reishauer-Fibel Verzahnungsschleifen." *Reishauer AG, Wallisellen (CH)*.
- [91]. **Abler, J., Felten, K., Kobialka, C., et al.** 2004. *Gear Cutting Technology—Practice Handbook*. Liebherr-Verzahntechnik GmbH.
- [92]. **Wölfel, F.** 2007. "Hartfeinbearbeitung von Verzahnungen – Wirtschaftlich durch Verfahrensflexibilität." *Seminar Feinbearbeitung von Zahnrädern, vol. 8, 21.–22.11.2007, RWTH, Aachen*.
- [93]. **Fradkin, E.** 2002. Titel russisch: Praxis-erfahrung beim Schleifen von Zahnrädern mit großem Modul auf Schleifmaschinen mit einer konischen Schleifscheibe. Industrial Experience of the Large Module Cyanided Gears Grinding On Machines Equipped With Taper Wheels. *Vestnik Masinostroenija* 11:58–64.
- [94]. **Peiffer, K.** 2007. Modifikationen an Stirnrädern – Bedürfnisse und Möglichkeiten, Seminar Feinbearbeitung von Zahnrädern, 10, 21.–22.11.2007, RWTH Aachen.
- [95]. **Geiser, H.** 2003. Erstmals Teilwälz- und Profilschleifen kombiniert. *WB Werkstatt und Betrieb* 136(10):64. 66, 68, 70.
- [96]. **Thyssen, W., et al.** 2006. Erfahrungen und Visionen mit der CNC-Hochleistungs-Schleifmaschine RZ 150/RZ 400 – HEUTE und in ZUKUNFT, Presentation Company Reishauer, Wallisellen. (CH).
- [97]. **NN, KAPP Gear centre KX300P, Prospectus Kapp GmbH & Co. KG, Werkzeugmaschinenfabrik, Coburg. (D)**.
- [98]. **NN, 300 TWG – Wälzschleifmaschine, Prospectus The Gleason Works, Rochester (USA)**.
- [99]. **Mehr, A.** 2005. Topologische Aspekte beim Verzahnungsschleifen, Aachener Kolloquium Anwendungstechnik Verzahnen 11, Okt.
- [100]. **NN, Die CNC-Wälz- und Profilschleifmaschine LCS 200 und LCS 300, Prospectus Liebherr-Verzahntechnik GmbH, Kempten. (D)**.
- [101]. **Setchi, R., et al.** 2014. *Sustainable Design and Manufacturing*, Springer.
- [102]. **Brinksmeier, E., Heinzl, C., Wittmann, M.** 1999. "Friction, Cooling and Lubrication in Grinding." *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 48 (2) 581–598.
- [103]. **Radzevich, S. P.** 2012. *Handbook of practical gear design and manufacture*. Second Edition, CRC Press.
- [104]. **Landi, E.** 2016. "Changing the Game with an Innovative Machine Concept: Dry Hard-Gear Finishing." *Gear Solution* 48–51.
- [105]. **Tönshoff, H. K., et al.,** 1992, "Modelling and Simulation of Grinding Processes." *Annals of the CIRP*, 41/2: 677-688.
- [106]. **Eda, H., et al.,** 1993, "Computer Visual Simulation on Structural Changes of Steel in Grinding Process and Experimental Verification." *Annals of the CIRP* 42/1, 389-392.
- [107]. **Rentsch, R., Inasaki, I.,** 1994, "Molecular dynamics simulation for abrasive processes" *Annals of the CIRP*, 43/1: 327-330.
- [108]. **Brinksmeier, E., Cinar, M.,** 1995, "Characterization of dressing processes by determination of the collision number of the abrasive grits." *Annals of the CIRP*, 44/1: 299-302.
- [109]. **Rowe, W. B., et al.,** 1997, "An Intelligent Multiagent Approach for Selection of grinding Conditions" *Annals of the CIRP* 46/1: 233-238.
- [110]. **Warnecke, G., Barth, C.,** 1999, "Optimization of the Dynamic Behavior of Grinding Wheels for Grinding of Hard and Brittle materials Using the Finite Element Method." *Annals of the CIRP* 48/1: 261-264.

- [111]. **Klocke, F., Baus, A., Beck, T.**, 2000, "Coolant induced forces in CBN high speed grinding with shoe nozzles." *Annals of the CIRP*, 49/1: 241- 244.
- [112]. **Weinert, K., Schneider, M.**, 200, "Simulation of Tool-Grinding with Finite Element Method" *Annals of the CIRP* 49/1: 253-256.
- [113]. **Guo, C., et al.**, 2003, "Optimization of continuous dress creep-feed form grinding process." *Annals of the CIRP* 52/1: 259-262.
- [114]. **Jin, T., Stephenson, D. J.**, 2004, "Three dimensional finite element simulation of transient heat transfer in high efficiency deep grinding." *Annals of the CIRP* 53/1: 259-262.
- [115]. **Taylor, F. W.**, 1906, "On the art of cutting Metal." *ASME Journal*, 28: 70.
- [116]. **Tarasov, L. P.**, 1946, "Detection, causes and prevention of injuries in Ground Surfaces." *Transactions of the American Society for Metals*, 136: 389-439.
- [117]. **Pahlitzsch, G.**, 1943, "Vergleichende Prüfungen der Härteprüfungen von Schleifkörpern." *SchleifPolier und Oberflächentechnik*, 06/20: 41-53.
- [118]. **Ernst, H. Grieb, D. A., Field, M.**, 1946, "Machine tool Vibration Damper." U.S. Patent No. 2: 412,499.
- [119]. **Ernst, H.**, 1951, "Fundamental Aspects of Metal Cutting and Cutting Fluid Action." *Annals of the New York Academy of Sciences*, 53: 936-961.
- [120]. **Gottwein, K.**, 1925, "Die Messung der Schneidentemperatur beim Drehen von Flusseisen." *Maschinenbau*, IV: 1129-1135.
- [121]. **Opitz, H.**, 1952, "Studie des Aussenrundschleifens." *Les Annales du CIRP*, Vol. 127-31.
- [122]. **Peters, J.**, 1967, „Les Recherches Actuelles dans le Domaine de la Rectification." *Annals of the CIRP* 15/1: 21-33.
- [123]. **Peters, J.**, 1984, "Contribution of CIRP Research to Industrial Problem in Grinding." *Annals of the CIRP* 33/2: 451-468.
- [124]. **Saljé, E.**, 1952, "Gesetzmäßigkeiten und Kennzahlen beim Schleifen." *Dissertation, RWTH Aachen*.
- [125]. **Colding, B. N.**, 1959, "A Wear Relationship for Turning, Milling and Grinding" - *Machining Economics, Dissertation, Stockholm*.
- [126]. **Colding, B.**, 1970, "Interpretation of Grinding results in terms of the Grinding Equivalent." *K. T. H. Stockholm*.
- [127]. **Backer, W.R., Merchant M. E.**, 1958, "The Basic Mechanisms of the Grinding Process." *Transactions of ASME*, 180: 141-148.
- [128]. **Brinksmeier E., et al**, 2006, "Advances in Modelling and Simulation of Grinding Processes." *Annals of the CIRP*, 55: 667-696.
- [129]. **König, W., et al.**, 1971, "A survey of present State of High speed Grinding." *Annals of the CIRP*, 19/2: 275-284.
- [130]. **Koenig, W., Klocke, F.** 1996. *Fertigungsverfahren Band 2. Schleifen, Honen, Läppen. 3. Auflage, VDIVerlag GmbH, Düsseldorf. Koenig 81*
- [131]. **Koenig, W., Steffens, K., Yegenoglu, K.** 1981. "Modellversuche zur Erfassung der Wechselwirkung zwischen Reibbedingungen und Stofffluss." *Industrie Anzeiger*. 103, 35.
- [132]. **Steffens, K.** 1983. *Thermomechanik des Schleifens. Fortschr.-Ber, VDI, Reihe 2, Nr. 65, VDI-Verlag, Düsseldorf.*
- [133]. **Vits, R.** 1985. "Technologische Aspekte der Kühlschmierung beim Schleifen." Dr. Ing. Dissertation, RWTH, Aachen.
- [134]. **Grof, H. E.** 1977. "Beitrag zur Klärung des Trennvorgangs beim Schleifen von Metallen." Dr. Ing. Dissertation, TU München.

- [135]. **Lowin, R.** 1980. "Schleiftemperaturen und ihre Auswirkungen im Werkstück." Dissertation, RWTH, Aachen.
- [136]. **Valiorgue F., Rech J.,** "Numerical modeling of residual stresses in turning of a 27MnCr5 steel", *Procedia CIRP*, 45: 331-334.
- [137]. **Abouridouane C., et al.,** "Cutting simulations of two gear steels with microstructure dependent material laws", *Procedia CIRP* 58: 549-554.
- [138]. **Cai G. Q., et al.,** "Study on the friction coefficient in grinding", *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 129, Issues 1-3, 2002, Pages 25-29.
- [139]. **Anderson D., Warkentin A., Bauer R.,** "Experimental validation of numerical thermal models for dry grinding", *Journal of Material Processing Technology*, 204, (2008): 269-278.
- [140]. **Klocke F., Brumm M., Reimann J.,**2013 "Modeling of Surface Zone Influences in Generating Gear Grinding", *Procedia CIRP*, 8: 21-26.
- [141]. **Denkena B., Schindler A., Woiwode S.,** Calculation method of the contact area in flank machining for continuous generating grinding, *Applied Mathematical Modelling*, Volume 40, Issues 15–16, 2016, Pages 7138-7146.
- [142]. ISO / DIS 14104 Gears Surface temper etch inspection after grinding, chemical method.
- [143]. ISO 643 Steels - Micrographic determination of the apparent grain size.
- [144]. ISO 18203:2016-12 (E) Steel - Determination of the thickness of surface hardened layers.
- [145]. ISO / DIS 6507-1 Metallic materials Vickers hardness test Part 1: Test method.
- [146]. **D. Montgomery,** Design and Analysis of Experiments (2001).
- [147]. **D. C. Montgomery,** Introduction to Statistical quality control, seventh Edition, John Wiley & Sons, Inc., 2013.
- [148]. **Jan R., Brumm M., Klocke F.,** Prediction of Surface Zone Changes in Generating Gear Grinding, in: 55th Conference "Gear and Transmission Research" of the WZL, 2014.
- [149]. http://www.repubblica.it/motori/sezioni/attualita/2017/09/08/news/e_i_tedeschi_premiano_lo_stabilimento_fiat_chrysler_automobiles_di_verrone-174919103/#gallery-slider=174942094
- [150]. Eurostat (2017). [link]. URL http://ec.europa.eu/eurostat/statistics-explained/index.php/Energy_price_statistics#Electricity_prices_for_industrial_consumers