



Politecnico di Torino

Dipartimento di Ingegneria Gestionale e della Produzione

Ph.D: XXVI Ciclo

Lavorazioni Meccaniche Eco-Compatibili Applicate a Materiali d'Interesse Aerospaziale

Relatore:

Prof. Luca Settineri

Candidato:

Vincenzo Tebaldo

Ringraziamenti

Dopo quattro anni finisce qui un importante percorso della mia vita.. In questo periodo ho avuto modo di conoscere molte persone e ciascuna di loro, nel bene e nel male, mi ha insegnato qualcosa, aiutandomi a crescere sia professionalmente sia personalmente.. La lista dei ringraziamenti è davvero lunga, per questo non citerò tutti ma restano comunque una parte fondamentale del mio percorso..

- Volevo ringraziare il Politecnico di Torino per avermi dato l'opportunità di vivere questa esperienza
- Ringrazio il Prof. Luca Settineri per la sua disponibilità e pazienza, e per avermi supportato ed aiutato in questi anni con il suo gruppo di ricerca
- Ringrazio l'istituto IMAMOTER del CNR, il direttore e tutto il personale, per avermi dato la possibilità di seguire il dottorato in contemporanea con il mio assegno di ricerca e per avermi messo a disposizione le macchine utensili e gli strumenti utili al mio lavoro
- Un grazie enorme va alla Dott.ssa Maria Giulia Faga e alla Dott.ssa Giovanna Gautier, per esserci sempre quando avevo bisogno, per avermi aiutato e soprattutto sopportato in questi anni. Vi auguro di dovermi sopportare ancora a lungo in futuro.
- Un ringraziamento speciale va alla persona che, con i suoi insegnamenti, le sue vaste conoscenze tecniche e con l'aiuto offertomi durante le prove sperimentali, ha contribuito a portare a termine questo lavoro. Grazie mille al Sig. Roberto Calzavarini.
- Il ringraziamento più grande va ai miei genitori; grazie per avermi sempre sostenuto in ogni mia scelta. Nonostante la lontananza siete sempre presenti al mio fianco e oggi sono diventato quello che sono soprattutto per merito vostro.
- Ringrazio le mie sorelle per essermi sempre state a fianco, anche nei momenti più bui della mia vita.
- Ringrazio gli amici, quelli passati e quelli presenti.
- Ringrazio una persona meravigliosa, colei che tra poco diventerà la mia compagna per tutta la vita. La sua presenza, il suo sostegno, il suo sorriso ha reso qualsiasi ostacolo possibile da superare. Grazie Tatina...
- E infine, vorrei ringraziare un ultimo amico. Nei momenti più difficili è sempre stato con me; non parla ma scodinzola. Vederlo felice, al ritorno a casa dopo una giornata di lavoro, fa dimenticare qualsiasi tipo di problema. Grazie Lego...
- Dimenticavo.. Ringrazio anche me stesso.. Perché nonostante tutto e tutti, sono ancora qua..

Indice

Introduzione	1
Capitolo 1: Materiali per uso aeronautico	9
1.1. Introduzione ai materiali “difficult-to-cut”	9
1.2. Generalità	10
1.3. Inconel 718	11
1.3.1. Proprietà	11
1.3.2. Produzione e trattamento termico	13
1.3.3. Problematiche nella lavorazione	13
1.4. Lega Ti-6Al-4V	15
1.4.1. Proprietà	15
1.4.2. Problematiche nella lavorazione	18
1.5. Lega γ -TiAl	19
1.5.1. Proprietà	19
1.5.2. Problematiche nella lavorazione	21
1.5.3. Formazione della lega γ -TiAl	22
1.5.4. Processi produttivi	23
1.5.5. Applicazioni pratiche	26
Capitolo 2: Lavorazioni per asportazione di truciolo	27
2.1. Introduzione alle lavorazioni per asportazione di truciolo	27
2.2. Il truciolo	28
2.3. Forze di taglio	32
2.4. Temperature di taglio	35
2.5. Tornitura	36
2.6. Geometria degli utensili da taglio	39
2.7. Meccanismi di usura	43
2.8. Utensili da taglio	52

2.8.1. Classificazione dei metalli duri	55
2.8.2. Fabbricazione dei metalli duri	56
2.9. Rivestimenti	58
2.9.1. Processi di rivestimento	59
2.10. Sistemi di lubro-refrigerazione nelle lavorazioni per asportazione di truciolo	65
2.10.1. I lubro-refrigeranti	65
2.10.2. Sistemi di lubro-refrigerazione	68
2.10.2.1. Minimum quantity lubri-cooling MQLC	68
2.10.2.2. Refrigerazione criogenica	70
2.10.2.3. Lavorazione a secco	72
Capitolo 3: Procedura sperimentale	73
3.1. Introduzione	73
3.2. Caratterizzazione materiali	73
3.2.1. Durezza	73
3.2.1.1. Macroductezza	74
3.2.1.2. Microductezza	78
3.2.2. Microstruttura	80
3.3. Prove di tornitura	82
3.3.1. Sistemi di lubro-refrigerazione	83
3.3.1.1. Lubro-refrigerazione tradizionale	84
3.3.1.2. Minimum quantity lubrication MQL	85
3.3.1.3. Minimum quantity cooling MQC	86
3.3.1.4. Refrigerazione criogenica	88
3.3.2. Metodologia di ricerca	89
3.3.2.1. Inconel 718	90
3.3.2.2. Ti-48Al-2Cr-2Nb	91
3.3.2.3. Ti-6Al-4V	92

3.4. Utensili.....	92
3.5. Rilievo delle forze di taglio.....	98
3.6. Caratterizzazione post lavorazione.....	101
3.6.1. Rugosità.....	101
3.6.2. Microscopio elettronico a scansione.....	104
3.6.2.1. Ingrandimento.....	108
3.6.2.2. Potere di risoluzione.....	108
3.6.2.3. Profondità di campo.....	109
3.6.3. Microanalisi - tecnica EDX (o EDS).....	109
3.7. Prove tribologiche.....	111
3.7.1. Esecuzione prove.....	112
3.8. Analisi dei costi.....	114
Capitolo 4: Risultati	117
4.1. Introduzione.....	117
4.2. Caratterizzazione preliminare.....	117
4.2.1. Ti-48Al-2Cr-2Nb.....	117
4.2.1.1. Materiale prodotto con tecnica EBM.....	117
4.2.1.2. Materiale prodotto con tecnica VAR.....	123
4.2.2. Inconel 718.....	125
4.2.3. Ti-6Al-4V.....	127
4.3. Inconel 718.....	129
4.3.1. Prove di durata e curve di usura.....	129
4.3.2. Analisi utensili usurati.....	133
4.3.3. Tipologia del truciolo.....	137
4.3.4. Forze di taglio.....	137
4.3.5. Refrigerazione criogenica.....	144
4.3.6. Finitura superficiale.....	145

4.3.7. Analisi economica	154
4.4. Ti-48Al-2Cr-2Nb	156
4.4.1. Alluminuro di titanio prodotto con tecnica EBM	156
4.4.1.1. Prove di tornitura	156
4.4.1.2. Caratterizzazione superficiale	162
4.4.1.3. Forze di taglio	169
4.4.2. Alluminuro di titanio prodotto con tecnica VAR	171
4.4.2.1. Prove di durata	171
4.4.2.2. Caratterizzazione utensili usurati	178
4.4.2.3. Forze di taglio	182
4.4.2.4. Tipologia del truciolo prodotto	185
4.4.2.5. Finitura superficiale	186
4.4.2.6. Analisi economica	190
4.5. Ti-6Al-4V	191
4.5.1. Prove tribologiche	191
4.5.1.1. Coefficiente di attrito	191
4.5.1.2. Analisi tracce di usura mediante microscopia	195
4.5.1.3. Analisi tracce di usura mediante profilometro	202
4.5.2. Prove di tornitura	208
4.5.2.1. Tornitura con inserti RCMT	208
4.5.2.2. Tornitura con inserti CCMT	216
4.5.2.3. Analisi economica	220
Capitolo 5: Conclusioni	221
5.1. Inconel 718	221
5.2. Ti-48Al-2Cr-2Nb	223
5.3. Ti-6Al-4V	224
Bibliografia	226

Introduzione

Il mondo della lavorazione meccanica è in continua evoluzione tecnologica; ciò spinge gli operatori a investire pesantemente nell'acquisto d'impianti di produzione sempre più sofisticati e in grado di lavorare a velocità di taglio sempre più elevate. Nel caso di materiali di difficile lavorabilità l'obiettivo, di incrementare le prestazioni degli utensili per lavorare ad alta velocità e sfruttare appieno le potenzialità delle macchine, è difficile da raggiungere.

Inoltre bisogna tener conto della crescente attenzione all'impatto ambientale. Infatti, l'ultimo decennio ha visto la nascita e lo sviluppo di un'economia ecosostenibile, che tenga conto delle problematiche ambientali regolarizzando tutti i processi produttivi e organizzativi che ne fanno parte. Questo tipo di economia si riferisce a tutti quei processi produttivi che nel corso degli anni si sono evoluti con un minor impatto nei confronti dell'ambiente esterno, evoluzione parzialmente raggiunta introducendo e ampliando le tecnologie che permettono una riduzione delle emissioni inquinanti.

In questo contesto, le regole sulla salvaguardia dell'ambiente interessano molti settori e richiedono uno sforzo per raggiungere determinati obiettivi. In particolare, l'industria aerospaziale dovrà soddisfare normative ambientali sempre più severe che prevedono, entro il 2020, la riduzione:

- del consumo di combustibile
- delle emissioni inquinanti
- dell'inquinamento acustico.

Lo sviluppo di sistemi produttivi efficienti, in grado di raggiungere elevati standard qualitativi, pur rispettando l'ambiente, rappresenta l'obiettivo industriale principale. Per questa ragione, il settore aerospaziale sta cercando di sviluppare nuove superleghe da applicare alle parti più sollecitate dei propulsori, al fine di limitare il loro peso complessivo e di conseguenza aumentarne l'efficienza complessiva riducendone i consumi.

A causa dei forti cambiamenti nelle leggi contro l'inquinamento, lo studio sulla lavorabilità delle leghe d'interesse aeronautico è di fondamentale importanza.

Queste superleghe sembrano essere "difficili da lavorare" [1], termine con cui si riferisce a tutti quei materiali che durante le lavorazioni meccaniche producono un'eccessiva usura sull'utensile, un'elevata temperatura nella zona di taglio, maggiori forze di taglio con conseguenti tensioni residue, difficoltà nella deformazione e l'asportazione del truciolo, una scarsa qualità della superficie lavorata.

Uno dei fenomeni più importanti nella lavorazione di questi materiali è l'eccessivo sviluppo di calore nella zona di taglio; durante il processo meccanico di asportazione l'alta temperatura generata esercita una notevole influenza sul grado d'usura dell'utensile e sull'attrito tra il truciolo deformato e l'utensile (conseguentemente si otterranno imprecisioni dimensionali sulla superficie lavorata). Il calore generato durante un'operazione di taglio è la somma della deformazione plastica coinvolta nella formazione del truciolo, dell'attrito tra l'utensile e il pezzo lavorato e tra l'utensile e il truciolo. Gran parte di questo calore rimane nel truciolo stesso, ma una parte viene condotta nell'utensile e nel pezzo lavorato. Diverse ricerche, in passato, hanno dimostrato che la riduzione della temperatura di taglio è importante in quanto una piccola riduzione aumenta notevolmente la durata dell'utensile [2].

Per questo motivo i fluidi da taglio vengono utilizzati durante le lavorazioni meccaniche con la funzione primaria di raffreddare e lubrificare, riducendo in questo modo l'attrito e la conseguente generazione di calore; ciò permette di ottenere caratteristiche superficiali migliori. Inoltre, l'effetto refrigerante aumenta la durata dell'utensile mantenendo la temperatura al di sotto della temperatura di "softening" termico del materiale e riducendo i fenomeni di usura indotti termicamente (per diffusione ed adesione). Mentre l'effetto lubrificante dei fluidi da taglio riduce l'usura meccanica (abrasione) sul petto del tagliente [3].

I fluidi lubro-refrigeranti sono responsabili, anche, di una varietà di funzioni secondarie, come il trasporto di trucioli e la pulizia degli utensili e del pezzo lavorato.

L'applicazione dei fluidi da taglio convenzionali, tuttavia, crea diversi problemi tecnico-ambientali come l'inquinamento a causa della dissociazione chimica dei lubro-refrigeranti ad alte temperature di taglio, inquinamento delle acque, contaminazione del suolo durante lo smaltimento e problemi biologici per gli operatori [4, 5].

Un altro problema, associato con la loro manutenzione, è la continua crescita di batteri e funghi nel fluido. Questo porta alla riduzione della durata utile dei fluidi da taglio (la presenza di batteri potrebbe ridurre il potere lubrificante e cambiare il pH del fluido, aumentando il rischio di corrosione della macchina utensile) e all'aumento di rischi per la salute umana (la presenza dei batteri non è limitata ai fluidi da taglio, infatti, particolari endotossine sono state rilevate nell'atmosfera di un'officina) [6].

Questo aumenta l'importanza del controllo della crescita batterica nei fluidi utilizzati per la lavorazione dei metalli; tale controllo viene effettuato utilizzando diversi tipi di battericidi, germicidi e umettanti. Ma questi additivi chimici sono catalogati come sostanze pericolose per l'ambiente e la salute dei lavoratori. Molti dei biocidi utilizzabili rilasciano formaldeide che è un potenziale cancerogeno.

L'International Agency for Research on Cancer ha dichiarato che l'olio minerale utilizzato nelle lavorazioni meccaniche è cancerogeno e l'esposizione ad esso può causare cancro della pelle [7]. D'altra parte, i biocidi che non rilasciano formaldeide sono molto pericolosi per la salute e altamente corrosivi per la pelle [6]. L'esposizione della pelle ai fluidi da taglio potrebbe anche causare dermatiti. Alcuni tipi di allergeni presenti nei fluidi da taglio provocano dermatiti la cui gravità varia da semplici eruzioni cutanee al cancro maligno [8].

Ci sono molti altri prodotti chimici che sono considerati pericolosi per l'ambiente e la salute. Per esempio, gli additivi clorurati e solforati sono considerati come sostanze tossiche per la salute dei lavoratori così come per l'ambiente.

Inoltre, il National Institute of Occupational Safety and Health ha stimato che 1,2 milioni di lavoratori in tutto il mondo sono stati esposti agli effetti tossici dei lubrificanti. I fluidi da taglio durante le operazioni di asportazione truciolo potrebbero vaporizzare e ed essere atomizzati a causa dell'alta pressione e della temperatura elevata, formando una "nebbia". Le particelle sospese nell'aria possono essere facilmente inalate dai lavoratori causando diversi tipi di malattie polmonari. Greaves e i suoi collaboratori [9] ha dimostrato che bronchite cronica, asma, dolori al torace e irritazione delle vie respiratorie possono essere facilmente legati all'inalazione di sostanze dannose quando si è esposti alle "nebbie" provocate dall'utilizzo del lubro-refrigerante tradizionale.

Un ulteriore svantaggio nell'uso dei lubro-refrigeranti è costituito dalla loro ridotta economicità. Infatti, nelle lavorazioni di materiali per il settore aeronautico (materiali classificati come "difficili da lavorare"), il consumo di liquido lubro-refrigerante è notevole: i costi di approvvigionamento, uso e lavaggio dei componenti supera di quattro volte il costo dei soli utensili usati nel processo di taglio. A seconda del pezzo e le condizioni di produzione i costi connessi all'uso di lubro-refrigeranti vanno dal 7 al 17% dei costi totali del pezzo fabbricato [10]; nella lavorazione di materiali "difficili da lavorare" si raggiunge il 20-30% [11]. Se si effettua un confronto, questo è molto più alto rispetto al costo per gli utensili, corrispondente al 2-4% del costo di produzione totale [10].

Quando si effettua un'analisi economica e si confrontano i diversi processi di lavorazione vanno presi in considerazione anche i costi di acquisizione, di manutenzione e di smaltimento dei fluidi da taglio. I costi di smaltimento possono essere fino a quattro volte maggiori rispetto al loro prezzo di acquisto [8]. Ciò è dovuto principalmente al fatto che la maggior parte dei fluidi da taglio non sono naturalmente biodegradabili e richiedono trattamenti costosi prima dello smaltimento. Inoltre, la maggior parte dei prodotti lavorati sono spesso contaminati e vengono smaltiti senza trattamenti adeguati.

L'introduzione di normative atte a tutelare l'ambiente, la crescente consapevolezza sui problemi relativi alla salute umana e ai costi di produzione, la scelta dei consumatori verso i prodotti rispettosi dell'ambiente ha messo sotto pressione le industrie che realizzano processi di lavorazione meccanica, spingendole a ridurre al minimo l'impiego dei liquidi lubro-refrigeranti tradizionali.

Nasce, perciò, la necessità, di focalizzare l'attenzione su diverse strategie di lavorazione eco-compatibili per rispondere alle crescenti pressioni verso la sostenibilità. Queste strategie includono tecniche di lubrificazione non tradizionali, come la lavorazione a secco o con quantità minima di lubro-refrigerante per ridurre il consumo di olio, acqua ed energia.

Sicuramente questo porterà ad alcuni vantaggi quali:

- assenza/riduzione di inquinamento atmosferico o idrico: riduzione dei pericoli per la salute umana relativamente ai danni di pelle e polmoni (la riduzione dell'esposizione alle sostanze tossiche presenti nei lubro-refrigeranti, aumenta la soddisfazione sul posto di lavoro e allo stesso tempo migliora il risultato);
- assenza/riduzione di residui di lubro-refrigerante sui componenti lavorati: abbattimento costi di lavaggio e, conseguentemente, riduzione del consumo energetico.
- assenza/riduzione di residui di lubro-refrigerante sul truciolo: riduzione costi di smaltimento con relativo risparmio energetico.

In passato è stato dimostrato che la lavorazione a secco può rendere superfluo l'utilizzo dei fluidi da taglio mediante il miglioramento delle proprietà degli utensili da taglio, introducendo migliori materiali, sviluppando rivestimenti efficienti o modificando le geometrie dei taglienti [12]. La lavorazione a secco richiede meno energia e in condizioni di taglio specifiche si può ottenere una superficie con una finitura migliore rispetto a quella ottenuta con il lubro-refrigerante [13].

La necessità sempre più pressante di lavorazioni ad alta velocità senza lubro-refrigerante determina l'impiego di rivestimenti sulla superficie dell'utensile che conferiscano buone caratteristiche meccaniche, soprattutto in termini di resistenza all'usura e alla corrosione, in un ampio intervallo di temperature. In alcuni casi, però, l'abolizione totale del lubro-refrigerante è altamente penalizzante in termini di durate anche in presenza di rivestimenti; infatti, la loro durezza a caldo, pur rimanendo elevata, diminuisce con la temperatura e, nelle lavorazioni di materiali particolarmente abrasivi questo decremento può essere tale da influire significativamente sulle vita utile dell'utensile.

Con la lavorazione a secco, vengono a mancare i vantaggi della lavorazione assistita con liquidi lubro-refrigeranti, soprattutto quelli relativi alla durata e qualità dei pezzi prodotti [14]. L'attrito produce una temperatura di taglio maggiore di quella prodotta da una lavorazione con fluido.

Questo potrebbero ridurre la durata degli utensili e causare, termicamente, delle deviazioni geometriche nella superficie lavorata. A tutto questo va aggiunto che un utensile eccessivamente usurato genera una maggiore deformazione superficiale con conseguente indurimento, nascita di tensioni residue, pessima finitura superficiale e presenza di microcricche, tutti fattori che vanno a minare la resistenza a fatica del componente finito.

Gli effetti sulla qualità dei pezzi lavorati sono particolarmente importanti [15]; la qualità del prodotto deve rimanere sufficiente ad assicurare che il prodotto stesso soddisfi la funzione prevista e fornisca valore al produttore e al cliente [16]. Recenti ricerche hanno dimostrato come la qualità della superficie ottenuta da un processo di lavorazione può avere un impatto significativo sulle altre fasi del ciclo di vita del prodotto oltre che sulla produzione [17]. Per queste ragioni, la lavorazione a secco non può essere realizzata semplicemente spegnendo l'alimentazione del lubro-refrigerante.

Come visto in precedenza, il fluido svolge diverse funzioni importanti che, in sua assenza, devono essere prese in consegna da altri componenti del processo di lavorazione. E' necessario pertanto sviluppare nuovi metodi di lubro-refrigerazione "ecocompatibili":

- Lubro-refrigerazione minimale (Minimum Quantity Cooling Lubrication - MQCL), uso di minime quantità di lubro-refrigeranti a base minerale o a base vegetale completamente biodegradabili;
- Lubro-refrigeranti gassosi a temperature criogeniche, uso di refrigeranti gassosi portati a temperature criogeniche (ad es. azoto a -300 °C);

L'MQCL viene accettata come applicazione "quasi a secco", grazie alle sue caratteristiche ecologiche. Il sistema MQCL utilizza generalmente olio, ma alcune applicazioni richiedono l'utilizzo di un'emulsione o acqua (sono usati solo quando è indispensabile raffreddare l'utensile, rendendo la refrigerazione più efficiente di quanto si utilizza solo l'olio).

Questi fluidi sono orientati verso l'utensile in piccole quantità, grazie all'aiuto dell'aria compressa (il fluido viene erogato sulla zona di taglio sotto forma di gocce, la cui rapida successione e la precisione del sistema permette di avere un effetto lubro-refrigerante adeguato).

In base al tipo e alla funzione principale del fluido utilizzato, si possono distinguere due sistemi:

- MQL (minimum quantity lubrication)
- MQC (minimum quantity cooling), così chiamata poiché l'emulsione fornisce un livello di lubrificazione considerevolmente inferiore a quello dell'olio.

Gli oli vengono utilizzati come lubrificante e la loro funzione principale è quella di ridurre l'attrito e l'adesione tra il pezzo, il truciolo e l'utensile.

Come risultato, la quantità di calore generato dall'attrito viene ridotto notevolmente. Di conseguenza, l'utensile e il pezzo sono esposti a meno calore di quanto lo sarebbero se la lavorazione fosse eseguita completamente a secco. In questo caso, l'effetto refrigerante ha una importanza relativa a causa della bassa capacità termica dell'olio e dell'aria e per la piccola quantità del mix olio/aria utilizzato.

Quando si utilizza un lubro-refrigerante, lo si seleziona principalmente sulla base delle sue caratteristiche primarie, cioè, l'influenza che ha sulle prestazioni di taglio [18, 19, 20]. Ultimamente, invece, si valuta il fluido da taglio anche su altre prestazioni, a causa del crescente interesse per le applicazioni ecocompatibili [21, 22]. Nelle operazioni di lavorazione con il sistema MQL, le caratteristiche secondarie come la biodegradabilità, la stabilità all'ossidazione e la stabilità durante lo stoccaggio hanno una grande importanza; devono essere compatibili con l'ambiente e chimicamente stabili, poiché il consumo è molto basso [23].

La caratteristica più importante della compatibilità ambientale dei lubrificanti è la loro biodegradabilità. Di solito i fluidi da taglio tradizionali sono costituiti da una percentuale di olio minerale, sostanza che non presenta un'elevata biodegradabilità. A causa delle loro caratteristiche di elevata biodegradabilità, dunque, per il sistema MQL vengono normalmente utilizzati oli di origine vegetale [24].

In contrasto con i fluidi da taglio convenzionali questo sistema è relativamente pulito e più rispettoso dell'ambiente. Ma è generalmente più costoso perché richiede ulteriori attrezzature che normalmente non sono presenti sulle macchine utensili comuni. Inoltre, gli oli vegetali non possono circolare nella macchina utensile e quindi non sono riutilizzabili (vaporizzano dopo l'applicazione). Questo, invece, elimina i costi di smaltimento e i costi associati alla pulizia delle parti, dei trucioli e delle macchine utensili.

Un gran numero di studi presentati in passato hanno dimostrato che la lavorazione con il sistema MQL può produrre risultati soddisfacenti [25, 26, 27, 28]; l'MQL offre prestazioni superiori rispetto alla tornitura a secco e con l'utilizzo del lubro-refrigerante tradizionale in termini di forze di taglio, vita utile dell'utensile, temperatura e finitura superficiale [29].

I risultati incoraggianti includono anche una riduzione significativa del tasso di usura, delle imprecisioni dimensionali e della rugosità. Risultati ottenuti, principalmente, attraverso la riduzione della temperatura nella zona di taglio e al cambiamento favorevole delle interazioni truciolo-utensile e utensile-pezzo lavorato [30]. Ma il metodo MQL è considerato come un metodo di lubrificazione piuttosto che di refrigerazione. Questa limitata capacità di raffreddamento rende inefficace l'MQL nella lavorazione di quei materiali, "difficili da lavorare", in cui un eccessivo sviluppo di calore è il principale problema [31].

Questo problema potrebbe essere risolto grazie all'utilizzo del sistema MQC [32], finora raramente utilizzato e quindi in gran parte inesplorato [33]. Questa tecnica può dare un importante contributo alla soluzione dei problemi termici che interessano l'utensile nelle lavorazioni a secco.

Nel campo delle lavorazioni per asportazione di truciolo, la criogenia può avere differenti applicazioni, il cui unico obiettivo è l'aumento della durata della vita utile dell'utensile. Per "lavorazione criogenica" si intende l'esecuzione di operazioni di taglio in cui l'utensile è fortemente raffreddato da un flusso o un getto di gas freddo (talvolta iniettato allo stato liquido) che, grazie alla sua bassa temperatura e/o al calore latente di evaporazione, asporta una notevole quantità di calore.

Il sistema di refrigerazione criogenica, tuttora, è in fase di sviluppo e oggetto di continui studi, soprattutto se applicato nella lavorazione di leghe "difficili da lavorare" [6, 8].

Un'importante caratteristica dei sistemi alternativi appena descritti è che il flusso lubro-refrigerante può essere interno o coassiale al porta-utensile; non si tratta di un flusso trasversale che inonda la zona di lavoro, come avviene per la lubro-refrigerazione tradizionale. Poter fare affluire il lubro-refrigerante attraverso il porta-utensile significa, da un lato, concentrare la zona di raffreddamento alla zona di taglio e, dall'altro, avvicinare il flusso alla zona di lavorazione migliorando fortemente l'efficacia del processo.

Tutte le modalità sopra elencate possiedono potenzialità molto interessanti ma non sono state sviluppate a sufficienza a causa della conoscenza pressoché nulla degli effetti sull'integrità superficiale dei materiali e sulla vita utile degli utensili da taglio.

L'impiego della lubro-refrigerazione minimale abbinato allo sviluppo di rivestimenti aventi elevata resistenza all'abrasione e stabilità alle alte temperature, rappresenta una via per ridurre i costi di produzione e per minimizzare l'impatto ambientale.

L'obiettivo principale della ricerca è ottimizzare i processi di tornitura, di leghe definite "difficili da lavorare", al fine di eliminare, o quantomeno ridurre, l'utilizzo del fluido da taglio tradizionale.

Lo studio della lavorazione a secco e la sperimentazione di sistemi di lubro-refrigerazione alternativi, come il criogenico, o che minimizzano le quantità di fluido in gioco (MQL, MQC) sono stati applicati nella tornitura delle seguenti leghe:

- Inconel 718 (superlega a base nichel), attualmente utilizzato nella produzione di componenti aeronautici, richiede abbondanti quantità di lubro-refrigerante per essere lavorato

- γ -TiAl (lega intermetallica a base di titanio e alluminio), prodotto e sviluppato nell'ultimo decennio, si candida ad essere, per proprietà meccaniche, il sostituto dell'Inconel 718. Il suo futuro utilizzo, in ambito aeronautico, permetterebbe una riduzione sostanziale del peso dei componenti meccanici, con conseguente riduzione del consumo di combustibile e quindi dei costi.

Nel caso della lega di titanio Ti-6Al-4V (grado 5), gli obiettivi sono di incrementare la vita operativa degli utensili e l'affidabilità dei componenti lavorando in assenza di lubro-refrigerazione. Questo perché la lega in esame, oltre che in campo aeronautico, è ampiamente utilizzata nella produzione di componenti biomedicali. Tali componenti richiedono una superficie sterile, esente da qualsiasi tipo di inquinante che una lavorazione ad asportazione di truciolo potrebbe produrre utilizzando i lubro-refrigeranti. È necessario ottimizzare il processo, soprattutto per evitare l'impiego dei lubro-refrigeranti senza ridurre il tempo di vita degli utensili, attraverso lo studio di nuove modalità di lavorazione (ottimizzazione del materiale e della geometria dell'utensile, studio dei materiali con il quale può essere rivestito), determinandone le condizioni compatibili con le richieste del campo biomedicale e con l'integrità superficiale dei componenti lavorati.

I fenomeni che possono caratterizzare l'usura dell'utensile sono stati dapprima studiati mediante preliminari prove tribologiche. In seguito, sono state eseguite prove di tornitura impiegando utensili in metallo duro con diversa composizione (commerciali ed innovativi), diverse geometrie del tagliente e con o senza rivestimenti.

Dal punto di vista economico, gli obiettivi sono quelli di trovare soluzioni "eco-compatibili" in grado di offrire sul mercato componenti ad alto valore aggiunto che oltre ad un incremento delle prestazioni dal punto di vista tecnico comportino anche un vantaggio sostanziale dal punto di vista dell'impatto ambientale eliminando l'utilizzo dei fluidi da taglio tradizionali.

Per questo è stata effettuata un'analisi economica per individuare le modalità operative più economiche.

Il lavoro svolto in questa tesi è collegato alle attività oggetto di diversi progetti di ricerca. In particolare, si fa riferimento a tre progetti di ricerca che pur condividendo un comune denominatore, la tornitura di materiali per impiego nel campo aeronautico, considerano materiali diversi (Inconel 718, γ -TiAl, Ti-6Al-4V) e presentano, in riferimento ai relativi programmi, alcune proprie specificità.

Capitolo 1: Materiali per uso aeronautico

1.1. Introduzione ai materiali “Difficult to cut”

I materiali classificati come “*difficult to cut*” presentano una serie di problematiche comuni che ne limitano significativamente la lavorabilità. Shokrani [34] e altri, hanno elaborato un diagramma ad albero (Fig. 1.1) con le principali tipologie di materiali che si catalogano come “difficili da lavorare”. Una prima distinzione riguarda la natura dei materiali, ovvero se sono materiali duri, duttili oppure non omogenei. Materiali che presentano bassa duttilità, media o elevata durezza e altri problemi legati alla conducibilità termica sono le leghe a base di titanio, le leghe a base di nickel, le leghe a base di cromo-cobalto e altri materiali metallici come gli acciai inossidabili, gli acciai temprati e il NiTiNOL. Anche i materiali ceramici rientrano nei materiali duri vista la loro elevata fragilità e elevata durezza superficiale. Materiali che invece presentano buona duttilità ma che sono accompagnati da altri problemi che si manifestano durante la lavorazione sono gli acciai a basso tenore di carbonio, le leghe di magnesio e i polimeri. Per gli acciai a basso tenore di carbonio il problema maggiore risiede nella formazione del truciolo: il materiale rimosso forma un truciolo continuo che rimane a contatto sull’utensile per un ampio tratto e provoca scadenti finiture superficiali, incrementa l’usura degli utensili e diminuisce i tempi di taglio.

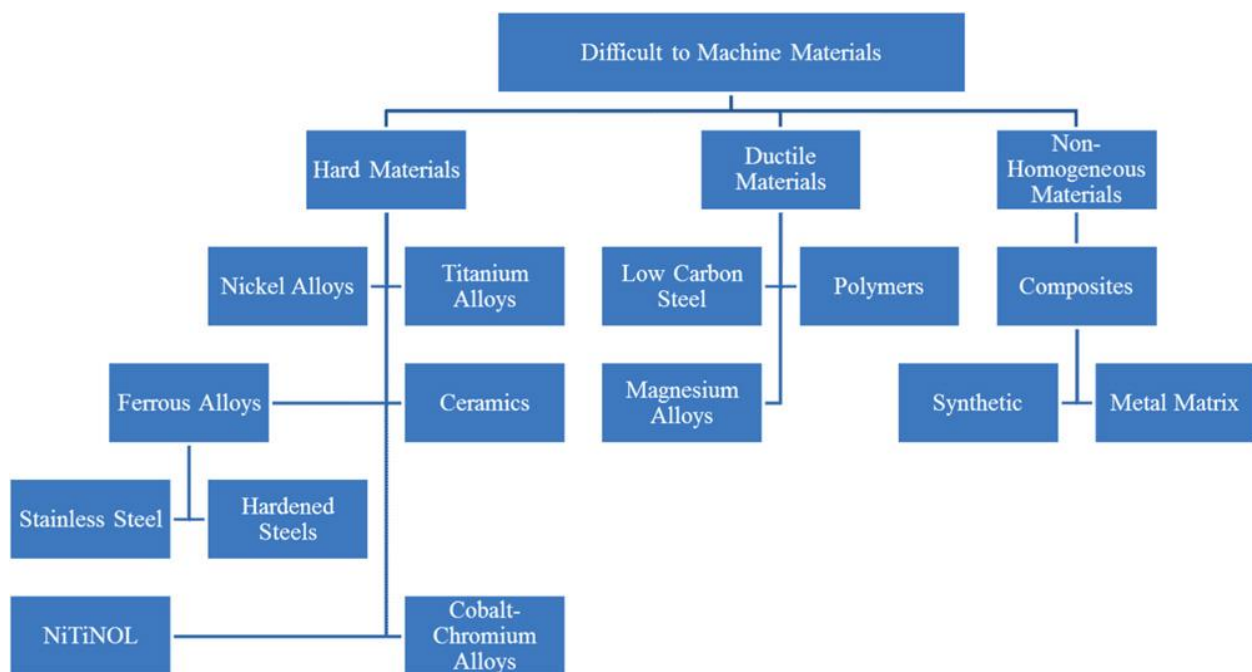


Figura 1.1 - Classificazione delle principali tipologie di materiali difficili da lavorare [34]

Di seguito viene ampliata la trattazione dei materiali per applicazioni strutturali in ambito aeronautico, catalogati come “difficili da lavorare”.

1.2. Generalità

I progressi nella progettazione degli aeromobili procedono di pari passo con lo sviluppo di nuovi materiali. I nuovi aeroplani saranno caratterizzati da motori più efficienti, con componenti tecnologicamente più avanzati, realizzati con materiali più leggeri e resistenti, allo scopo di migliorare la combustione e il flusso dell'aria. I carrelli di atterraggio saranno, invece, prodotti con leghe di titanio nuove e più resistenti.

Grazie a tutto questo, gli aerei potranno volare più lontano, più velocemente e trasportare un maggior carico; nel contempo, consumeranno meno carburante, con una conseguente riduzione dei costi e delle emissioni nocive.

Tre materiali particolarmente “difficili da lavorare”, così definiti a causa della rapida usura che comportano sull'utensile, vengono oggi utilizzati per realizzare componenti come carrelli di atterraggio e motori: superleghe a base nichel (Inconel 718), leghe di titanio (Ti-6Al-4V) e leghe intermetalliche (γ -TiAl). Tutti questi materiali sono davvero di difficile lavorabilità. Tale caratteristica deriva dalla complessità chimico-microstrutturale che, tuttavia, conferisce quelle caratteristiche di resistenza chimica e meccanica indispensabili nei motori aeronautici in condizioni di esercizio.

La resistenza alle alte temperature delle superleghe e del titanio comporta che il materiale mantenga la durezza anche alle elevate temperature di taglio e che, di conseguenza, generi forze maggiori sul tagliente dell'utensile, con conseguenti scheggiature e deformazioni. Questi materiali generano maggiore calore quando vengono deformati – durante la formazione del truciolo – e la loro conducibilità termica è ridotta: pertanto, le temperature di taglio raggiungono livelli elevati. Diventa più difficile formare trucioli in considerazione della resistenza alle alte temperature e dell'aumento di duttilità del materiale. La lavorazione di leghe trattate termicamente spesso produce particelle abrasive che usurano i taglienti e potrebbe incrudire la superficie (autotempra) del pezzo, aumentandone la durezza e complicando il mantenimento delle tolleranze di precisione. La lavorazione può danneggiare l'integrità metallurgica della superficie dei pezzi, con una conseguente riduzione della resistenza alla fatica dei metalli.

Un'ulteriore limitazione alla lavorabilità di queste leghe è il fatto che è difficile trovare macchine utensili che garantiscano rigidità e potenze sufficienti a velocità di taglio molto basse (V_c per la massima produttività è pari a circa 1/10 della V_c dei comuni acciai).

Né tantomeno è possibile lavorare il pezzo precedentemente al trattamento termico, in quanto le variazioni dimensionali conseguenti ad esso renderebbero inutilizzabile il componente, specialmente nel campo aeronautico, dove gli standard richiesti sono più ristretti rispetto alle applicazioni comuni. Le proprietà termo-meccaniche delle leghe determinano le seguenti difficoltà durante la loro lavorazione:

- Trasmissione di notevoli sforzi sugli spigoli dei taglienti come conseguenza dell'elevata resistenza di taglio;
- Elevata concentrazione di calore nella zona di taglio dovuta alla limitata conducibilità termica;
- Pesanti distorsioni del pezzo lavorato a causa dell'elevata tendenza all'incrudimento, che a seguito dell'applicazione di elevate pressioni ostacola le successive lavorazioni e richiede trattamenti termici intermedi di distensione;
- Accelerata usura degli utensili, con formazione di un cospicuo cratere sul petto che può generare fenomeni di scheggiamento dell'utensile stesso, a causa della presenza di fasi dure e abrasive, quali composti intermetallici e carburi;
- Tendenza al rammollimento (softening termico)

A tutto questo occorre aggiungere che un utensile eccessivamente usurato genera maggiori deformazioni superficiali con incrudimento superficiale, tensioni residue, scarsa finitura superficiale e presenza di microcricche, fattori tutti che vanno a minare la resistenza a fatica del componente finito.

In questo capitolo saranno approfondite le caratteristiche fisiche e meccaniche, insieme alla lavorabilità delle leghe termo-resistenti per utilizzo aeronautico più conosciute, l'Inconel 718, una lega a base di nickel e di cromo, e il Ti-6Al-4V, lega a base di titanio. Inoltre, sarà presentata una lega intermetallica molto innovativa a base di titanio e alluminio, conosciuta come γ -TiAl, che si sta affermando come potenziale materiale per applicazioni ad alta temperatura e sollecitazione meccanica in ambienti chimicamente aggressivi, ma che ha ancora scarsa diffusione in ragione della difficile lavorabilità.

1.3. Inconel 718

1.3.1. Proprietà

L'Inconel 718 è una super-lega a base di nichel e cromo, sviluppata dall'International Nickel Corporation nel 1950.

Le sue caratteristiche fisiche, la resistenza alle elevate temperature e la sua capacità di lavorare bene in ambienti aggressivi l'hanno portata a essere impiegata in turbine a gas, motori a reazione (ad es.: dischi turbina per impieghi aeronautici), reattori nucleari [35, 36, 37].

Questa lega offre ottima resistenza agli sforzi, anche a temperature di oltre 700 °C, inoltre ha elevata durata a fatica e un'eccezionale resistenza al creep, all'ossidazione e alla corrosione. Altre proprietà caratteristiche delle leghe a base di nickel sono l'elevata resistenza ai carichi termici, l'ottima resistenza agli shock termici e l'elevato punto di fusione. Tutte queste proprietà sono state sfruttate nel campo aerospaziale, dove l'efficienza dei motori aumenta con la temperatura.

Le superleghe, a base principalmente di nichel, conservano eccellenti proprietà meccaniche e chimiche alle temperature più elevate, che contraddistinguono i motori degli aerei. I componenti in superleghe possono essere più piccoli e leggeri di quelli realizzati in acciaio. Ogni chilogrammo in meno nel peso del motore consente di risparmiare 115.000 € di carburante durante il ciclo di vita del motore. Per questo motivo, le superleghe rappresentano circa la metà del peso totale di un motore moderno. La tabella 1.1 mostra le principali caratteristiche della superlega Inconel 718 lavorata.

Tabella 1.1 - Principali caratteristiche della lega Inconel 718

	Ni	Cr	Nb	Mo	Ti	Al	Fe
Composizione chimica (% in peso)	53,56	19,08	5,22	2,97	0,95	0,49	Bal.
	C	Si	Mn	P	Cu	B	Co
	0,028	0,11	0,06	0,008	0,04	0,004	0,17
Densità [gr/cm ³]	8,19	Modulo di rigidità [kN/mm ²]				77,2	
Punto di fusione [°C]	1336	Modulo di Young [kN/mm ²]				204,9	
Coefficienti di dilatazione termica [µm/m°C]	(da 21° a 93°) 13	Temperatura di esercizio [°C]				da -200 a +550	
Conducibilità termica [W/m°C]	11,4						
Carico di rottura [N/mm ²]:							
- stato fisico	1000 - 1200						
- bonificato	1400 - 1600						

1.3.2. Produzione e trattamento termico

L'Inconel 718 viene forgiato e successivamente viene sottoposto a trattamento di solubilizzazione e a trattamento termico di invecchiamento, secondo la normativa AMS 5662 [38].

La forgiatura ed il trattamento di soluzione (mantenimento a 980 °C per un'ora) controllano la forma del componente e la dimensione della grana e preparano il tutto per il trattamento di invecchiamento: la sua funzione primaria è sviluppare una struttura avente effetto indurente a base di γ' o γ'' .

L'indurimento per precipitazione, detto anche invecchiamento o indurimento per dispersione, consiste in un insieme di trattamenti termici atti al miglioramento delle caratteristiche meccaniche [39]. Esso consiste nel portare la lega metallica a temperature alle quali cambiano le solubilità dei vari elementi di lega, in maniera da produrre del precipitato fine degli elementi stessi, che, ostacolando il movimento delle dislocazioni, o deformando il reticolo cristallino, migliora le proprietà meccaniche di durezza e resistenza statica della lega trattata. A causa del tempo che ci vuole, ad alta temperatura, affinché gli elementi di lega, precipitando, formino un fine particolato all'interno della matrice metallica, questo trattamento viene anche indicato col termine di invecchiamento.

Vengono usate numerose sequenze per questo scopo, la metodologia comunemente usata viene detta "a stadi" e consta di un appropriato ciclo di raffreddamento tra due stasi isoterme per produrre un'ottimale dimensione e distribuzione di γ'' per ottenere la massima durezza. Così viene trattata la lega Inconel 718, con riscaldamento per 8 ore a 720 °C, raffreddamento a 50 °C/ora fino a 620°C, stasi di 8 ore e raffreddamento in aria per ottenere la massima resistenza compatibilmente con una buona duttilità a rottura nell'intervallo 650-705 °C.

Una funzione secondaria dell'invecchiamento è produrre un'opportuna condizione dei carburi a bordo grano; morfologie globulari create appositamente mediante trattamenti termici conferiscono un miglioramento nelle proprietà di rottura a creep attraverso l'impedimento di scorrimenti dei bordi grano.

1.3.3. Problematiche nella lavorazione

Le elevate caratteristiche meccaniche, mantenute sino ad alta temperatura, e la bassa conducibilità termica di questa lega, sono da sempre causa di problemi durante le operazioni di taglio.

Il calore generato non riesce ad essere condotto all'interno del materiale o ad essere asportato via dal truciolo, ma rimanendo nella zona di taglio instaura elevate temperature che provocano il crollo della durata degli utensili. Tutto questo si ripercuote sulla produttività della lavorazione.

Un altro problema che si riscontra nelle leghe di nickel oltre i 650 °C è la presenza dei precipitati γ che sono responsabili dell'aumento della durezza del materiale in fase di lavorazione. Infatti a questa temperatura si raggiunge il picco di durezza per la lega Inconel 718. La presenza di molibdeno e di niobio all'interno di queste leghe è la causa del fenomeno di *strain-hardening* che si verifica in fase di lavorazione.

In definitiva la scarsa lavorabilità dell'Inconel 718 è da attribuirsi alle seguenti proprietà della lega:

- elevata resistenza meccanica anche alle alte temperature;
- sensibilità alla velocità di deformazione con rapido incrudimento;
- elevata durezza;
- presenza di *strain-hardening*;
- bassa conducibilità termica ed elevata capacità termica (elevate temperature durante il taglio, con picchi fino a 1200°C sul petto dell'utensile);
- elevata affinità chimica con moltissimi materiali per utensili;
- tendenza all'adesione, alla formazione di microsaldature della lega di nickel in lavorazione sugli utensili e tendenza alla formazione di BUE (*Built Up Edge*);
- elevate forze di taglio causate dall'elevata resistenza del materiale con possibile innesco di vibrazioni;
- presenza nella microstruttura di carburi altamente abrasivi (CrC, TiC, MoC, WC, FeC e NbC a bordo grano);
- piccole aree di contatto tra truciolo e utensile danno luogo ad elevate pressioni di taglio e ed elevati carichi termici vicino al bordo del tagliente;
- formazione di truciolo continuo che ostacola le operazioni di taglio.

E' possibile, quindi, affermare che esistono due macro problemi legati alla lavorabilità dell'Inconel 718, la breve vita dell'utensile e una superficie lavorata di qualità non ottimale. L'elevata temperatura a cui viene sottoposta la lega durante la lavorazione comporta un'alterazione della microstruttura con conseguenti, possibili, stress residui all'interno del pezzo lavorato. Ciò potrebbe generare problemi più o meno gravi che vanno dall'instabilità dimensionale alla presenza di microcricche superficiali che riducono drasticamente la vita a fatica del componente.

Affinché sia possibile evitare i problemi elencati è indispensabile scegliere in modo accurato i parametri di taglio e, per far fronte alla precoce usura degli utensili, utilizzare inserti che presentino caratteristiche di resistenza all'usura e agli shock termici, elevata durezza, stabilità chimica alle alte temperature e un'adeguata geometria del tagliente [40, 41, 42]. Nella maggior parte dei casi illustrati in letteratura, la lavorazione delle leghe a base di nichel avviene con utensili in carburo sinterizzato [43, 44].

La velocità di taglio, a causa delle numerose limitazioni che sono state illustrate in precedenza, non va oltre valori di 40 m/min. Per aumentare tale valore è necessario impiegare utensili in carburo rivestito [45, 46].

I rivestimenti mediante tecnica CVD sono i più utilizzati per la lavorazione dell'Inconel 718 in quanto presentano una maggior resistenza meccanica del tagliente, sono soggetti a minor attrito e hanno minor tendenza a formare taglienti di riporto.

1.4. Lega Ti-6Al-4V

1.4.1. Proprietà

Il titanio è il quarto metallo strutturale più abbondante sulla crosta terrestre e, sebbene nella forma pura non presenti caratteristiche meccaniche notevoli, le sue leghe offrono elevate caratteristiche meccaniche e termiche.

Le leghe di titanio vengono ottenute con il processo di fusione aggiungendo alla spugna di titanio (granelli agglomerati di metallo) gli elementi di alligazione desiderati. A seconda della loro struttura, che varia in base alla temperatura, le leghe possono essere classificate in:

1. Leghe alfa
2. Leghe beta
3. Leghe alfa-beta

I processi di alligazione sono caratterizzati da un procedimento di stabilizzazione della fase alfa o beta da parte degli alliganti. Gli elementi di lega possono essere divisi in:

- Alfa-stabilizzanti (ossigeno, azoto, carbonio e alluminio) che innalzano la temperatura di trasformazione
- Beta-stabilizzanti (manganese, cromo, ferro, vanadio) che diminuiscono la temperatura e possono, talvolta, permettere la presenza stabile di fasi beta a temperatura ambiente

In questo studio è stata analizzata la lavorabilità del Ti-6Al-4V, una lega alfa-beta sviluppata a causa delle difficoltà di raggiungere valori elevati di resistenza meccanica.

Le interessanti caratteristiche di questa lega a base di titanio trovano applicazione nei più svariati impieghi che vanno dal settore autoveicolistico (bielle, pistoni, valvole di scarico, turbo-compressori) a quello aerospaziale (pale per turbine, rotor, statori), con possibilità di impiego anche in campo medico per la realizzazione di impianti biomedicali [47, 48, 49].

Le leghe di titanio offrono un eccellente rapporto robustezza/peso, alta resistenza al creep e all'ossidazione. Sono robuste quanto l'acciaio, ma pari solo al 40% del suo peso e due volte più resistenti dell'alluminio, ma solo più pesanti del 60%.

La loro importanza è aumentata da quando è diventato evidente che le leghe leggere disponibili non erano in grado di soddisfare le esigenze sempre più impegnative dei componenti delle strutture e dei motori degli aerei. Si prevede che l'uso crescente di leghe di titanio per la realizzazione di parti strutturali, carrelli di atterraggio e altri componenti continuerà anche in futuro, soprattutto in sostituzione delle leghe a base di nickel (al di sotto dei 600 °C per limitare i problemi di reattività chimica e di strain-hardening) poiché presentano una densità inferiore (7.9 g/cm³ per le leghe a base di nickel, 3.9-4.5 g/cm³ per le leghe di titanio).

Caratteristiche di particolare interesse sono:

- Bassa densità e quindi notevole leggerezza → il suo peso specifico di circa 4,5 kg/dm³ lo rende particolarmente vantaggioso quanto ad efficienza (a parità di prestazioni meccaniche, un pezzo di titanio grado 5 richiede la metà di materiale in termini di peso rispetto ad uno in acciaio)
- Elevato punto di fusione → permette l'utilizzo a temperature particolarmente elevate
- Basso modulo di Young → insieme ad un'elevata resistenza allo snervamento lo rende un materiale in grado di assorbire molta energia elastica
- Bassa espansione termica → molto vicina, e quindi compatibile, a quella di vetri e ceramici
- Buona trasmissione del calore → la bassa conducibilità termica del titanio potrebbe farlo ritenere non appropriato per lo scambio termico, tuttavia la sua alta resistenza alla corrosione e le sue elevate caratteristiche meccanico-strutturali, consentono di usare il metallo in spessori molto sottili, aumentando considerevolmente il trasferimento di calore.

Le caratteristiche meccaniche più importanti sono:

- Ottima resistenza specifica → data dal rapporto tra carico di rottura a trazione e densità. Tra i 200 e i 500 °C è un fattore chiave per le applicazioni in campo aerospaziale
- Buona resilienza → ovvero scarsa fragilità conseguente alla capacità del materiale di resistere agli impatti assorbendo l'energia che si sviluppa nell'urto

- Buon carico di snervamento a trazione → misura il carico corrispondente ad un allungamento del 2% di un provino di materiale e varia in rapporto alla composizione chimica.

Altre caratteristiche importanti sono:

- Eccellente resistenza alla corrosione → ciò dipende dalla capacità del titanio di ricoprirsi spontaneamente di un film passivo di biossido di titanio (appena viene esposto all'aria, all'acqua o alla maggior parte dei mezzi ossidanti) che presenta un'eccezionale resistenza alla corrosione (anche se danneggiato si riforma istantaneamente). Da questa discendono altre proprietà del materiale quali:
 - Resistenza all'erosione, alla cavitazione (fenomeno che si presenta ogni qualvolta che la pressione agente su una massa liquida scende al di sotto della pressione atmosferica; si manifesta sotto forma di separazione tumultuosa di aria e vapore d'acqua dalla massa liquida con formazione di schiume) e alla tensocorrosione
 - Biocompatibilità, in virtù della resistenza alla corrosione in ambienti naturali (il sottilissimo strato di biossido di titanio è tra le sostanze più inerti esistenti e non è in grado di ospitare batteri e microorganismi)

Qui di seguito si riportano le principali caratteristiche della lega Ti-6Al-4V:

Tabella 1.2 - Principali caratteristiche della lega Ti-6Al-4V

	Ti	Al	V	Fe	O
Composizione chimica nominale (% in peso)	90	6	4	max 0,25	max 0,2
Densità [gr/cm ³]	4,43				
Punto di fusione [°C]	1604 - 1660				
Coefficiente di dilatazione termica a 20°C [µm/m°C]	8,6				
Conducibilità termica [W/mK]	6,7				
Carico di rottura [Mpa]	950				
Carico di snervamento [Mpa]	880				
Allungamento % a rottura	14				

1.4.2. Problematiche nella lavorazione

La scarsa lavorabilità del Ti-6Al-4V è legata alle stesse caratteristiche meccaniche che lo rendono di grande attrattiva per i campi automotive ed aerospaziale [50, 51]. In particolare l'elevata resistenza meccanica mantenuta anche alle elevate temperature e la bassissima conducibilità termica (6,7 W/mK contro i 50 W/mK dell'acciaio AISI 1045). Quest'ultima limita la lavorabilità delle leghe di titanio poiché il calore generato nella zona di taglio non viene efficacemente dissipato all'interno del materiale o attraverso il truciolo [52, 53, 54].

La sua scarsa lavorabilità è anche legata all'elevata affinità chimica con la maggior parte dei materiali degli utensili e questo inconveniente viene favorito dalle elevate temperature di taglio che scaturiscono dai problemi di natura meccanica (elevata resistenza ai carichi alle alte temperature) e termica (bassa conducibilità del materiale) [55]. Questi problemi portano all'insorgere dell'usura di tipo abrasiva e adesiva e alla formazione di "built-up-edge" (BUE). Sono inoltre materiali notevolmente sensibili a fenomeni di *work-hardening* (incrudimento).

Il titanio, inoltre, produce un truciolo sottile e segmentato, che si muove ad alta velocità sopra la superficie dell'utensile su una piccola zona di contatto. Il truciolo che si forma durante la lavorazione assume la forma a dente di sega e questo è dovuto al fatto che il materiale subisce un'elevata curvatura nella zona di deformazione primaria che provoca la dentellatura del truciolo. Il truciolo può presentarsi inoltre molto frammentato e questo è in parte dovuto alla fragilità del materiale. Come diretta conseguenza di ciò, si ha la nascita di vibrazioni meccaniche dovute alla fluttuazione delle forze di taglio.

Sebbene quest'ultime siano confrontabili con quelle riscontrabili per gli acciai, le pressioni di contatto sono molto maggiori. Questo è dovuto alla piccola area di contatto tra truciolo e utensile e come conseguenza di ciò, si manifesta la formazione di profondi crateri di usura sul petto degli utensili. Il modulo elastico relativamente basso del titanio può indurre le parti snelle del componente in lavorazione a deformarsi maggiormente rispetto al caso dell'acciaio, provocando difficoltà nel mantenere le tolleranze e problemi causati dall'attrito con l'utensile.

In conclusione le proprietà delle leghe di titanio si possono riassumere in:

- Bassa conducibilità termica ed elevata capacità termica;
- Alta affinità chimica con la maggior parte dei materiali per utensili e, soprattutto, per rivestimenti;
- Elevato strain-hardening connesso alla matrice austenitica del materiale;
- Basso modulo elastico che causa un'elevata flessione del materiale durante la lavorazione che porta all'insorgere di vibrazioni (*chatter*);

- Piccola area di contatto tra truciolo e utensile;
- Tendenza all'adesione e alla formazione di BUE;
- Elevati carichi dinamici di taglio.

I due principali fattori che occorre valutare per una corretta lavorazione a macchina del titanio sono il suo limitato coefficiente di conducibilità termica e la forma particolare dei trucioli, che permettono una limitata area di contatto con l'utensile; questi due elementi possono creare problemi di surriscaldamento locale. Il calore, rimanendo nella zona di taglio, dà luogo ad un incremento delle temperature sull'inserito da taglio. Le velocità di taglio vengono così limitate nelle lavorazioni convenzionali tra 30 m/min e 60 m/min quando si impiegano rispettivamente utensili in HSS (acciaio super-rapido) e in WC (carburo di tungsteno).

La lubrificazione con un liquido da taglio adatto riesce ad abbassare le temperature di contatto ma introduce altre problematiche. Per esempio, gli additivi solforati o clorurati riducono l'attrito ma, su un utensile d'acciaio, provocano il rischio di stress corrosion.

Invece, in condizioni di taglio a secco nelle zone di maggiore concentrazione del calore si possono raggiungere temperature prossime ai 1.200 °C.

Dunque è bene adottare utensili con buona resistenza alla temperatura e che siano ben affilati (tagliente a spigolo vivo), in caso contrario aumenta la generazione di calore con conseguente rapido deterioramento del tagliente.

1.5. Lega γ -TiAl

1.5.1. Proprietà

Gli alluminuri di titanio sono leghe intermetalliche e il composto più conosciuto in ambito commerciale è il γ -TiAl perché contiene la fase γ che è la più diffusa.

Il titanio e l'alluminio sono due elementi leggeri, un importante attributo per applicazioni che richiedono elevate proprietà specifiche. Queste sono particolarmente utili per componenti rotanti ad elevate velocità poiché migliorano il rapporto prestazioni/peso, riducono le dimensioni e di conseguenza le vibrazioni e l'inerzia.

La lega γ -TiAl ha eccellenti prospettive di diventare uno dei più importanti materiali per applicazioni aerospaziali [56]. Grazie alle loro caratteristiche di bassa densità (3,9-4,1 g/cm³), massa volumica, buona resistenza meccanica ad elevate temperature, elevata resistenza all'ossidazione e eccellente resistenza al creep, potrebbero essere impiegate per la realizzazione di palette di turbina per stadi caldi, rotorici e statorici, combustori, ma anche pistoni, bielle, spinotti di biella, valvole di scarico, camere di combustione, testate e turbocompressori.

I legami interatomici molto forti, inducono un innalzamento del punto di fusione dell'intermetallico portandolo a valori più alti del punto di fusione degli elementi di partenza e inoltre fanno aumentare la rigidità su un ampio intervallo di temperature e l'energia di attivazione per la diffusione, da cui le ottime proprietà controllate dalla diffusione come la resistenza al creep, l'ossidazione, ecc.

Queste leghe si candidano come materiali adatti a sostituire le leghe a base di nickel negli stadi a bassa pressione nelle turbine dei motori a reazione: confrontato con le leghe a base di nickel, il γ -TiAl vanta un peso specifico inferiore del 50% [57].

Inoltre rispetto alle leghe di titanio convenzionali, riesce a resistere a temperature di 650 – 700 °C. Questo intermetallico offre un compromesso interessante per i campi di applicazione che richiedono elevate prestazioni da parte dei componenti strutturali.

Il γ -TiAl è molto leggero e resistente all'ossidazione e alle alte temperature, possiede basso assorbimento d'idrogeno ed eccellente resistenza al creep ma è poco duttile. L'elevata rigidità è particolarmente utile per componenti statici, eventualmente esposti alle alte temperature.

Per contro, l'elevata robustezza dei legami interatomici, rende la lega eccessivamente rigida e comunque inadatta ad accomodare deformazioni plastiche. Pertanto, come la stragrande maggioranza degli intermetallici, gli alluminuri e, in particolare quelli di tipo γ , possiedono bassissima duttilità e tenacità a frattura.

L'elevato contenuto di Ti e Al favorisce la formazione di diossido di titanio (TiO_2) e allumina (Al_2O_3) che può offrire un rivestimento compatto e protettivo, particolarmente alle alte temperature.

Le attuali fasi intermetalliche di γ -TiAl hanno bassa densità (la metà delle superleghe a base Ni), elevata rigidità (130 GPa a 700 °C), buona resistenza alla combustione, e resistenza meccanica ad alta temperatura (UTS = 450-700 MPa a 700 °C).

Le proprietà di lavorabilità sono inoltre manifestate dalle scarse proprietà meccaniche a temperatura ambiente (duttilità <2%) la quale influenza la difettosità superficiale micro e macro nel caso di lavorazione alle macchine utensili convenzionali.

La figura seguente riporta il modulo elastico degli alluminuri rispetto alle superleghe a base Ni e di una lega classica a base Ti.

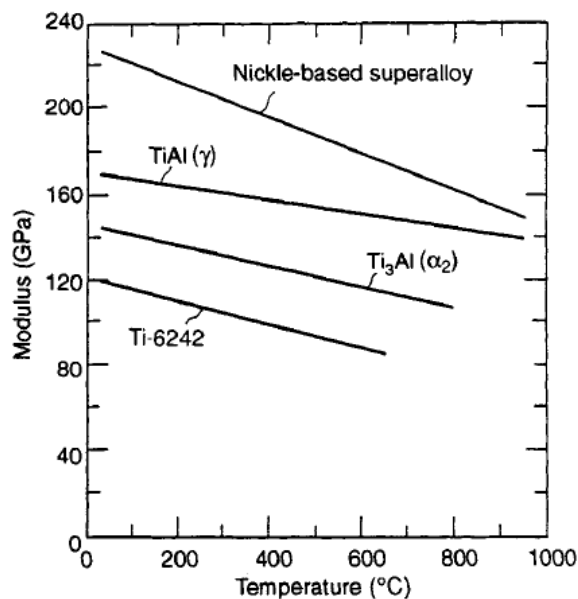


Figura 1.2 - Modulo elastico degli intermetallici TiAl vs superleghe a base Ni [58]

La tabella 1.3 mostra invece in forma comparativa le diverse proprietà fisiche e meccaniche.

Tabella 1.3 - Principali proprietà fisiche e meccaniche degli alluminuri (α_2 e γ) in raffronto alle superleghe [58]

Proprietà	Alluminuro γ	Superleghe
Densità [gr/cm ³]	3,8-4,0	8,3
Modulo di Young [Gpa]	160-175	206
Duttilità [%]	1-3	3-5
Resistenza allo snervamento [Mpa]	400-650	1100
Conducibilità termica [W/mK]	22	11
Stabilità termica della fase [°C]	1440	1450
Limite termico di Creep [°C]	900	1090
Limite termico di ossidazione [°C]	900	1090

1.5.2. Problematiche nella lavorazione

Questo materiale sebbene sia conosciuto già dagli anni '50, risulta tuttora innovativo e non è diffuso su larga scala perché, accanto alle interessanti caratteristiche meccaniche elencate in precedenza, presenta numerosi problemi dal punto di vista delle lavorazioni meccaniche [59].

I punti con i quali si possono riassumere le problematiche del γ -TiAl sono:

- Elevata resistenza a carichi anche ad elevata temperatura;

- Relativa bassa conducibilità termica (22 W/m·K);
- Basso allungamento a rottura, inferiore in media al 2%;
- Media durezza;
- Tendenza all'adesione sugli utensili;
- Tendenza a formare un truciolo fine, simile in alcuni casi anche a polvere;
- Presenza di fenomeni di vibrazioni dovuti alla bassa deformabilità del materiale che impedisce la formazione di un truciolo continuo;
- Pressioni di taglio maggiori rispetto alle leghe convenzionali di titanio, sebbene i valori delle forze di taglio siano confrontabili.

1.5.3. Formazione della lega TiAl

Il diagramma di stato Ti-Al ha subito nel tempo numerose modifiche.

I composti intermetallici contengono due o più costituenti atomici in rapporto fisso su due o più sottoreticoli, ciascuno con la sua distinta popolazione di atomi. I legami che si stabiliscono tra gli atomi sono di tipo metallico e presentano un ordine a lungo raggio al di sotto di una temperatura critica. I composti intermetallici ordinati possiedono proprietà vantaggiose rispetto a molti materiali convenzionali, per applicazioni strutturali ad elevate temperature in ambienti ostili o aggressivi.

I principali composti intermetallici d'interesse tecnico sono gli alluminuri di titanio γ -TiAl, α_2 -Ti₃Al e TiAl₃.

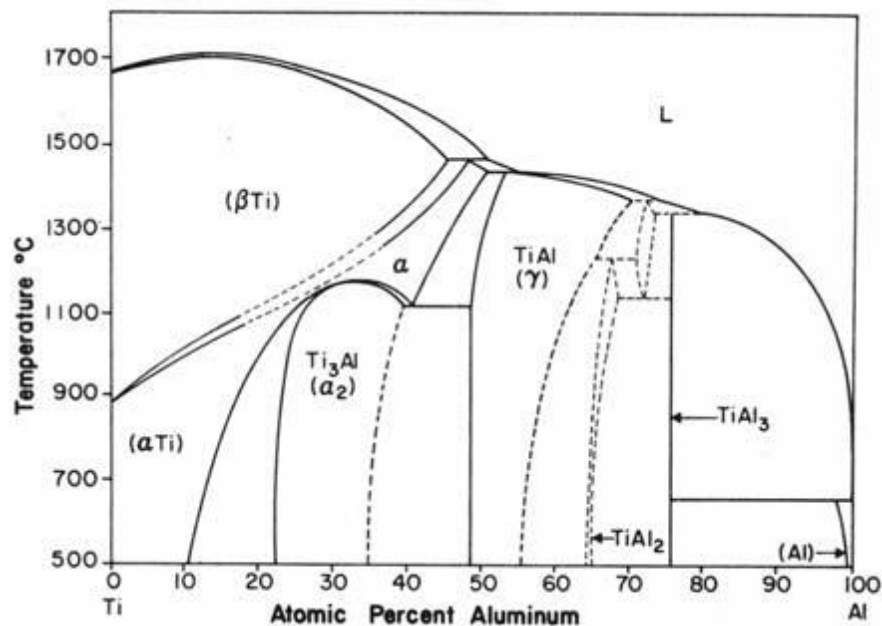


Figura 1.3 - Diagramma di stato termodinamico Ti-Al [56]

In accordo al diagramma di stato le leghe del Ti sono classificate come leghe monofase (α) o bifase ($\alpha_2+\gamma$) in relazione alle composizioni:

- **leghe monofase:** Ti-(50 - 58)Al-(1 - 2)X₁
X₁ = W, Nb, Ta
- **leghe bifase:** Ti(44 - 49)Al-(1 - 3)X₁-(1 - 4)X₂-(0.1 - 1)X₃
X₁ = V, Mn, Cr
X₂ = Nb, W, Ta, Mo
X₃ = Si, B, N, P, Sc, Tc, Ni, Fe

Nella pratica, le diverse microstrutture possono essere controllate sia agendo sulla stechiometria della lega sia attraverso l'aggiunta di speciali elementi leganti.

In questo lavoro la lega lavorata è la bifase Ti-48Al-2Cr-2Nb.

1.5.4. Processi produttivi

L'impiego di materiali come gli alluminuri di titanio, richiede particolari accorgimenti durante i processi produttivi, e la lavorabilità di questi materiali deve tener conto sia della qualità del prodotto che si vuole ottenere, sia del rispetto dell'ambiente durante le operazioni di taglio.

La figura 1.4 riporta i principali processi produttivi per una vasta gamma di leghe impiegate nel settore aeronautico.

Alloy	Processing method
Ti-47Al-2Nb-1.75Cr	Permanent mould cast, HIPped
Ti-48Al-2Cr-2Nb	ISM melt, investment cast, HIPped
Alloy 7* Allison alloy	ISM melt, investment cast, HIPped
Ti-48Al-1V	ISM melt, investment cast, HIPped
Ti-46Al-2.5Nb-0.5W	ISM melt, investment cast, HIPped
Ti-47Al	ISM melt, investment cast, HIPped
Ti-47Al-2Cr-2Nb	Cold wall induction melt, centrifugal cast
Ti-48Al-2Cr	VAR melt, precision cast and HIPped
Ti-46Al-1.5Cr-0.9Nb-0.1Si	VAR melt, isothermal pressing, stem and disk joined with TIG welding
Ti-48Al-2Cr-2Nb	VAR melt, forged, stem and disk joined with friction welding
Ti-48Al-2Cr	VAR melt, die forged disk
Ti-46Al-1Cr-0.1Si	VAR melt, extrusion of stem
Ti-47Al-1.7Mn	PM
Ti-48Al-1.75Cr-2Nb	Permanent mould cast, HIPped/not HIPped

Figura 1.4 - Processi produttivi e leghe sviluppate per il settore aeronautico [60]

Le tecnologie di fusione possono essere distinte in due gruppi, quelle tradizionali e già consolidate (hot isostatic pressing (HIP), colata in forme permanenti, metallurgia delle polveri (PM), estrusione, forgiatura o laminazione, a seconda della forma del manufatto finale) e quelle innovative emergenti (processi free-forming, derivanti originariamente dai processi di rapid prototyping, di laser sintering (LS) e più recentemente Electron Beam Melting (EBM)).

Il forno ad arco sottovuoto VAR (Vacuum Arc Remelting) è ad oggi la tecnologia più diffusa per la produzione dell'alluminuro di titanio. Nella figura 1.5 viene riportato lo schema di un forno VAR ad elettrodo consumabile, al fine di facilitare la comprensione della sequenza delle operazioni da eseguire:

- chiusura della camera di fusione
- creazione del vuoto all'interno della cella
- controllo dei parametri di sicurezza: vuoto e circuito di raffreddamento ad acqua del crogiolo
- innescò dell'arco tra elettrodo e una piccola carica di titanio posto sul fondo del crogiolo
- inizio fusione
- esecuzione fusione (intorno ai 1700 °C) per gocciolamento degli elementi all'estremità dell'elettrodo consumabile
- graduale riduzione della potenza a fine fusione
- attesa delle condizioni ottimali per l'estrazione del pezzo

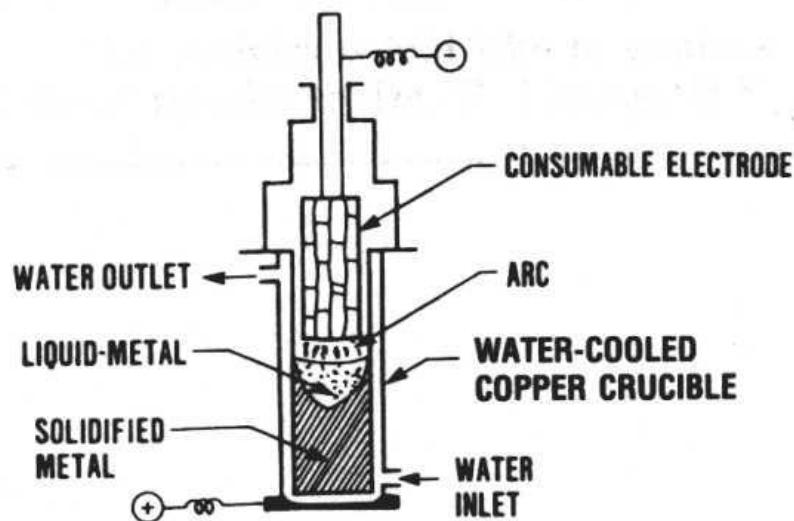


Figura 1.5 - Schema di un forno VAR ad elettrodo consumabile [61]

Utilizzando la tecnologia tradizionale di fusione VAR, la buona qualità del prodotto e la sicurezza nelle lavorazioni possono essere garantite ponendo particolare attenzione a:

- qualità dell'elettrodo consumabile: la preparazione dell'elettrodo consumabile è di basilare importanza per l'economicità del processo e per l'ottenimento di un prodotto di qualità elevata. È anche necessario che le dimensioni dell'elettrodo consumabile e del crogiolo siano compatibili e assicurino un arco elettrico valido tra bagno fuso ed elettrodo
- controllo del vuoto: poiché il mantenimento in condizioni stazionarie dell'arco tra elettrodo consumabile e bagno dipende dalla pressione presente nella camera sottovuoto, risulta che variazioni di pressione durante il processo determinano variazioni nelle colate e conseguentemente pezzi non uniformi
- avviamento e mantenimento dell'arco: la qualità dell'arco e la sua stabilità dipendono dalle condizioni di processo e dallo spazio tra la parete del crogiolo e l'elettrodo (Gap). Per Gap elevati si ottiene un buon degassaggio del bagno; l'utilizzo di elettrodi di diametro contenuto peggiora tuttavia la qualità dell'arco, la scelta deve quindi essere un buon compromesso tra tali fattori
- conclusione della fusione: al termine della fusione il pezzo si presenta liquido per circa il 65% della sua lunghezza; la solidificazione deve essere graduale in modo da evitare la formazione di cavità dove vengano intrappolati i gas

Anche la velocità di raffreddamento, fino a temperatura ambiente, è importante soprattutto per la determinazione della microstruttura del materiale, specie quando questo viene utilizzato per la produzione di getti.

Le tecnologie innovative di fusione sono state sviluppate al fine di raggiungere come obiettivo il controllo e il miglioramento dell'uniformità della solidificazione. Tra queste, la fusione a fascio elettronico, meglio conosciuta come Electron Beam Melting (EBM), permette l'ottenimento di pezzi con un grado di purezza molto elevato e con formati di qualsiasi sezione. Si tratta tuttavia di una tecnologia molto più complessa che presenta alcuni inconvenienti, in particolare il grande dimensionamento e l'elevato costo dell'impianto.

L'alluminuro di titanio lavorato in questo studio è stato prodotto sia con il metodo VAR che con quello EBM. In quest'ultimo caso sono stati utilizzati dei provini sottoposti a trattamento termico e altri non sottoposti a trattamento, per valutare l'influenza del trattamento termico sulla lavorabilità del materiale.

1.5.5. Applicazioni pratiche

Gli alluminuri di titanio a base di Ti_3Al e $TiAl$ sono considerati ottimi materiali candidati per applicazioni strutturali in campo aeronautico, creazione di componenti motoristici, e per gli impieghi ad alta temperatura in genere. Degli alluminuri esistenti, il γ - $TiAl$ ha ricevuto maggiore attenzione da un punto di vista pratico. Possiede, infatti, eccellenti proprietà meccaniche e resiste all'ossidazione e alla corrosione a temperatura elevata (sopra 600 °C), e può quindi sostituire le tradizionali superleghe a base di nichel nei motori a turbina degli aerei. L'alluminuro di titanio può incrementare il rapporto spinta-peso nei motori di aviazione. In particolare il suo utilizzo riguarda le pale delle turbine a bassa pressione dei motori e le pale dei compressori ad alta pressione.

La General Electric intende utilizzare la forma γ - $TiAl$ per la produzione di pale per turbine a bassa pressione per il motore GENx, che equipaggia gli aerei Boeing 787 e 747-8. Si tratta del primo esempio di utilizzo su larga scala di questo materiale su velivoli commerciali. Produttori di aeromobili interessati oggi allo studio e alla messa a punto di questa lega sono Rolls-Royce, GE, SNECMA, ecc.

È stato calcolato che il risparmio conseguito rispetto ai materiali convenzionali è di circa 100 kg in peso nel caso delle pale in alluminuro per turbine a bassa pressione [60]. Altri componenti tipici costruiti con alluminuri di titanio sono i telai, carter e supporti per strutture. Attualmente, la competizione industriale è focalizzata sulle pale per turbine a bassa pressione, vani guida per ugelli, pale per compressori a bassa e alta pressione, vani statore, componenti per ugelli acustici. Assumendo per un acciaio inossidabile un costo unitario di 1 kg^{-1} , le leghe a base Ni equivalgono a 5, quelle in Ti a 8 mentre l'alluminuro γ - $TiAl$ a 14 kg^{-1} (cioè £/kg 50-400) in relazione al tipo di processo produttivo (VAR/PACH/PM).

Negli ultimi anni si è andata intensificando la ricerca di tecniche di lavorazioni meccaniche per riuscire ad impiegare queste leghe ovunque vi sia l'azione congiunta di sollecitazione meccanica e termica. In campo aerospaziale potrebbe consentire la realizzazione di motori più efficienti e puliti, meno rumorosi e rientrare così negli standard richiesti per il 2020.

Capitolo 2: Lavorazioni per asportazione di truciolo

2.1. Introduzione alle lavorazioni per asportazione di truciolo

La lavorazione per asportazione di truciolo è un processo che permette di modificare la forma, la dimensione e il grado di finitura superficiale di un oggetto asportando una quantità di materiale, che prende il nome di “sovrametallo”, sotto forma di truciolo.

Il processo di generazione del truciolo deve avvenire in modo da ottenere il controllo del truciolo stesso, per poter gestire il metallo asportato durante il processo e allontanare i trucioli nell’area di taglio. Parte di questo controllo consiste nel considerare temperature, forze di taglio e deformazioni, poiché sono questi i fattori che giocano un ruolo determinante nel processo.

Nei moderni sistemi produttivi la lavorazione per asportazione di truciolo rappresenta l’ultimo stadio del processo di formazione di un componente meccanico prima di diventare prodotto finito.

Tra le più importanti lavorazioni ci sono:

- 1) Tornitura
- 2) Fresatura
- 3) Foratura
- 4) Limatura
- 5) Piallatura

Le lavorazioni per asportazione di truciolo si possono classificare in tre modi differenti:

1. Secondo i movimenti
 - Moto di taglio → i) rettilineo; ii) alternativo; iii) rotatorio
 - Moto di avanzamento → i) continuo; ii) intermittente
 - Moto di registrazione → i) per posizionare l’utensile in prossimità della zona di lavoro
2. Secondo il contatto utensile-pezzo
 - Continuo → i) monotaglianti (es. tornitura); ii) bitaglianti (es. foratura); iii) pluritaglienti (es. brocciatura)
 - Discontinuo → i) taglienti indefiniti (es. rettifica); ii) pluritaglienti (es. fresatura)
3. Secondo il moto di taglio
 - Rotatorio → i) torni; ii) trapani; iii) fresatrici
 - Rettilineo → i) limatrici; ii) brocciatrici

Un'altra classificazione per le lavorazioni ad asportazione di truciolo riguarda l'impiego di fluidi lubro-refrigeranti.

In particolare è possibile distinguere tra lavorazioni a secco, che consentono di ridurre notevolmente il costo dei processi di taglio, lubrificazione tradizionale, necessaria per la lavorazione di alcuni tipi di materiali, lubrificazione minimale, in cui il fluido è miscelato con aria e inviato nella zona del tagliente [32].

2.2. Il truciolo

La formazione del truciolo ad opera di un utensile è essenzialmente un fenomeno di deformazione plastica che comprende due fasi principali. Nella prima, di compressione dell'elemento aderente al pezzo, l'utensile ricalca il materiale agendo con la faccia principale o petto; nella seconda, di deformazione plastica del materiale, si ha uno scorrimento del truciolo in formazione rispetto al pezzo, che provoca la rottura della coesione e quindi il distacco del truciolo. Uno dei modelli teorici di formazione del truciolo prevede l'esistenza dei piani cristallini secondo i quali avviene lo scorrimento plastico [62].

A seconda del materiale da lavorare si possono distinguere vari tipi di truciolo:

- Ad elementi staccati (Fig. 2.1): tipico di materiali duri e fragili e che non produce deformazione della zona secondaria. Tale tipo di truciolo si genera con velocità di taglio molto bassa, bassa temperatura, minima deformazione plastica e separazione per decoesione.

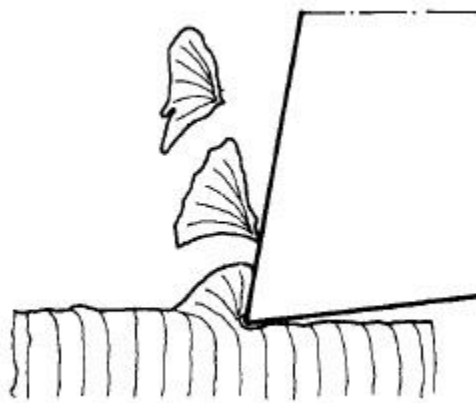


Figura 2.1 - Truciolo ad elementi staccati [63]

- Segmentato (Fig. 2.2): tipico di materiali duri ma tenaci, si ha modesta deformazione nella zona secondaria. Tale tipo di truciolo si genera con velocità e temperatura di taglio

più elevate rispetto alla formazione del truciolo staccato con conseguente incremento della deformazione plastica. Il truciolo risulta costituito da elementi separati da spaccature più o meno profonde.

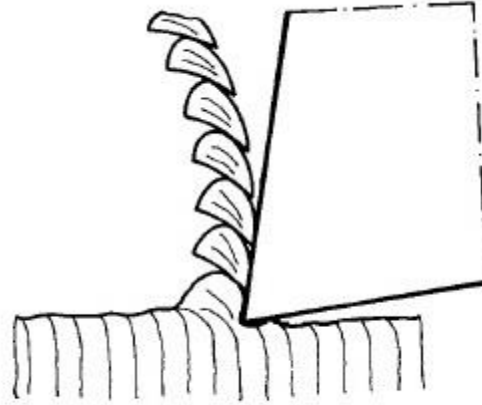


Figura 2.2 - Truciolo segmentato [63]

- Fluente, continuo (Fig. 2.3): tipico di materiali duttili, la deformazione e l'attrito nella zona di deformazione secondaria portano a notevole produzione di calore. Si realizza aumentando ulteriormente la velocità e conseguentemente la temperatura di taglio e la deformazione plastica.

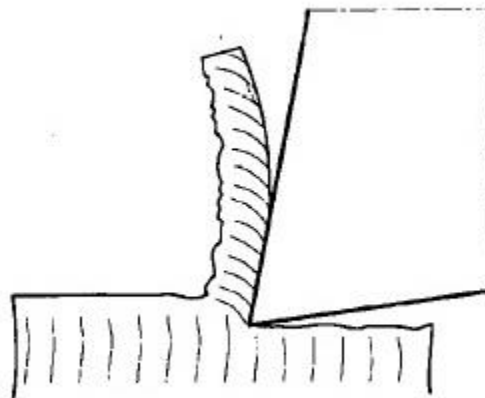


Figura 2.3 - Truciolo continuo [63]

- Fluente con tagliente da riporto (Fig. 2.4): il riporto è un accumulo di materiale, del pezzo lavorato, sul tagliente sul quale si salda provocando instabilità dell'angolo di

taglio, incremento delle forze di taglio, peggioramento della finitura superficiale e riduzione della durata dell'utensile.



Figura 2.4 - Truciolo continuo con tagliente da riporto [63]

Nella figura 2.5 viene riportata la curva dei valori di finitura superficiale in funzione delle velocità di taglio.

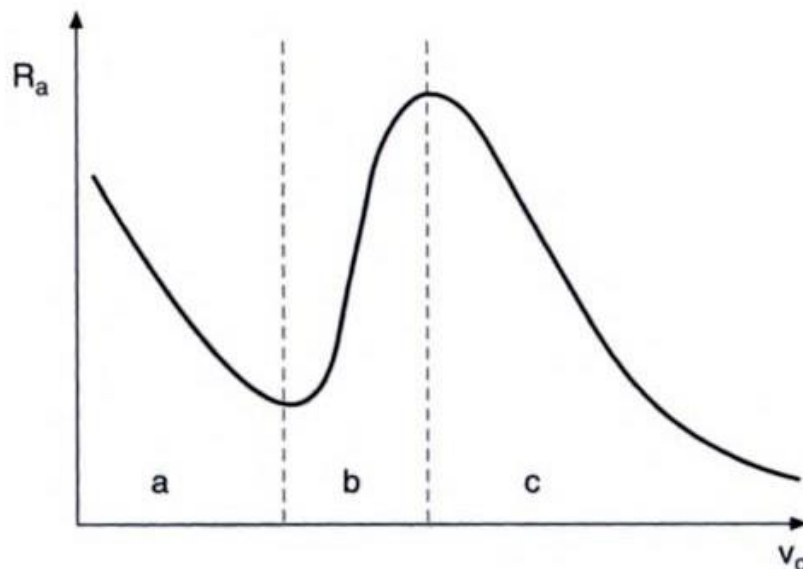


Figura 2.5 - Curva di finitura superficiale-velocità di taglio [63]

Si osservano tre zone caratteristiche:

- Zona a), alle basse velocità di taglio: si ha formazione di truciolo discontinuo che lascia sulla superficie lavorata tracce di trappi;
- Zona b), alle medie velocità di taglio: il truciolo presenta una grande quantità di riporto e questa porzione di materiale incrudito, aderente al tagliente, rilascia delle particelle che rimangono aderenti al truciolo e alla superficie lavorata;
- Zona c), alle alte velocità di taglio: il fenomeno del riporto si attenua fino a scomparire, migliorando la finitura superficiale.

La forma del truciolo è influenzata:

- Dai materiali da lavorare → soprattutto da alcune proprietà dei materiali quali conducibilità termica, durezza, resistenza a rottura, carico di snervamento e modulo elastico
- Dai parametri geometrici degli utensili da taglio → l'angolo di spoglia e il raggio di punta
- Dalle condizioni di taglio → l'avanzamento e la profondità di passata
- Dalle forze di taglio
- Dalle temperature
- Dalle vibrazioni

Nella figura 2.6 sono illustrati i diversi tipi di truciolo con la relativa denominazione e un'analisi della loro forma.








Forma e denominazione del truciolo	Valutazione della forma del truciolo
	Truciolo nastriforme Sfavorevole
	Truciolo arricciato Sfavorevole
	Truciolo elicoidale Soddisfacente
	Truciolo elicoidale rotto Vantaggioso
	Truciolo a spirale rotto Vantaggioso
	Pezzi di trucioli a spirale Vantaggioso
	Frammenti di trucioli Soddisfacente

Figura 2.6 - Forma e determinazione dei vari tipi di truciolo [63]

2.3. Forze di taglio

Nelle lavorazioni per asportazione di truciolo, è necessario compiere un lavoro di separazione e distacco per separare il truciolo dal pezzo, fornendo dall'esterno l'energia necessaria. Il lavoro totale di asportazione viene trasformato quasi totalmente in calore.

Oltre alle sollecitazioni termiche, il tagliente è anche sottoposto a notevoli sollecitazioni meccaniche dovute alle forze di taglio. La valutazione di tali forze è interessante perché consente di effettuare una scelta ragionata della macchina utensile da impiegare, valutare in modo diretto la lavorabilità di un materiale e giustificare alcuni errori di lavorazione.

Viene chiamata forza di taglio la risultante delle forze che l'utensile esercita sul pezzo in lavoro al fine di provocare la formazione e il distacco del truciolo. Essa può essere suddivisa in tre componenti:

1. F_x o $F_a \rightarrow$ diretta tangenzialmente al pezzo, in direzione della velocità di alimentazione. Viene definita *componente laterale, assiale o di avanzamento*. Essendo la velocità di avanzamento sempre molto bassa, la potenza assorbita da tale forza è sempre molto piccola. La componente di avanzamento influenza l'inflessione dell'utensile
2. F_z o $F_t \rightarrow$ diretta tangenzialmente al pezzo, nella direzione della velocità di taglio. Viene denominata *componente principale, tangenziale o di taglio*. Essa assorbe la maggior parte della potenza di taglio ($P_t = V_c F_t$: dove con P_t si indica la potenza di taglio e con V_c la velocità di taglio), quindi determina l'assorbimento di potenza; questa forza dipende in larga misura da deformazioni e attrito, non solo tra pezzo e utensile ma anche tra truciolo e spoglia superiore del tagliente. La forza di taglio è espressa dalla relazione:

$$F_t = p_t \cdot S$$

Dove p_t è la pressione di taglio [N/mm^2] ed S è la sezione del truciolo [mm^2]

3. F_y o $F_r \rightarrow$ perpendicolare alla F_x ed alla F_z , viene definita *componente normale, radiale o di repulsione*. È orientata in modo tale da esercitare sull'utensile stesso un'azione tendente a staccarlo dal pezzo. Questa forza non assorbe alcuna parte della potenza di taglio, determina principalmente l'inflessione dell'utensile e quindi le tolleranze di lavorazione.

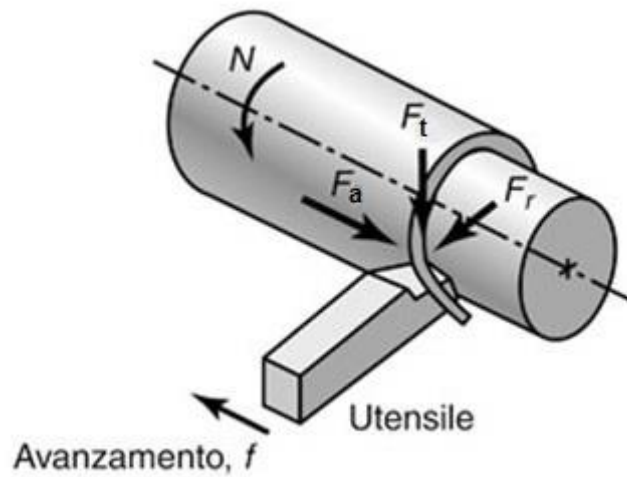


Figura 2.7 - Rappresentazione delle componenti della forza di taglio [64]

L'entità delle tre componenti dipende da diversi fattori, come le dimensioni del truciolo, il tipo e la geometria dell'utensile, le caratteristiche del materiale lavorato, le velocità di taglio. È possibile diagrammare l'andamento della componente principale di taglio in funzione della velocità di taglio, mantenendo costanti tutti gli altri parametri (Fig. 2.8).

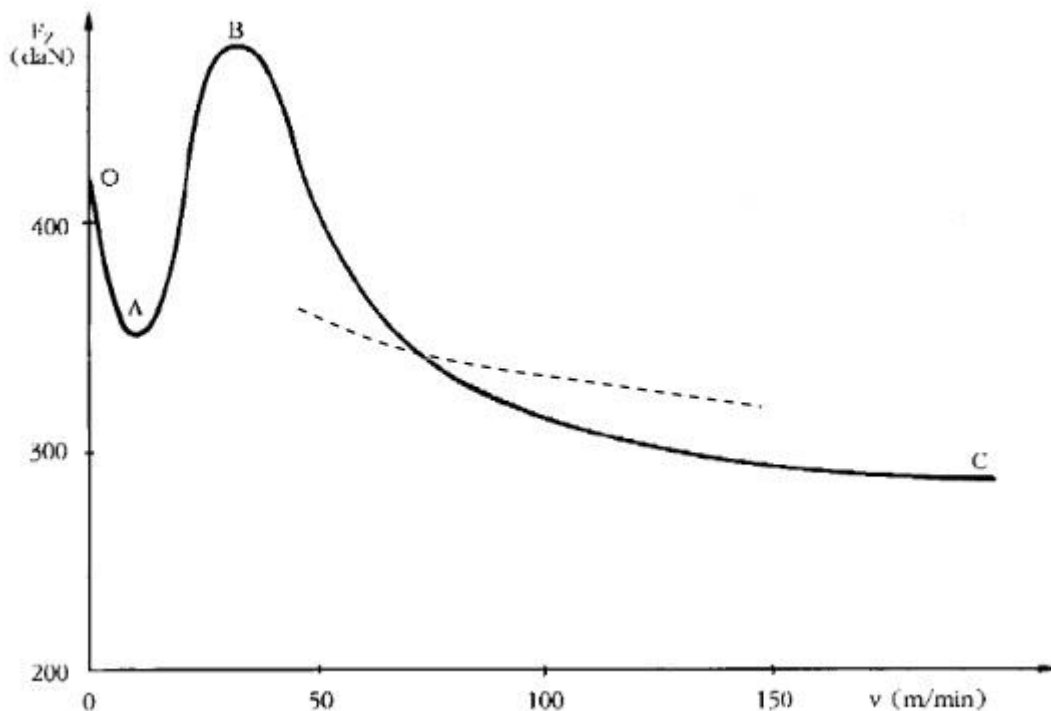


Figura 2.8 - Andamento forza di taglio F_z in funzione della velocità di taglio [64]

Se la velocità di taglio tendesse a zero, la forza necessaria per realizzare il processo teoricamente tenderebbe all'infinito.

Questo perché l'azione dell'utensile sarebbe un'azione di deformazione e strappamento del materiale con conseguente innalzamento delle forze in gioco. Per basse velocità di taglio, la forza di taglio diminuisce a causa di una diminuzione delle tensioni tangenziali dovute ad un aumento della temperatura sul pezzo e sull'utensile.

L'andamento presenterà un massimo locale in corrispondenza di una velocità di taglio precisa; si tratta della velocità alla quale si ha il fenomeno noto come tagliente di riporto. La presenza di materiale che si deposita proprio al contatto utensile-pezzo determina una drastica riduzione della capacità di taglio dello spigolo tagliente, dando luogo ad un notevole incremento delle forze di taglio necessarie affinché il processo avvenga. Tale fenomeno praticamente scompare all'aumentare delle velocità di taglio, infatti il materiale depositato viene portato via dal truciolo che scorre sul petto dell'utensile.

Un altro fattore che influenza le forze di taglio è la geometria dell'utensile. Anche in questo caso è possibile diagrammare le forze di taglio in funzione dell'angolo di spoglia superiore γ (Fig. 2.9).

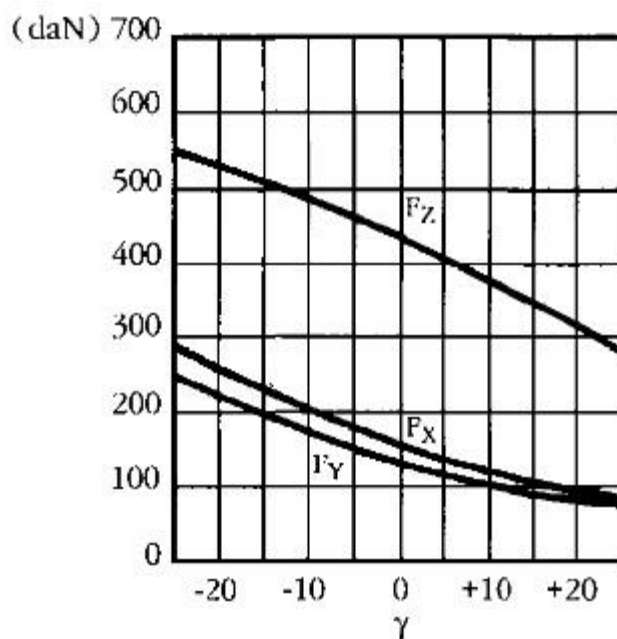


Figura 2.9 - Andamento delle componenti dello sforzo di taglio in funzione dell'angolo di spoglia superiore [64]

In questo caso, le componenti dello sforzo di taglio diminuiscono con l'aumentare di γ , quindi, a parità di velocità di taglio e di potenza disponibile al mandrino, un valore positivo dell'angolo di spoglia superiore facilita la separazione del truciolo. Analogamente con angolo di spoglia superiore negativo si può asportare una minore sezione di truciolo, con forze di taglio maggiori.

2.4. Temperature di taglio

La temperatura di taglio assume un ruolo fondamentale nel campo della lavorazione dei metalli poiché l'usura degli utensili, e quindi le prestazioni, dipendono dalla quantità di calore che si accumula sul tagliente nella zona di contatto con il truciolo e con il pezzo in lavoro. Nei processi di asportazione di truciolo, quasi tutta l'energia meccanica proveniente dalle forze di taglio originate nel processo viene trasformata in calore.

La generazione di calore nelle zone di taglio è pertanto un fenomeno di grande interesse per la qualità del processo. Le eccessive temperature sono la causa primaria di una durata tagliente insoddisfacente e della necessità di impiegare ridotte velocità di taglio. Il calore nelle lavorazioni per asportazione di truciolo è prodotto:

- Dall'energia spesa per la deformazione e il distacco del truciolo, funzione della sezione del truciolo, della natura del materiale tagliato, della velocità di taglio e dell'entità della deformazione
- Dall'attrito tra la superficie interna del truciolo ed il petto dell'utensile, nonché fra la superficie del pezzo lavorato e il fianco del tagliente. Il valore dell'entità dell'attrito dipende dallo stato delle superfici a contatto, dalla velocità di taglio, dall'eventuale presenza di un fluido da taglio e dai materiali a contatto.

Il calore viene smaltito in misura preponderante nel truciolo e in misura minore nel petto dell'utensile (Fig. 2.10). La dispersione del calore avviene grazie al contatto utensile-pezzo ed è quindi funzione delle conducibilità termiche del materiale lavorato e dell'utensile e dell'eventuale presenza di un fluido da taglio.

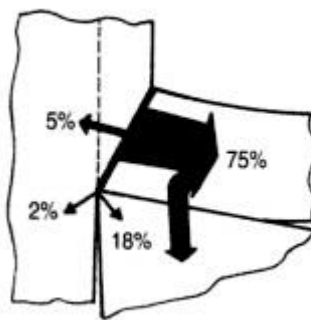


Figura 2.10 - Esempio di distribuzione percentuale delle temperature su utensile, truciolo e pezzo [63]

Lo sviluppo dei materiali da taglio è fortemente legato alla necessità di contrastare gli effetti dovuti alle elevate temperature (rammollimento del materiale, deformazione del tagliente, ecc). La velocità di taglio è il parametro di lavorazione che ha maggiore influenza sulla temperatura.

Tuttavia, l'aumento della temperatura è proporzionalmente minore all'aumento della velocità di taglio.

Ciò si spiega essenzialmente con l'aumento della propagazione del calore verso il corpo dell'utensile e del truciolo.

Le zone in cui si sviluppa calore durante il taglio sono:

- Nella zona di deformazione in corrispondenza del piano di scorrimento, dove si sviluppa il calore derivante dal lavoro di deformazione plastica
- In corrispondenza del petto dell'utensile, dove si sviluppa il calore derivante sia dal lavoro di deformazione plastica nella zona di scorrimento secondaria sia da quello delle forze di attrito nella parte in cui si ha scorrimento del truciolo
- In corrispondenza del fianco dell'utensile, dove si sviluppa ulteriore calore per effetto dell'attrito dovuto allo strisciamento sulla superficie in lavorazione.

2.5. Tornitura

La tornitura ha lo scopo di ottenere superfici di rivoluzione esterne ed interne variamente conformate.

I parametri che influenzano un processo di tornitura sono:

- Diametro in lavorazione d [mm]
- Avanzamento f [mm/gir]
- Profondità di passata a_p [mm]
- Spessore di truciolo s [mm]
- Sezione di truciolo S [mm²]
- Velocità di taglio V_c [m/min]
- Numero di giri n [gir/min]

Le principali operazioni di tornitura sono le seguenti:

- Tornitura piana esterna (sfacciatura): questa operazione permette di ottenere superfici piane perpendicolari all'asse di tornitura con un moto di alimentazione dell'utensile perpendicolare a tale asse (Fig. 2.11-a). Questa operazione comprende anche la tornitura in piano con avanzamento longitudinale (Fig. 2.11-b), che richiede un utensile largo almeno quanto la superficie da generare, e la troncatura (Fig. 2.11-c), operazione con avanzamento trasversale che serve per la lavorazione di gole e taglio ortogonale

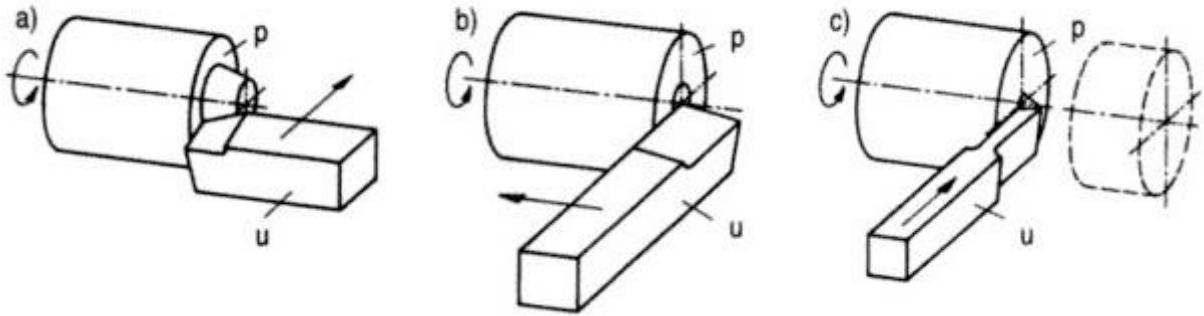


Figura 2.11 - Tornitura di superfici piane esterne [65]

- Tornitura cilindrica esterna: la tornitura cilindrica con avanzamento longitudinale genera una superficie cilindrica coassiale rispetto all'asse di rotazione (Fig. 2.12-a). Questo tipo di operazione di taglio è quella usata in questa ricerca. La tornitura di pelatura è una tornitura cilindrica con forte avanzamento, quasi sempre con utensile rotante (Fig. 2.12-b). La tornitura cilindrica con avanzamento trasversale genera una superficie cilindrica coassiale all'asse di rotazione, se la larghezza dell'utensile è uguale a quella della superficie da generare (Fig. 2.12-c).

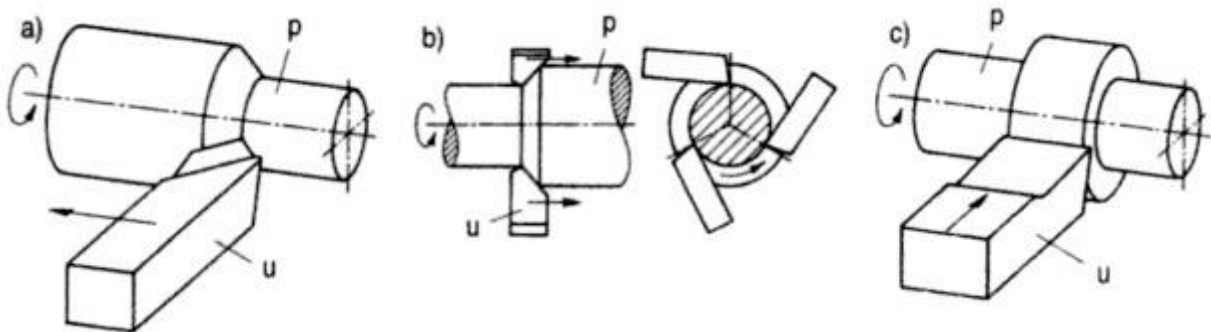


Figura 2.12 - Tornitura di superfici cilindriche esterne [65]

- Tornitura esterna di superfici a forma complessa: combinando opportunamente i due moti di alimentazione, parallelo e perpendicolare, del tornio è possibile ottenere superfici di rivoluzione la cui generatrice può essere composta di tratti rettilinei comunque inclinati rispetto all'asse di tornitura e da tratti ad arco di circonferenza, o anche di forma più complessa.
- Tornitura di superfici elicoidali: la tornitura elicoidale è una lavorazione con avanzamento longitudinale per generare filettature. Il valore dell'avanzamento corrisponde al passo della filettatura (Fig. 2.13-a). la tornitura a pettine produce filettature esterne con utensili a più denti (Fig. 2.13-b). La tornitura con filiera consente di realizzare una filettatura con utensili a più denti (Fig. 2.13-c).

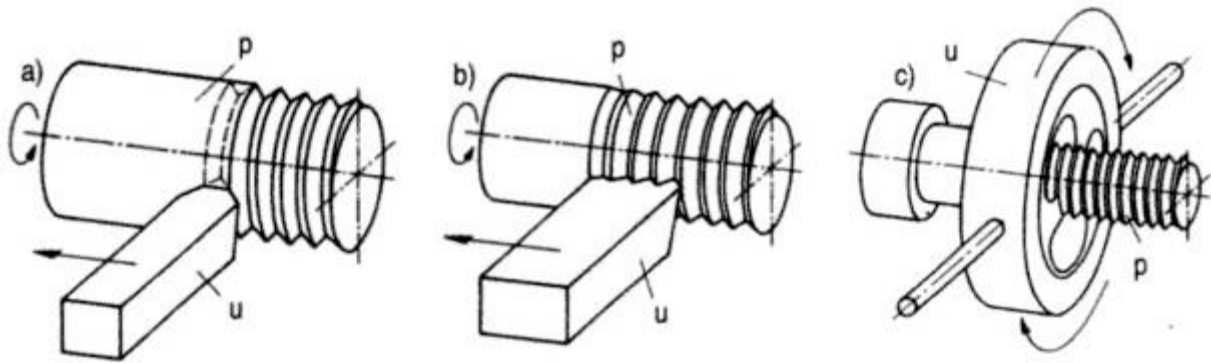


Figura 2.13 - Tornitura di superfici elicoidali [65]

I moti caratteristici della tornitura sono:

- Il moto di taglio, rotatorio, continuo e sempre posseduto dal pezzo; il parametro relativo è la velocità di taglio la cui relazione è:

$$V_c = (D \cdot \pi \cdot n) / 1000$$

Con D, diametro del pezzo, espresso in mm e n uguale al numero di giri che il pezzo compie in un minuto

- Il moto di alimentazione, rettilineo o curvilineo, giacente in un piano passante per l'asse di tornitura e sempre posseduto dall'utensile; esso è ottenuto dalla combinazione di due moti di alimentazione, rispettivamente parallelo e perpendicolare all'asse di tornitura. Il parametro relativo è l'avanzamento f
- Il moto di appostamento, sempre posseduto dall'utensile, è rettilineo e ha la funzione di regolare la posizione dell'utensile rispetto al pezzo; il parametro relativo è la profondità di passata a_p
- Il moto di lavoro, risultante dalla combinazione del moto di taglio e quello di alimentazione, è un moto elicoidale.

La terna dei parametri di taglio da controllare deve sempre tenere conto dei limiti tecnologici del sistema macchina-pezzo-utensile, e in particolare:

- La velocità angolare, risultante dalla scelta della velocità di taglio e dal diametro tornito, deve tenere conto della massima velocità disponibile sulla macchina e delle condizioni di stabilità del pezzo, variabili in funzione di peso, dimensioni, forma ed eccentricità del pezzo nonché del metodo di bloccaggio
- La combinazione di avanzamento e profondità di passata scelti non devono dare origine a sforzi di taglio tali da deformare il pezzo o l'utensile e tali da creare vibrazioni e spostamenti del pezzo dalla sua configurazione bloccata

- La combinazione dei parametri di taglio deve essere compatibile con la coppia e la potenza disponibile al mandrino della macchina.

2.6. Geometria degli utensili da taglio

L'utensile è uno strumento che consente di dare forma ad uno oggetto tramite asportazione di materiale. La testa è la parte dell'utensile realizzata in maniera opportuna per asportare il materiale, cioè la parte direttamente interessata al taglio.

Nei moderni utensili tale parte comprende la sede porta inserto e inserto. La sede come il resto dell'utensile è in acciaio opportunamente trattato, mentre l'inserto che costituisce l'elemento "nobile" dell'utensile è composto dal materiale da taglio scelto.

Nella figura 2.14 si possono individuare tre facce denominate facce di affilatura. La faccia A rappresenta il petto, la B il fianco principale e la C il fianco secondario, non direttamente coinvolto nelle operazioni di taglio.

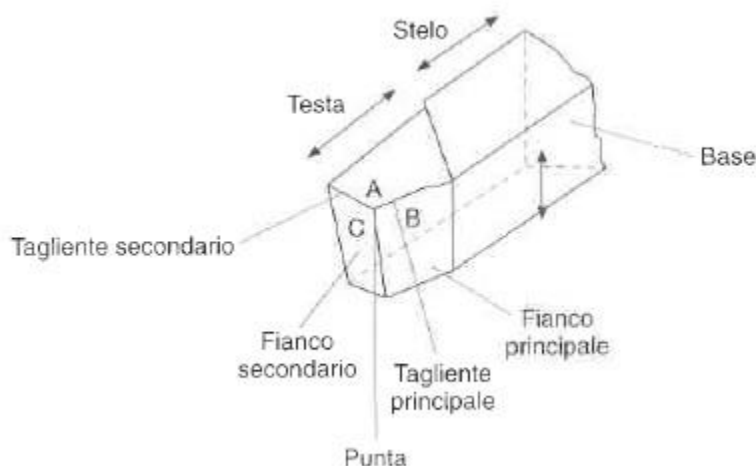


Figura 2.14 - Rappresentazione schematica di un utensile [66]

Lo spigolo generato dall'intersezione tra petto e fianco principale si chiama tagliante principale, mentre quello formato dall'intersezione del petto con il fianco secondario è detto tagliante secondario.

La linea spezzata formata da entrambi i taglienti definisce il profilo dell'utensile, mentre la loro intersezione ne rappresenta la punta. Fra i due taglienti può esserci un raccordo di raggio opportuno.

È necessario caratterizzare un utensile a punta singola anche mediante i suoi angoli (Fig. 2.15).

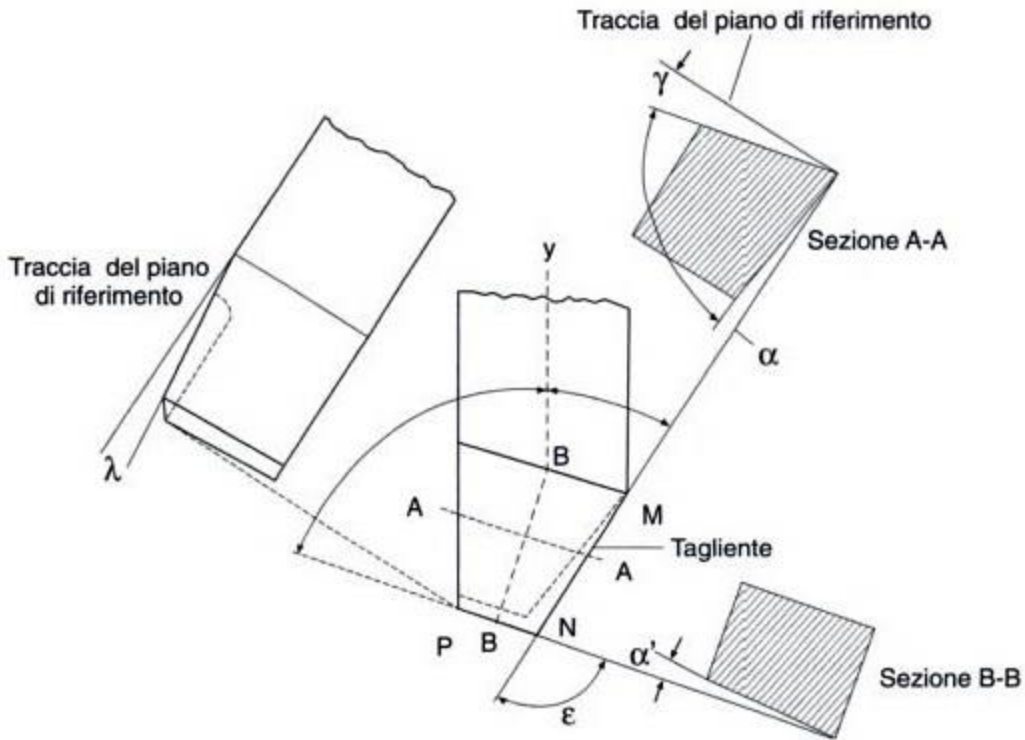


Figura 2.15 - Angoli caratteristici di un utensile [64]

Gli angoli principali possono essere così definiti:

- *Angolo di spoglia superiore γ* : è quello formato dal petto dell'utensile con il piano di riferimento passante per la punta, calcolato rispetto ad una sezione ortogonale alla proiezione del tagliente principale su tale piano. Esso assume valori positivi se la faccia di taglio si trova al di sotto del piano di riferimento. Il suo valore ha grande influenza sulla formazione del truciolo, sulla temperatura che si genera tra utensile e pezzo e sulla resistenza al taglio. Aumentando il valore dell'angolo di spoglia superiore l'asportazione del materiale diventa più agevole, poiché migliora la predisposizione al taglio. Ad un aumento del valore dell'angolo γ , consegue una diminuzione dell'angolo di taglio β (Fig. 2.16), con conseguente indebolimento dell'utensile e possibile rottura del tagliente.

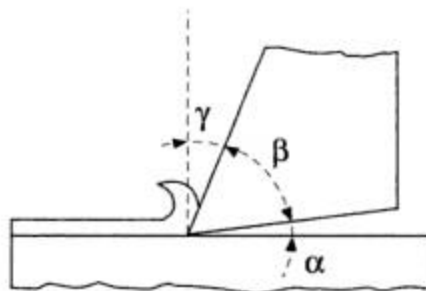


Figura 2.16 - Utensile monotagliente [64]

Generalmente si usano angoli di spoglia elevati se i materiali da lavorare sono teneri, facilmente lavorabili e se la macchina utensile è poco rigida. L'angolo γ va ridotto se il materiale è duro o nel caso in cui sia necessario avere un tagliente robusto. Nel caso di utensili in metallo duro si possono utilizzare valori negativi dell'angolo di spoglia superiore ($\gamma = -6^\circ$)

- *Angolo di spoglia inferiore α* : è l'angolo formato dal fianco principale con un piano ortogonale al piano di riferimento e contenente il tagliente principale, calcolato in una sezione normale alla proiezione del tagliente principale. L'angolo di spoglia inferiore è l'angolo compreso tra la faccia inferiore dell'utensile ed il piano tangente alla superficie del pezzo. Tale angolo ha lo scopo di evitare l'attrito causato dallo strisciamento tra il fianco dell'utensile ed il pezzo, facilitando l'avanzamento; per cui è necessario che qualsiasi tipo di utensile presenti un angolo di spoglia inferiore reale positivo. Aumentando questo angolo, l'usura sul fianco viene ridotta ma diminuisce parallelamente anche la robustezza del tagliente. La scelta del suo valore dipende dal tipo di materiale da lavorare. Per materiali duri è consigliabile adottare un angolo di spoglia inferiore piccolo, mentre per materiali teneri è meglio utilizzare un angolo maggiore.

In ogni caso l'angolo α deve risultare sempre maggiore dell'angolo di inclinazione dell'elica ($\alpha > \arctg a/(\pi D)$). La scelta di tale angolo deriva da un compromesso tra l'esigenza di avere un angolo α relativamente grande, tale da aumentare la vita utile del tagliente, e un angolo α relativamente basso, tale da rendere l'utensile più resistente. Il valore comunemente utilizzato è $\alpha = 6^\circ$.

- *Angolo di attacco o di registrazione χ* : serve a ridurre il carico dell'impatto e influisce sulla forza di avanzamento, su quella di penetrazione e sullo spessore del truciolo. In particolare, diminuendo tale angolo senza variare l'avanzamento, la larghezza del truciolo diventa maggiore mentre il suo spessore viene ridotto. Ciò comporta una distribuzione di taglio su una larghezza maggiore, con conseguente allungamento della vita utile dell'utensile. D'altro canto, l'aumento della larghezza del truciolo con riduzione dello spessore comporta una maggiore difficoltà nel romperlo. In generale l'angolo χ è compreso tra i 20° e i 70° e dipende principalmente dalle condizioni di lavoro. Per materiali particolarmente resistenti (generano elevate temperature di taglio) conviene utilizzare un angolo ψ intorno ai 30° , mentre per materiali non particolarmente resistenti e nelle operazioni di finitura con piccole profondità di taglio è conveniente utilizzare un angolo χ intorno ai 60° . Non bisogna mai oltrepassare i 70° altrimenti si avrebbe una sezione del truciolo molto allungata, con un bassissimo valore dello spessore, e ciò

indurrebbe al cosiddetto fenomeno del “rifiuto del taglio”. L’utensile, parzialmente usurato, tenderebbe a non tagliare il materiale ma solo a ricalcarlo, a deformarlo, per poi riprendere a tagliare dopo una brevissima distanza.

L’angolo di registrazione è molto importante nella scelta di un utensile per tornitura.

Infatti, oltre ad influire sulla formazione dei trucioli, influenza anche altri fattori, quali:

- il modo in cui il tagliente entra in contatto con il pezzo
- la variazione delle passate che possono essere eseguite con l’utensile adottato.

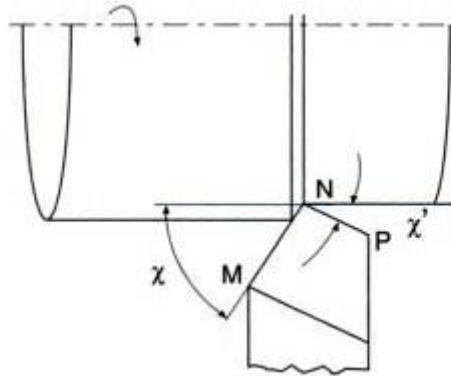


Figura 2.17 - Angoli di attacco principale e secondario [63]

Ci sono altri angoli che però presentano una minore importanza:

- *Angolo di inclinazione del tagliente principale λ* : indica l’inclinazione del petto; si considera positivo se il tagliente giace al di sotto del piano, negativo nel caso opposto. L’inclinazione del tagliente serve ad attenuare gli urti che si producono nelle fasi iniziali della lavorazione evitando la rottura.
- *Angolo di spoglia inferiore del tagliente secondario α'*
- *Angolo di attacco del tagliente secondario χ'* : è formato dalle proiezioni del tagliente secondario e della superficie lavorata del pezzo. Indica l’attività del tagliente secondario nelle operazioni di taglio; la sua azione causa delle solcature nel pezzo in lavoro, la cui entità può essere ridotta raccordando i due taglienti con un arco di cerchio. L’angolo di registrazione del tagliente secondario deve essere determinato in funzione della direzione di avanzamento. Il tagliente secondario deve rimanere impegnato solo dove è necessario, in relazione all’avanzamento ed al raggio di punta del tagliente. Un grande angolo di registrazione, vicino a 90° , genera una forza assiale elevata ed una componente radiale relativamente inferiore. Riducendo l’angolo di registrazione aumenta la forza radiale e diminuisce quella assiale.

Nelle operazioni di tornitura esterna di sgrossatura è consigliabile un angolo di registrazione più basso che generi forze più bilanciate ed aumenti la stabilità nella lavorazione.

Generalmente, per la tornitura esterna è consigliabile utilizzare angoli di registrazione da 60 a 80 gradi, se non esistono particolari esigenze operative.

- *Angolo dei taglienti ϵ* : è l'angolo compreso tra le proiezioni, sul piano di riferimento, dei due taglienti.

Un tagliente affilato asporta il truciolo meglio di uno arrotondato, ma risulta anche più debole, a causa della ridotta sezione trasversale. La punta dell'inserto, dove i taglienti si congiungono, deve essere resistente. Per questa ragione, viene realizzato un raggio tra i taglienti.

Il raggio di punta r_c raccorda i taglienti che si congiungono in un punto teorico. Il suo scopo è modificare il vertice debole dei taglienti. Un raggio di punta più grande su inserti per sgrossatura può migliorarne le prestazioni. La finitura superficiale del pezzo e la sua precisione dimensionale sono influenzate dalla combinazione raggio di punta ed avanzamento giro utilizzati.

Una migliore finitura superficiale sarà generalmente il risultato della scelta di un raggio di punta più grande in combinazione con un avanzamento per giro più basso. Un raggio di punta piccolo produce un truciolo con uno spessore quasi costante, un raggio di punta grande produce un truciolo che si assottiglia gradualmente, ma ciò non è vantaggioso.

Riassumendo, il raggio di punta più grande dovrebbe essere generalmente scelto per ottenere la massima robustezza in sgrossatura e buone qualità superficiali in finitura, in considerazione dei fattori di stabilità e formazione del truciolo [67].

2.7. Meccanismi di usura

Nel corso del processo di taglio, a causa delle sollecitazioni meccaniche, termiche e chimiche, l'utensile si usura fino ad esaurire la sua vita utile. I processi di usura influenzano sensibilmente alcuni parametri caratteristici della lavorazione come le forze di taglio, le temperature, la geometria del tagliente, le dimensioni, la finitura del pezzo e l'economia della lavorazione stessa. I principali meccanismi di usura sono:

- I. *Abrasione*: nella parte di contatto truciolo-utensile-pezzo si manifestano i più importanti fenomeni di abrasione meccanica, causata soprattutto dai componenti duri dei materiali in lavoro. I parametri che influiscono sul comportamento dell'usura abrasiva sono la durezza dell'utensile e il grado di tenacità del materiale dell'utensile. La durezza riduce la suscettibilità del materiale a creare zone con inneschi di frattura.

La tenacità, invece, determina un migliore comportamento ai fini della propagazione delle microcricche originate

- II. Diffusione: durante il taglio, a temperature molto elevate, inizia a manifestarsi l'usura diffusiva. Tale fenomeno è legato ai coefficienti di diffusione dei vari elementi ed è il principale responsabile della formazione del cratere. Diversi studi hanno permesso di stabilire che in presenza di usura per diffusione, la durata dell'utensile dipende dalla composizione chimica dei materiali in contatto, dalla temperatura e dalla velocità di taglio. La dinamica dell'usura per diffusione si contrasta quindi con l'aggiunta negli utensili di elementi a basso coefficiente di diffusione, come ad esempio il titanio, o mediante rivestimenti del tagliente a base di ossido di alluminio
- III. Ossidazione: oltre a causare i fenomeni diffusivi, le elevate temperature e la contemporanea presenza dell'ossigeno sono le cause dei processi di ossidazione che avvengono sul tagliente. In particolare, dove termina la parte di tagliente impegnata nel taglio tale fenomeno causa gli effetti predominanti provocando i tipici intagli
- IV. Adesione: è dovuta all'interazione tra il materiale del truciolo e il materiale dell'utensile che crea una microsaldatura nella zona di contatto truciolo-utensile e quindi la frattura della zona saldata. Si forma uno strato metallico, che può essere considerato una soluzione solida di atomi del materiale del truciolo e quello dell'utensile. È stato dimostrato che il rapporto tra la durezza dello strato di contatto dell'utensile e quella del materiale in lavoro influenza in modo diretto questo fenomeno che spesso può portare alla formazione del tagliente di riporto
- V. Fatica: le sollecitazioni ripetute al quale l'utensile è sottoposto possono raggiungere valori così elevati da risultare critici, cioè possono causare deformazioni plastiche o innescare la formazione di cricche. Il grado di tenacità dell'utensile regola l'evolversi di tali fenomeni. Inoltre le repentine variazioni di temperatura, provocano dilatazioni e contrazioni degli strati superficiali dell'utensile che possono portare all'insorgere di cricche nella zona più calda del tagliente e propagarsi lungo il fianco del medesimo. Tale fenomeno è in relazione con i coefficienti di dilatazione e conducibilità termica del materiale che costituisce l'utensile.

Risulta evidente che le condizioni di taglio, soprattutto la velocità e la temperatura, rivestono un ruolo importante nel favorire i diversi meccanismi di usura. A basse velocità di taglio predominano i fenomeni di abrasione e adesione, mentre alle alte velocità quelli di diffusione e deformazione plastica. Il comportamento dell'utensile dal punto di vista dell'efficienza, è molto

sensibile al variare delle condizioni di taglio e mette in evidenza come sia difficile fare previsioni in condizioni di taglio diverse.

Nella figura 2.18 si nota come la temperatura di taglio influenza i vari tipi di usura.

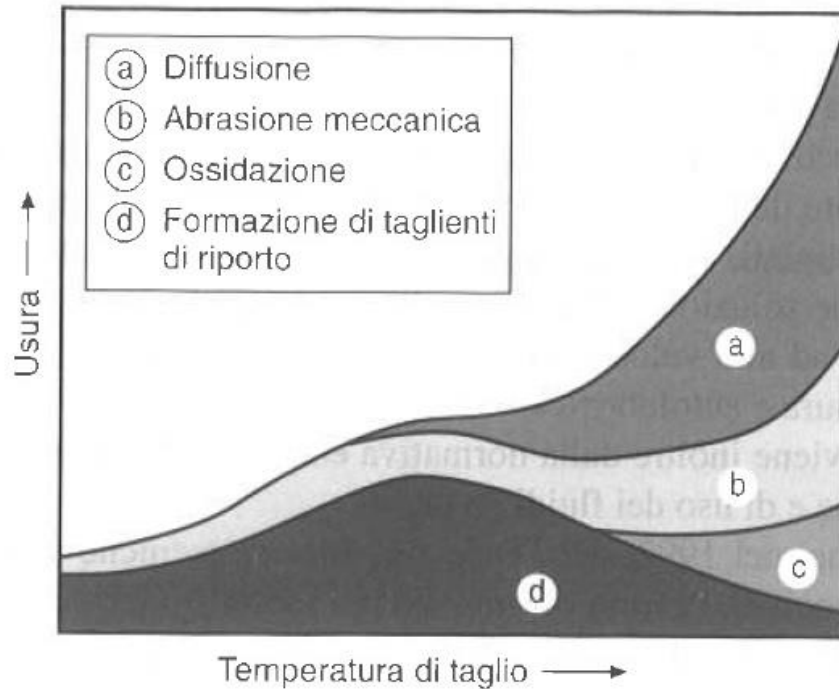


Figura 2.18 - Influenza della temperatura sui vari tipi di usura [63]

L'usura, in generale, si manifesta sul petto (craterizzazione) e sul fianco del tagliente. Il cratere che si forma sul petto del tagliente è essenzialmente causato da fenomeni connessi con lo scorrimento del truciolo e produce, al suo progredire, la rottura del tagliente.

L'usura sul fianco provoca un arretramento dello spigolo tagliente, influenzando la precisione dimensionale e la finitura superficiale del pezzo, oltre a produrre un incremento delle forze di taglio. La norma UNI ISO 3685 (Fig. 2.19) mostra le diverse tipologie di usura dell'utensile [68].

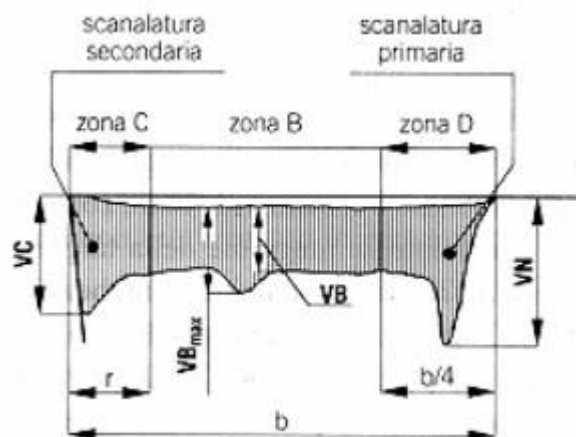


Figura 2.19 - Morfologia dell'usura del tagliente [68]

Generalmente, si valuta l'usura per craterizzazione mediante il rapporto di craterizzazione K_T/K_M , che consiste nel rapporto tra la profondità massima del cratere e la distanza che intercorre tra il punto di massima profondità ed il tagliente (Fig. 2.20).

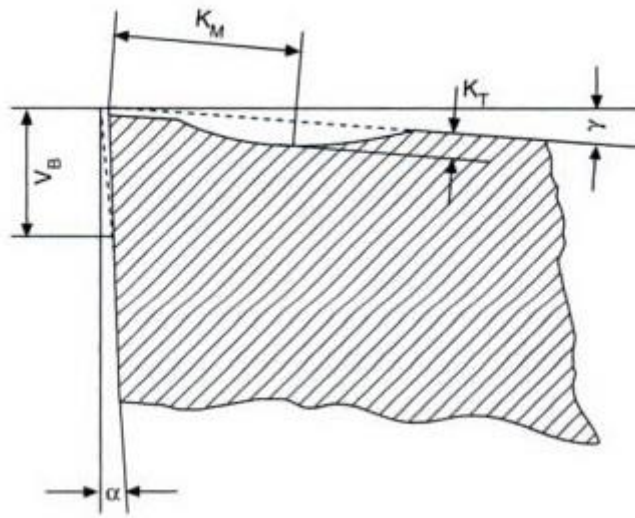


Figura 2.20 - Usura per craterizzazione [68]

Il labbro di usura sul fianco si misura in genere con il parametro V_B , il quale misura l'estensione della zona abrasa (Fig. 2.21).

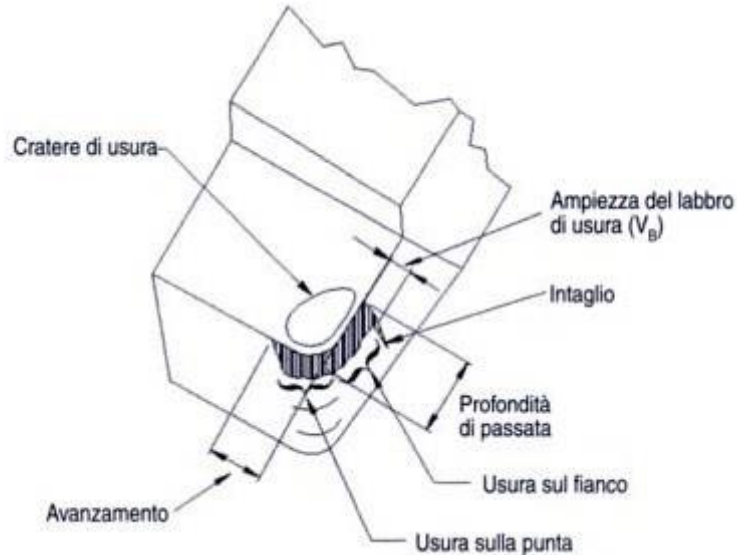


Figura 2.21 - Usura sul fianco [68]

È stata realizzata una classificazione dei vari tipi di usura per ottenere una base di valutazione della lavorazione ed ottimizzare la produttività attraverso l'impiego della corretta qualità di inserto e delle appropriate condizioni di lavoro.

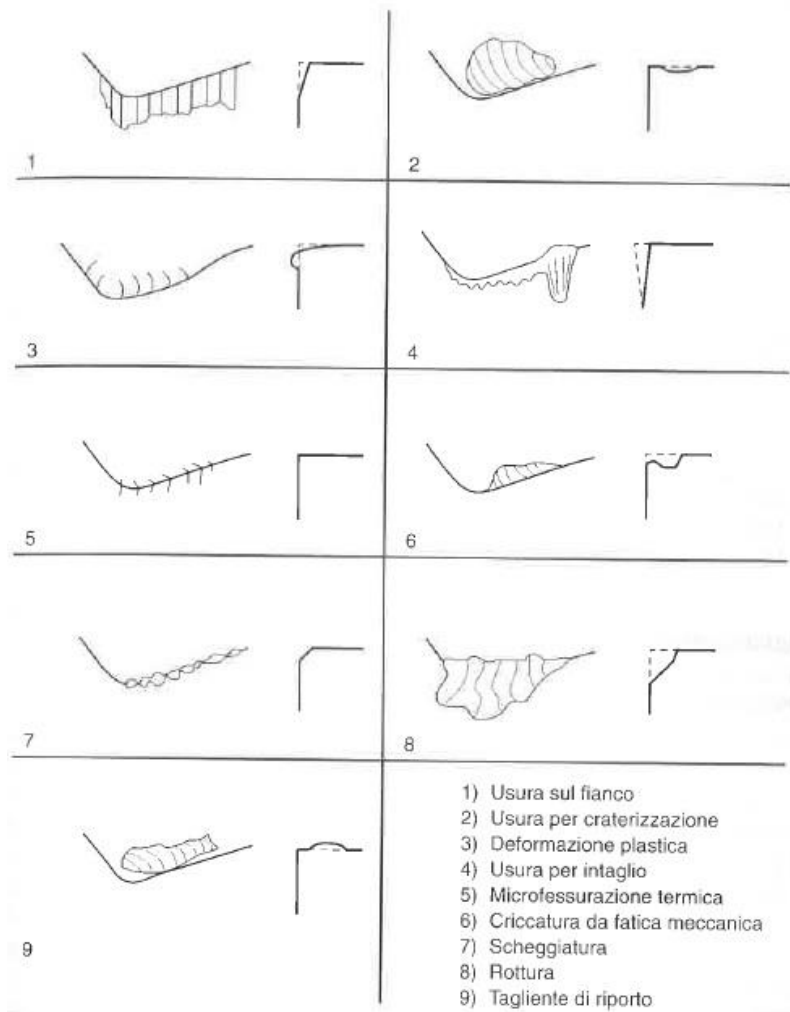


Figura 2.22 - Classificazione delle diverse tipologie di usura [63]

- **Usura sul fianco** (Fig. 2.23): è dovuta principalmente a fenomeni di abrasione. Si tratta del tipo più comune di usura ed è ideale per uno sviluppo controllato della durata dell'utensile. Influenza direttamente dimensioni e finitura del pezzo lavorato. È possibile ridurre questo fenomeno scegliendo un grado di utensile più resistente all'usura abrasiva, diminuendo la velocità di taglio, aumentando gli angoli di spoglia o il raggio del tagliante.



Figura 2.23 - Usura sul fianco

- **Usura per craterizzazione** (Fig. 2.24): è dovuta a meccanismi di diffusione e abrasione e può causare la rottura del tagliente. Le principali caratteristiche richieste al materiale dell'utensile per contrastare tale fenomeno sono la durezza a caldo e la ridotta affinità chimica con il materiale da lavorare. Per rimediare a questo fenomeno è possibile rivestire l'utensile con ossido di alluminio oppure ridurre la velocità di taglio e l'avanzamento.



Figura 2.24 - Usura per craterizzazione

- **Deformazione plastica** (Fig. 2.25): avviene in presenza di elevate temperature e pressioni sul tagliente. È importante, in questi casi, che il materiale dell'utensile possieda una elevata durezza a caldo; riducendo i parametri di taglio possiamo rallentare il fenomeno.



Figura 2.25 - Deformazione plastica

- **Usura per intaglio** (Fig. 2.26): è localizzata nelle parti terminali del tagliente e risente in modo particolare dell'effetto del processo di ossidazione. Per rimediare a tale fenomeno si può scegliere un grado d'utensile più resistente all'usura, aumentare gli angoli di attacco e di spoglia, ridurre la velocità di taglio e l'avanzamento.



Figura 2.27 - Usura per intaglio

- **Microfessurazioni termiche** (Fig. 2.28): sono dovute principalmente a variazioni termiche nel processo di taglio. Le soluzioni per questo fenomeno sono la scelta di un grado di utensile più tenace con migliore resistenza agli shock termici e la riduzione della velocità e dell'avanzamento.

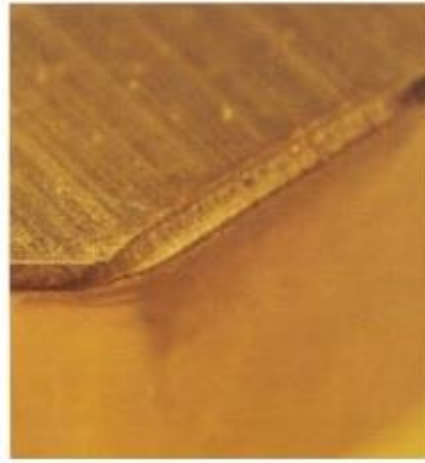


Figura 2.28 - Microfessurazioni termiche

- ***Cricatura da fatica meccanica*** (Fig. 2.29): le sollecitazioni meccaniche non sufficienti a produrre la rottura del tagliente ma eccessive per il materiale dell'utensile impiegato, possono produrre cricature per fatica. La scelta di un utensile più tenace e la riduzione dell'avanzamento e della profondità di passata sono consigliate per evitare il manifestarsi di tale fenomeno.



Figura 2.29 - Cricatura da fatica meccanica

- ***Scheggiatura del tagliente*** (Fig. 2.30): è dovuta alle variazioni di temperatura e alle sollecitazioni meccaniche. Scegliere un grado di utensile più tenace, ridurre l'avanzamento e aumentare la rigidità del sistema possono prevenire la scheggiatura.



Figura 2.30 - Scheggiatura del tagliente

- **Rottura del tagliente** (Fig. 2.31): è la fine catastrofica del tagliente causata da un aumento eccessivo delle forze di taglio e della temperatura. È necessario scegliere un utensile tenace, ridurre l'avanzamento e la profondità di passata e aumentare la rigidità del sistema per evitare la rottura del tagliente.



Figura 2.31 - Rottura del tagliente

- **Tagliente di riporto** (Fig. 2.32): la formazione del tagliente di riporto è un fenomeno principalmente legato alla temperatura di taglio e quindi alla velocità di taglio; basse temperature e elevate pressioni possono produrre la saldatura del truciolo sul tagliente. Un ruolo importante sull'entità di tale fenomeno lo ha la durezza e la rugosità superficiale del tagliente; infatti, a parità di condizioni di taglio, materiali dell'utensile più duri sono meno soggetti al tagliente di riporto.

Aumentando l'angolo di spoglia superiore e la velocità di taglio, scegliendo un materiale dell'utensile adeguato e utilizzando un fluido da taglio si può evitare la nascita di questo fenomeno.



Figura 2.32 - Tagliante di riporto

2.8. Utensili da taglio

Le tre principali caratteristiche che i materiali per utensili da taglio devono possedere per essere impiegati con le più elevate gamme di velocità di taglio ed avanzamenti sono:

- Capacità di resistere all'usura (WR), definita come la capacità del tagliante di continuare a lavorare anche dopo l'inizio della sua fase di deterioramento
- Tenacità (T), ossia la capacità di resistere alle sollecitazioni impulsive e agli shock termici
- Capacità di mantenere la durezza anche ad elevate temperature (HH) e di non alterare la sua stabilità chimica resistendo all'ossidazione e alla dissociazione.

Tuttavia, attualmente non esiste un materiale in grado di massimizzare tutti questi parametri, quindi bisogna scegliere in base a compromessi, in modo da soddisfare le necessità prevalenti nella lavorazione da svolgere.

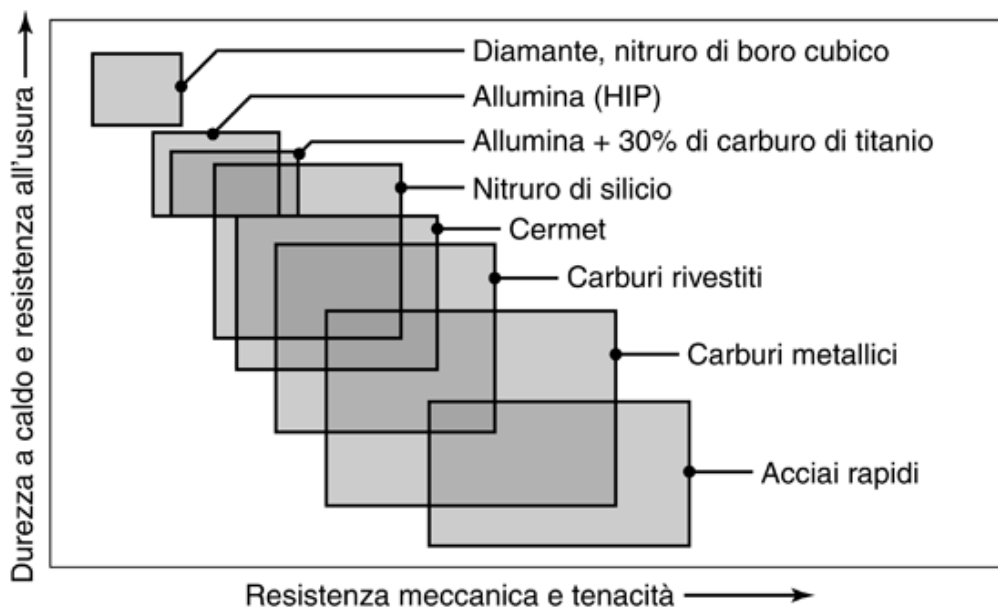


Figura 2.33 - Classificazione dei diversi materiali per utensili da taglio [63]

La figura 2.33 riporta i materiali per utensili da taglio comunemente utilizzati nell'attuale produzione industriale. In questo paragrafo sarà approfondito il materiale utilizzato nella lavorazione delle leghe "difficili da lavorare", oggetto della presente ricerca: metallo duro.

Il metallo duro è un materiale da taglio composto da particelle di elevata durezza, cementate da un legante. Esso possiede una vantaggiosa combinazione di proprietà adatte all'asportazione del truciolo metallico, che lo ha portato a dominare le attuali lavorazioni. È un prodotto della metallurgia delle polveri composto essenzialmente da carburi inglobati in una matrice di legante metallico. La durezza del materiale è data dalla presenza dei carburi, di dimensioni variabili tra 1 e 10 μm , tra i quali i più utilizzati sono quelli di tungsteno (WC), seguiti a ruota da quelli di titanio (TiC), niobio (NbC) e di tantalio (TaC), mentre il legante per eccellenza è il cobalto.

Nella famiglia dei metalli duri si raggruppano materiali anche molto diversi tra loro, per durezza, tenacità e resistenza all'usura, caratteristiche che possono essere facilmente controllate variando la composizione delle polveri costituenti. Attualmente i più utilizzati sono i metalli duri caratterizzati da tre fasi:

1. Rappresentata dal carburo di tungsteno (fase α)
2. Rappresentata dal cobalto (fase β)
3. Composta da carburi di titanio, tantalio e niobio (fase γ)

Dalla figura 2.34 si deduce come sia possibile variare le caratteristiche del metallo duro intervenendo solo sulla composizione percentuale di legante e carburi.

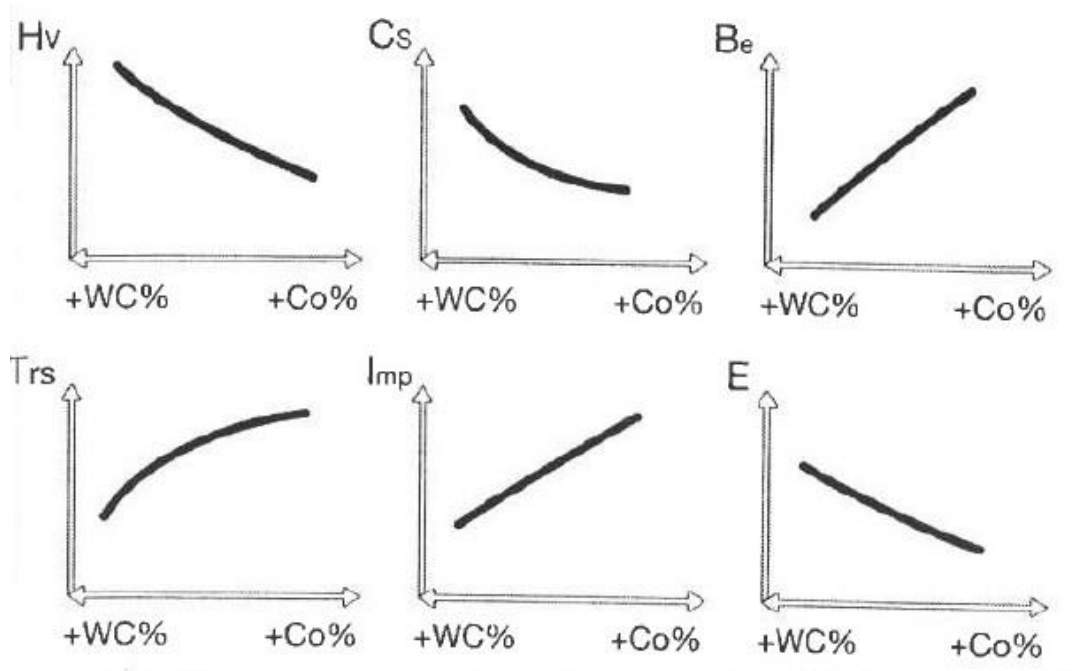


Figura 2.34 - Dipendenza delle proprietà meccaniche in funzione della percentuale di legante [69]

Con HV durezza Vickers, Cs resistenza a compressione, Be resistenza a rottura per flessione, Trs resistenza alla rottura trasversale, Imp resilienza, E modulo di Young.

Aumentando la frazione di carburi il materiale diventa più duro e più resistente a compressione; queste caratteristiche suggeriscono un incremento della resistenza all'usura. Diminuendo la frazione dei carburi si predilige la tenacità del materiale, come si deduce dal parametro resistenza alla rottura per flessione (Fig. 2.35).

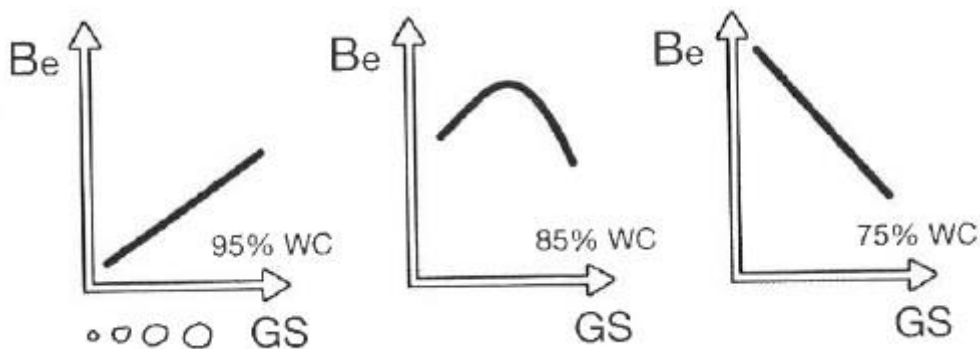


Figura 2.35 - Dipendenza della tenacità dalla temperatura [69]

Anche la scelta della dimensione delle particelle gioca un ruolo importante sull'equilibrio tra durezza e tenacità. Particelle grandi di cobalto generano un materiale tenace, piccole un materiale più duro.

Il metallo duro è stato e continua ad essere un eccellente materiale da utensile.

Sebbene i suoi valori di durezza e di resistenza a compressione decrescano con l'aumento della temperatura (Fig. 2.36), il suo ottimo comportamento nella resistenza all'usura soddisfa bene le esigenze di una lavorazione ad alte velocità di taglio.

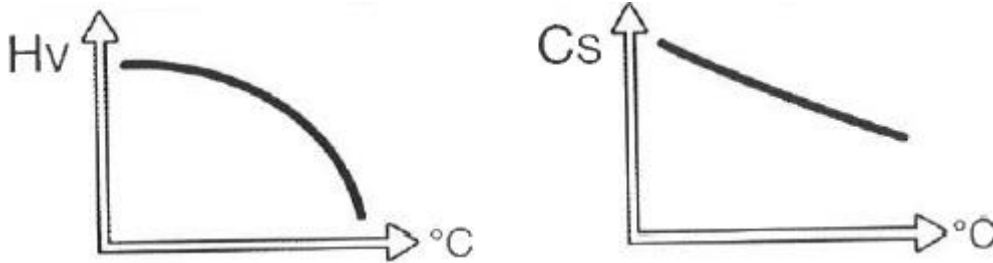


Figura 2.36 - Dipendenza delle caratteristiche meccaniche dalla temperatura [69]

Valori elevati di resistenza a flessione, a frattura, a rottura trasversale, di rigidità e di resilienza consentono di operare in condizioni diverse anche quando diventano critiche, senza pregiudicare il risultato finale.

2.8.1 Classificazione dei metalli duri

La classificazione dei metalli duri per utensili proposta dalla ISO (International Organisation for Standardization) viene utilizzata a livello mondiale e ripresa anche da una norma UNI (Ente Nazionale Italiano per l'Unificazione) che divide tali materiali in funzione dell'applicazione.

Nella classificazione ISO i carburi sinterizzati utilizzati nelle lavorazioni per asportazione di truciolo sono divisi in tre categorie (Fig. 2.37):

1. **P**, si riferisce alla lavorazione di materiali ferrosi che danno luogo a trucioli lunghi (acciai)
2. **K**, si riferisce alla lavorazione di materiali ferrosi che danno luogo a trucioli corti (ghise), ai materiali non ferrosi e ai materiali non metallici
3. **M**, si riferisce alla lavorazione di materiali più difficili.

Con il numero si indica, nella sua progressione, l'incremento del grado di tenacità dell'utensile. Tale proprietà definisce la resistenza dell'inserito alle sollecitazioni meccaniche generate dalle diverse operazioni e condizioni di taglio. Si indica:

- 05-10 → le tipologie di inserti predisposti per operazioni di finitura, con elevate velocità di taglio e minime sezioni di truciolo
- 15-20 → le tipologie di inserti definiti con operazioni di filettatura e media sgrossatura, con velocità di taglio non troppo elevate
- 30 → gli inserti per sgrossatura a velocità medio basse

- 40-50 → gli inserti per sgrossatura pesante anche in presenza di taglio interrotto con basse velocità di taglio.

Sigla ISO	Composizione chimica			Proprietà			Materiali lavorabili	Parametri di taglio			Condizioni di lavoro											
	%Co	% carburi	Elementi	Tenacità	Resistenza usura	Durezza		Velocità taglio	Avanzamento	Storzi taglio												
P01	-	+	WC TiC TaC NbC	-	+	+	Materiali ferrosi a truciolo lungo	+	-	-	Alta velocità, assenza vibrazioni											
P10												Tornitura alta velocità										
P20												Tornitura, fresatura										
P30												Vel. media/bassa										
P40												Sezione truciolo media/grande										
P50	+	-	Co = 5-17%	+	-	-	Acciai	-	+	+	Condizioni sfavorevoli con forti vibrazioni											
M10	-	+	WC TiC	-	+	+	Materiali tenaci difficili	+	-	-	Velocità media/alta											
M20												Velocità media										
M30												Sezione truciolo media										
M40												+	-	Co = 6-15%	+	-	-	Acciai inossidabili	+	+	Condizioni sfavorevoli con forti vibrazioni	
K01	-	+	WC	-	+	+	Materiali ferrosi a truciolo corto	+	-	-	Finitura di tornitura e fresatura											
K10												Foratura, alesatura, brocciatura										
K20												Maschiatura										
K30												+	-	Co = 4-15%	+	-	-	Materiali non ferrosi	-	+	+	Tornitura, fresatura, foratura, maschiatura in condizioni sfavorevoli
K40																						

Figura 2.37 - Classificazione ISO dei metalli duri [69]

2.8.2 Fabbricazione dei metalli duri

Il metallo duro, o carburo sinterizzato, è un prodotto della metallurgia delle polveri e viene fabbricato attraverso un processo di sinterizzazione complesso e accuratamente controllato che presenta molti vantaggi di tipo economici e tecnico:

- Impiego di materiali innovativi in grado di soddisfare le più svariate esigenze
- Grado di precisione delle finiture molto elevato
- Presenza quasi nulla di scarti di lavorazione
- Minimizzazione delle lavorazioni sul pezzo finito
- Possibilità di variare a piacere la densità e le altre caratteristiche
- Consumi ridotti e velocità di produzione elevata

Il processo tradizionale di sinterizzazione consiste nel mescolare ed “agglomerare” con il cobalto i carburi metallici secondo il seguente schema:

- a) produzione di carburo di tungsteno; avviene per reazione a caldo ($1500 \div 1900$ °C) tra polvere di tungsteno e nerofumo (carbonio)
- b) i carburi di tungsteno e il cobalto (in quantità pari al $3 \div 12\%$) con aggiunta di eventuali altri carburi vengono polverizzati e mescolati in appositi mulini a sfere assieme ad agenti di macinazione liquidi
- c) lo slurry, la miscela tra polveri e liquido, è inserito in un atomizzatore che ha lo scopo di creare una polvere scorrevole, comprimibile e priva di liquidi
- d) compressione (circa 2000 bar) a freddo delle polveri
- e) pre-sinterizzazione alla temperatura di $800 \div 1000$ °C
- f) sagomatura delle placchette con mole abrasive
- g) sinterizzazione alla temperatura di $1400 \div 1600$ °C in un apposito forno (sottovuoto oppure in alcuni casi nei più recenti forni sinter-HIP con gas inerti).

Per produrre il carburo di tungsteno si parte da polveri di tungsteno e carbonio che devono essere macinate e mischiate con particolare cura. Si scelgono polveri di carbonio di alta purezza, macinate fino ad ottenere granulometrie estremamente fini. Per fare in modo che il processo avvenga in modo omogeneo e con una cinetica di reazione elevata, le polveri di carbonio sono estremamente fini rispetto a quelle di tungsteno.

L'atmosfera in cui avviene la reazione viene controllata con endogas (metano o propano fatti reagire con O_2 in eccesso di idrocarburo), al fine di generare un'atmosfera carburizzante. La temperatura deve essere sufficientemente alta per garantire la completa carburizzazione del tungsteno in tempi accettabili e la volatilizzazione delle impurità.

Il processo deve essere condotto con particolare cura, al fine di ottenere solo WC, con il 6.12 wt % di carbonio (composizione stechiometrica), ed evitare sia la formazione di noduli di grafite sia quella di W_2C , costituente molto fragile.

Ottenute le polveri di WC, queste vengono macinate e vagliate, al fine di omogenizzare le polveri più o meno carburizzate.

Le polveri così ottenute sono dunque macinate in mulini a sfere assieme alla fase metallica, additivi di macinazione e cera per favorire l'agglomerazione in atomizzazione e la resistenza del verde dopo pressatura. La miscela di polvere e liquidi di macinazione è inserita in un atomizzatore con lo scopo di creare agglomerati tondi e scorrevoli da impiegare in compattazione.

Segue, quindi, le fasi di formatura del verde e di sinterizzazione. La miscela di WC, legante metallico e cera è riscaldata a gradini per rimuovere la cera, fino a circa 1000 °C.

In tali condizioni di temperatura e pressione, avvengono fenomeni di diffusione allo stato solido che provocano una saldatura fra i diversi granelli (I sinterizzazione), in modo da ottenere un solido con la presenza di porosità più o meno diffusa.

Il solido successivamente è tagliato per ottenere le forme desiderate per ogni specifica applicazione (ad esempio la parte attiva di un utensile per lavorazione per asportazione di truciolo). Le forme, così ottenute, sono sottoposte ad un secondo riscaldamento a circa 1600 °C (II sinterizzazione), durante il quale fonde il solo legante metallico, che avrà pertanto la funzione di cementare i grani di WC, dando origine a placchette assolutamente esenti da porosità. Il prodotto finale si riduce del 17-25% rispetto alle dimensioni originarie.

Critica durante la seconda sinterizzazione è la presenza di carburi secondari (tipicamente di vanadio, cromo, tantalio e niobio) aggiunti nella fase di macinazione per moderare il più possibile la crescita del grano di carburo di tungsteno, incentivata dalla presenza del metallo liquido e dai lunghi tempi di permanenza ad alta temperatura. Il ciclo di sinterizzazione completo si aggira tra le 15 e le 24 ore.

2.9. Rivestimenti

La ricerca di soluzioni al problema dell'usura sugli utensili ha portato allo sviluppo dei rivestimenti superficiali, cioè a deposizioni di strati duri che abbiano caratteristiche tali da contrastare i fenomeni legati all'usura quali attrito, adesione e craterizzazione.

I principali metalli utilizzati come rivestimento, nella lavorazione di leghe "difficili da lavorare", sono il carburo di titanio (TiC), il nitrato di titanio (TiN), l'ossido di alluminio (Al₂O₃), il nitrato di titanio e alluminio (TiAlN).

- **TiC e Al₂O₃**: sono materiali molto duri che forniscono resistenza all'usura. Inoltre, essendo chimicamente inerti, formano una barriera chimica e termica tra utensile e truciolo
- **TiN**: non è un materiale eccessivamente duro ma genera un basso coefficiente di attrito tra truciolo e faccia dell'inserto. È chimicamente molto stabile e ciò comporta una maggiore resistenza alla craterizzazione
- **TiAlN**: possiede un'elevata resistenza all'usura e all'ossidazione ad alta temperatura. L'alluminio è stato scelto per la possibile formazione di uno strato esterno di ossido di alluminio quando esposto ad elevate temperature. La formazione di tale ossido può ridurre i fenomeni di diffusione sulla superficie rivestita e dunque diminuire l'usura per diffusione presente sugli utensili.

Per quanto riguarda la resistenza all'ossidazione, il TiN inizia ad ossidarsi a temperature inferiori a 500 °C, mentre il TiAlN inizia ad ossidarsi solo a temperature oltre i 700 °C; si può dedurre che quest'ultimo è il più adatto per il rivestimento di utensili nella lavorazione di materiali altamente abrasivi e operazioni ad elevata velocità di taglio.

2.9.1 *Processi di rivestimento*

Negli ultimi vent'anni, i rivestimenti innovativi sono stati utilizzati per svariate applicazioni; soprattutto dove vi era l'esigenza di un materiale di substrato con elevata resistenza meccanica e tenacità abbinato ad un rivestimento performante in termini di protezione a corrosione, ossidazione e usura.

Le nuove tecnologie di rivestimento permettono di ridurre o eliminare alcuni problemi legati alla produzione o all'utilizzo delle tradizionali tecnologie di rivestimento galvanico.

Le principali tecnologie innovative di trattamento superficiale e rivestimento sono:

- Processi PVD (Physical Vapour Deposition)
- Processi CVD (Chemical Vapour Deposition)

1) il procedimento oggi giorno più diffuso per eseguire rivestimenti in materiali duri (quali TiN, TiCN, TiAlN, CrN, ZrN) è quello denominato PVD, ossia Physical Vapour Deposition. Le proprietà dei rivestimenti, in materiali estremamente duri, sono molto utili per ridurre i fenomeni dell'usura e per aumentare la vita operativa degli utensili. Tali rivestimenti si possono applicare solo su materiali metallici, in quanto il processo fa capo a fenomeni elettrici che presuppongono una buona conducibilità del supporto da rivestire. Dal momento che le temperature in gioco, durante la deposizione dello strato, sono relativamente elevate (circa 400 °C), il metallo da trattare non deve subire trasformazioni strutturali o chimico-fisiche tali da alterarne le caratteristiche meccaniche finali.

In pratica, non possono essere rivestiti quei materiali le cui caratteristiche meccaniche a freddo si trasformano, peggiorando, quando si supera la soglia dei 400 °C. Inoltre, tali rivestimenti possono essere fatti soltanto su materiali duri, poiché se fossero eseguiti su materiali teneri, a cedere sarebbe non solo il rivestimento ma anche il materiale costituente il substrato.

Per quanto riguarda la durezza delle superfici rivestite, esse sono espresse in durezza HV misurata su uno spessore di 0,05 mm. Questo perché i rivestimenti effettuati mediante PVD hanno spessori di pochi micron.

La deposizione dello strato per mezzo del procedimento PVD ha luogo in una camera ermeticamente chiusa, alla temperatura di circa 400 °C, in presenza di un plasma, ossia di una scarica elettrica in seno ad un gas che in questa cella si trova alla pressione di 0,00003 bar.

Il metallo del rivestimento viene trasformato in vapori metallici per mezzo di un arco elettrico innescato tra un opportuno elettrodo ed una pastiglia di metallo che viene dunque consumata durante il processo (“evaporata” grazie all’elevatissima temperatura dell’arco elettrico e grazie al fatto che il fenomeno avviene a pressione molto bassa, condizioni prossime al vuoto assoluto).

La pastiglia di metalli da vaporizzare costituisce il polo negativo del circuito elettrico che fa capo, come polo positivo, al pezzo sul quale si deve applicare il rivestimento. In genere nella cella non si trova un pezzo solo, ma una griglia metallica (isolata dalla carcassa) sulla quale vengono ordinatamente disposti numerosi particolari da rivestire. L’arco elettrico tra polo negativo e polo positivo fa evaporare dalla pastiglia una quantità di metallo proporzionale alla corrente dell’arco stesso. Si lavora con differenza di potenziale nell’ordine di 250 V e correnti di circa 80 A; modificando l’intensità della corrente e la pressione del gas nella cella, si può variare secondo necessità la quantità, e dunque lo spessore, del composto depositato a formare il rivestimento.

Le molecole di metallo duro si dirigono verso la superficie da rivestire per effetto del campo elettrico e, durante il tragitto, incontrano molecole di un opportuno gas con il quale si combinano prima di depositarsi di nuovo sotto forma solida.

Dal punto di vista operativo, l’apparato per realizzare questo processo è decisamente complesso e richiede apparecchiature di controllo che mantengano i parametri del processo entro i limiti ottimali e limitino i possibili inconvenienti (ad esempio il drogaggio del bersaglio che dà origine a tassi di deposizione incontrollati e a strati di rivestimento dalla composizione non omogenea).

I pezzi da trattare vengono sottoposti ad una serie di trattamenti per predisporre le superfici ad uno stabile ancoraggio del rivestimento. In primo luogo è opportuno avere una finitura superficiale molto elevata, in quanto lo strato depositato con il metodo PVD non altera tale finitura; la deposizione ha luogo a livello molecolare, quindi con dimensioni di diversi ordini di grandezza inferiori a quelle tipiche delle più accurate lavorazioni meccaniche. I pezzi non devono, inoltre, essere contaminati da residui di polveri di rettifica, di polveri diamantate o di tracce anomale lasciate dall’elettroerosione.

All’inizio del processo, i pezzi vengono sottoposti a processi di lavaggio e sgrassaggio con ultrasuoni e bagni alcalini; si passa quindi all’eliminazione delle eventuali scorie superficiali con una lieve sabbiatura effettuata con microsferi di vetro che non alterano la finitura superficiale e la cui granulometria (40 μm) viene rigorosamente controllata con separatori a ciclone.

Dopo la sabbiatura si soffiano i residui e si effettua lo scartaggio dei pezzi pronti per il trattamento in camere a 40 °C che eliminano ogni traccia di umidità dalle superfici.

Ciascun passaggio che segue i bagni di pulitura vede gli operatori lavorare con guanti puliti per evitare possibili contaminazioni.

I pezzi sono deposti sui supporti che poi andranno inseriti nelle celle di deposizione; se necessario si applicano delle mascherature dove non occorre rivestire la superficie.

per presentare al plasma tutti i lati dei pezzi, il supporto è dotato di un meccanismo di rotazione e all'interno della cella si trovano numerose pastiglie applicate su tutte le pareti. Il processo dura circa 4 ore, delle quali solo una è impiegata per la deposizione vera e propria. Una volta introdotto il supporto e chiusa la cella, si fa dapprima un vuoto molto spinto ($2 \cdot 10^{-11}$ bar), ben superiore rispetto a quello che si avrà durante la deposizione. Mediante alcune resistenze elettriche applicate alle pareti della cella si riscaldano i pezzi per irraggiamento, quindi si immette argon ad una pressione di 0,00003 bar e si applica una polarità invertita al campo elettrico, con una corrente di circa 200 A che fluisce ai pezzi dagli elettrodi costituiti da quelle stesse pastiglie che forniranno il metallo per la deposizione.

Ciò provoca sui pezzi una sorta di bombardamento di ioni di argon che attiva le superfici predisponendole per la deposizione del rivestimento. Quest'ultima fase ha luogo togliendo l'argon ed immettendo nella cella l'azoto che si combinerà con i vapori di titanio. Al termine del processo, si lascia raffreddare tutto il sistema.

La tecnologia PVD può essere suddivisa in tre classi principali, che differiscono tra loro nel metodo utilizzato per vaporizzare il materiale con cui si vuole rivestire il substrato:

- PVD evaporation
- PVD ion planting
- PVD sputtering

Una delle tecnologie PVD più innovativa è la tecnologia ad arco "PLATIT". Questa tecnologia permette di ottenere dei rivestimenti sottili antiusura e anticorrosione per differenti tipi di applicazione con caratteristiche ottimali di adesione del rivestimento, di rugosità superficiale e di proprietà dello strato depositato.

Con il processo PLATIT (Fig.2.38) è stata sviluppata un nuovo tipo di sorgente ad arco, capace di superare i limiti delle tecnologie PVD ad arco tradizionali e di ottenere depositi con tensioni interne notevolmente ridotte e spessori elevati.

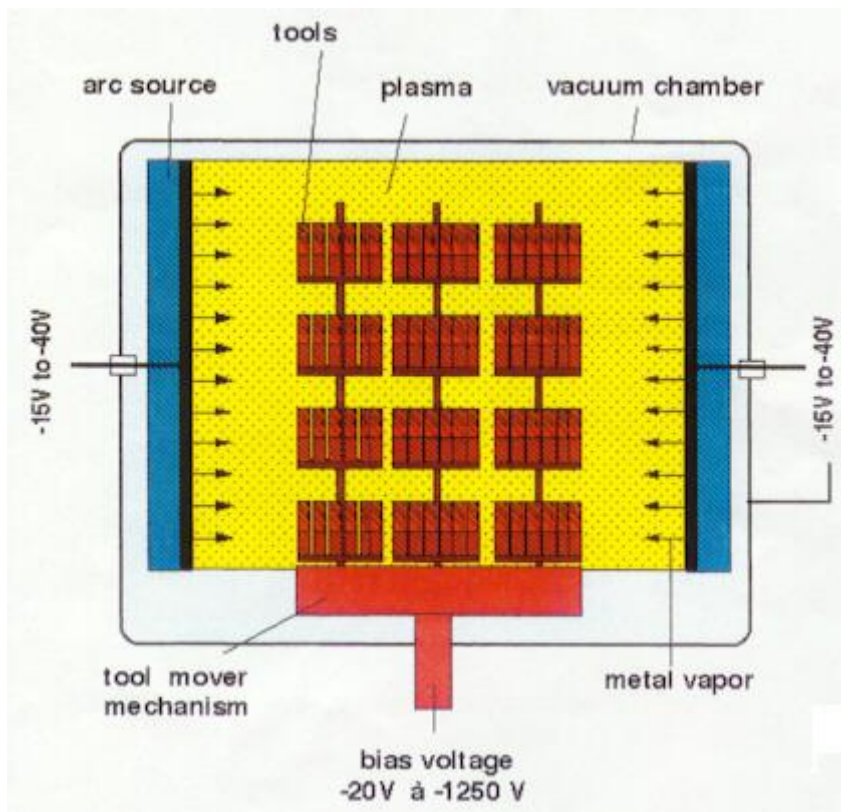


Figura 2.38 - Schema di un processo PLATIT

Tale tecnologia ha un elevato potenziale di sviluppo industriale, per una serie di fattori quali la semplicità di base del processo e l'economicità del processo a livello industriale.

Per ottenere un processo ad arco ottimale bisogna fare attenzione ad alcuni parametri fondamentali quali l'elevata stabilità dell'arco, la costanza dei ritmi di evaporazione nel tempo, la bassa emissione dei "droplets", la formazione omogenea del plasma e la forma della sorgente.

Nel metodo PVD ad arco, il metallo viene evaporato per mezzo di un arco sotto vuoto; la sorgente è a potenziale negativo rispetto alla camera di deposizione, ed è innescata con un corto circuito elettrico. Successivamente l'arco si muove sulla sorgente in maniera casuale e durante il processo viene evaporata una quantità di metallo approssimativamente proporzionale all'intensità di corrente dell'arco. Il metallo vaporizzato altamente ionizzato viene accelerato nella direzione dei componenti da rivestire (polarizzati negativamente) e reagisce in parte con i gas reattivi introdotti nella camera per formare il rivestimento duro.

2) nel processo CVD ad elevata temperatura, una miscela di gas è portata a pressione e temperature tali da produrre la reazione di condensazione di strati metallici o ceramici sul pezzo da ricoprire. Il meccanismo di deposizione è generalmente la riduzione di un alogenuro o la pirolisi di un composto. I componenti della reazione devono essere tutti allo stato gassoso o facilmente evaporabili. L'idrogeno è l'agente riduttore più comunemente impiegato.

Nei processi di “deposizione chimica da fase vapore” o CVD, la deposizione di film sottili avviene attraverso la reazione chimica, catalizzata dal substrato, che avviene partendo dall’atmosfera reattiva in una regione molto vicina al substrato stesso. Il materiale base, o substrato, viene riscaldato a una temperatura uguale alla temperatura di reazione dei gas presenti in modo da produrre la reazione di condensazione degli strati metallici o ceramici sul pezzo da ricoprire.

I pezzi devono sopportare le temperature di reazione senza deformarsi o reagire, o formare composti non volatili con gli alogeni prodotti nella reazione di scambio. Nella figura 2.39 è riportato lo schema di una delle tecnologie CVD ad elevata temperatura utilizzate per la deposizione di films antiusura.

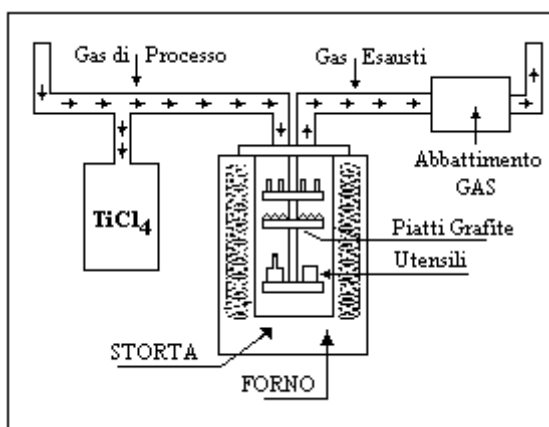


Figura 2.39 - Schema tecnologia CVD

Le caratteristiche positive di questa tecnica sono:

- Ottima aderenza del deposito dovuta anche a fenomeni di diffusione nel substrato
- Elevato potere penetrante con la possibilità di ricoprire pezzi con forme complesse, cavità e porosità
- Facile variabilità della composizione dello strato di rivestimento
- Formazione di strati ad elevata densità
- Estrema versatilità con la possibilità di rivestire contemporaneamente forme e geometrie differenti.

I limiti maggiori di questa tecnologia sono:

- Bassa velocità di deposizione (circa $2 \mu\text{m/h}$ per il rivestimento TiN a $1000 \text{ }^\circ\text{C}$)
- Formazione di sottoprodotti di reazione corrosivi (HCl)
- Alte temperature di trattamento ($900\text{-}1050 \text{ }^\circ\text{C}$)

- Conseguente necessità di ritrattare termicamente (sottovuoto per impedire l'ossidazione del rivestimento ad elevata temperatura) i particolari in acciaio rivestiti per conferirgli le proprietà meccaniche originali con la conseguente deformazione dei pezzi trattati.

L'evoluzione dei processi CVD, negli ultimi anni, per la produzione di rivestimenti con caratteristiche migliorate, ha riguardato sia modifiche importanti nelle tecnologie di processo sia la possibilità di depositare strati con caratteristiche fisiche e meccaniche elevatissime.

Tra i processi CVD più utilizzati ci sono:

1. Processo MOCVD o "Low temperature CVD", che utilizza gas di reazione differenti da quelli standard e con cui è possibile ottenere rivestimenti ceramici a una temperatura di 400-500 °C.
2. Processo "Plasma assisted CVD", in cui con l'utilizzo di un plasma si riescono ad abbassare le temperature di deposizione in un range tra i 400 °C e i 650 °C, ottenendo rivestimenti di materiali differenti (TiN, TiC, SiN, SiC, etc). Questa tecnologia è molto promettente sugli utensili da taglio, in quanto la bassa temperatura di deposizione non provoca nessuna reazione tra il substrato e il materiale di rivestimento, non altera il substrato e non porta ad eventuali fenomeni di infragilimento all'interfaccia substrato-rivestimento.
3. Processo CVI o "Chemical vapour infiltration", in cui il materiale di rivestimento penetra nel materiale base ottenendo una densificazione del substrato.

Per depositare strati con proprietà differenti e più elevate rispetto ai rivestimenti standard, sono state messe a punto delle tecnologie in funzione delle diverse applicazioni.

In particolare due tecniche sono molto importanti nel campo delle lavorazioni meccaniche:

- I. La deposizione di nitruro di boro cubico (CBN) ottenuta ad elevata temperatura (800 °C), che permette di ottenere rivestimenti con una durezza molto elevata e con un coefficiente di espansione termica simile a quella dei metalli duri. Questo rivestimento è molto efficace come film antiusura su utensili per la lavorazione delle superleghe.
- II. La deposizione di diamante o "Diamond like carbon (DLC)"; per ottenere ciò sono stati messi a punto dei processi CVD che sfruttano la sintesi metastabile a bassa pressione del diamante in fase gassosa utilizzando miscele di CO o CH₄ e H₂ in presenza di un plasma e in un campo di temperature tra i 700 e i 1000 °C.

2.10. Sistemi di lubro-refrigerazione nelle lavorazioni per asportazione di truciolo

2.10.1. I lubro-refrigeranti

Nelle lavorazioni per asportazione di truciolo è ampiamente diffuso l'utilizzo di fluidi da taglio che hanno il compito di preservare gli utensili, di permettere la lavorazione con parametri di processo più elevati e di condurre a migliori qualità superficiali.

Le principali caratteristiche che si richiedono ad un fluido da taglio sono la refrigerazione e la lubrificazione: la prima serve a dissipare il calore generato nella zona di contatto, che provoca una perdita di durezza dell'utensile stesso e quindi un precoce decadimento dello spigolo tagliente; la seconda caratteristica è quella che, interponendo un leggero strato tra utensile e truciolo, tende a impedirne il contatto, riducendo le forze di attrito e la conseguente generazione di calore. Il fluido consente anche di abbattere le polveri di metallo prodotte durante la lavorazione che possono provocare problemi di salute agli operatori.

In base alla tipologia di fluido impiegato durante il taglio, è possibile ottenere un risultato migliore in termini di durata degli utensili e di qualità della lavorazione; ciò dipende dall'efficacia di lubrificazione e di refrigerazione che viene offerta dal fluido e dall'impianto di lubro-refrigerazione.

I fluidi da taglio possono essere suddivisi in tre differenti categorie:

- 1) Oli puri da taglio
- 2) Oli solubili in acqua
- 3) Gas.

1) Gli oli puri si possono utilizzare sia da soli che con l'aggiunta di additivi che ne migliorano le caratteristiche. Con questi oli si sfruttano le proprietà di lubrificazione e si è in grado di preservare dall'ossidazione i materiali lavorati.

L'azione fondamentale degli oli è lubrificare; le componenti attive agiscono interponendosi tra le superfici (pezzo-tagliente-truciolo), caratterizzate da un moto relativo, evitando le microsaldature fra le superfici e favorendo lo scorrimento del truciolo sul petto del tagliente.

Riducendo il coefficiente di attrito all'interfaccia truciolo-utensile e utensile-pezzo è possibile controllare le forze di taglio.

Gli oli puri possono ancora essere suddivisi in:

- oli naturali → fanno parte di questa categoria gli oli minerali e gli oli vegetali. Sono composti essenzialmente da una serie di idrocarburi e ricavati per distillazione dal petrolio; presentano una struttura chimicamente complessa

- oli sintetici → non sono presenti in natura, ottenuti dall'olio minerale (aromatici alcalini) o dai polibuteni, presentano una struttura molecolare ben definita e offrono la possibilità di realizzare prodotti con proprietà fisico chimiche determinate.

Si possono trovare miscelati con degli additivi come fosfati, solfati, additivi polari, modificatori di viscosità, aromi, ecc... Questi tipi di fluido sono indicati per operazioni di taglio che non danno luogo ad elevate temperature poiché il contatto dell'olio su superfici molto calde potrebbe rilasciare vapori tossici, pericolosi per l'uomo. Inoltre il contatto diretto con alcuni tipi di oli può portare alla comparsa di dermatiti. L'impiego principale degli oli puri è da ricondursi a operazioni gravose a bassa velocità e in presenza di pressioni e temperature relativamente basse (< 300 °C) come la filettatura, la maschiatura, la brocciatura e la lavorazione degli ingranaggi. In queste lavorazioni l'azione lubrificante è prevalente su quella refrigerante.

2) Le emulsioni sono i fluidi da taglio maggiormente impiegati nella lavorazione con macchine utensili e consistono in una miscela di olio e acqua in diverse percentuali di composizione: in questo caso si sfrutta la buona capacità di lubrificare dell'olio assieme alla miglior proprietà refrigerante dell'acqua; quest'ultima presenta un calore specifico pari a 4186 J/(kg·K), mentre per gli oli lubrificanti il calore specifico può variare tra 1670 e 2010 J/(kg·K). Questo implica che a parità di massa e di differenza di temperatura imposta, con l'acqua si è in grado di asportare una quantità di calore pari ad oltre il doppio di quella asportabile con olio puro.

Anche in termini di conducibilità termica l'acqua presenta il valore di 0,55 W/(m·K) mentre gli oli hanno valori compresi tra 0,1 e 0,15 W/(m·K). Questo implica la presenza di un minore gradiente termico all'interno del fluido. Gli oli solubili consistono in oli minerali che vengono dispersi nell'acqua grazie alla presenza di emulsionanti.

Si possono avere:

- fluidi emulsionabili convenzionali (oli minerali > 40 %)
- fluidi emulsionabili semisintetici (oli minerali < 40 %)
- fluidi solubili sintetici

I fluidi sintetici sono fluidi da taglio senza oli minerali e contengono soluzioni chimiche organiche e inorganiche, in grado di presentare buona lubrificazione, di preservare dalla corrosione, di ridurre le tensioni superficiali e di offrire ottima miscibilità; hanno basse proprietà di lubrificazione e vengono impiegati in processi che presentano basse forze di taglio.

I fluidi semisintetici contengono al loro interno sia oli minerali che fluidi sintetici. In questo caso vengono considerati lubrificanti migliori dei fluidi totalmente sintetici e in più sono meno corrosivi e più puliti come gli oli solubili.

3) I refrigeranti a base gassosa fanno riferimento a sostanze che a temperatura ambiente si trovano in forma gassosa e che durante la lavorazione possono essere impiegati sia in forma gassosa che in forma liquida pressurizzata o raffreddata. I gas per loro natura sono dei cattivi conduttori termici e hanno bassa capacità termica, però hanno il vantaggio di penetrare nella zona di taglio con facilità se convogliati da appositi impianti di lubrificazione. I gas più comunemente impiegati sono l'aria, l'aria condizionata, l'argon, l'elio, l'azoto e l'anidride carbonica. L'effetto di questi gas consiste nel creare un cuscino di fluido tra l'utensile e il materiale da lavorare, andando a ridurre l'attrito. Inoltre i gas come l'elio, l'argon, l'azoto e l'anidride carbonica presentano il vantaggio di isolare la zona di taglio preservandola da un ambiente favorevole all'ossidazione.

L'impiego di fluidi lubro-refrigeranti comporta la presenza di alcuni problemi legati ad aspetti di natura economica, ambientale e igienica. Dal punto di vista economico si è già accennato che l'utilizzo dei fluidi da taglio rappresenta un costo non indifferente su quello che è il costo della lavorazione, infatti è stato stimato che il lubro-refrigerante tradizionale ha un'incidenza sul costo di produzione compresa tra il 14% e il 16% del costo totale, mentre il 5% viene rappresentato dal costo degli utensili.

Questo costo legato ai fluidi da taglio comprende una serie di attività legate sia all'approvvigionamento dei fluidi, sia al successivo smaltimento, nonché le spese per il costo di filtraggio/raffreddamento ciclico con appositi impianti a bordo macchina. Viene compreso anche il costo dell'energia elettrica e il costo della manodopera legate alle precedenti attività.

Dal punto di vista ambientale bisogna tener conto della natura del fluido da taglio utilizzato: gli oli sintetici e semisintetici hanno lo svantaggio di non essere biodegradabili e quindi rappresentano un problema non indifferente sul loro smaltimento.

Anche sull'aspetto igienico si possono effettuare alcune importanti considerazioni: le caratteristiche dei lubrificanti liquidi devono essere costantemente controllate per mantenere le caratteristiche idonee al loro impiego. Il continuo ricircolo del lubrificante filtrato e raffreddato è accompagnato nel tempo da un degradamento del fluido e alla proliferazione di batteri e funghi all'interno dello stesso. La nascita di questi "parassiti" provoca un rapido decadimento delle proprietà di viscosità e di miscibilità nell'acqua (per gli oli solubili), inoltre rappresenta un rischio per la salute delle persone che possono venire a contatto con i fluidi. Si può aggiungere anche il fatto che durante la lavorazione possono essere emessi vapori di olio altamente nocivi per l'apparato respiratorio dell'uomo.

Il problema del controllo delle emissioni gassose riguarda anche i lubrificanti a base gassosa, per l'azoto bisogna controllare che non saturi l'ambiente di lavoro, mentre per la CO₂ oltre a questo controllo bisogna prevedere anche l'evacuazione verso l'esterno in quanto tende ad accumularsi a terra e non a disperdersi nell'ambiente come l'azoto.

La consapevolezza, che in queste condizioni l'azione del lubro-refrigerante può essere messa in discussione, ha portato a considerare soluzioni alternative.

2.10.2. *Sistemi di lubro-refrigerazione*

La presenza del fluido da taglio nelle lavorazioni per asportazione diffuse in ambito industriale è quasi sempre riferita all'utilizzo di oli minerali o a emulsioni. Questa diffusione è dovuta alla facile reperibilità del lubrificante e alla semplice applicazione che richiede solo una pompa di ricircolo del fluido e un gruppo di filtraggio. Nella maggior parte dei casi, le macchine utensili vengono già equipaggiate dell'apparato di lubrificazione e quindi viene richiesto solo il rifornimento di lubrificante e lo scarico periodico, ogni qualvolta che il lubrificante debba essere sostituito. Ad oggi questa applicazione è la più diffusa e la più consolidata nel settore industriale. In questa ricerca sono state studiate tecniche alternative di lubro-refrigerazione che potrebbero risolvere i particolari problemi legati sia al processo di taglio sia alla salvaguardia dell'ambiente. Le varie tecniche, proposte nel seguito, sono molto diverse tra loro.

Ciascuna tecnica di lubrificazione è l'insieme di molti fattori che possono essere variati più o meno con facilità e che possono portare a risultati molto diversi. I parametri base di un sistema di lubro-refrigerazione possono essere riassunti in:

- tipologia di fluido impiegato
- geometria del sistema di lubro-refrigerazione
- portata e pressione del fluido
- zona di azione del fluido
- temperatura di esercizio del fluido

Con ordine verranno considerati la lavorazione con lubrificazione minimale (MQLC), la refrigerazione criogenica e la lavorazione a secco.

2.10.2.1 Minimum Quantity Lubri-Cooling MQLC

Nei sistemi di lubro-refrigerazione minimale MQLC, una piccola quantità di fluido (nella maggior parte dei casi si tratta di olio vegetale) viene nebulizzata attraverso un impianto ad aria compressa.

Ci sono due sistemi diversi di lubro-refrigerazione minimale:

1. Sistema MQL
2. Sistema MQC

1) Viene utilizzata una piccola quantità di olio (nella maggior parte dei casi si tratta di olio vegetale). La regolazione della frequenza e della pressione di aria permette di privilegiare lo scambio termico, utilizzando una pressione maggiore, o l'azione del lubrificante, utilizzando una pressione minore. Questo flusso viene convogliato con uno o più ugelli nella zona di taglio e attraverso l'azione congiunta di aria e olio si riesce ad avere uno scambio termico convettivo e conduttivo, oltre alla riduzione dell'attrito attuato dall'olio.

Questa tecnica di lubrificazione viene anche chiamata NDM (*Near Dry Machining*) [70] e cioè "lavorazione quasi a secco", questo è dovuto al fatto che il flusso di lubrificante è molto ridotto rispetto la lubrificazione tradizionale (portata di olio si attesta tra 10-100 ml/h rispetto ai 10-100 l/h della lubrificazione tradizionale). Con questo metodo non è prevista la successiva raccolta dell'olio utilizzato attraverso il flusso d'aria, poiché la piccola quantità impiegata vaporizza nel contatto con il truciolo e l'utensile, o semplicemente si accetta che l'olio rimanga a contatto il truciolo. Questo fatto è permesso anche dalla presenza di elevati gradienti termici tra i materiali a contatto che favoriscono la vaporizzazione dell'olio. Inoltre questo aspetto è in parte positivo perché elimina i costi per il ricircolo, il filtraggio e il conseguente smaltimento del fluido, una volta che questo ha esaurito le proprietà ottimali per la lubrificazione.

Un impianto di lubrificazione MQL si compone di cinque parti principali: un compressore d'aria, un serbatoio per il liquido da taglio, delle tubazioni di raccordo tra le varie parti, un sistema di controllo della portata e infine uno o più ugelli. Questi ultimi possono essere esterni oppure interni al sistema di lubrificazione/refrigerazione presente a bordo macchina.

Questo metodo è considerato un efficace metodo di lubrificazione, mentre viene ritenuto un sistema poco funzionale dal punto di vista del raffreddamento: lo scambio convettivo attuato dal flusso di aria risente della bassa capacità termica dell'aria che non è in grado di asportare calore dalle zona di taglio. Risulta quindi meno efficace nella lavorazione di materiali difficili da lavorare come le leghe di titanio o le leghe a base di nickel, poiché nella loro lavorazione il problema maggiore consiste nella comparsa di temperature elevate nella zona di taglio.

2) Questo limite potrebbe essere superato grazie all'utilizzo di un sistema in grado di raffreddare adeguatamente utilizzando modiche quantità di refrigerante (es. acqua), chiamato per tale ragione Minimum Quantity Cooling (MQC), finora raramente utilizzato e, quindi, in gran parte inesplorato.

Questa tecnica può dare un importante contributo alla soluzione dei problemi termici che interessano l'utensile nelle lavorazioni a secco. In questo caso viene utilizzato come fluido l'emulsione tradizionale ma con portate decisamente ridotte (2,4 l/h invece di 10 l/min). Un'importante caratteristica di questo sistema è che il flusso lubro-refrigerante può essere interno o coassiale al porta-utensile; per tale motivo non inonda la zona di lavoro, come avviene per la lubro-refrigerazione tradizionale, ma raggiunge la zona di interesse raffreddandole con quantità esigue di fluido.

2.10.2.2. Refrigerazione criogenica

Con il termine criogenia si intende lo studio dei fenomeni, del comportamento dei materiali a temperature molto basse (il National Institute of Standards and Technology degli Stati Uniti ha stabilito che il termine criogenia riguarda tutti i fenomeni che avvengono a temperature inferiori a -180 °C) e delle tecniche che consentono di ottenere tali temperature.

Le temperature criogeniche vengono raggiunte mediante l'evaporazione rapida di liquidi volatili, o mediante l'espansione di gas inizialmente confinati a pressioni di 150-200 atmosfere.

L'elemento più comunemente utilizzato per ottenere temperature criogeniche è l'azoto liquido. L'azoto è un gas molto comune in natura (comprende il 79% dell'atmosfera terrestre), caratterizzato da un punto di ebollizione molto basso (-195,80 °C). Quindi se viene ridotto allo stato liquido per compressione, può in seguito essere trasportato sotto pressione, e, quando viene liberato, può assorbire grandi quantità di calore per poter evaporare. In questo modo l'azoto liquido risulta un potente refrigerante.

Questo, porta ad una minore usura del bordo del tagliente e quindi ad una maggior durata dell'utensile.

Nell'ambito del taglio dei materiali si può ipotizzare di introdurre l'azoto liquido al posto dei convenzionali lubro-refrigeranti per diversi motivi:

- L'azoto espandendosi nell'aria scambia una notevole quantità di calore: nel caso della zona di taglio si riuscirebbe ad assorbire buona parte del calore diminuendo la temperatura e l'usura dell'utensile. Lo scopo è quindi ridurre il coefficiente di attrito tra materiale e utensile migliorando la finitura superficiale per il primo e prolungando la vita utile al secondo;
- L'azoto contrariamente ai fluidi da taglio liquidi non lascia tracce e non obbliga a sottoporre a cicli di lavaggio il materiale lavorato, rendendo più rapido e più economico il processo produttivo;

- L'azoto liquido è ecosostenibile poiché viene liquefatto dopo essere stato prelevato dall'aria e una volta evaporato può tornare nell'ambiente senza che questi venga contaminato. I comuni fluidi da taglio quando sono a contatto con le superfici ad alta temperatura bruciano e rilasciano delle esalazioni tossiche per l'uomo che vanno a inquinare l'ambiente. Tutto questo viene evitato con l'azoto perché a contatto con l'aria cambia velocemente stato senza reagire e provocare esalazioni nocive.
- È economico: 1 kg di azoto liquido costa relativamente poco, il suo prezzo può oscillare tra i 0,60 e 0,80 euro al kg. Da esperimenti effettuati il costo del refrigerante rispetto ad un'emulsione convenzionale, a parità di scelta dei parametri di taglio, può essere ridotto a circa un quarto senza tener conto che la vita dell'utensile può aumentare fino a quattro volte.
- È inerte per il corpo umano, non risulta tossico alla pelle (il contatto diretto deve essere comunque impedito quando si trova allo stato liquido, altrimenti le basse temperature a cui viene mantenuto provocherebbero gravi ustioni).

I casi in cui può essere previsto l'utilizzo dell'azoto liquido come mezzo lubrificante sono principalmente quelli in cui il calore sviluppato durante la lavorazione è elevato e i materiali coinvolti hanno tutti bassa conducibilità termica.

Esperimenti finora condotti, hanno richiesto delle modifiche sulle macchine utensili impiegate, al fine di utilizzare un flusso di azoto liquido per rimuovere calore all'interfaccia tra l'utensile e il pezzo da lavorare. In alcune ricerche è stato previsto un ugello in grado di convogliare il flusso di azoto liquido nella specifica zona di taglio in modo tale da minimizzare le dispersioni di calore lungo il circuito e in zone che non sono interessate da alte temperature.

Nel caso di impiego di azoto liquido, il getto deve incontrare direttamente la zona d'interesse altrimenti verrebbe subito miscelato con l'aria circostante, giungendo non più allo stato liquido ma gassoso, senza produrre effetti benefici. Contrariamente ai liquidi è invece in grado di creare uno strato sottile di lubrificante nella zona in cui si manifestano abrasione e adesione in modo molto più determinante per ottenere la riduzione di questi fenomeni.

Quindi, il problema dell'applicazione di questo lubro-refrigerante è la criticità del posizionamento degli ugelli e questo è il principale interesse di studio affrontato.

I metodi per impiegare il lubro-refrigerante criogenico in una lavorazione per asportazione di truciolo sono:

- Creazione di un getto spray diretto nella zona di taglio;
- Creazione di un impianto integrato nel portautensile.

La creazione di un getto spray prevede di scambiare calore direttamente nella zona di taglio attraverso un getto che ricopre tutta l'area interessata. Mentre l'impianto integrato nel portautensile è composto da 2 ugelli, il cui scopo è quello di agire direttamente nella zona di taglio compresa tra il petto utensile e il truciolo (dove la maggior parte dell'energia utilizzata nella lavorazione viene convertita in calore) e nella zona interessata dall'abrasione tra dorso utensile e pezzo lavorato. Queste due soluzioni possono essere attuate indipendentemente oppure contemporaneamente.

Questa soluzione integrata richiede il minimo apporto di refrigerante e soprattutto agisce direttamente nei punti critici delle temperature. Ha un effetto immediato sia sulla durata dell'utensile che sulla finitura del pezzo. Inoltre non induce nessuna deformazione sul pezzo lavorato e mantiene buona la duttilità del materiale in fase di lavorazione.

2.10.2.3. Lavorazione a secco

Il taglio dei metalli a secco (*DRY Machining*) è considerato il miglior approccio per eliminare l'utilizzo dei fluidi da taglio, per abbattere i costi delle lavorazioni e raggiungere il più alto livello di eco-sostenibilità del processo produttivo.

Le lavorazioni a secco vengono attuate al fine di ottenere un'ottimizzazione dei parametri di taglio, tali da garantire risultati soddisfacenti in termini di qualità del prodotto, produttività e costi di produzione. Tutto questo è ottenibile studiando l'influenza dei diversi materiali e geometrie di taglio che permettono di evitare l'impiego dei fluidi da taglio.

Delle considerazioni importanti, quando si attua il confronto tra varie tecniche di lubro-refrigerazione, andrebbero fatte riguardo la quantità di potenza elettrica assorbita durante il processo di taglio. La tecnica di lubro-refrigerazione che permette un consumo ridotto di lubrificante e che rilascia nell'ambiente meno vapori inquinanti, non sempre è accompagnata da un consumo di energia elettrica minore [71].

Capitolo 3: Procedura sperimentale

3.1. Introduzione

Lo studio per definire la lavorabilità dei materiali precedentemente descritti è l'obiettivo di quest'attività sperimentale. In questo capitolo sono presentate le metodologie utilizzate per ottenere l'indice di lavorabilità di ciascun materiale; inoltre vi è la descrizione degli strumenti utilizzati per la realizzazione delle prove di tornitura e di caratterizzazione dei materiali e degli utensili.

Le prove di lavorazione sono state condotte presso l'officina meccanica dell'Istituto per le Macchine Agricole e Movimento Terra (CNR-IMAMOTER di Torino).

Sulla base dei risultati raccolti ed elaborati nelle prove di laboratorio è stata sviluppata un'analisi economica allo scopo di individuare modalità operative più economiche e con un minor impatto ambientale rispetto alle condizioni impiegate nelle attuali produzioni industriali.

3.2. Caratterizzazione materiali

Prima di essere sottoposti alla lavorazione per asportazione di truciolo, i materiali in esame sono stati caratterizzati dal punto di vista della durezza e della microstruttura.

3.2.1. Durezza

Le prove di durezza sono eseguite per ottenere un indice convenzionale dal quale trarre informazioni sulle qualità e sulle proprietà del materiale. La durezza può essere definita come la resistenza alla deformazione elasto-plastica permanente e, facendo riferimento alla caratterizzazione tecnologica, indica la resistenza alla penetrazione di un corpo duro.

In generale i metodi più usati si fondano nella produzione di un'impronta sulla superficie metallica ottenuta comprimendovi contro un penetratore costituito da un corpo più duro mediante l'applicazione di un carico. Il materiale del penetratore, nominalmente indeformabile (acciaio temprato, carburo di tungsteno, diamante) può essere allestito in forma di sfera, di piramide oppure di cono.

Le prove di durezza per penetrazione statica si dividono in:

- prove di "*macro-durezza*", quando l'impronta generata dal penetratore coinvolge un cospicuo volume di materiale e la resistenza del medesimo è causata dall'insieme dei cristalli appartenenti ai vari costituenti della lega metallica, ciascuno dei quali contribuisce in modo differente.

I carichi applicati sul penetratore possono variare da 10 N fino a 50 kN e l'impronta è visibile ad occhio nudo. A questa categoria appartengono le prove Brinell e Vickers, utilizzate in questa ricerca.

- prove di "microdurezza", dove l'impronta prodotta dal penetratore interessa un piccolissimo volume di materiale o addirittura un solo grano cristallino. L'impronta è visibile soltanto tramite un microscopio ed il carico applicato sul penetratore, in genere, non supera i 10 N. Il basso valore del carico rende "non trascurabile" il ritorno elastico del materiale, pertanto le prove di microdurezza "tradizionali" non sono normalizzate ed i valori ottenuti hanno validità solamente come dato di confronto.

3.2.1.1. Macroductura

La maggior parte delle prove di macroductura standardizzate prevede la lenta applicazione di una forza nota, che comprime il penetratore in direzione perpendicolare alla superficie del metallo in prova. Dopo aver realizzato l'impronta il penetratore viene tolto dalla superficie. Viene quindi calcolato o letto direttamente sulla macchina di prova un valore empirico di durezza, basato sull'area dell'impronta o sulla sua profondità. Il valore della durezza, per ciascuna prova, dipende quindi dalla forma dell'impronta e dalla forza applicata. Essendo ricavati in modo sostanzialmente convenzionale, i valori di durezza ottenuti con metodi diversi o con scale diverse non sono correlabili tra loro, se non per mezzo di tabelle di conversione di tipo prettamente sperimentale e valide per singole classi di materiali.

Per le prove di durezza si usano macchine dedicate, dette durometri.

1) La norma che illustra le modalità di esecuzione della prova di durezza Brinell è la UNI EN ISO 6506-81. Questo metodo è stato ideato dal metallurgico Brinell e consiste nel premere una sfera levigata d'acciaio temperato o di metallo duro di diametro "D", per un prestabilito intervallo di tempo e con una prestabilita forza "F" (carico di prova), contro la superficie del pezzo e nel misurare il diametro medio "d" dell'impronta dopo la rimozione del carico di prova. La durezza risulta, per un certo carico, inversamente proporzionale alla superficie dell'impronta lasciata dalla sfera sul pezzo. Il diametro D della sfera di solito è di 10 mm e il carico F più usato è di 3000 Kg (29.400 N). Per materiali più teneri, il carico può essere diminuito sino a 50 Kg (490,5 N), ciò per evitare che la sfera penetri interamente nel materiale, sfondandolo. Il carico massimo deve essere raggiunto gradualmente e mantenuto per un tempo variabile da 10 a 15 secondi. Lo spessore minimo s del pezzo deve essere tale che, dopo la prova, nessuna deformazione deve essere visibile sulla faccia opposta a quella sulla quale è stato applicato il penetratore. Delle apposite norme stabiliscono che lo spessore del pezzo in esame deve essere 8

volte la profondità dell'impronta. Il diametro dell'impronta d deve essere compreso fra un quarto e la metà del diametro della sfera D (Fig. 3.1), altrimenti la prova non è valida.

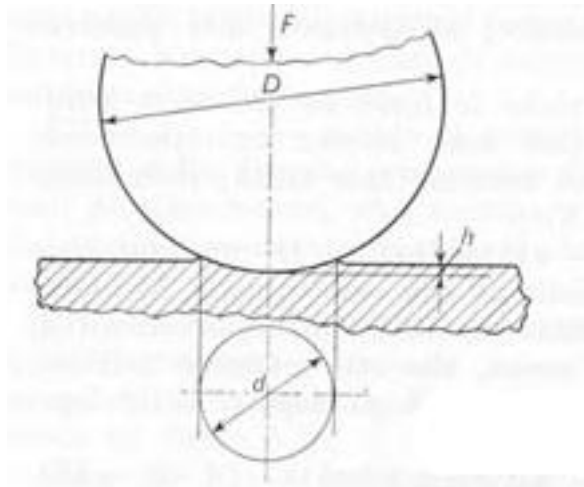


Figura 3.1 - Impronta durezza Brinell [72]

L'indice di durezza Brinell è dato dal rapporto fra il valore del carico F (espresso in newton (N)) e la superficie S (mm) dell'impronta riscontrabile sul materiale. Il suo simbolo è espresso con la sigla HB: $HB = 0,102 \cdot F/S$

Si moltiplica per il valore 0,102 per ottenere i valori confrontabili con quelli delle prove precedenti all'uscita della normativa ISO, in cui i valori non si potevano più esprimere in Kgf, ma bisognava esprimerli in N. Quindi si inserirà il fattore 0,102 solo se la forza la esprimiamo in Newton. Con il simbolo S si indica il valore della superficie dell'impronta che sarà una calotta sferica, la cui superficie è individuata mediante la seguente formula: $S = \pi \cdot d \cdot h$ [mm²].

Per individuare il valore dell'altezza occorre fare alcuni passaggi matematici che portano alla formula definitiva della durezza brinell, riportata in figura 3.2:

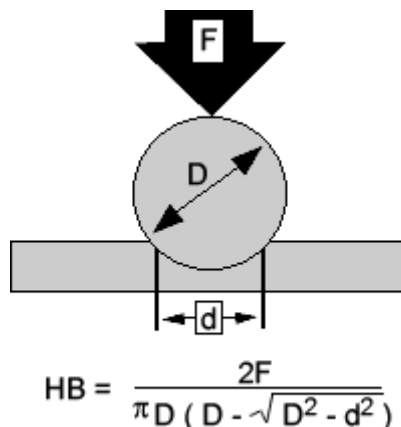


Figura 3.2 - Durezza Brinell [72]

Il carico che si applicherà al provino non sarà casuale ma dovrà seguire delle determinate regole e relazioni. La relazione a cui ci si deve attenere obbligatoriamente per svolgere una prova accettabile è la seguente: $F = K \cdot D^2$

Dove per “K” si indica una costante del materiale. Ad esempio, volendo calcolare il carico per un materiale metallico (cui $K = 30$) e ammettendo di voler usare una sfera di diametro 2,5 mm, si avrà un carico pari a $F = 30 \cdot (2,5)^2 = 187,5$ Kg.

L’equazione generale $HB = F/S$ ha un limitato campo di accettabilità, perché i valori della durezza da essa dedotti dipendono dalla relazione fra il carico di prova F e il diametro D della sfera. Per la comparabilità dei risultati della prova Brinell occorre che il rapporto fra il diametro dell’impronta d e il diametro della sfera D sia costante, in quanto ciò equivale alla costanza dell’angolo di penetrazione. Teoricamente il valore nominale della costante è stato ritenuto pari a $d/D = 0,375$ e si definisce prova ideale quella eseguita in condizioni tali da soddisfarlo. Si può tollerare una variazione attorno al valore nominale: $d/D = 0,24 \div 0,60$. L’angolo di penetrazione ideale è di 136° (Fig. 3.3) e fa sì che il rapporto d/D sia compreso tra l’intervallo di tolleranza.

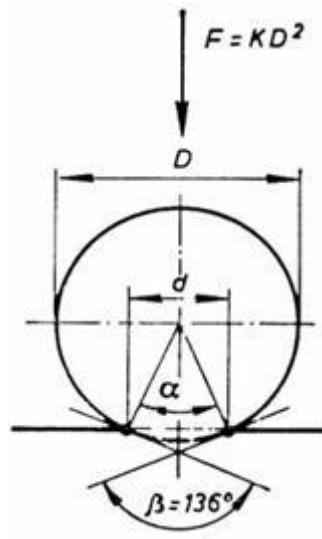


Figura 3.3 - Angolo di penetrazione durante la prova Brinell [72]

La designazione della durezza Brinell si esprime come indicato nel seguente esempio: 300 HBS 5/250/20

Con 300 valore della durezza calcolata; HB simbolo della durezza Brinell; S sigla che indica il materiale del penetratore (S indica l'acciaio temperato, W il metallo duro); 5 diametro del penetratore; 250 carico applicato al provino in kg (moltiplicare per 9.8 per averlo in N); 20 tempo di penetrazione.

2) La norma che illustra le modalità di esecuzione della prova di durezza Vickers è la UNI EN ISO 6507. Questo metodo deve ritenersi il perfezionamento del metodo Brinell.

Infatti, il numero di durezza Vickers è indipendente dal carico di prova applicato sul penetratore ed è in ogni caso equivalente al numero Brinell ottenuto nelle condizioni ideali ($d/D=0,375$).

Tuttavia, esistono fattori negativi rispetto al metodo Brinell, come la necessità di un'accurata preparazione della superficie, talvolta onerosa per il ritmo produttivo, e il limitato volume di materiale interessato alla prova e di conseguenza la probabilità di valori localmente variabili.

Un penetratore di diamante avente la forma di una piramide retta a base quadrata con un angolo al vertice tra le facce opposte specificato ($136^\circ \pm 1^\circ$) viene fatto penetrare entro la superficie del provino (Fig. 3.4); viene quindi misurata la lunghezza della diagonale dell'impronta lasciata sulla superficie dopo rimozione del carico di prova F . La durezza Vickers è proporzionale al quoziente ottenuto dividendo il carico di prova per l'area dell'impronta a facce inclinate, la quale si suppone corrisponda ad una piramide retta a base quadrata che presenti lo stesso angolo al vertice del penetratore.

La forma del penetratore è giustificata dall'impronta quadrata, la cui diagonale è misurabile con maggiore precisione e facilità. L'angolo al vertice di 136° corrisponde al valore dell'angolo di penetrazione della prova Brinell ideale. Le facce della piramide devono essere ben levigate ed esenti da cricche o da qualsiasi altro difetto superficiale.

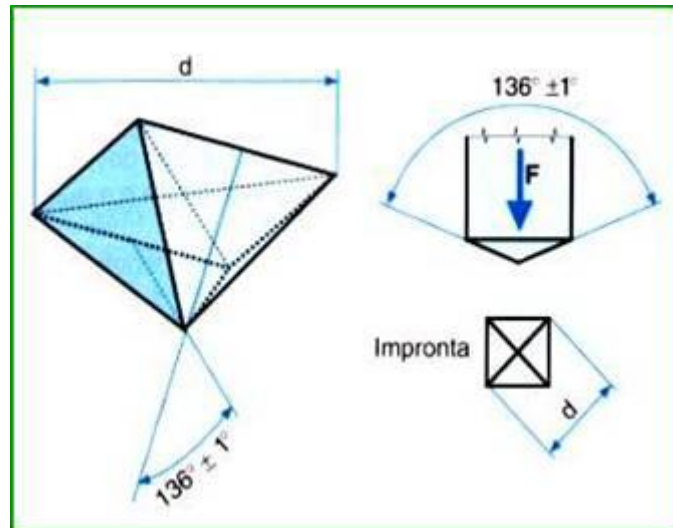


Figura 3.4 - Durezza Vickers [72]

La durezza Vickers può essere espressa con la seguente formula:

$$HV = F/S = 2 \cdot P \cdot \sin(136^\circ/2)/d^2 = 1854 \cdot P/d^2 \quad [\text{Kg/mm}^2]$$

Dove P rappresenta il carico in Kgf, d la lunghezza della diagonale dell'impronta in mm (oppure la media fra la lunghezza delle due diagonali) e 1854 è un fattore di conversione.

Il carico di prova, generalmente, è di 30 Kgf; solo particolari esigenze possono indurre all'adozione di carichi differenti. Le norme UNI ISO stabiliscono che lo spessore del pezzo da provare non deve essere minore di 1,5 volte la diagonale dell'impronta, in ogni caso dopo la prova nessuna deformazione deve essere visibile sulla faccia opposta a quella sulla quale è stato applicato il penetratore.

La designazione della durezza Vickers è, ad esempio, la seguente: 640 HV 30/20

Con 640 valore della durezza calcolata; HV simbolo della durezza Vickers; 30 carico applicato al provino in kg; 20 tempo di penetrazione.

3.2.1.2. Microdurezza

I valori di microdurezza sono stati misurati con la macchina "FISHERSCOPE HM2000 XYm" che non utilizza il metodo delle diagonali per misurare il valore di durezza, poiché l'osservazione e la misura dell'impronta al microscopio ottico, effettuata necessariamente dopo lo scarico, può portare alla misura di un'area che non coincide né come forma né come dimensioni con l'effettiva superficie di contatto tra materiale e penetratore durante la prova [73]. Inoltre, in questa maniera la misura di microdurezza è stata effettuata secondo la normativa ISO 14577 [74].

La prova viene effettuata applicando un penetratore in diamante a forma piramidale, a base quadrata con angolo al vertice fra due lati di $136^\circ \pm 0,5$ e le diagonali nominalmente uguali.

Esso viene forzato su una superficie metallica e la prova può essere condotta controllando la forza oppure controllando la profondità di penetrazione h . In entrambi i casi la forza e la profondità sono misurati e registrati in continuo, sia durante la fase di applicazione del carico che durante la fase di rimozione del carico stesso.

Mediante questo strumento è possibile ottenere non solo le misure di microdurezza (Martens, Vickers e plastica) ma anche altre caratteristiche meccaniche, quali il modulo di Young e il lavoro elasto-plastico.

Il calcolo della durezza Martens si ottiene dalla seguente equazione:

$$HM = F/A \quad [N/mm^2]$$

con $A = f(h)$ area di contatto e F carico massimo applicato. Per un penetratore Vickers perfetto, l'area di contatto può essere definita come $A(h) = 26,43 \cdot h_c^2$, con h_c uguale alla profondità di indentazione.

Le curve profondità-carico, generate con lo strumento di misura, possono essere usate per determinare la microdurezza Vickers utilizzando il metodo proposto da Oliver-Pharr [75].

La deformazione plastica può essere calcolata separando quella elastica dalla deformazione totale, registrata durante le prove, usando la pendenza del tratto iniziale di scarico delle curve profondità-carico:

$$HV_{L-D} = F_{\max}/26,43 \cdot (h_{\max} - \varepsilon \cdot F_{\max}/S)^2$$

dove $\varepsilon = 0,75$, $F = m \cdot (h - h_0)^n$ e $S = nm \cdot (h_{\max} - h_0)^{n-1}$. I coefficienti m ed n definiscono la curva di scarico: n è la potenza della curva mentre m è il prefattore della legge di potenza.

Nella figura 3.5 è mostrato lo strumento utilizzato per le misure.



Figura 3.5 - Microdurometro FISHERSCOPE HM2000 XYm

Fra i vantaggi di questo metodo vi è la possibilità di misurare le durezze di pezzi finiti, date le ridotte misure dell'impronta, e essendo il penetratore di diamante, è particolarmente indicata per i materiali duri. Si possono inoltre testare pezzi di piccolo spessore, o in generale di piccole dimensioni, riducendo il carico anche fino a 10 mN.

Data l'applicazione automatica del carico, la registrazione continua e l'eliminazione degli errori dovuti alla percezione ottica dell'operatore, questo metodo ha il vantaggio di una notevole precisione nelle misure. Le applicazioni tipiche della prova di microdurezza Vickers sono: la misurazione di microcostituenti e/o fasi; la misurazione di condizioni di superfici indesiderate come la decarburazione; la misurazioni di rivestimenti superficiali (la profondità di penetrazione non deve eccedere il 10-25% dello spessore del rivestimento, altrimenti i risultati risultano influenzati dalle proprietà del substrato) e dei trattamenti superficiali (tempra superficiale, della cementazione e nitrurazione, ecc...).

3.2.2. *Microstruttura*

Uno dei metodi principali per lo studio della microstruttura delle leghe è l'osservazione dei campioni al microscopio ottico metallografico. Questo utilizza la luce riflessa dalla superficie metallica che appare diversa per colorazione ed intensità a seguito della differente corrosione operata dai reattivi chimici nelle varie zone.

In questo modo sarà possibile riconoscere le fasi presenti nella microstruttura, valutare gli effetti del trattamento termico e individuare la presenza di difetti (inclusioni o cricche).

Per l'analisi micrografica è stato utilizzato il microscopio Zeiss AxioLab A1m (campo chiaro, campo scuro, luce polarizzata e contrasto interferenziale) corredato da software di analisi d'immagine Axiovision SE64 "Material Core Package", il cui principio di funzionamento è il seguente: la superficie da osservare è appoggiata ad un tavolino, orientabile attraverso due viti micrometriche, al cui centro è presente un foro per il passaggio della luce.

La luce proveniente da una sorgente, opportunamente collimata da diaframmi e condensatori, è indirizzata attraverso uno specchio alla superficie del provino dopo aver attraversato l'obiettivo.

La luce riflessa si concentra nuovamente nell'obiettivo; il segnale luminoso è deviato dal prisma verso la lente oculare che permette la visione ingrandita del preparato.

Il segnale può infine essere deviato da uno specchio e inviato ad uno schermo fotografico o ad una telecamera.

Le condizioni di illuminazione del campione possono essere diverse:

1. Campo chiaro (Bright-field illumination) → Le superfici ortogonali al fascio di luce incidente appaiono chiare se esenti da difetti. I raggi diffusi in direzioni non ortogonali appaiono scuri.
2. Campo scuro (Dark-field illumination) → In questo caso le superfici ortogonali all'asse ottico appaiono scure, mentre le superfici oblique all'asse ottico appaiono chiare.

Poiché la microscopia ottica funziona in luce riflessa, necessita di un'opportuna preparazione metallografica.

I provini devono essere ben lucidati e sottoposti ad attacco chimico che ne evidenzia la microstruttura.

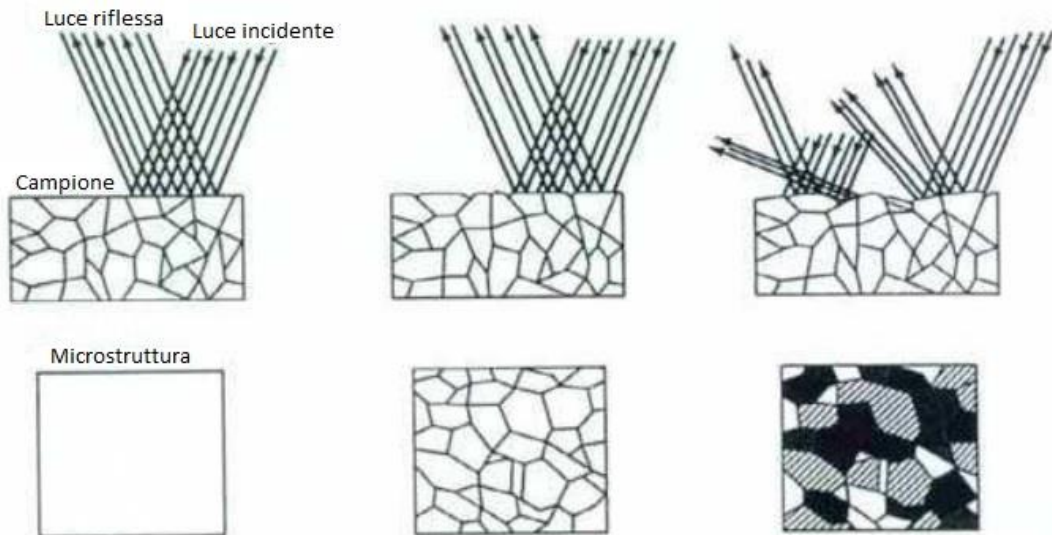


Figura 3.6 - Microstruttura in funzione della qualità superficiale

Le fasi per l'osservazione metallografica sono:

- Taglio del campione: viene eseguito in presenza di fluidi refrigeranti al fine di evitare alterazioni termiche;
- Inglobatura in resina: i provini vengono inglobati in formelle in resina. Lo scopo è quello di facilitare la manipolazione del campione e bloccarlo efficacemente durante le operazioni di spianatura e lucidatura;
- Spianatura e lucidatura: inizialmente si passano i provini su carte abrasive a granulometria controllata tra i 150 ÷ 2000 grit (150 grit = granuli abrasivi di diametro pari a 5 ÷ 8 μm , 2000 grit = granuli abrasivi di diametro pari a 88 ÷ 105 μm). Successivamente si passano i provini su dischi in tessuto cosparsi con soluzioni acquose abrasive (a base di allumina/pasta diamantata; diametro da 5 ÷ 6 μm fino a 0,20 ÷ 0,15 μm) (Fig. 3.7);

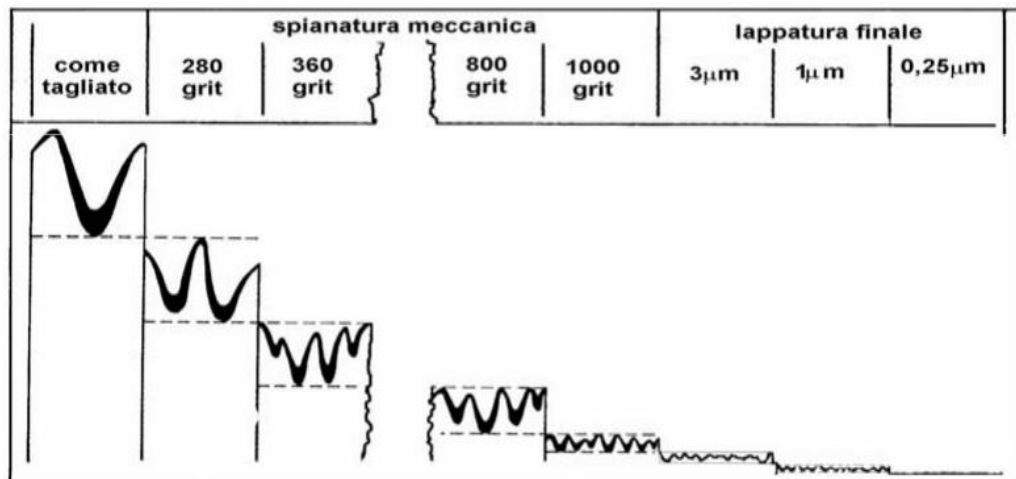


Figura 3.7 - Variazione della rugosità superficiale del campione nelle varie fasi della spianatura e lappatura

- Attacco chimico [76]: evidenzia la struttura cristallina attraverso la corrosione selettiva operata dai reattivi sulle zone superficiali dotate di maggiore energia (es. bordi dei grani). La composizione chimica dei reattivi dipende dalla natura della lega metallica o delle fasi da mettere in risalto. L'attacco chimico svolge una duplice funzione, ossidante nei confronti delle zone a maggiore contenuto energetico e liscivante verso i prodotti di ossidazione per staccarli dalla superficie.

Nel caso della lega Ti-48Al-2Cr-2Nb, dopo aver pulito la superficie del campione con alcool, abbiamo posto alcune gocce di reattivo di Keller (miscela di HF (al 40%, 1 parte su 100), HCl (densità 1,19; 1,5 parti su 100), HNO₃ (densità 1,41; 2,5 parti su 100) ed H₂O da applicare per 5-25 secondi a temperatura ambiente) sulla superficie del campione. L'acido va ad aggredire la superficie del metallo in modo differente secondo l'orientazione dei piani cristallini dei vari grani.

Ciò permette di scavare differentemente la superficie dei grani, potendo così creare un gioco di ombre che andrà ad evidenziare i bordigrano. Quindi abbiamo rimosso con l'alcool la soluzione e pulito con acqua ed alcool la superficie attaccata; l'attacco chimico è stato condotto per tempi adeguati e ha evidenziato la struttura dell'alluminuro di titanio. Lo stesso procedimento è stato utilizzato per le leghe Ti-6Al-4V e Inconel 718, con l'utilizzo dei seguenti reagenti:

- a. reattivo di Keller modificato (miscela di HF (al 40%, 2,5 parti su 10), HNO₃ (densità 1,41; 2,5 parti su 10) ed H₂O₂ da applicare per 20-30 secondi a temperatura ambiente) sulla superficie della lega Ti-6Al-4V
 - b. 87 Glyceregia (ASTM E 407) (miscela di HCl (densità 1,19; 15 ml), HNO₃ (densità 1,41; 5 ml) e glicerolo C₃H₈O₃ (10ml) da applicare per 10-20 secondi a temperatura ambiente) sulla superficie della lega Inconel 718
- Osservazione micro strutturale

3.3. Prove di tornitura

Il tornio utilizzato per le prove è un modello CNC (*Computer Numerical Control*) SAG 101 della Graziano (Fig. 3.8). Questa macchina è particolarmente adatta per la tornitura di pezzi di medie dimensioni. La struttura a banco inclinato offre elevata robustezza e stabilità prestandosi sia ad operazioni di sgrossatura, sia ad operazioni di finitura. Nella tabella seguente sono riportate alcune caratteristiche della macchina utensile.

Tabella 3.1 - Caratteristiche Tornio Graziano CNC 101 SAG

Potenza massima motore mandrino	50 kW
Velocità massima mandrino	4500 giri/min
Distanza punte	1500 mm
Diametro massimo su banco	600 mm
Diametro massimo su slitta	280 mm
Controllo C.N.C.	Fanuc mod.0T



Figura 3.8 - Tornio Graziano 101 SAG

Le prove di tornitura sono state eseguite con diverse condizioni di lubro-refrigerazione:

- a secco, **DRY**;
- lubro-refrigerante tradizionale, **WET**;
- sistemi di lubro-refrigerazione minimale **MQL** e **MQC**;
- refrigerante gassoso portato a temperatura criogenica, **CRYO**.

3.3.1. Sistemi di lubro-refrigerazione

In questo paragrafo sono descritti, nel dettaglio, i sistemi di lubro-refrigerazione adottati in questo lavoro di ricerca.

3.3.1.1. Lubro-refrigerante tradizionale

L'impianto di lubrificazione tradizionale è quello previsto a bordo macchina; viene applicata un fluido lubro-refrigerante attraverso un ugello diretto verso l'inserto. Il fluido da taglio impiegato è un'emulsione a base acqua contenente olio solubile al 5% (Cimperial). Il fluido viene introdotto nell'area di taglio con un getto inclinato di 30° (**Errore. L'origine riferimento non è stata trovata.** 3.9) rispetto alla direzione perpendicolare al petto dell'inserto, con una portata di circa 10 l/min.

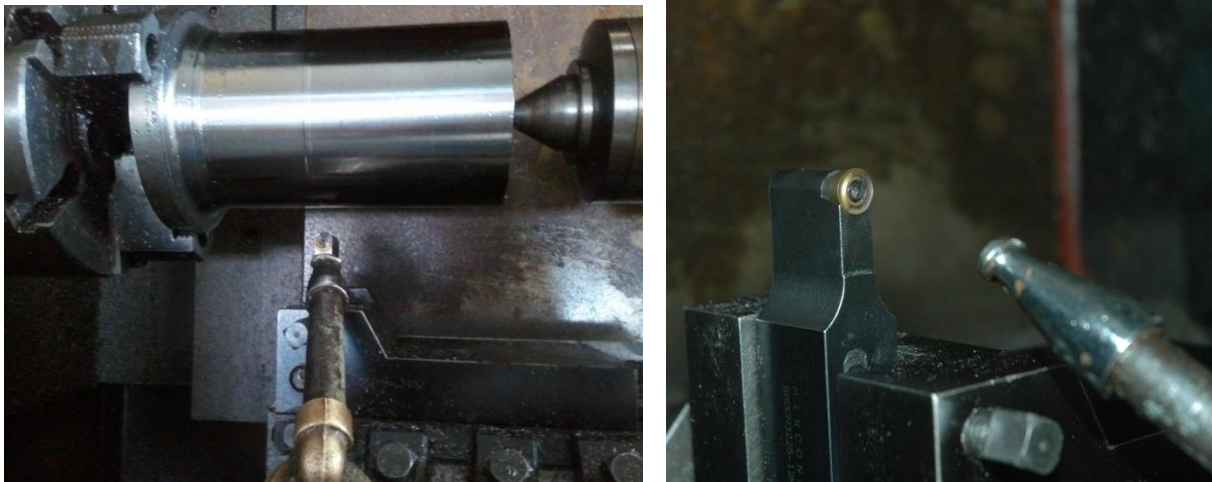


Figura 3.9 - Sistema di lubrificazione tradizionale

Le caratteristiche dell'olio solubile impiegato sono riportate in tabella 3.2.

Tabella 3.2 - Dati relativi all'olio Cimperial 1070 utilizzato nell'emulsione per l'impianto di lubrificazione tradizionale

<i>Produttore</i>	Cimcool
<i>Nome</i>	CIMPERIAL 1070
<i>Stato fisico</i>	liquido
<i>Solubilità in acqua</i>	miscibile al 100%
<i>Viscosità (SUS) a 100°F (37,8°C)</i>	1000 (215 mm ² /s)
<i>densità (lb/gal) a 15,6°C</i>	8,5 (1018,5 kg/m ³)
<i>Flash Point /Sp.Gr./Boiling Point</i>	385°F/1,024/ND
<i>pH Mix 5%, tipica percentuale operativa</i>	8,6
<i>Solfuri totali (% in peso)</i>	0,1
<i>Cloro/Cloruri totali (%in peso)</i>	7,3/< 50 ppm
<i>Siliconi</i>	SI
<i>Aspetto e odore</i>	rosso sfumato/chimico

3.3.1.2. Minimum quantity lubrication MQL

Il secondo sistema di lubrificazione utilizzato è l'impianto MQL *Accu-LUBE system* (Fig. 3.10); tale sistema utilizza olio vegetale *Accu-Lube LB-2000* con portate pari a 0,3 ml/min. L'impianto è alimentato mediante aria compressa, per questo deve essere connesso alla rete, presente in officina, tramite un riduttore di pressione impostato su 6 bar.

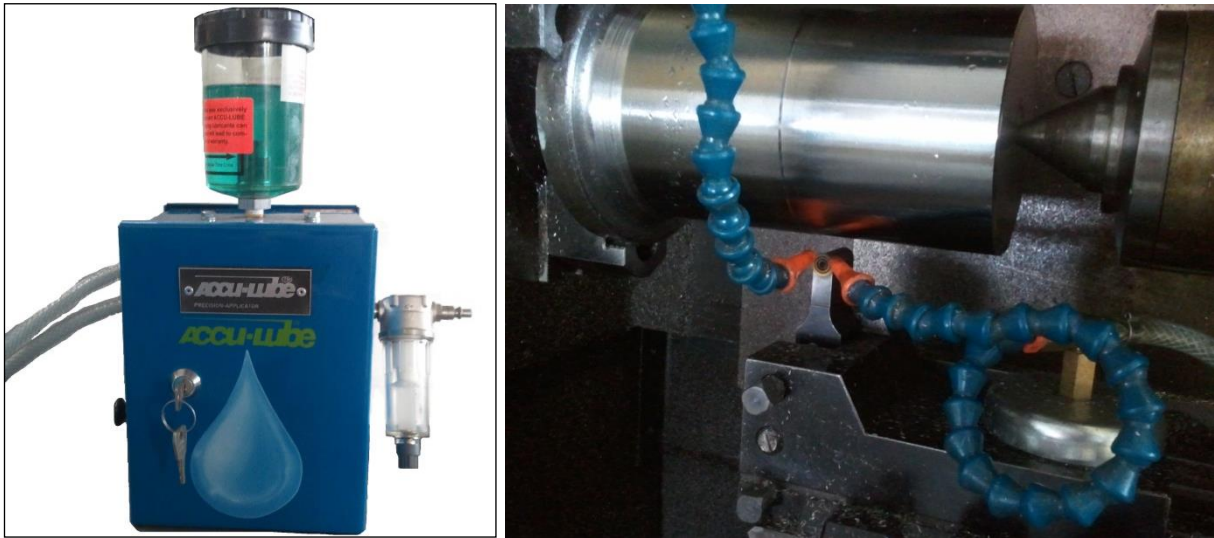


Figura 3.60 - Impianto MQL Accu-Lube (a destra), ugelli flessibili rivolti sul petto dell'utensile (a sinistra)

L'impianto MQL *Accu-LUBE* è composto da:

- Un serbatoio per lo stoccaggio del lubrificante;
- Un filtro dell'aria con separatore di condensa;
- Un generatore di impulsi pneumatico con frequenza regolabile;
- Due pompe idrauliche ad azionamento pneumatico controllate dal generatore di impulsi e regolabili in portata;
- Due regolatori di flusso dell'aria compressa;
- Tubazioni di raccordo dell'aria compressa e del lubrificante;
- Due ugelli flessibili in plastica con attacco magnetico;
- Interruttore ON/OFF a comando manuale.

L'impianto dispone di due sistemi di regolazione della portata di olio/aria indipendenti da utilizzare con i due ugelli in dotazione.

Una volta generati, i flussi di aria e di lubrificante vengono convogliati agli ugelli diffusori mediante due tubi indipendenti di tipo coassiale. La combinazione dei due flussi, aria ed olio, avviene solo nel tratto terminale, con la conseguente nebulizzazione dell'olio. La tabella 3.3 mostra il settaggio dell'impianto MQL.

Tabella 3.3 - Settaggio dell'impianto MQL

<i>Frequenza generatore d'impulsi</i>	30 cicli/min
<i>Portata di lubrificante misurata</i>	0,301 ml/min
<i>Pressione alimentazione dell'aria compressa</i>	6 bar (5,5 bar con impianto in funzione)

L'olio *LB 2000* utilizzato è un fluido da taglio, a base vegetale, indicato per le lavorazioni generiche. È biodegradabile, non è tossico ed è prodotto da materiali grezzi rinnovabili. In tabella 3.4 sono elencate le specifiche tecniche dell'olio *Accu-Lube LB 2000*.

Tabella 3.4 - Caratteristiche tecniche dell'olio Accu-Lube LB2000 per l'impianto MQL

<i>Produttore</i>	Accu-Lube
<i>Nome</i>	LB 2000
<i>Aspetto fisico</i>	fluido verde acqua
<i>Densità</i>	920 kg/m ³
<i>Viscosità a 40 °C</i>	37 cSt (mm ² /s)
<i>Flash Point</i>	608°F (320°C)
<i>Pour Point</i>	-4°F (-20°C)
<i>Solfuri</i>	assenti
<i>Cloro</i>	assente
<i>Siliconi</i>	assenti
<i>Olio minerale</i>	0%
<i>Solubilità in acqua</i>	insolubile

3.3.1.3. Minimum quantity cooling MQC

L'impianto di lubro-refrigerazione MQC (modello SNS03IDR, prodotto dalla Auges) è composto da un sistema di nebulizzazione del fluido da taglio mediante aria compressa, che crea una "micronebbia" (Fig. 3.11).



Figura 3.11 - Macchina Auges SNS03IDR

Come fluido lubro-refrigerante è stata impiegata un'emulsione contenente olio, a base di estere sintetico di derivazione vegetale, solubile al 5% (VASCO 5000). Le proprietà principali dell'olio solubile sono riportate in tabella.

Tabella 3.5 - Caratteristiche tecniche dell'olio Vasco 5000 per l'impianto MQC

Produttore	Blaser Swissslube Inc
Nome	Vasco 5000
Aspetto fisico	fluido color nocciola
Densità	0,96 g/cm ³
Viscosità a 40 °C	90 cSt (mm ² /s)
Flash Point	180 °C
Acqua	0,1 %
Esteri	52 %

L'impianto è stato utilizzato con due diverse modalità di applicazione del fluido nella zona di taglio: la prima configurazione ha previsto l'impiego del portautensile dotato dei due ugelli interni (Fig. 3.12a), mentre la seconda configurazione ha utilizzato un ugello esterno rivolto all'interfaccia tra il truciolo e il petto dell'inserto da taglio (Fig. 3.12b).

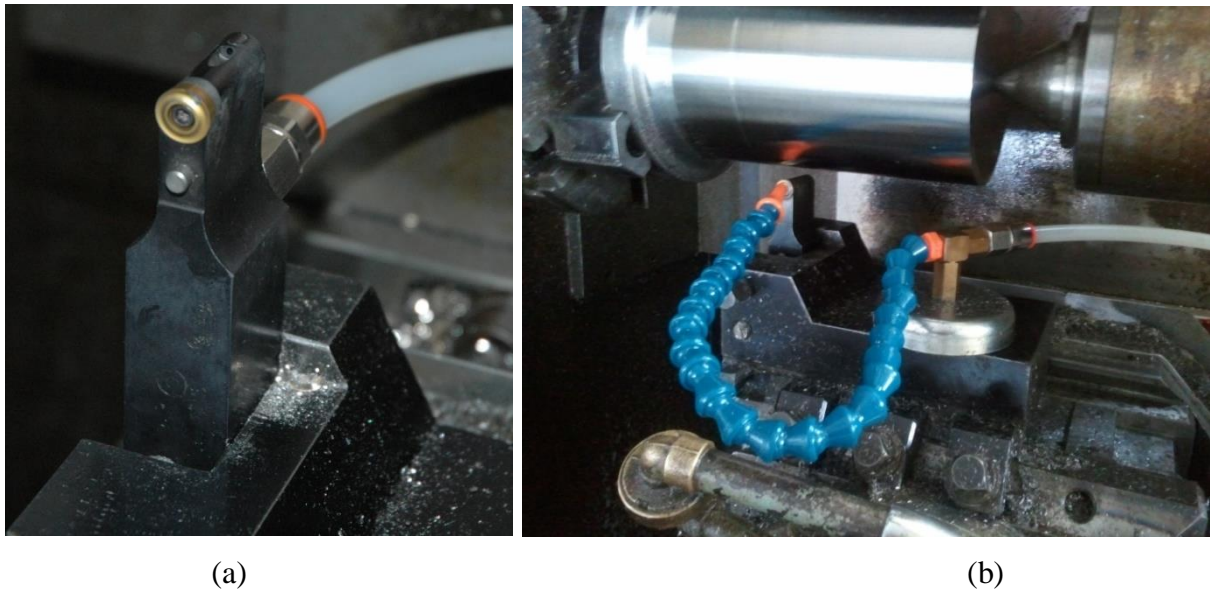


Figura 3.12 - Portautensili modificato collegato al sistema MQC (a); Ugello rivolto sul petto dell'utensile (b)

In questo impianto, contrariamente al sistema MQL dove la nebulizzazione avveniva nel tratto finale della tubazione flessibile prima dell'ugello, la “micronebbia” viene formata nel miscelatore SNS.

La macchina è dotata di un livello di stato, con relativa spia di preallarme, in corrispondenza della quantità minima di liquido refrigerante che è necessario mantenere nella vasca per evitare che la pompa possa rimanere senza liquido di pescaggio.

Nella tabella seguente sono riportati i parametri di utilizzo della macchina.

Tabella 3.6 - Settaggio dell'impianto MQC

<i>Pressione alimentazione aria compressa</i>	3 bar
<i>Portata aria compressa (Potenza)</i>	350 NI/min (2,3 kW)
<i>Pressione alimentazione fluido da taglio</i>	44 bar
<i>Portata fluido da taglio</i>	40 ml/min (2,4 l/h)

La “micronebbia” creata dalla macchina tende a liberarsi nell'atmosfera circostante e quindi richiede la presenza di un aspiratore sopra il tornio che raccolga e filtri il vapore formato.

3.3.1.4. Refrigerazione criogenica

Mediante lo sviluppo di un sistema “prototipo” (Fig. 3.13) due diversi metodi di refrigerazione criogenica (esterna e interna al portautensili; Fig. 3.14) sono state impiegate nelle prove di lavorazione.



Figura 3.13 - Sistema "prototipo" refrigerazione criogenica



Figura 3.14 - Alimentazione refrigerante interno al porta inserto (destra) ed esterna (sinistra)

Il refrigerante utilizzato è l'azoto, liquefatto a $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$. L'azoto è un gas sicuro e non corrosivo, non lascia residui e non contamina la parti; inoltre non ha bisogno di essere smaltito.

Il flusso di azoto liquido deve essere accuratamente dosato e proporzionale al calore generato durante il processo di taglio per evitare distorsioni o infragilimenti dell'utensile dovuti all'eccessivo raffreddamento localizzato, che rischia di creare gradienti termici molto elevati.

3.3.2. Metodologia di ricerca

Allo scopo di quantificare la lavorabilità del materiale, le prove sono state programmate per permettere la determinazione di un indice di lavorabilità.

Ogni materiale ha richiesto una metodologia diversa, a causa delle caratteristiche del materiale stesso e dello stato di fornitura del pezzo da lavorare (dimensioni, trattamenti termici, processi di produzione). In tutti i casi, i provini sono stati sottoposti ad una operazione preliminare di cilindatura.

3.3.2.1. Inconel 718

La valutazione della lavorabilità ha previsto:

- Prove di durata a diverse velocità di taglio mantenendo costante la profondità di passata e l'avanzamento utensile
- Elaborazione delle curve d'usura utensile in condizioni DRY, WET, MQL, MQC e CRYO
- Elaborazione delle curve velocità – durata (curva di Taylor)
- Calcolo delle “ V_{C15} ”
- Campionatura della tipologia dei trucioli per le diverse condizioni di taglio sperimentali
- Valutazione della finitura superficiale del pezzo lavorato (rilievo dei parametri Sa, Ssk, Sku)
- Valutazione dell'integrità superficiale
- Rilievi delle forze di taglio
- Analisi al SEM degli utensili usurati

L'usura del tagliente è stata misurata ad intervalli regolari di tempo, fino al raggiungimento o al superamento del valore di “ V_{Bmax} ” = 0,20 mm, che costituisce il criterio di fine prova.

Le prove di durata sono state effettuate con i seguenti parametri di processo:

- Provini inizio prova: $\varnothing = 110$ mm; Lung. = 315 mm (Fig. 3.15)
- Intervallo di variazione della velocità di taglio: $V_c = 35 - 80$ m/min
- Avanzamento utensile (f) = 0,25 mm/giro
- Profondità di passata (a_p) = 0,5 mm



Figura 3.15 - Provino Inconel 718

3.3.2.2. Ti-48Al-2Cr-2Nb

In base al metodo di produzione del materiale, la metodologia sperimentale è stata:

- 1) Sono state eseguite prove di tornitura longitudinale allo scopo di determinare la lavorabilità del materiale, prodotto con tecnica EBM, operando senza l'impiego del lubro-refrigerante (condizione DRY). Nelle prove sono stati utilizzati dei provini sottoposti a trattamento termico (mat. A) e altri non sottoposti a trattamento (Mat. B).

La valutazione della lavorabilità ha previsto:

- Prove di durata a velocità di taglio e profondità di passata costanti e variando l'avanzamento utensile
- Valutazione della finitura superficiale del pezzo lavorato
- Valutazione dell'integrità superficiale

In queste prove è stato prescelto come criterio di fine prova la rottura del tagliente.

Le prove di durata sono state effettuate con i parametri di processo seguenti:

- Provini inizio prova: $\varnothing = 20$ mm; Lung. = 100 mm (Fig. 3.16)
- Velocità di taglio: $V_c = 35$ m/min
- Intervallo di variazione dell'avanzamento utensile (f) = 0,07 - 0,25 mm/giro
- Profondità di passata (a_p) = 0,5 mm



Figura 3.16 - Provini Ti-48Al-2Cr-2Nb

- 2) La lega intermetallica TiAl, prodotta con tecnica VAR, è stata sottoposta a prove di tornitura longitudinale per determinarne la lavorabilità, operando in condizioni DRY, WET e "Near DRY" (MQLC).

La metodologia usata è la seguente:

- Prove di durata a velocità di taglio variabili e profondità di passata e avanzamento utensile costanti
- Elaborazione delle curve di Taylor e calcolo delle " V_{C15} "

- Valutazione della finitura superficiale del pezzo lavorato attraverso rilievi dei parametri di rugosità

In queste prove, valutata la morfologia di usura rilevata sul tagliente dell'utensile, è stato prescelto il criterio di fine prova " V_{Bmax} " = 0,15 mm.

Le prove di durata sono state effettuate con i seguenti parametri di processo:

- Provini inizio prova: $\varnothing = 140$ mm; Lung. = 200 mm
- Intervallo di variazione della velocità di taglio: $V_c = 30 - 60$ m/min
- Avanzamento utensile (f) = 0,1 mm/giro
- Profondità di passata (a_p) = 0,3 mm

3.3.2.3. Ti-6Al-4V

Sono state eseguite prove di tornitura longitudinale, allo scopo di determinare la lavorabilità del materiale, operando senza l'impiego del lubro-refrigerante (condizione DRY).

La valutazione è stata effettuata utilizzando la seguente metodologia:

- Prove di durata a velocità di taglio, profondità di passata e avanzamento utensile costanti
- Elaborazione delle curve d'usura utensile

Come criterio di fine prova è stato scelto il valore di " V_{Bmax} " = 0,20 mm. Le prove di durata sono state effettuate con i seguenti parametri di processo:

- Provini inizio prova: $\varnothing = 80$ mm; Lung. = 300 mm
- Intervallo di variazione della velocità di taglio: $V_c = 60 - 120$ m/min
- Avanzamento utensile (f) = 0,15 mm/giro
- Profondità di passata (a_p) = 0,5 mm

3.4. Utensili

Durante le prove sono stati utilizzati i seguenti portautensili:

- a) Inconel 718
 - MIRCONA SRDCN 3225-12M senza e con ugelli incorporati (Fig. 3.17);
 - MIRCONA SRDCN 3225-12M in acciaio inox con ugelli incorporati, per le prove con il sistema criogenico (Fig. 3.18)
- b) Ti-48Al-2Cr-2Nb
 - MIRCONA SRDCN 3225-12M senza e con ugelli incorporati;

- c) Ti-6Al-4V
 - MIRCONA SRDCN 3225-12M;
 - KENNAMETAL PCLNR 2525-12M.

La sigla del porta utensile indica, secondo la normativa ISO 1832-1991:

- S = bloccaggio inserto a vite; P = bloccaggio inserto a leva
- R = forma inserto circolare; C = forma inserto romboidale
- D = angolo di registrazione (45° , ininfluenza con inserto circolare); L = angolo di registrazione (95°)
- C = angolo di spoglia inferiore (7°); N = angolo di spoglia inferiore (0°)
- N = esecuzione utensile neutra; R = esecuzione utensile destra
- 32 = altezza stelo
- 25 = larghezza stelo
- 12 = dimensione dell'inserto o lunghezza del tagliente
- M = lunghezza dell'utensile (150 mm).



Figura 3.17 - Vista frontale e laterale del portautensili modificato per ospitare al proprio interni gli ugelli per la lubro-refrigerazione



Figura 3.18 - Portautensili in acciaio inox

Gli inserti utilizzati nella lavorazione dell'Inconel 718 e della lega TiAl sono prodotti e commercializzati dalla Sandvik; si tratta di utensili del tipo RCMT 1204M0-SM S05F, in

carburo di tungsteno, grado K20, rivestiti mediante tecnica CVD con un rivestimento multistrato TiCN-Al₂O₃-TiN (Fig. 3.19).



Figura 3.19 - Sandvik RCMT 1204M0-SM S05F

La sigla dell'inserto indica, secondo la normativa ISO 1832-1991:

- R = forma inserto circolare
- C = angolo di spoglia inferiore (7°)
- M = tolleranze (Fig. 3.20a)
- T = tipo di inserto (Fig. 3.20b)
- 12 = dimensione dell'inserto o lunghezza del tagliente
- 04 = spessore dell'inserto
- M0 = inserto rotondo
- SM S05F = indicazione del costruttore su micro geometria e campo di applicazione inserto.

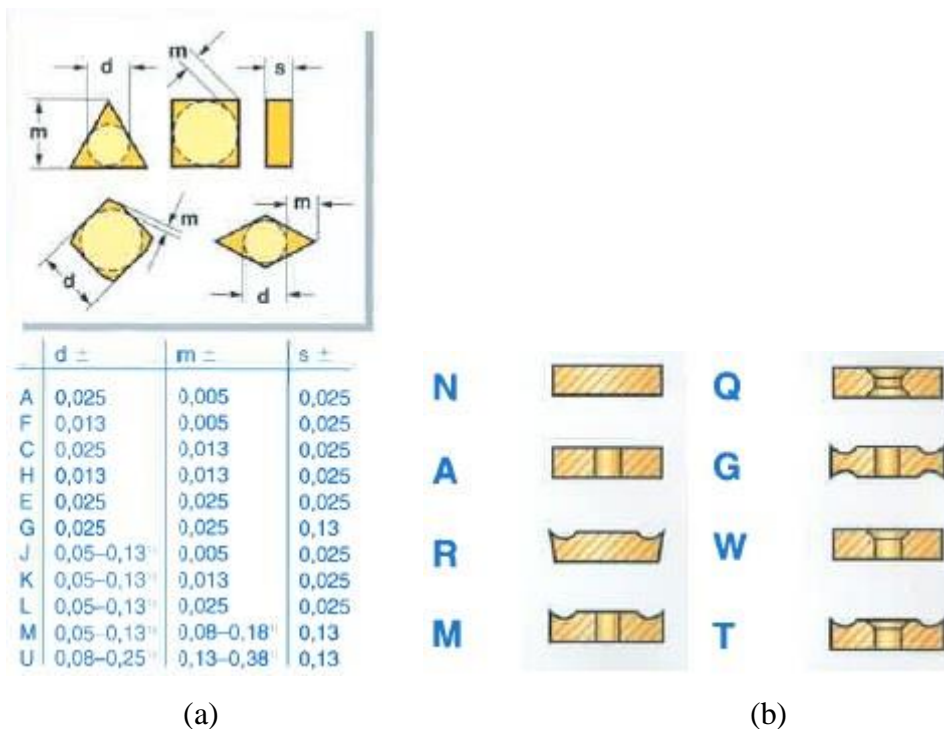


Figura 3.20 - Chiave dei codici ISO [69]

Questi inserti sono indicati nella lavorazione di materiali per applicazioni aerospaziali come le leghe e le superleghe resistenti al calore e nella tornitura delle leghe di titanio [77]. Questo grazie alle caratteristiche di elevata durezza a caldo, resistenza alla compressione, bassa conducibilità e dilatazione termica (resistenza agli shock termici). Inoltre, la relativamente bassa percentuale di Co ne aumenta la resistenza all'abrasione.

La geometria RCMT è indicata per la finitura di profili. È un inserto rotondo unilaterale con tagliente robusto. La geometria è versatile con ampio controllo del truciolo. Genera buone finiture superficiali, anche ad elevati avanzamenti.

Le dimensioni geometriche e gli angoli caratteristici degli inserti sono: 12 mm di diametro e 4 mm di spessore, angolo di spoglia superiore $\gamma = 0^\circ$ e angolo di spoglia inferiore $\alpha = 7^\circ$. L'inserto ha il bordo del tagliente che presenta uno smusso con geometria $T = 0,1$ mm e $a = 15^\circ$ (Fig. 3.21).

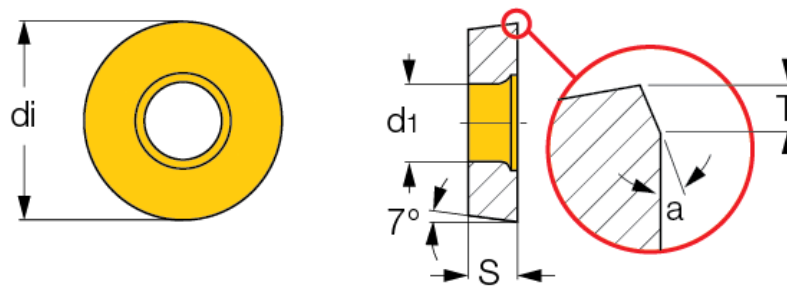
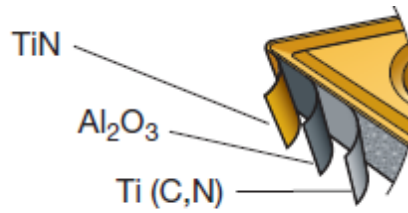


Figura 3.21 - Geometria dell'inserto da taglio RCMT 1204

Il rivestimento dell'inserto, ottenuto mediante CVD (*Chemical Vapour Deposition*), è composta da tre strati di diversa natura con spessore finale di 4 μm (Fig. 3.22):

- 1) un primo strato di carbo-nitrato di titanio TiCN \rightarrow garantisce una buona adesione al substrato. Presenta un'elevata resistenza all'abrasione, con una durezza di 3000 HV
- 2) uno strato intermedio di ossido di alluminio Al_2O_3 \rightarrow garantisce la realizzazione di un legame stabile con gli altri strati. Presenta un'alta resistenza alle alte temperature, bassa conducibilità termica, elevata resistenza all'usura sul fianco e per craterizzazione, difficoltà di adesione al substrato poiché chimicamente poco reattivo
- 3) ultimo strato di nitrato di titanio TiN \rightarrow garantisce buona resistenza all'usura e funge da barriera termica. Presenta un basso coefficiente di attrito, elevata durezza e buona adesione al substrato



S05F (S05)

Figura 3.22 - Rivestimento CVD S05F dell'inserto da taglio di grado S05

Un discorso a parte va fatto per la lega Ti-6Al-4V. Molti test condotti in letteratura hanno dimostrato che, anche con il miglior inserto in WC-Co, non si riescono a raggiungere risultati soddisfacenti se le lavorazioni sono eseguite senza lubro-refrigerante e con velocità di taglio superiori a 45 m/min.

Per questo motivo, e basandosi sui dati ottenuti dalle prove tribologiche descritte più avanti, le prove di tornitura sono state effettuate con l'uso di inserti di geometria diversi:

- a) Sandvik RCMT 0803M0-SM, non rivestiti e rivestiti con il multistrato CVD TiCN, Al₂O₃, TiN;
- b) Walter RCMT 0803M0-PM5, non rivestiti e rivestiti con il multistrato CVD TiCN, Al₂O₃ (Fig. 3.23);
- c) Horn RCMT 12, non rivestiti;
- d) Seco CCGT 120408R-UX CP500, non rivestiti e rivestiti con uno strato PVD TiAlN;
- e) Walter CCMT 120408-PM5, non rivestiti e rivestiti con uno strato PVD TiAlN;
- f) Iscar CCMT 432-SM IC907, non rivestiti e rivestiti con uno strato PVD TiAlN;
- g) Sandvik CCMT 120408-KM, non rivestiti.

Si tratta di utensili in carburo di tungsteno, grado K10.

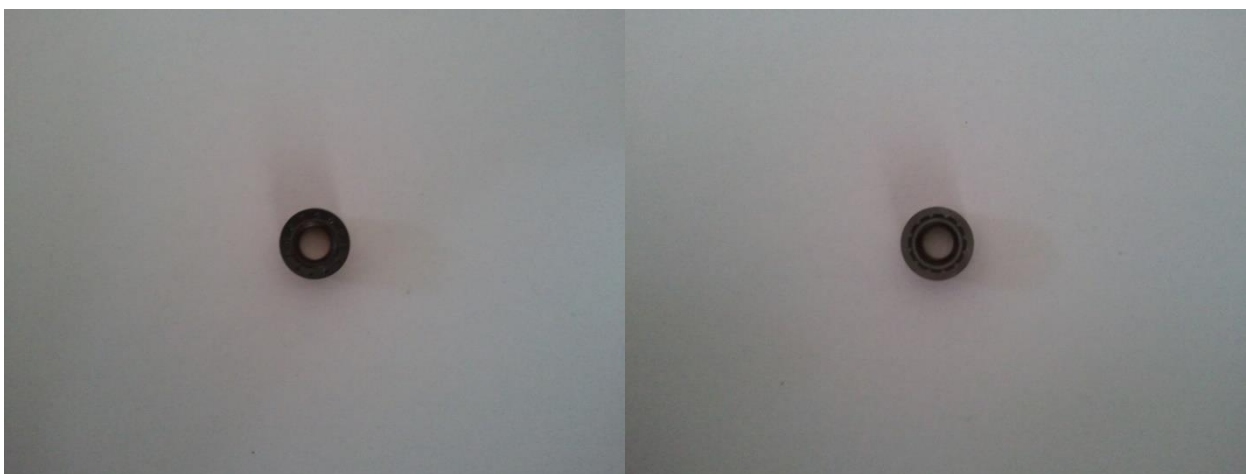


Figura 3.23 - Walter RCMT 0803M0-PM5 rivestito (destra) e senza rivestimento (sinistra)

Le dimensioni geometriche, degli inserti romboidali, sono: 12 mm lunghezza tagliente e 4 mm di spessore, raggio di punta pari a 0,8 mm e angolo di spoglia inferiore $\alpha = 7^\circ$ (Fig. 3.24).

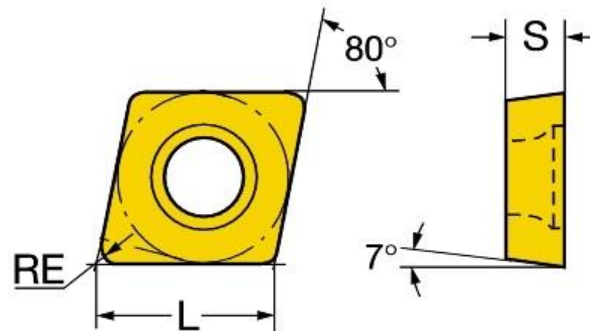


Figura 3.24 - Geometria dell'inserto da taglio CCMT 1204

Nelle prove sono stati usati inserti rivestiti e inserti sprovvisti di rivestimento, al fine di valutare il comportamento ad usura del substrato.

In questa parte d'attività, sono stati utilizzati anche degli utensili prodotti dalla EPoS s.r.l. e creati con un'innovativa tecnologia di sinterizzazione ad alta velocità denominata Electro-Sinter-Forging (ESF).

Questi inserti sono stati ottenuti mediante brasatura del materiale EPoS su utensili CCMT commerciali (Fig. 3.25).

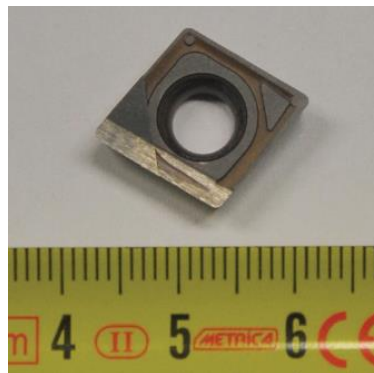


Figura 3.75 - Inserti prodotti dalla EPoS

Gli inserti dei punti d, e, f, g sono stati sottoposti ad una modifica in modo da avere la stessa geometria degli inserti forniti da EPoS; è stata effettuata la rimozione del rivestimento commerciale seguito da un spianatura per ottenere la geometria desiderata (spigolo vivo):

- χ angolo di registrazione = 5°
- χ_n angolo di registrazione secondario = 5°
- γ angolo di spoglia superiore = 5°

- α angolo di spoglia inferiore = 6°
- R raggio del tagliente = 0,8 mm

I materiali EPoS possono essere identificati come:

- C54M001, non rivestito
- C54M003, non rivestito
- C64M001, non rivestito.

Le composizioni chimiche esatte sono protette da segreto industriale. Tuttavia, in analogia con il tipo di materiali utilizzati per queste applicazioni, gli inserti predisposti dalla EPoS sono adatti per la lavorazione eseguita e descritta in questa tesi.

Il processo brevettato dalla EPoS s.r.l. (EP2198993B1) consiste nell'inserimento delle polveri in uno stampo opportunamente progettato, nel pre-compattare le polveri per garantire un buon flusso di corrente e quindi, nella stessa sequenza, applicare un impulso elettromagnetico ad alta energia sincrono ad un impulso meccanico.

La sequenza dura meno di 100 ms e con la macchina ESF prototipo, si riesce ad avere un ciclo completo, compreso il carico della polvere, in meno di 20 secondi. Grazie all'estrema rapidità della fase di consolidazione/sinterizzazione è possibile ottenere dei carburi cementati con strutture tondeggianti, senza crescita del grano (pur non avendo inibitori alla crescita) e con leganti alternativi al cobalto (come gli utensili utilizzati in queste prove). Inoltre il processo, essendo così rapido impedisce l'ossidazione rendendo inutile la presenza di un'atmosfera protettiva o del vuoto, elementi basilari (e costosi) della tecnica tradizionale.

3.5. Rilievo delle forze di taglio

La misura delle componenti delle forze di taglio necessita di un'apparecchiatura comprendente un dinamometro con gli accessori, quali cavi connettori, tabelle di taratura e sistemi di bloccaggio. Il dinamometro deve essere tale da perturbare il meno possibile il fenomeno del taglio; le caratteristiche statiche, come l'accuratezza, la ripetibilità, la riproducibilità, la linearità, la precisione e la sensibilità, devono presentare massima rigidità statica. Inoltre la frequenza propria (rigidità dinamica) deve essere il più possibile lontana dalla frequenza di vibrazione del sistema macchina-pezzo-utensile e da quella provocata dalla formazione del truciolo.

In questo lavoro è stato utilizzato un dinamometro piezoelettrico (Fig. ?), che si basa su quel fenomeno per mezzo del quale è possibile convertire energia elettrica in energia meccanica (e viceversa) tramite la capacità presentata da determinati cristalli (piezoelettrici) di subire variazioni dimensionali se sottoposti a una carica elettrica o una sollecitazione meccanica.

Le deformazioni dei cristalli presenti in una ceramica piezoelettrica, come il quarzo, permettono di generare un'oscillazione meccanica a frequenze anche molto elevate. Sottoponendo un cristallo ad uno stimolo elettrico si ottiene una deformazione, di entità proporzionale all'intensità della corrente applicata. Singoli elementi piezoelettrici, attivati da elettrodi esterni ed interni, trasformano l'impulso elettrico in movimenti di estensione o contrazione degli strati, determinando la deformazione meccanica.

Per il rilievo delle forze di taglio è stato impiegato un dinamometro piezoelettrico al quarzo a tre componenti KISTLER Tipo 9263 SN 59727, con alimentatore/amplificatore dedicato Kistler 5110 B10, sistemato direttamente nella torretta portautensili del tornio utilizzato per le prove di durata. Un dinamometro piezoelettrico per la misurazione di una forza a tre componenti, è costituito da dischi di quarzo sotto forma di lamelle, che sono dei sensori piezoelettrici, e da elettrodi; il tutto installato in un alloggiamento di acciaio. Ciascun disco di quarzo viene tagliato secondo un asse cristallografico definito, il cui orientamento deve coincidere con quello dell'asse del componente di forza da misurare. Ad ogni disco corrisponde una componente di forza specifica.

Gli elettrodi raccolgono la carica sulla superficie del disco di quarzo e sono connessi ciascuno ad un connettore. È necessario che ci sia attrito tra dischi, elettrodi e alloggiamento, poiché le forze possono essere trasferite solamente attraverso un contatto con attrito.

All'interno delle celle di carico sono alloggiati gli anelli con le lamine al quarzo, connessi con dei cavi connettori all'amplificatore di carica che, a sua volta, è connesso al computer, dove è installato il software di acquisizione dei dati. Gli amplificatori di carica sono tre, uno per ciascuna componente della forza risultante. All'interno dell'amplificatore di carica è presente un microprocessore, in grado di gestire un circuito elettrico, che controlla continuamente l'andamento delle misure rilevate.

Prima di essere utilizzato, l'amplificatore va programmato, ovvero vanno tarati i parametri dello strumento:

- La sensibilità del trasduttore, misurata in pC/M.U.
- La scala, misurata in M.U./V
- Il filtro passa-basso
- Le costanti di tempo.

La sensibilità va regolata in funzione della sensibilità del dinamometro in uso; l'unità pC rappresenta i pico-coulomb, l'unità M.U. significa Mechanical Units (in questo caso corrisponde a Newton) e variandola si ha la variazione della sensibilità del sensore del dinamometro.

La scala va riferita al valore delle misurazioni, in modo che sia prossima ai dati rilevati, mentre la costante di tempo va scelta in funzione del tipo di prova che si realizza.

In questo lavoro si eseguono prove sperimentali, dunque la costante di tempo viene tarata sull'opzione "Long" e il filtro passa-basso viene tarato affinché escluda i valori di disturbo che compaiono durante le registrazioni.

Il programma Daq View si occupa dell'acquisizione dei dati, permettendo:

- Di fare un set-up del sistema dei parametri necessari all'acquisizione dei dati
- Di salvare i dati e trasferirli su un foglio elettronico, capace di elaborarli
- Di riavviare automaticamente le funzioni di partenza e salvare i dati in un nuovo file ad ogni nuova acquisizione di dati.

Grazie a questo programma è possibile visualizzare graficamente i valori numerici registrati ed elaborarli.

Le caratteristiche relative al campionamento sono riportate nella tabella 3.7, mentre il sistema di acquisizione delle forze di taglio è presentato in figura 3.26.

Tabella 3.7 - Impostazione della scheda di acquisizione collegata al dinamometro

<i>Amplificazione</i>	400 N/V
<i>Frequenza di campionamento</i>	50 Hz
<i>Tempo di campionamento</i>	320 sec
<i>N° di campioni per ogni acquisizione</i>	16000
<i>Saturazione del segnale</i>	2000 N



Figura 8.26 - Gruppo di acquisizione delle forze di taglio (amplificatore e computer con scheda di acquisizione)

3.6. Caratterizzazione post-lavorazione

La caratterizzazione post-lavorazione comprende:

- Analisi della finitura superficiale dei pezzi lavorati, mediante profilometro
- Analisi dei taglienti usurati, mediante SEM ed EDS
- Valutazione dell'integrità superficiale, mediante SEM
- Valutazione della morfologia dei trucioli, mediante SEM.

3.6.1. Rugosità

Lo stato dell'arte e la moderna tecnologia hanno favorito e allo stesso tempo richiesto un grado di finitura delle superfici sempre più curato e compreso fra dei limiti ben precisi, in quanto l'assenza di un buon grado di finitura delle superfici potrebbe compromettere alcune caratteristiche quali la resistenza a fatica e quella ad usura.

Le analisi dicono che qualsiasi superficie di un oggetto, confrontata con appositi strumenti, non appare perfettamente piana come quella teorica indicata sul disegno, infatti presenta delle irregolarità. Detto questo si può affermare che per stato di finitura di un pezzo si intende la condizione in cui si trova la superficie dal punto di vista micro geometrico.

La *rugosità* è l'insieme delle deviazioni (errori microgeometrici) della superficie reale (superficie effettivamente ottenuta con la lavorazione) rispetto a quella teorica (superficie rilevata dagli strumenti di misura).

Per definire la rugosità si procede al rilievo del profilo per una certa lunghezza L , chiamata lunghezza base o di campionatura.

In corrispondenza della lunghezza di misura e del profilo così rilevato, si può definire una linea parallela al profilo teorico, in modo che la somma dei picchi rispetto ad essa sia uguale a quella delle valli: tale linea sarà definita linea media, avente forma del profilo geometrico e rispetto alla quale risulta minima la somma dei quadrati delle distanze dei punti del profilo reale.

Il parametro più semplice caratterizzante una superficie reale è la *rugosità media* R_a , che rappresenta l'ampiezza del valor medio aritmetico dei valori assoluti delle deviazioni $|y|$ del profilo reale rispetto alla linea media:

$$R_a = \frac{1}{L} \int_0^L |y| dx$$

Si possono inoltre considerare le aree comprese tra il profilo reale e la linea media, equivalenti a rettangoli di base dx ed altezza rispettivamente y_1, y_2, \dots, y_n ; ogni rettangolo ha area $y dx$, come mostrato in figura 3.27a.

Se si considerano i valori assoluti della deviazione y , la somma delle aree di questi rettangoli è espressa dall'integrale sopra citato, che rappresenta l'area di un rettangolo di base L e altezza Ra (vedi figura 3.27b).

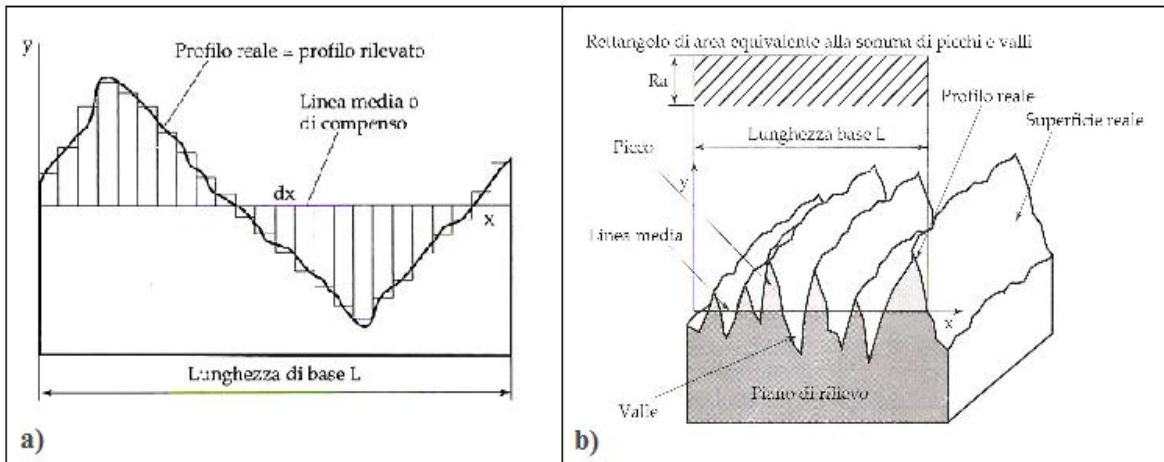


Figura 3.27 - a) Superficie rugosa; b) Aspetto tridimensionale di una superficie rugosa [78]

La rugosità media Ra è insufficiente per una caratterizzazione delle superfici, proprio per la sua definizione di media. Può capitare che profili sostanzialmente differenti presentino lo stesso Ra , quindi è necessario andare a definire altri parametri.

Così solitamente si introducono dei parametri deducibili dall'analisi statistica; né è esempio la curva di densità delle ordinate, che è un istogramma che dà la distribuzione delle ordinate (Fig. 3.28).

Da questa distribuzione sono deducibili due parametri statistici importanti quali lo Skewness (Rsk) (Fig. 3.29a)), che misura l'asimmetria della funzione di densità (indicativo della predominanza simmetrica), e il Kurtosis (Rku) (Fig.3.29b)), che è equivalente alla densità dei picchi del profilo (indicativo della densità di frastagliatura)

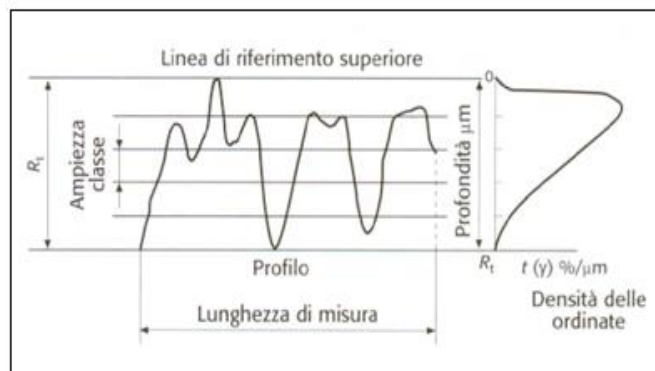


Figura 3.28 - Profilo di una superficie e curva delle densità delle ordinate [78]

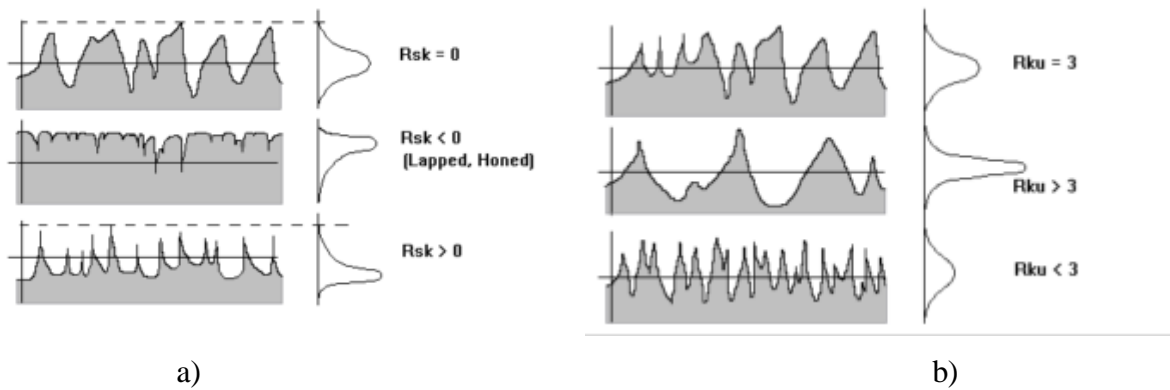


Figura 3.29 - Profili di superfici e parametri R_{sk} (a), R_{ku} (b) [78]

I rugosimetri o profilometri sono strumenti per la misura e la valutazione delle microirregolarità di una superficie. Vista la precisione richiesta dalla prova (i valori che lo strumento rileva sono nell'ordine del micrometro), questi apparecchi (precisi e affidabili in modo che sia assicurata la ripetibilità) sono normalmente impiegati in ambienti climatizzati, laddove la temperatura è rigorosamente controllata a 20°C.

I rugosimetri si differenziano a seconda del metodo di funzionamento. Lo strumento utilizzato, mostrato in figura 3.30, per le prove è un *Form Talysurf 120* (IMAMOTER - CNR di Torino) associato al programma Talymap per l'analisi dei risultati.

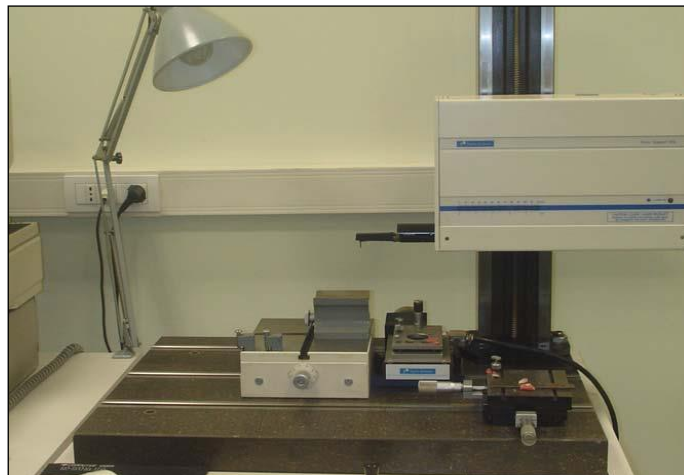


Figura 3.30 - Profilometro Form Talysurf 120

Questo profilometro è composto dalle seguenti parti:

- *Tastatore o palpatore*: è la parte a diretto contatto con la superficie da misurare e viene fatto scorrere sulla superficie reale del pezzo sottoposto alla prova. Il tastatore in uso è di forma conica e caratterizzato da un raggio di punta di 2 μm e di un interferometro laser per le misure di picchi verticali con altezza massima di 6 mm. Inoltre l'ingrandimento

massimo consentito dello strumento è di 600000:1, che corrisponde ad una risoluzione di 10 nm.

- *Unità di traslazione (traslatore):* è un'unità motorizzata fissata tramite apposito supporto al tastatore che provvede a muovere quest'ultimo lungo l'asse di misura orizzontale per poter acquisire i dati della superficie. Il tastatore è montato su questa traversa mobile (*stilo*) verticalmente mediante una vite senza fine, che consente di poter contare su di un riferimento esterno fisso. L'intervallo laterale, che la traversa consente allo stilo porta tastatore è pari a 120 mm, con una deviazione entro 0.1 μm su campi di spostamento fino a 20 mm.
- *Unità elettronica:* gestisce la movimentazione dell'unità di traslazione e il trattamento dei dati rilevati tramite il tastatore. La strumentazione prevede un'interfaccia computerizzata, che consente di controllare attraverso un software integrato di acquisizione ed analisi dei dati e di controllo delle misure. Inoltre l'intera strumentazione è posta in una camera a temperatura controllata (a variazioni minime di temperatura dell'ordine di 1°C) su di un tavolo anti-vibrazione, che riduce il rumore di fondo durante l'acquisizione.

Con il rugosimetro è possibile controllare qualsiasi superficie di qualsivoglia curvatura, comprese quelle interne e permette anche misure 3D.

3.6.2. *Microscopio elettronico a scansione SEM*

La caratterizzazione degli utensili usurati è stata effettuata con un SEM (scanning electron microscope) *ZEISS EVO 50 XVP*.

Nel microscopio elettronico a scansione un fascio molto sottile di elettroni viene focalizzato sulla superficie del campione da esaminare, posto all'interno del microscopio stesso, e viene indotta ad esercitare una scansione in forma di successione di linee parallele. L'immagine fornita dal microscopio viene visualizzata in un tubo a raggi catodici sincronizzato con il fascio di particelle cariche che operano la scansione sulla superficie del campione in esame.

La figura 3.31 rappresenta una schematizzazione dell'apparato in questione.

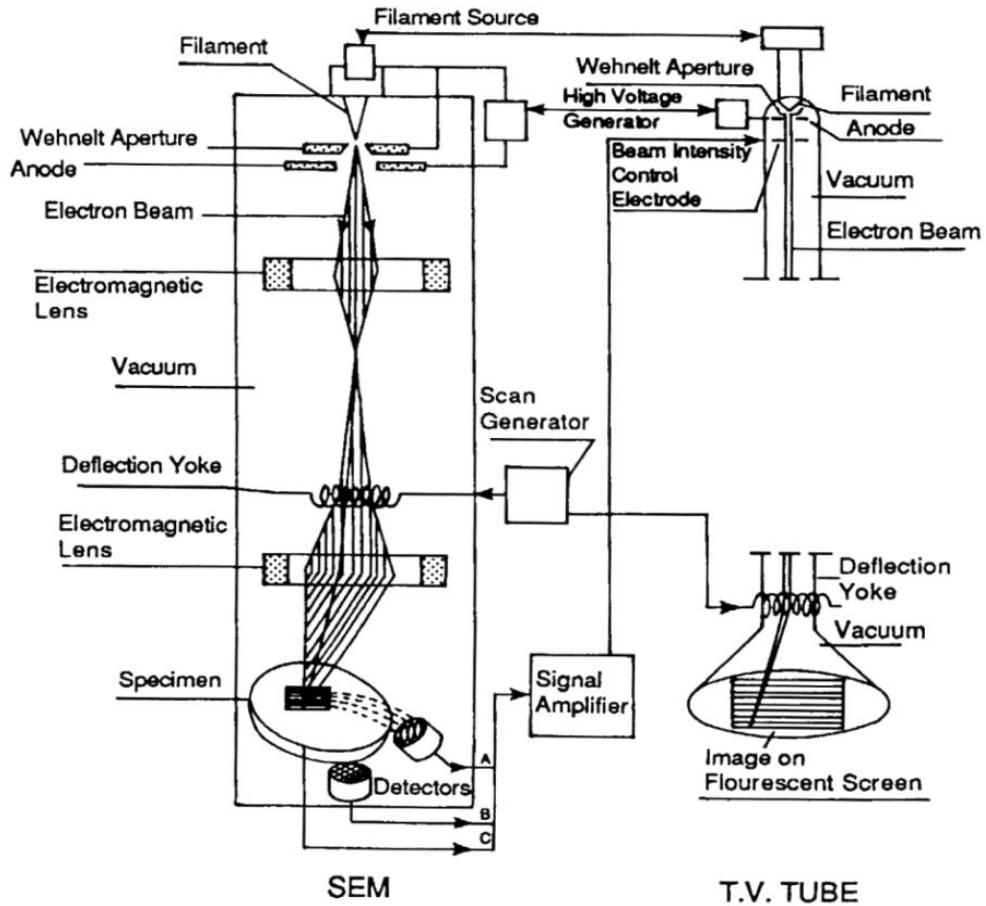


Figura 3.31 - Schematizzazione del SEM [79]

I componenti principali del SEM sono:

- *la fonte di elettroni* (filament source); la sorgente da cui vengono emessi gli elettroni è costituita in genere da un filamento di tungsteno o di esaboruro di lantanio. Questo è in grado di emettere particelle cariche per effetto termoionico. Gli elettroni sono prodotti in cima alla colonna costituente il SEM, e vengono successivamente accelerati verso il basso per azione di una differenza di potenziale variabile fra 0,3 e 30 kV.
- *la colonna dove viaggiano gli elettroni emessi*, contenente le lenti (electromagnetic lens) che consentono la focalizzazione del fascio. In questo tratto della struttura è presente una serie di aperture e di lenti che collimano il fascio sottile di elettroni. Nel microscopio elettronico ci sono due lenti elettromagnetiche: la *condensatore*, che controlla il numero di elettroni presenti nel fascio (cioè la corrente) per una data dimensione di apertura, e la lente *obiettivo*, il cui compito è quello di focalizzare degli elettroni sul campione. Inoltre in questa parte della struttura sono situati i dispositivi (deflection yoke) che consentono di movimentare il fascio di elettroni.

- *camera contenente i campioni da analizzare* (specimen chamber). Il campione in esame viene montato su un apposito supporto all'interno della camera, e sia la colonna che la camera sono sotto vuoto ($p = 10^{-4} \div 10^{-5} \text{ mbar}$), per limitare le interazioni fra gli elettroni e le molecole di gas presenti.
- *il tubo catodico* (flourescent screen) per la visualizzazione dei risultati delle analisi. L'interazione fra il fascio di elettroni ad alta energia e la superficie del campione genera una serie di segnali che sono rilevati da un apposito detector ed opportunamente amplificati. La scelta del tipo di segnali presi in considerazione discrimina il tipo di esame che si effettua sul campione. I risultati vengono poi trasmessi e visualizzati sul tubo a raggi catodici, in cui il fascio di elettroni che eccita gli elementi fluorescenti dello schermo ha un movimento sincronizzato con quello del fascio di elettroni che incide sul campione.

Come detto in precedenza il fascio elettronico ad alta energia che interagisce con la superficie del campione in esame genera una serie di segnali, analizzando i quali è possibile ottenere diversi tipi di informazioni.

I diversi tipi di segnali ottenibili possono essere schematizzati con la figura 3.32:

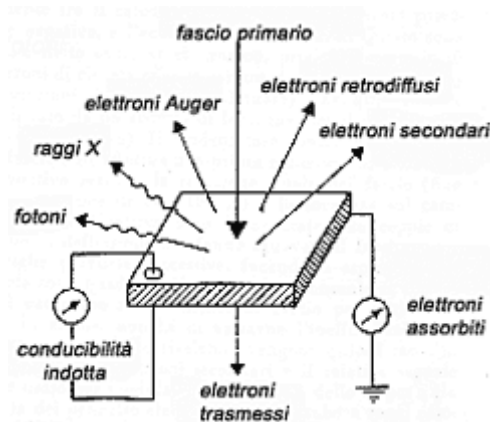


Figura 3.32 - Tipi di segnali generati dall'interazione fra fascio di elettroni e campione [79]

Gli elettroni del fascio incidente sul campione vengono detti *elettroni primari* (incident electron beam). Fra gli effetti, a cui questi danno luogo, possiamo distinguere l'emissione di *elettroni secondari* (secondary electrons) e di *elettroni retrodiffusi* (backscattered electrons), che costituiscono due dei segnali più comunemente utilizzati. Ci sono poi i *Raggi X* (X – ray photons) e le *radiazioni nel campo UV, del visibile e IR*.

La seguente tabella riporta le diverse tipologie di segnali osservabili, correlandole sia alle informazioni ottenibili, che alla fonte e al tipo di radiazioni emesse.

Tabella 3.8 - Radiazioni, segnali ed informazioni ottenibili dal SEM [79]

Radiation	Signal	Information
Emission	Secondary electrons	Topography of surface
Reflection	Backscattered electrons	Nature of specimen
Transmission	Transmitted electrons	Thickness and composition
Absorption	Specimen current	Complementary to preceding information
Beam induction	Current in external circuit	Semiconductors
Cathodoluminescence	Photons of selected wavelength	Various phases in a specimen
X rays	Selected wavelengths of X rays	Spectrochemical analysis
Auger	Auger electrons, selected wavelengths	Chemical elements present

Lo schema della sezione del volume di formazione delle radiazioni prodotte dall'interazione tra elettroni e materia è quello mostrato nella figura 3.33:

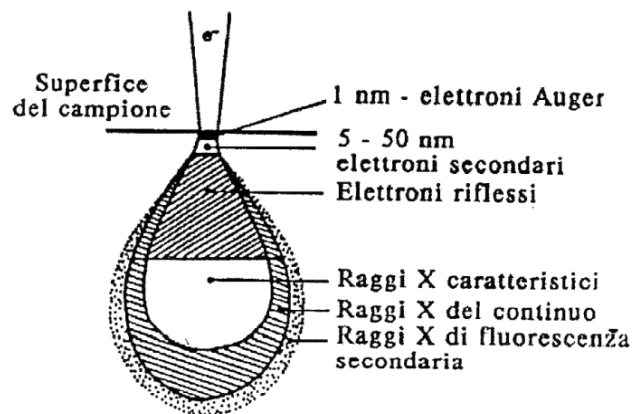


Figura 3.33 - Sezione del volume di formazione delle radiazioni prodotte dall'interazione fra fascio di elettroni e campione [79]

Gli *elettroni secondari* sono gli elettroni in origine legati ai livelli atomici più esterni, che ricevono dal fascio incidente un'energia addizionale sufficiente per allontanarli. Hanno un'energia compresa fra $0 \div 50 \text{ eV}$ e sono emessi da spessori superficiali del campione (

$\cong 5 - 50nm$). Sono utilizzati principalmente per lo studio della morfologia superficiale del campione in esame.

Gli *elettroni retrodiffusi* rappresentano quella porzione di elettroni del fascio di elettroni primari che viene riflessa con energia che va da $50 eV$ fino a quella di incidenza. Sono portatori di segnali compositivi e morfologici (topografici) e provengono da profondità massime di alcuni μm . L'immagine ottenuta dall'utilizzo degli elettroni retrodiffusi consente una risoluzione spaziale inferiore a quella caratteristica delle immagini relative agli elettroni secondari.

Gli elettroni retrodiffusi consentono di ottenere il cosiddetto contrasto di fase, cioè la distribuzione spaziale delle varie fasi presenti nel campione; il che consente l'identificazione della presenza di composti diversi in un campione eterogeneo.

La quantità di elettroni retrodiffusi, e quindi la forma del volume di emissione di questi è funzione, a parità di energia degli elettroni incidenti, del numero atomico medio del campione esaminato. Questa dipendenza viene impiegata soprattutto nell'analisi di materiali compositi, dove la diversità di numero atomico viene visualizzata nell'immagine finale da diverse tonalità di grigio: i campioni e le regioni dei campioni emettono un numero di elettroni retrodiffusi proporzionale al loro numero atomico medio e perciò appaiono più chiare nelle immagini.

I *raggi X*, caratteristici degli elementi che costituiscono il campione in esame, possono essere registrati e discriminati in base alla lunghezza d'onda o all'energia proprie dell'emissione. L'intensità di queste radiazioni caratteristiche è direttamente proporzionale alla concentrazione dell'elemento nel campione esaminato.

La microanalisi a raggi X consente di reperire informazioni specifiche concernenti la composizione degli elementi del campione, in termini di quantità e distribuzione.

3.6.2.1. Ingrandimento

Il range di ingrandimenti consentiti dal microscopio a scansione tradizionale va da 10x fino a 200000x. L'ingrandimento è dato dal rapporto tra la dimensione dell'immagine finale riprodotta sul display e quella del campo esplorato dal fascio elettronico sul campione.

3.6.2.2. Potere di risoluzione

Per risoluzione si intende la minima distanza tra due punti del campione in esame che possano essere osservati distintamente. Nel microscopio a scansione il potere di risoluzione è funzione di vari fattori, il più rilevante dei quali può essere considerato la lunghezza d'onda della radiazione utilizzata per l'osservazione. Questo in quanto due punti che siano distanti fra loro meno della

lunghezza d'onda utilizzata per l'analisi risultano essere a tutti gli effetti come un unico centro di diffusione.

La risoluzione del SEM tradizionale può spingersi fino a 20nm (ossia 200Angstrom).

3.6.2.3. Profondità di campo

Con profondità di campo viene intesa la differenza fra la massima e la minima distanza di focalizzazione. Questa è notevole nel microscopio a scansione e può essere modificata agendo sulla divergenza del fascio di elettroni (ad esempio operando sulle dimensioni dell'apertura finale).

3.6.3. Microanalisi – tecnica EDX (o EDS)

Si tratta del tipo di analisi più utile allo scopo della presente tesi, poiché mediante l'EDS possiamo studiare la composizione chimica degli inserti riciclati al fine di ottenere informazioni utili alla corretta interpretazione dei risultati delle altre prove sperimentali effettuate.

L'analisi chimica (microanalisi), nel microscopio elettronico a scansione, viene realizzata misurando l'energia e la distribuzione delle intensità dei raggi X generati dal fascio di elettroni primari incidenti sul campione per mezzo di un rivelatore a dispersione di energia (da cui l'acronimo EDX, electron dispersive X - ray).

In pratica, quando il fascio incide il campione in esame, gli elettroni primari interagiscono con gli elettroni propri degli atomi interni del solido eccitandoli a livelli con energie più alte.

Un elemento con una vacanza elettronica nei livelli energetici interni è estremamente instabile, per cui elettroni provenienti da livelli energetici maggiori colmano la vacanza interna, con conseguente emissione di una radiazione con energia pari alla differenza tra i due livelli. Tale radiazione è nel range dei raggi X.

Le lunghezze d'onda dei raggi X ottenuti nello spettro EDS sono dunque caratteristiche di un certo elemento chimico.

La figura 3.35 illustra le fasi che portano all'emissione dei raggi X.

Esaminando quindi i raggi X caratteristici è possibile risalire agli elementi presenti nel campione, ottenendo un'analisi chimica qualitativa e quantitativa.

Il rivelatore a dispersione di energia (spettrometro) è costituito da un monocristallo di silicio drogato con litio, al quale viene trasferita l'energia dei fotoni X.

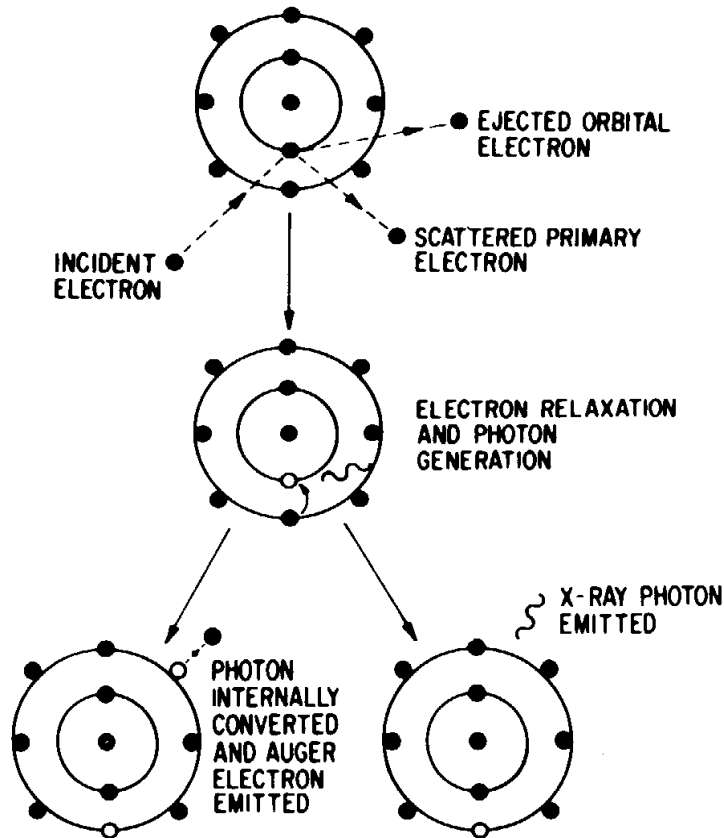


Figura 3.39 - Eccitazione dell'elettrone del campione che manifesta i raggi X [79]

Questa tecnica di analisi presenta diversi vantaggi, fra cui quello di non distruggere il campione. Questo, infatti, non viene modificato nel corso dell'analisi, ma viene in parte alterato solo durante la preparazione deve soddisfare le seguenti specifiche:

- il campione dev'essere stabile quando viene portato alla bassa pressione presente nella camera interna al microscopio. Per questo motivo eventuali sostanze da esaminare, che contengano fasi volatili, devono essere preventivamente essiccate o degassate.
- il campione in esame deve essere un buon conduttore elettrico; nel caso questa proprietà non appartenga al materiale in esaminato si può ovviare al problema depositando uno strato sottile conduttivo sulla superficie nel modo più uniforme possibile. I materiali usati per questa deposizione sono, di norma, l'oro e il carbonio (grafite).

Dato che la porzione di spazio eccitata dal fascio elettronico, che produce lo spettro X, è un'intorno del punto di pochi micron, il SEM + EDX può essere considerato un potente mezzo di indagine su solidi chimicamente disomogenei a scala microscopica.

3.7. Prove tribologiche

La caratterizzazione della lega Ti-6Al-4V è stata suddivisa in due parti. In questo capitolo sarà descritta la prima parte dell'attività, costituita da prove tribologiche, eseguite presso il VTT Technical Research Centre of Finland (Helsinki), al fine di determinare, preliminarmente, i principali meccanismi di usura che si generano tra i materiali in contatto.

Lo strumento utilizzato nelle prove è il tribometro “pin-on-disc” HOTPOD, sviluppato e progettato da VTT (Fig. 3.36).

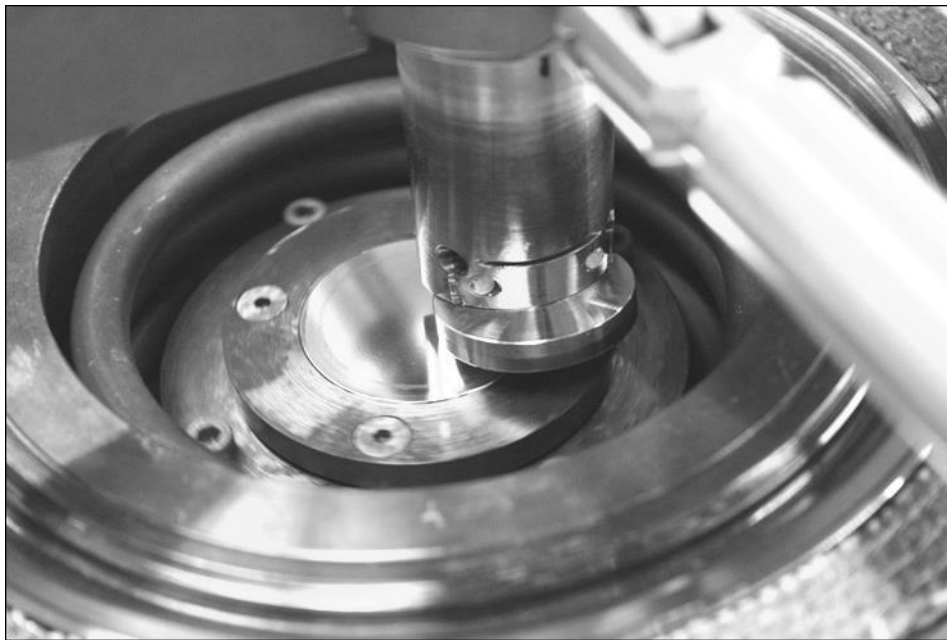


Figura 3.310 - Particolare tribometro HOTPOD

Il test pin on disc consente l'analisi del comportamento ad usura e la misura del coefficiente d'attrito di qualsiasi coppia di materiali in moto relativo fra loro o la resistenza ad usura per strisciamento di un materiale o di un rivestimento.

Il tribometro utilizzato consente inoltre di eseguire le prove assegnando a piacimento parametri quali la velocità relativa degli elementi, il numero di giri del mandrino e il carico applicato, con lo scopo ultimo di ottenere dei risultati il più vicino possibile a quelli che si avranno in effettive condizioni operative del materiale in esame. L'equipaggiamento comprende anche un riscaldatore che permette di portare il campione a temperature molto elevate (max 800 °C), in modo da testare le condizioni che si verificheranno in lavorazione.

Lo svolgimento pratico della prova consiste nel mettere a contatto il materiale da esaminare (un provino sotto forma di disco) con una sfera caricata di un peso noto e, successivamente, nel mettere in rotazione il disco.

In passato diversi rivestimenti commerciali (ad esempio TiN o TiC), sono stati provati nella lavorazione della lega Ti-6Al-4V, con scarsi risultati; probabilmente dovuti all'elevato accumulo di calore sulla superficie dell'utensile durante le prove. Anche dal punto di vista tribologico le conclusioni sono state le medesime [80].

Alcune ricerche hanno trattato le proprietà tribologiche del nitrato di alluminio e titanio AlTiN, ma la maggior parte hanno analizzato il suo comportamento nel contatto con gli acciai [81, 82]. Solo recentemente, sono stati analizzati i fenomeni di adesione che si verificano durante il contatto scorrevole tra AlTiN e la lega Ti-6Al-4V [83]; mentre Fox-Rabinovich e altri [84], hanno dimostrato alcune potenzialità del nitrato di alluminio e titanio nella lavorazione della lega Ti-6Al-4V.

Per questi motivi, in questa parte di attività è stato analizzato il comportamento tribologico del Ti-6Al-4V contro il metallo duro WC-Co rivestito con l'AlTiN; inoltre i risultati sono stati confrontati con quelli ottenuti usando il metallo duro non rivestito.

Dopo le prove tribologiche, è stata effettuata una caratterizzazione superficiale di entrambi i campioni a contatto al fine di determinare i meccanismi responsabili dell'attrito, dell'usura e del trasferimento del materiale; le prove sono state eseguite a temperatura ambiente e in condizioni di alta temperatura (300 °C).

Sono state utilizzate sfere in metallo duro non rivestite e rivestite con il nitrato di alluminio e titanio, mentre la lega Ti-6Al-4V è stata utilizzata in forma di dischetto. Tale configurazione ha permesso una facile valutazione delle differenze in termini di perdita di volume (disco) come conseguenza del contatto tra il materiale e le sfere.

3.7.1. *Esecuzione prove*

I dischi in Ti-6Al-4V sono stati fatti ruotare nel dispositivo pin-on-disc contro una sfera stazionaria in WC-Co. La composizione del carburo cementato è la seguente: 6% Co e 94% WC, simile a quella dichiarata per gli utensili da taglio di tipo K15. Alcune sfere sono state rivestite con uno strato di AlTiN, depositato mediante processo full-sputtering, il cui spessore è 3 micron.

Il rivestimento è commercialmente noto come Tinalox ed è realizzato dalla Lafer Spa.

I dischi sono stati preparati con la seguente metodologia:

- Spianatura con carte abrasive in SiC di diversa granulometria (320, 800 e 2000 grit)
- Lucidatura utilizzando panni in tessuto e sospensioni diamantate (9, 6, 3 µm)

- Lucidatura a specchio con sospensione a base di silice.

L'obiettivo era il raggiungimento di una finitura superficiale adatta per le prove ($R_a = 0,03 \mu\text{m}$); le misure sono state eseguite dieci volte per ogni campione all'interno di un laboratorio climatizzato, dove la temperatura è mantenuta costantemente a 20°C .

Successivamente sono state eseguite delle prove di microdurezza Vickers. Ogni prova è stata effettuata con un carico di 500 mN e con un tempo di mantenimento pari a 10 secondi (a carico massimo).

Prima dei test tribologici, le superfici dei campioni sono state pulite con un lavaggio ad ultrasuoni usando in sequenza: etere di petrolio (5 min), etanolo (5 min) e acetone (5 min).

Le condizioni di prova utilizzate per l'esecuzione dei test sono state ovviamente mantenute costanti passando da un campione all'altro, al fine di consentire la confrontabilità dei risultati ottenuti, e possono essere riassunte nel seguente elenco:

- Dischi: $\Phi = 25 \text{ mm}$; spessore = 8 mm (Fig. 3.36b)
- Carico normale: $L = 5$ e 10 N
- Raggio traccia: $R = 29 \text{ mm}$
- Velocità di scorrimento: $SS = 0,1$ e $0,2 \text{ m/s}$
- Temperature: ambiente (25°C) e 300°C
- Sfere: $\Phi = 10 \text{ mm}$ (Fig. 3.36a)



Figura 3.311 - Sfera in WC-Co (a) e disco in Ti-6Al-4V (b)

Il tempo di scorrimento totale è stato di 30 minuti e le prove sono state effettuate in condizione non lubrificata.

Le prove sono state effettuate in atmosfera ambiente con circa il 30% di umidità relativa. Due ripetizioni sono state fatte per ogni condizione. Per ottenere il coefficiente di attrito medio sono stati rilevati circa 7500 punti.

Le pressioni di contatto sono state calcolate secondo il metodo di Hertz [85].

Utilizzando un comparatore è stato possibile allineare il campione inferiore (disco) in modo da avere un movimento verticale del campione superiore (sfera) inferiore a 10 μm , in un giro completo del campione inferiore. La sfera è stata caricata mediante un carico statico applicato attraverso un braccio di leva appositamente progettato al fine di trasmettere la forza senza attrito, così che i risultati ottenuti siano funzione esclusivamente del carico applicato e non dell'area di contatto provino-sfera; il disco è in rotazione assiale. Il braccio porta sfera è caratterizzato da un'elevata rigidità, così che sia assicurato un punto di contatto quasi costante e quindi una posizione stabile della traccia sul provino.

In ciascuna prova la forza di attrito è stata rilevata da un sensore, in senso antiorario al movimento del disco; mediante un software dedicato, opportunamente interfacciato con il sensore, è possibile rilevare il coefficiente d'attrito (COF), il cui andamento istantaneo viene riportato sullo schermo, sotto forma di grafico, in funzione del tempo di scorrimento.

Per quanto riguarda il coefficiente di usura, questo può essere determinato analizzando la traccia che si crea sul campione in termini di profondità (analisi del profilo) o di volume di materiale asportato.

Per rilevare l'usura, in termini di profondità della traccia creata sul provino, occorre effettuare un'analisi della superficie del solco con apposita strumentazione:

- Profilometro ottico Talysurf 3000 A° per la finitura superficiale 3D
- microscopio elettronico a scansione dotato di elettroni secondari (SE), elettroni retrodiffusi (BS) e di rivelatori a dispersione di energia (EDX)

L'analisi ha permesso di valutare le tracce di usura, caratterizzare la morfologia delle superfici, la profondità massima di usura, il volume d'usura e di indagare gli elementi distribuiti sulle regioni usurate.

L'attività è stata conclusa in un periodo di tre mesi, durante i quali vi è stata una collaborazione anche con l'Aalto University of Helsinki.

3.8. Analisi dei costi

A completamento delle prove di lavorabilità è conveniente effettuare un'analisi economica che permetta di effettuare un bilancio costi-benefici.

I costi di produzione, nei processi ad asportazione di truciolo, sono la somma di una serie di fattori costituiti da:

- 1) Costo delle macchine utensili
- 2) Costi della mano d'opera

- 3) Costi dei materiali
- 4) Costi dell'attrezzatura
- 5) Costi degli utensili
- 6) Spese generali

I costi degli utensili rappresentano un valore minimo dei costi totali di produzione (2-3%). Generalmente, se l'efficienza di un utensile viene incrementata, i benefici ottenibili permettono di diminuire i costi totali o, per lo meno, di lasciarli invariati ma con una qualità maggiore del pezzo finito.

Al fine di valutare l'impatto economico del processo di tornitura, sono stati considerati diversi fattori. Generalmente le condizioni per la massima economicità sono ottenuti a velocità inferiori a quelle corrispondenti alla massima produzione.

La determinazione della durata economica è stata effettuata ricavando il costo della lavorazione per cm^3 di materiale asportato, in funzione delle diverse velocità di taglio. Il costo è espresso da:

$$C = \frac{C_o + s_m}{V_c a_p f_n} + \frac{(C_o + s_m)t_{cu} + \frac{C_{pu}}{N_u} + \frac{C_u}{N_t}}{V_c a_p f_n t_c} \quad [€/cm^3] \quad [63]$$

Il primo termine rappresenta la parte di costo legata ai parametri di taglio e quindi al tempo di lavoro; il secondo termine rappresenta la parte di costo relativa alla durata dell'utensile ed alla sua sostituzione. I simboli indicano:

- C_o : costo mano d'opera
- s_m : ammortamento macchina + costo energia
- t_{cu} : tempo cambio utensile
- C_{pu} : costo portautensile
- N_u : numero di utilizzazioni del portautensile
- C_u : costo utensile
- N_t : numero di taglienti
- V_c : velocità di taglio
- a_p : profondità di passata
- f_n : avanzamento
- t_c : durata utensile alla velocità V_c , espressa in minuti

L'andamento del costo di lavorazione raggiunge un valore minimo in corrispondenza di una certa velocità, definita velocità economica V_e .

La determinazione del tempo per asportare un cm^3 di materiale, permette di calcolare una seconda velocità che presuppone l'ottenimento del minimo tempo di occupazione della macchina utensile. Questa velocità V_{mp} , è maggiore della velocità cui corrisponde il minimo costo V_e .

La formula di massima produttività, che determina il tempo necessario per rimuovere 1 cm^3 di materiale, è:

$$t = \frac{1}{V_c a_p f_n} + \frac{t_{cu}}{V_c a_p f_n t_c} \quad [\text{min/cm}^3] \quad [63]$$

L'espressione della durata economica del tagliente può essere calcolata mediante le seguente equazione:

$$t_e = \left(\frac{1}{\alpha} - 1 \right) \left(\frac{C_T}{C_M} + t_{cu} \right) \quad [63]$$

Dove:

- t_e è il tempo della durata economica del tagliente, espresso in minuti
- α è l'esponente dell'equazione di Taylor che descrive l'inclinazione della retta V_c-t
- C_T è il costo utensile per tagliente
- C_M è l'insieme del costo della macchina utensile, della manodopera e delle spese generali al minuto

Una relazione analoga si può impiegare per valutare la durata del tagliente per la massima produzione:

$$t_q = \left(\frac{1}{\alpha} - 1 \right) t_{cu} \quad [63]$$

La gamma di velocità di taglio, compresa tra V_e e V_{mp} , rappresenta il campo di massima efficienza della lavorazione, all'interno del quale si trova la velocità di taglio per un uso economico della macchina.

Capitolo 4: Risultati

4.1. Introduzione

Come descritto in precedenza, sono state condotte prove di tornitura, con diversi approcci sperimentali e con l'uso di sistemi di lubro-refrigerazione a basso impatto ambientale, sulla lega a base di nichel Inconel 718 e sulle leghe a base di titanio Ti-6Al-4V e Ti-48Al-2Cr-2Nb (materiale prodotto con due tecniche diverse: Vacuum Arc Remelting VAR, Electron Beam Melting EBM). Di seguito vengono riportati i risultati principali.

4.2. Caratterizzazione preliminare

4.2.1. *Ti-48Al-2Cr-2Nb*

4.2.1.1. Materiale prodotto con tecnica EBM

Le prove di durezza Brinell e Vickers, microdurezza e l'analisi della microstruttura sono state effettuate sui seguenti campioni:

- Mat. A → Lega Ti-48Al-2cr-2Nb trattato termicamente
- Mat. B → Lega Ti-48Al-2cr-2Nb non trattato termicamente

Per la durezza Vickers sono stati utilizzati due differenti valori di carico. Entrambi I campioni sono stati sottoposti a prove con 30 Kgf e 150 Kgf. Il tempo di mantenimento per ogni prova è stato pari a 30 secondi. Nelle seguenti tabelle sono riportati i valori di durezza Vickers.

Tabella 4.1 - Valori durezza HV con carico di prova di 30 Kgf

HV 30/30		
	Mat. A	Mat. B
Prova		
1	296,72	249,29
2	308,00	253,13
3	345,97	256,85
4	346,83	263,83
5	310,92	260,08
Media	321,69	256,63
Dev. Stan.	23,18	5,70

Tabella 4.2 - Valori durezza HV con carico di prova di 150 Kgf

HV 150/30		
	Mat. A	Mat. B
Prova		
1	208,94	186,75
2	210,73	188,96
3	209,43	186,34
4	211,56	186,89
5	208,13	187,30
Media	209,76	187,25
Dev. Stan.	1,38	1,02

Osservando i valori riportati nelle tabelle si nota come il Mat. A presenta una durezza Vickers superiore a quella del Mat. B.

La prova Brinell è stata condotta con un durometro dotato di penetratore sferico in acciaio temprato di diametro 2,5 mm e con carico di 187,5 kg. I valori ottenuti sono riportati nella tabella 4.3.

Tabella 4.3 - Valori durezza HB con carico di prova di 187.5 Kgf

HB 2,5/187,5/15		
	Mat. A	Mat. B
Prova		
1	243	261
2	245	262
3	246	262
4	246	261
5	243	260
Media	244,6	261,2
Dev. Stan.	1,52	0,84

Contrariamente a quanto visto per la durezza Vickers, dai valori di durezza Brinell si deduce che il Mat. B è più duro del Mat. A. Questa differenza potrebbe essere attribuita ai metodi per calcolare la durezza. Nel test di durezza Vickers usiamo un penetratore che ha una forma piramidale mentre nella prova di durezza Brinell il penetratore ha forma sferica. Questo potrebbe influire sui valori di durezza; ad esempio potrebbe esserci una risposta elastica diversa del materiale al carico applicato.

Le prove di microdurezza eseguite sul provino sono state eseguite secondo i seguenti parametri:

- Carico massimo a fine prova: 1000 mN
- Tempo di applicazione del carico: 20 s
- Fattore correttivo ϵ sulle differenti geometrie dell'indentatore: 0,75

I parametri ottenuti dalle prove e i rispettivi valori sono riportati nelle tabelle 4.4 e 4.5:

- HM → Durezza Martens
- EIT → Modulo di indentazione
- HIT → Durezza di indentazione
- h_{max} → Profondità massima di indentazione
- η_{IT} → Quota elastica del lavoro di indentazione
- HV → Durezza Vickers.

Tabella 4.4 - Dati ottenuti dalle prove di microdurezza eseguite sul Mat. A

	HM	EIT/(1-vs ²)	HIT	h _{max}	ηIT	HV
Prova	N/mm ²	GPa	N/mm ²	μm	%	
1	5063,50	146,85	7576,00	2,65	36,23	715,93
2	5715,38	165,63	8621,54	2,49	36,47	814,73
3	5274,33	152,10	7941,21	2,60	36,33	750,45
4	5277,31	149,30	7969,01	2,60	36,59	753,09
5	5261,08	151,47	7892,24	2,61	36,17	745,80
6	5165,56	150,19	7717,28	2,63	35,81	729,30
7	5081,18	148,67	7545,41	2,65	35,04	713,05
8	5347,34	162,75	7838,51	2,59	33,99	740,69
9	5681,45	163,81	8547,62	2,51	36,41	807,75
10	5317,37	153,13	7950,88	2,59	35,50	751,41
Media	5318,45	154,39	7959,97	2,59	35,85	752,22
Dev. Stan.	221,55	6,94	362,25	0,05	0,81	34,23

Tabella 4.5 - Dati ottenuti dalle prove di microdurezza eseguite sul Mat. B

	HM	EIT/(1-vs ²)	HIT	h _{max}	ηIT	HV
Prova	N/mm ²	GPa	N/mm ²	μm	%	
1	4835,87	150,06	7022,58	2,72	32,52	663,63
2	5162,41	155,98	7620,32	2,63	34,10	720,13
3	5350,29	156,92	7976,17	2,58	35,06	753,74
4	5156,91	165,88	7436,69	2,63	31,67	702,78
5	4999,14	153,02	7321,45	2,67	33,31	691,88
6	5116,19	154,32	7539,69	2,64	33,89	712,50
7	5126,37	157,21	7513,94	2,64	33,34	710,07
8	5248,23	155,26	7548,65	2,61	32,54	730,25
9	5712,03	156,42	7502,59	2,60	32,99	735,69
10	5076,37	152,65	7215,98	2,66	33,54	680,26
Media	5178,38	155,77	7469,81	2,64	33,30	710,09
Dev. Stan.	232,46	4,19	254,02	0,04	0,95	26,89

I valori ottenuti presentano una deviazione standard non trascurabile; ciò è dovuto al sistema di misurazione adottato. Infatti, andando a verificare la durezza in una piccola porzione di materiale, i valori sono influenzati dalla presenza di grani con diverso contenuto percentuale tra titanio e alluminio.

Se la durezza è misurata su una porzione di materiale con maggior presenza di titanio, questa risulterà più elevata rispetto ad un'analoga porzione di materiale ricca di alluminio.

La figura 4.1 mostra le tipiche curve carico-profondità rilevate durante le prove di microdurezza.

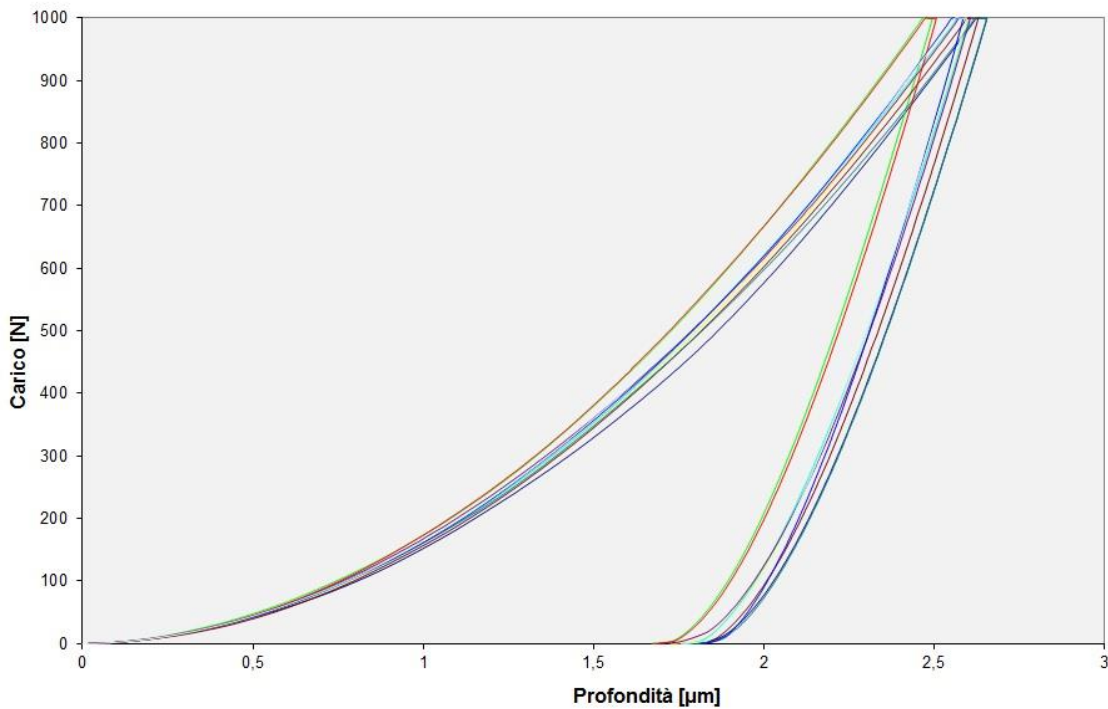


Figura 4.12 - Curve della profondità di indentazione in funzione del carico applicato (Mat. B)

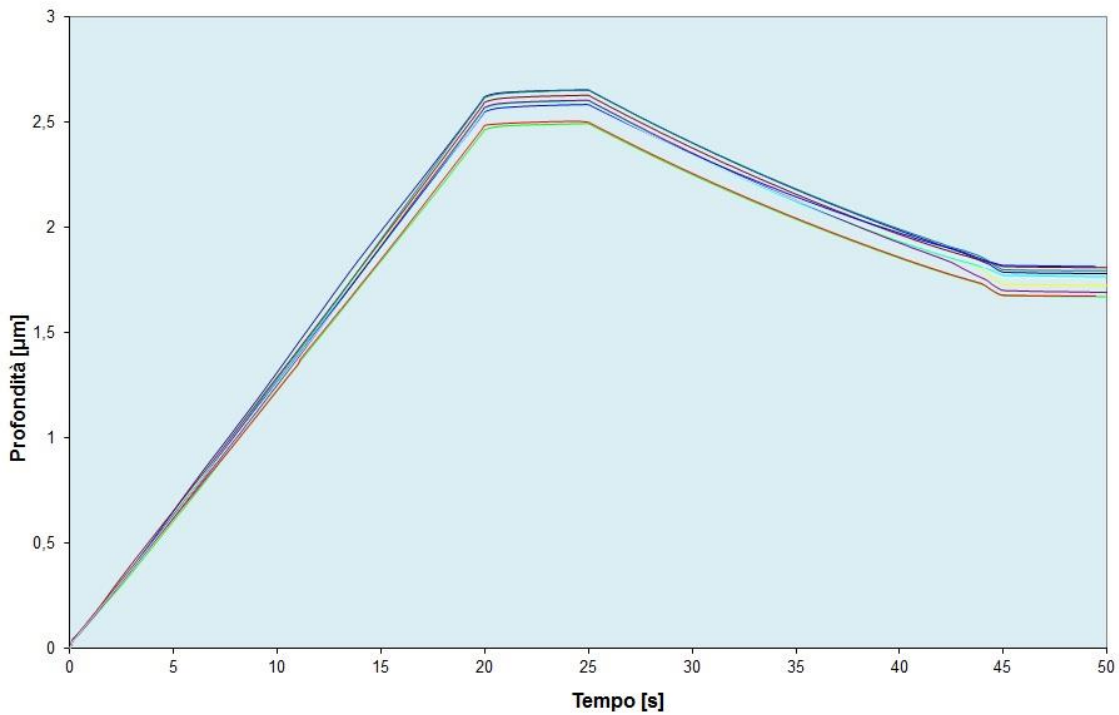


Figura 4.2 - Curve della profondità di indentazione in funzione tempo di prova (Mat. B)

Per entrambi i materiali, durante lo scarico vi è un recupero elastico dell'area intorno all'impronta residua, con conseguente profondità finale ridotta rispetto a quella massima raggiunta durante la prova. Tale differenza è facilmente rilevabile nella figura 4.2.

Le figure seguenti mostrano la microstruttura, osservata mediante il microscopio elettronico a scansione, dei due campioni.

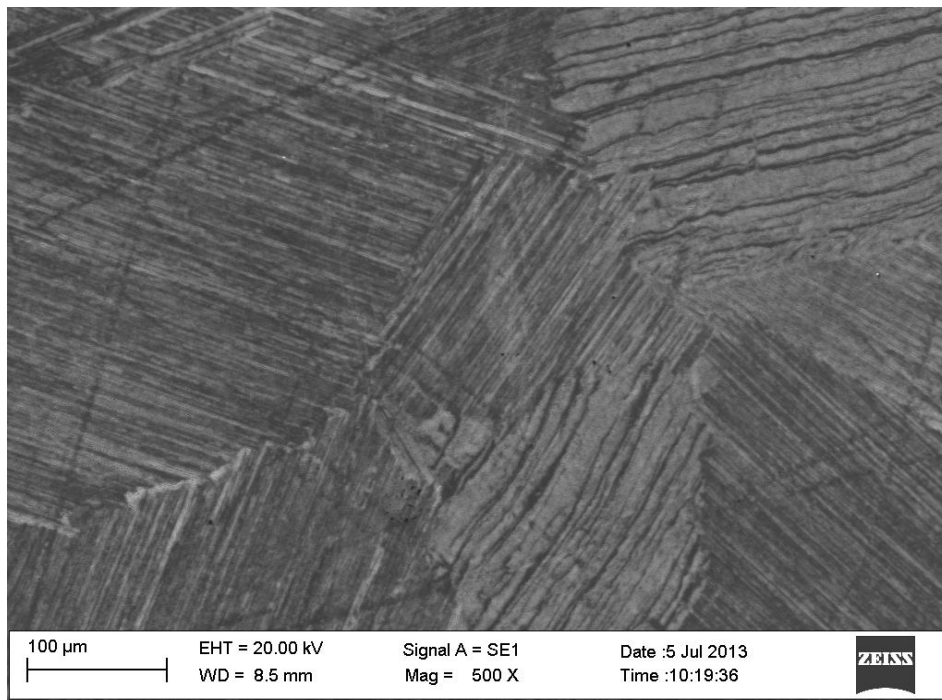


Figura 4.3 - Microstruttura del Mat. A ad ingrandimento 500x

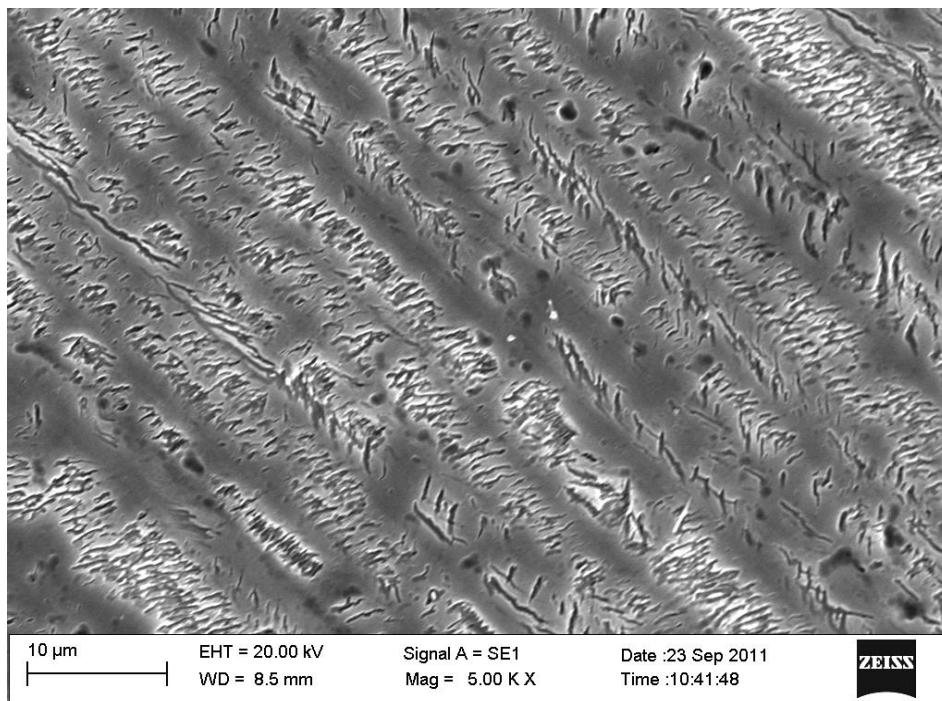


Figura 4.4 - Microstruttura del Mat. A ad ingrandimento 5000x

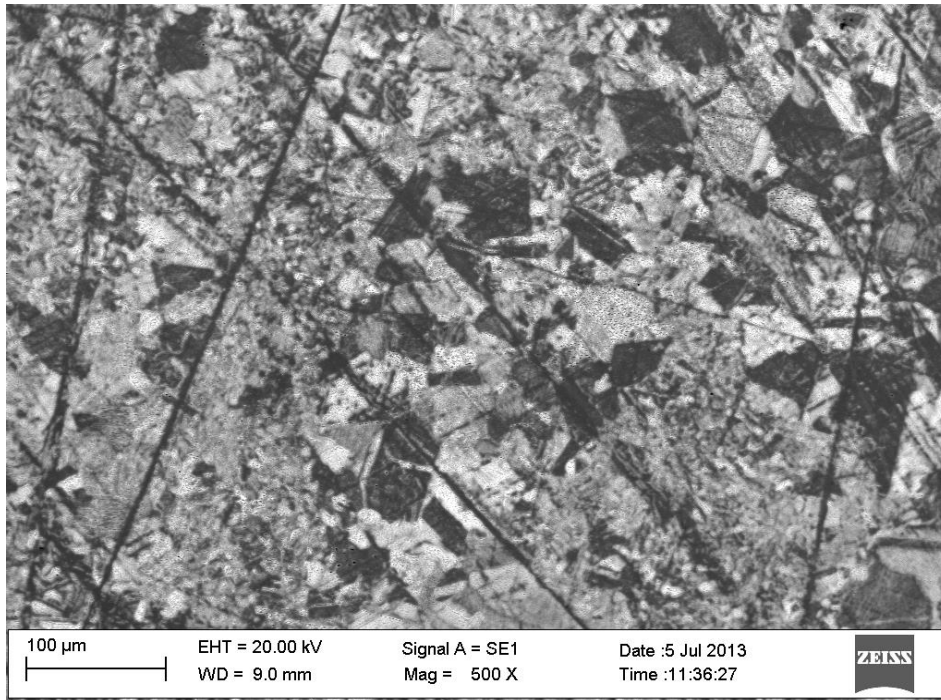


Figura 4.5 - Microstruttura del Mat. B ad ingrandimento 500x

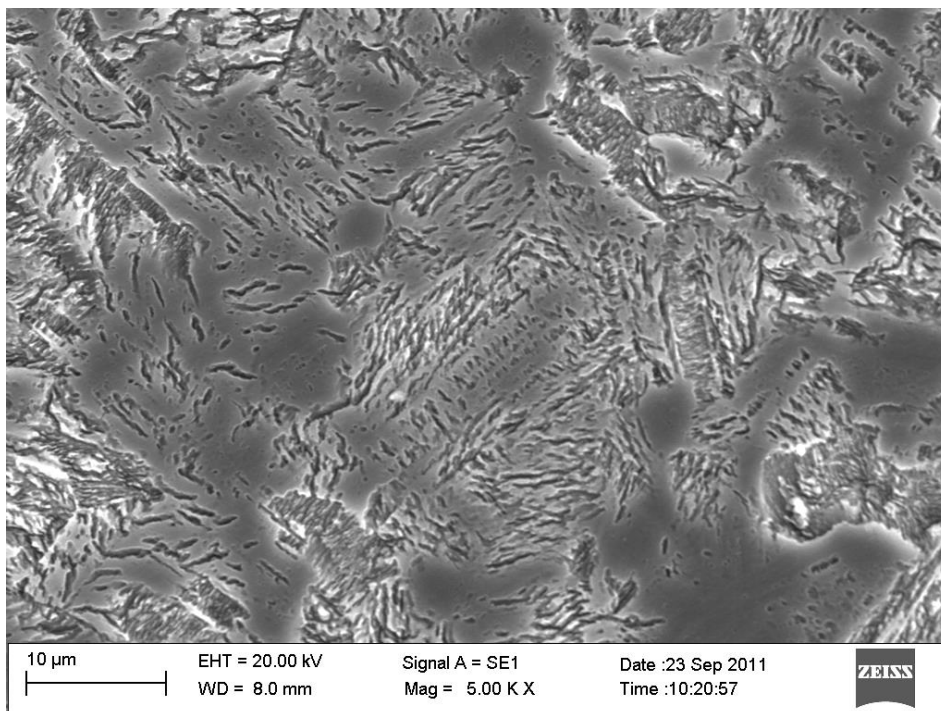


Figura 4.6 - Microstruttura del Mat. B ad ingrandimento 5000x

Dalle figure precedenti è evidente come la microstruttura cambi in seguito al trattamento termico. Si passa da una microstruttura equiassiale, ottenuta in seguito a processo di pressatura isostatica a caldo (Mat. B), ad una completamente lamellare (Mat. A) costituita dall'alternanza di fasi γ e fasi α_2 [86].

La figura 4.7 mostra l'analisi EDX effettuata sui materiali; gli spettri sovrapposti confermano che la composizione nominale di entrambi è la stessa.

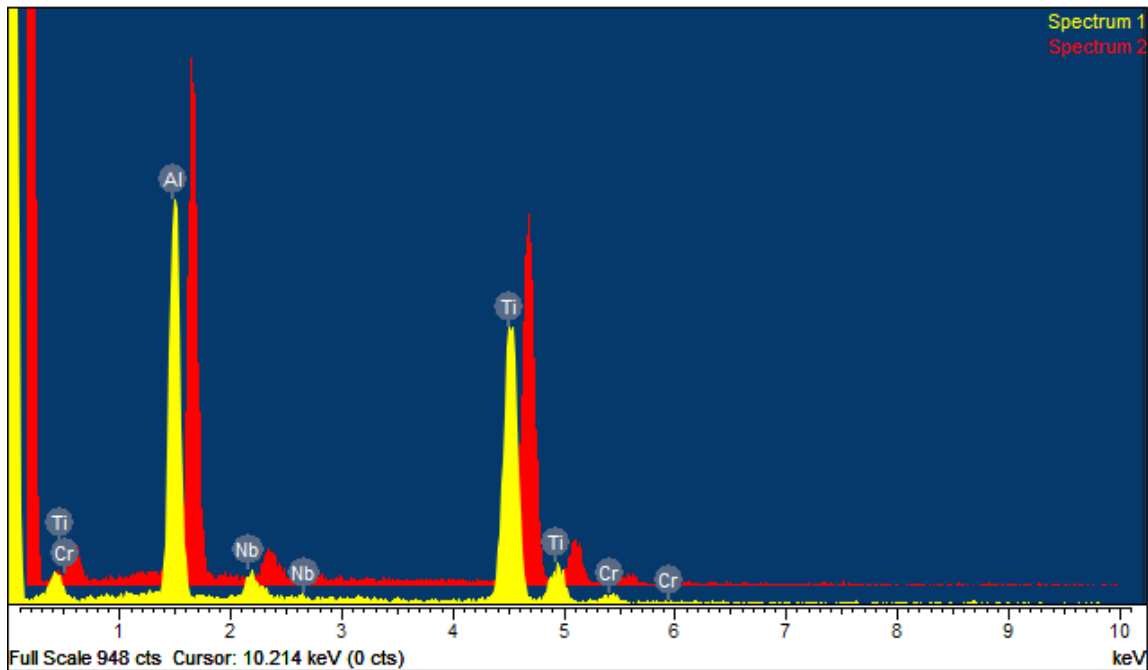


Figura 4.7 - Analisi EDX dei campioni: Mat. A (giallo), Mat. B (rosso)

4.2.1.2. Materiale prodotto con tecnica VAR

Le prove di caratterizzazione sono state effettuate su un disco avente spessore di 10 mm, ricavato tramite elettroerosione a filo e rettificato su entrambe le facce piane.

Sul campione è stata misurata la durezza Brinell, sono stati ricavati dei profili di microdurezza, ed è stata infine analizzata la microstruttura.

La prova di durezza è stata condotta con il durometro Brinell, con sfera in acciaio temprato di diametro 2,5 mm e con carico di 187,5 kg. Le prove sono state eseguite su entrambe le superfici piane del provino, dapprima effettuando delle misurazioni in posizioni casuali e successivamente lungo il diametro del disco.

I valori sono riportati in tabella 4.6 e 4.7.

Tabella 4.6 - Durezza Brinell (misure casuali)

HB 2,5/187,5/15	
Prova	
1	213
2	222
3	224,5
4	222
5	217
6	222
7	227
8	222
9	227
10	225
Media	221,83
Dev. Stan.	4,50

Tabella 4.7 - Durezza Brinell (misure lungo ϕ)

HB 2,5/187,5/15	
Prova	
1	222
2	227
3	224,5
4	222
5	222
6	222
7	232
8	224,5
9	227
10	222
Media	224,50
Dev. Stan.	3,33

Il materiale presenta una durezza omogenea su entrambe le superfici. Non è stata rilevata un'evidente differenza tra i due criteri di campionamento (casuale o lungo il diametro).

Per le prove di microdurezza sono stati utilizzati i seguenti parametri:

- Carico massimo a fine prova: 2000 mN
- Tempo di applicazione del carico: 20 s

I valori di microdurezza sono riportati nella tabella 4.8.

Tabella 4.8 - Valori microdurezza

n°	HM	E _{IT} [MPa]	H _{IT}	h _{max} [μm]	η _{IT} [%]	HV
1	3584,81	154737	4667,64	4,13	21,00	441,09
2	4012,62	166029	5282,56	3,90	22,64	499,20
3	3412,22	146860	4424,41	4,25	21,78	418,10
4	3602,80	148722	4740,36	4,12	22,79	447,96
5	4068,90	167228	5362,65	3,87	23,21	506,77
6	4152,64	163677	5543,01	3,82	24,49	523,81
7	4015,43	163717	5309,46	3,89	22,32	501,74
8	3738,00	149773	4931,51	4,05	22,37	466,02
9	3623,34	160038	4702,77	4,11	21,83	444,41
Media	3801,2	157865	4996,0	4,02	22,50	472,13
Dev. Stan.	264,3	7961	387,9	0,15	0,99	36,66

Anche per il Ti-48Al-2Cr-2Nb prodotto con la tecnica VAR, come ci si aspettava, i valori di microdurezza ottenuti presentano una deviazione standard non trascurabile. Dopo le prove di microdurezza, il materiale è stato attaccato con il reagente di Keller al fine di mettere in evidenza la microstruttura (Fig. 4.8).

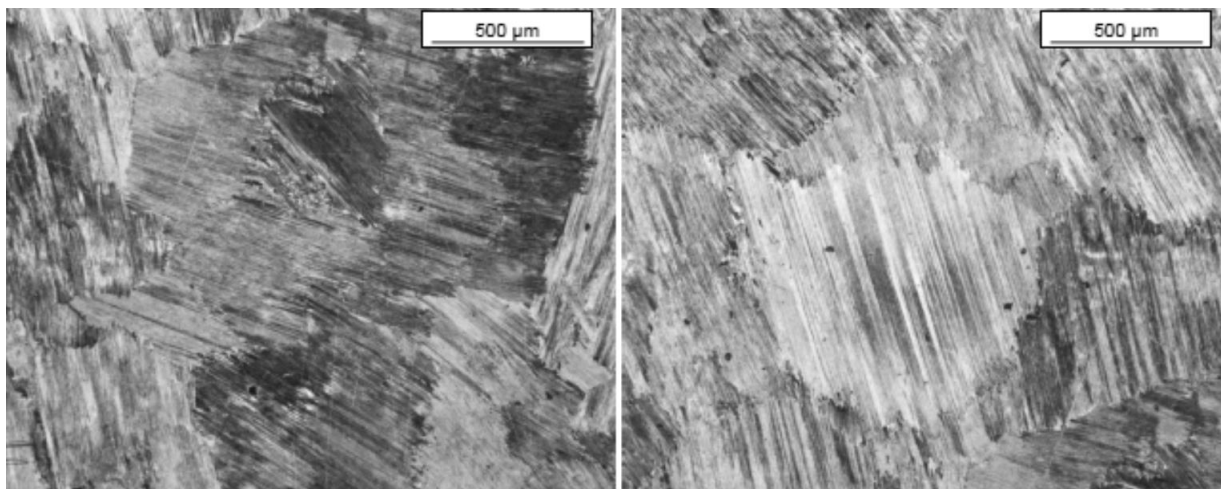


Figura 4.8 - Microstruttura della lega Ti-48Al-2Cr-2Nb prodotta con tecnica VAR

Il materiale è caratterizzato da una microstruttura di tipo lamellare con fasi α_2 e γ alternate. È stata riscontrata una certa tendenza alla formazione di grani allungati in direzione radiale. Questo fenomeno si può attribuire alla direzione del gradiente termico di raffreddamento che ha seguito il processo di fusione.

4.2.2. Inconel 718

Le prove di caratterizzazione sono state effettuate su un disco avente spessore di 20 mm, ricavato mediante una troncatrice con lama circolare diamantata. Sul campione è stata misurata la durezza Brinell ed è stata analizzata la microstruttura; i valori ottenuti sono riportati in tabella 4.9.

Tabella 4.9 - Durezza Brinell

HB 2,5/187,5/15			
Prova			
1	415	6	410
2	417	7	415
3	416	8	412
4	420	9	415
5	419	10	411
Media	415		
Dev. Stan.	5		

Dopo le prove di durezza, sul materiale è stato effettuato l'attacco chimico (Glyceregia) al fine di mettere in evidenza la microstruttura (Fig. 4.9)

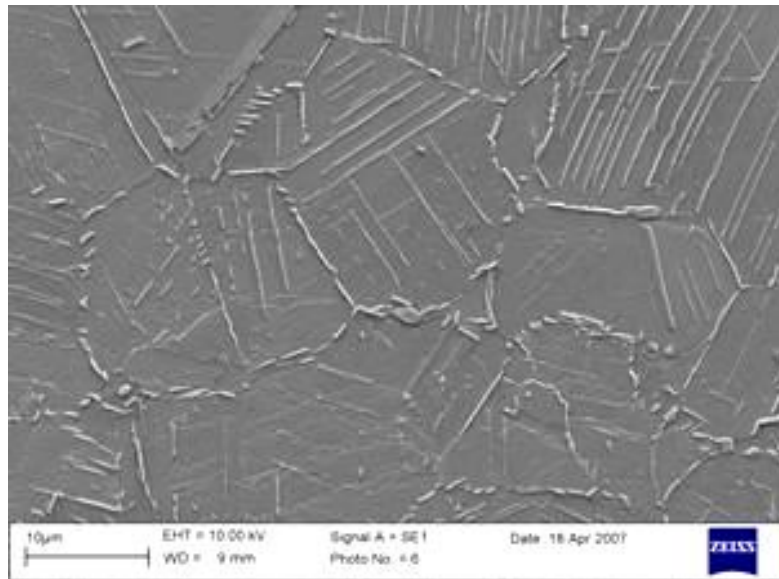


Figura 4.9 - Microstruttura della lega Inconel 718 osservata mediante SEM

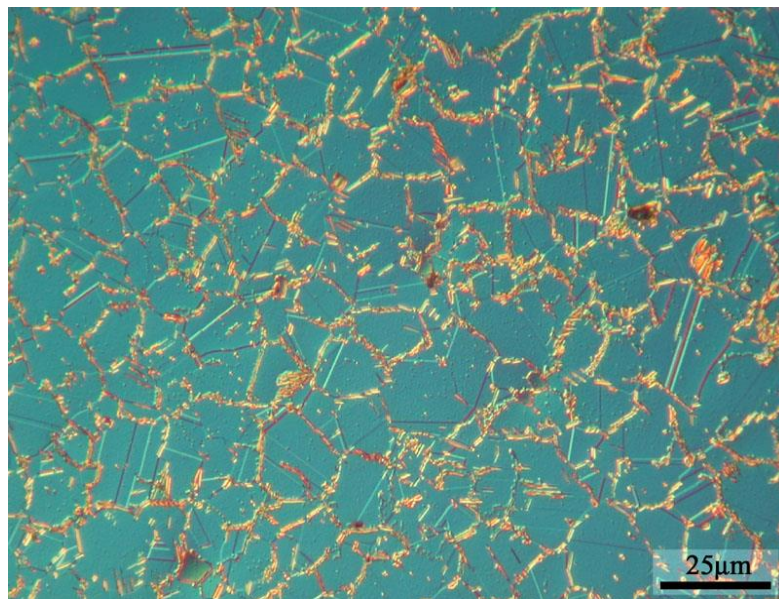


Figura 4.10 - Microstruttura osservata mediante microscopio ottico (luce polarizzata)

Pur avendo, le superleghe a base nichel, una composizione generalmente complessa, presentano una microstruttura relativamente semplice, soprattutto se comparata con quella delle leghe del titanio. La microstruttura è data da una matrice austenitica indurita, per soluzione solida, da precipitati coerenti, da vari tipi di carburi e altre fasi distribuite nella matrice stessa e lungo i bordigrano (Fig. 4.10).

Si nota la presenza della fase “d”, più stabile della fase “g” e caratterizzata da una struttura ortorombica. Durante il raffreddamento, la fase “d” si forma lungo i piani della matrice, nucleando a bordo grano a circa 1000 °C [87].

4.2.3. Ti-6Al-4V

Le prove di caratterizzazione sono state effettuate su un disco avente spessore di 10 mm, ricavato mediante una troncatrice con lama circolare diamantata. Sul campione è stata misurata la durezza Brinell, la microdurezza Vickers ed è stata analizzata la microstruttura.

Tabella 4.10 - Durezza Brinell

HB 2,5/187,5/15			
Prova			
1	315	6	310
2	312	7	315
3	310	8	305
4	300	9	307
5	319	10	311
Media	310		
Dev. Stan.	10		

In questa parte di attività sono stati caratterizzati, oltre alla lega di titanio, le sfere utilizzate nelle prove di tribologia. La tabella 4.11 mostra i valori di microdurezza Vickers (media di 20 test) della lega Ti-6Al-4V, della sfera in carburo di tungsteno e del rivestimento AlTiN; sono riportati anche le pressioni di contatto hertziane per i test tribologici effettuati.

Tabella 4.11 - Valori di microdurezza e pressioni di contatto iniziale

	Microhardness [HV]	Young's modulus [GPa]	Poisson ratio
Ti-6Al-4V	380 ± 2.5	110 ± 2	0.321
WC-Co	1400 ± 15	610 ± 5	0.22
AlTiN	3490 ± 10	510 ± 3.5	0.25
Mean contact pressure P_m [MPa]	Uncoated (5 - 10 N)	Coated (5 - 10 N)	
	500 - 620	490 - 610	
Maximum contact pressure P_o [MPa]	Uncoated (5 - 10 N)	Coated (5 - 10 N)	
	740 - 940	730 - 920	

Dopo le prove di microdurezza, la lega di titanio è stato attaccata chimicamente (Keller modificato) al fine di mettere in evidenza la microstruttura (Fig. 4.11 - 4-12).

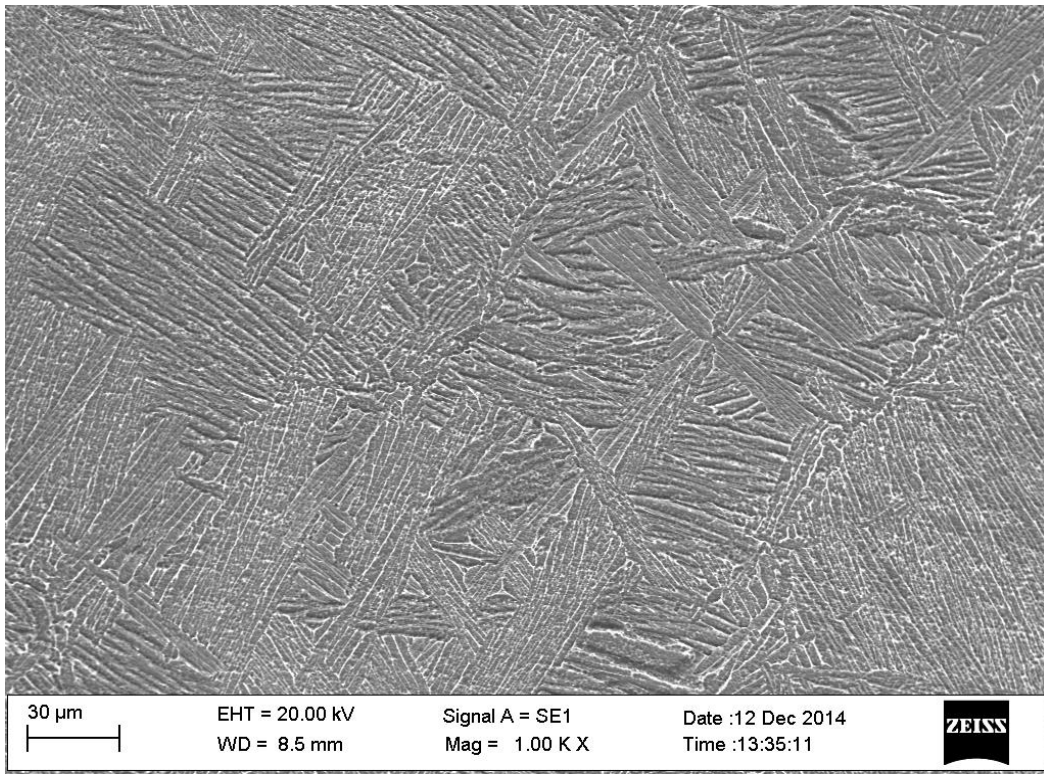


Figura 4.11 - Microstruttura del Ti-6Al-4V osservata al SEM (ingrandimento 1000x)

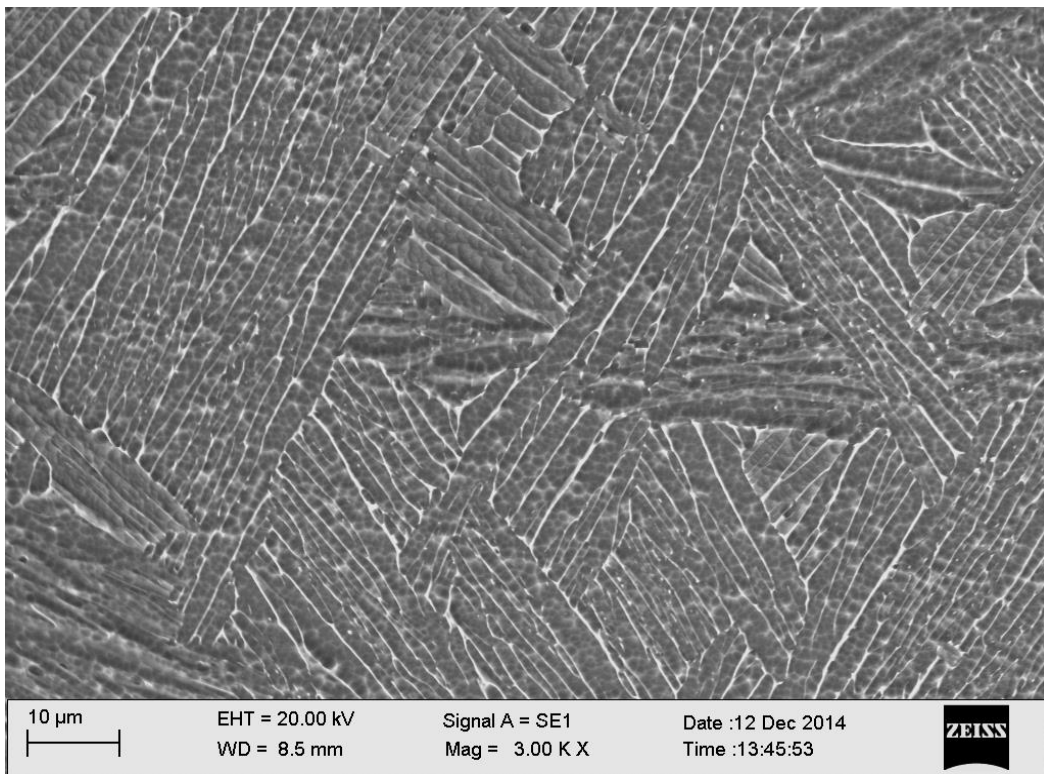


Figura 4.12 - Microstruttura del Ti-6Al-4V osservata al SEM (ingrandimento 3000x)

Il titanio si presenta in diverse fasi allotropiche: la fase α , caratterizzata da un reticolo esagonale compatto, stabile fino alla temperatura di 882 °C, e la fase β , caratterizzata da un reticolo cubico a corpo centrato, stabile fino a temperature di 1670 °C.

Aggiungendo elementi alliganti è possibile modificare la temperatura di trasformazione tra le due fasi; gli elementi che tendono ad aumentare tale temperatura sono definiti α -stabilizzanti, mentre gli elementi che tendono a diminuirla sono definiti β -stabilizzanti. L'elemento α -stabilizzante presente nella lega Ti-6Al-4V è l'alluminio (6%) e l'elemento β -stabilizzante è invece il vanadio (4%).

Il trattamento termico subito dalla lega è fondamentale, in quanto è possibile avere differenti tipologie di microstruttura. Qualora la lega sia sottoposta ad un raffreddamento lento, si genera la cosiddetta struttura di Widmanstätten (Fig. 4.12). La microstruttura finale è caratterizzata dalla presenza di lamelle di fase α frapposte a lamelle di fase β .

4.3. Inconel 718

In questo capitolo vengono presentati i risultati sperimentali delle prove di tornitura effettuate sulla superlega a base nichel Inconel 718. Il lavoro è stato incentrato sull'ottenimento delle curve di usura degli utensili, in modo da analizzare l'influenza dei diversi sistemi di lubro-refrigerazione al variare dei parametri di processo. La valutazione delle forze di taglio è strettamente connessa con l'usura degli utensili; anche in questo caso vengono presentati i risultati in funzione dei parametri di processo.

La finitura superficiale viene presentata confrontando le diverse condizioni di lubrificazione. Infine verrà descritta la morfologia dei trucioli ottenuti durante il taglio.

4.3.1. Prove di durata e curve di usura

Nelle seguenti figure sono rappresentate, in diagramma, le curve di usura dei taglienti relative alle lavorazioni con i diversi sistemi di lubro-refrigerazione.

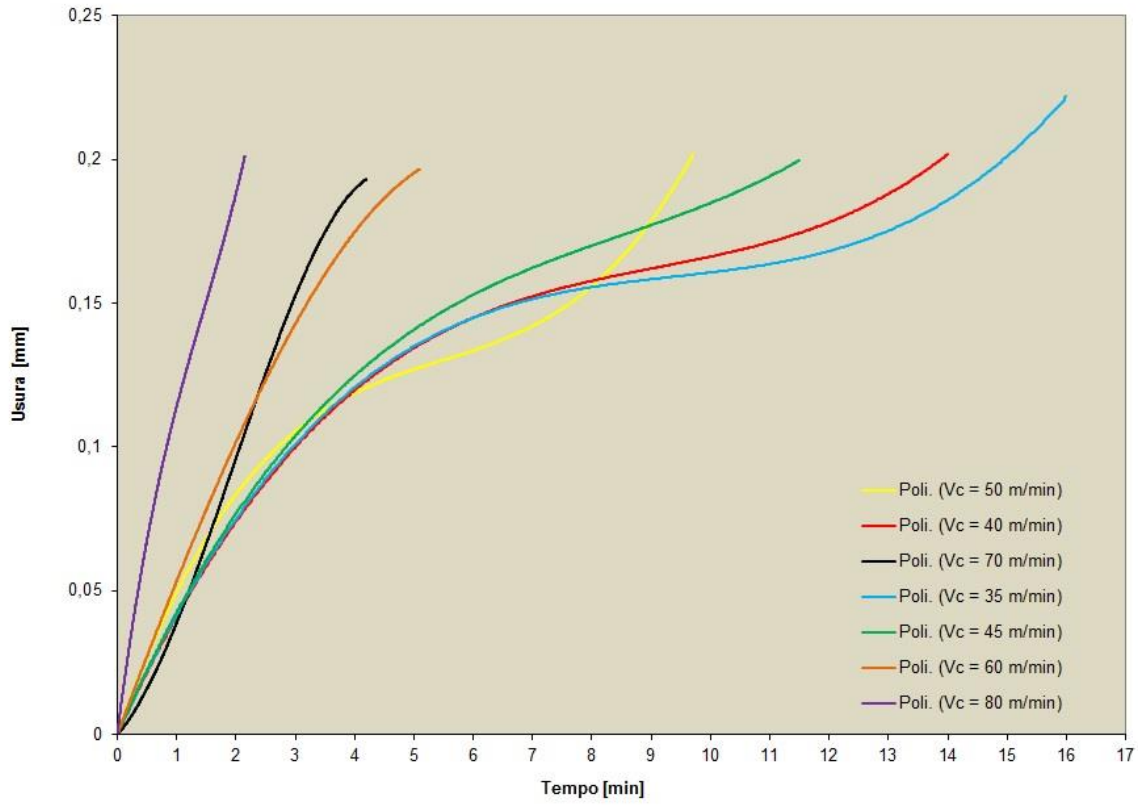


Figura 4.13 - Curve durata tagliente per la condizione DRY

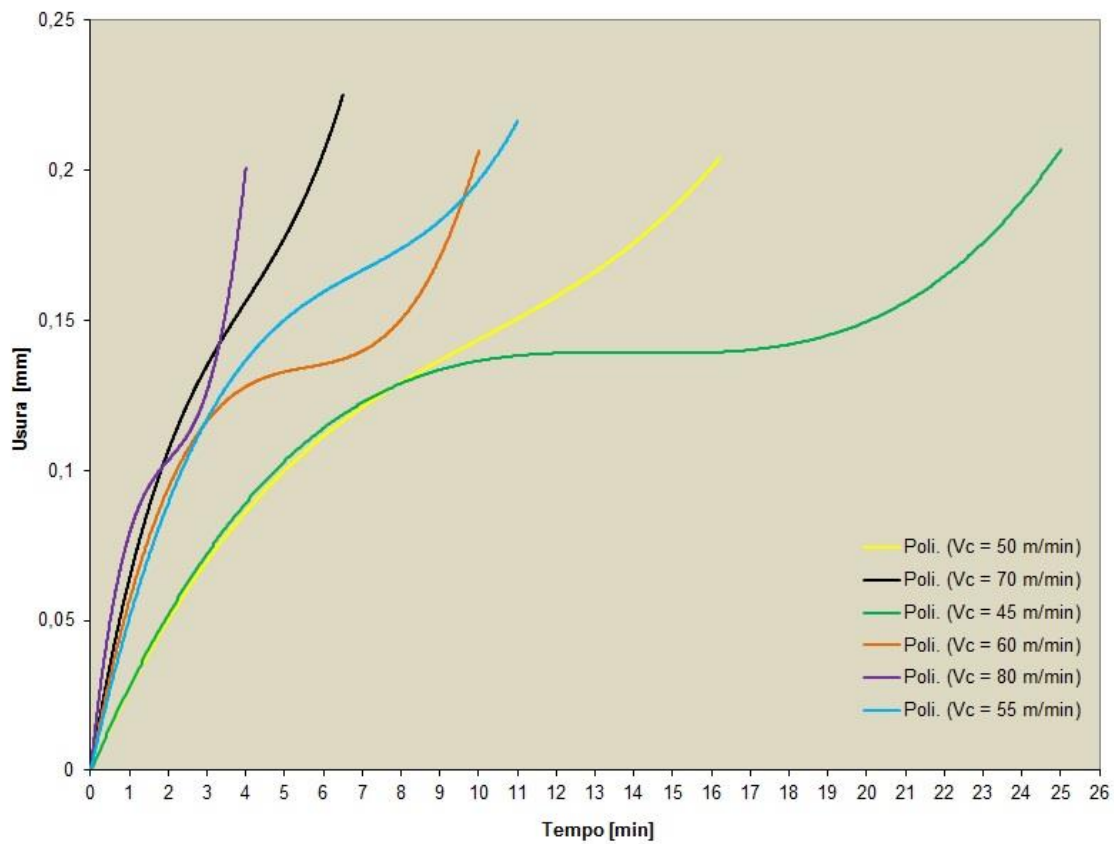


Figura 4.14 - Curve durata tagliente per la condizione WET

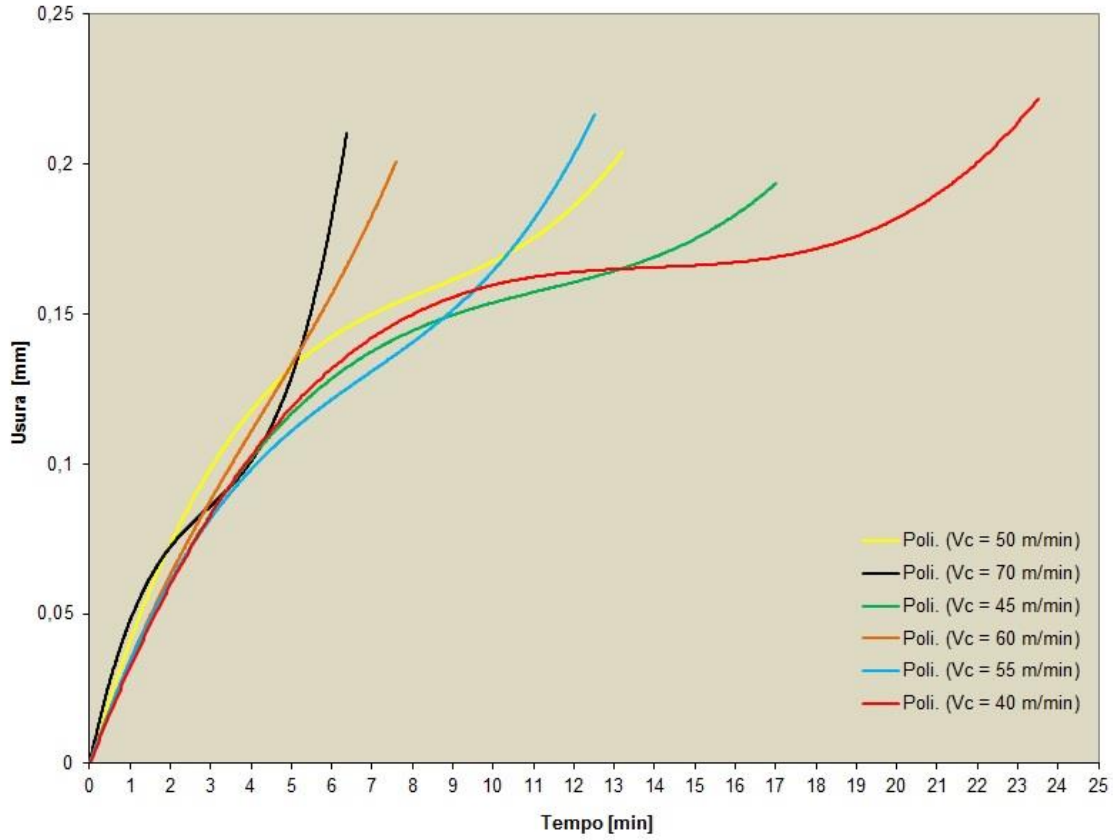


Figura 4.15 - Curve durata tagliente per la condizione MQL

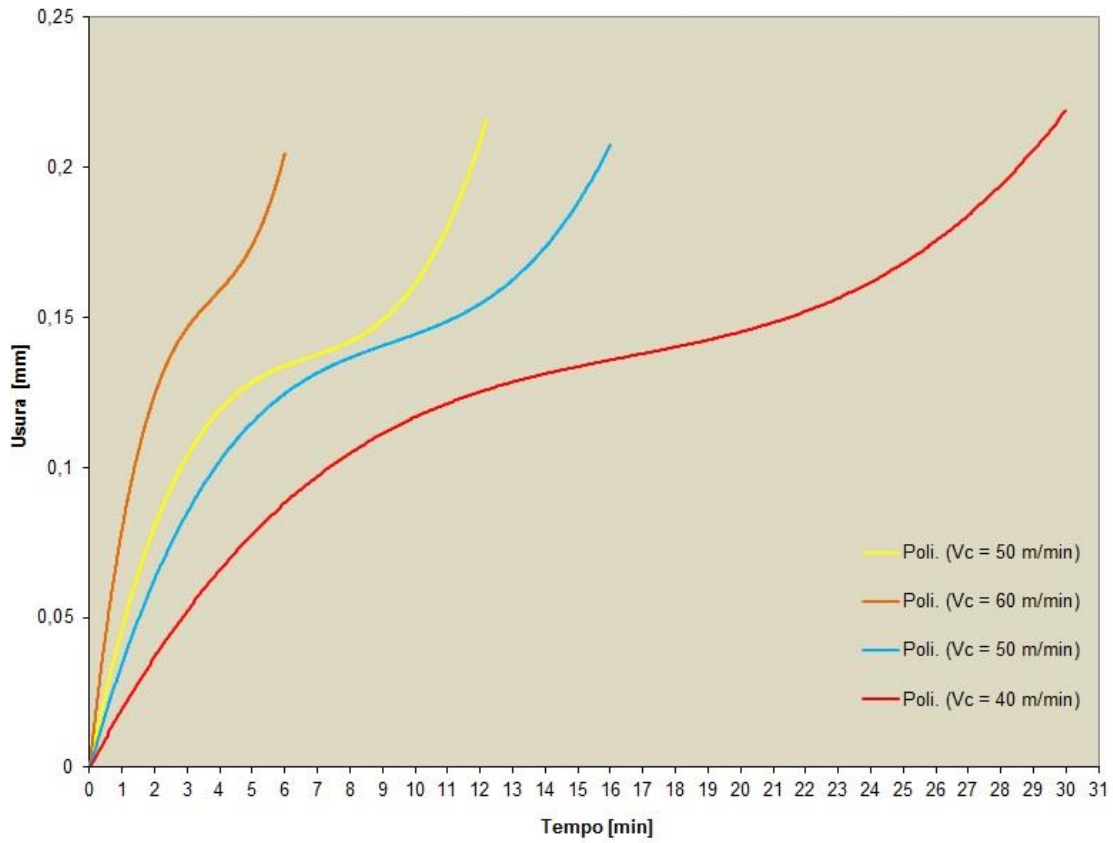


Figura 4.16 - Curve durata tagliente per la condizione MQC

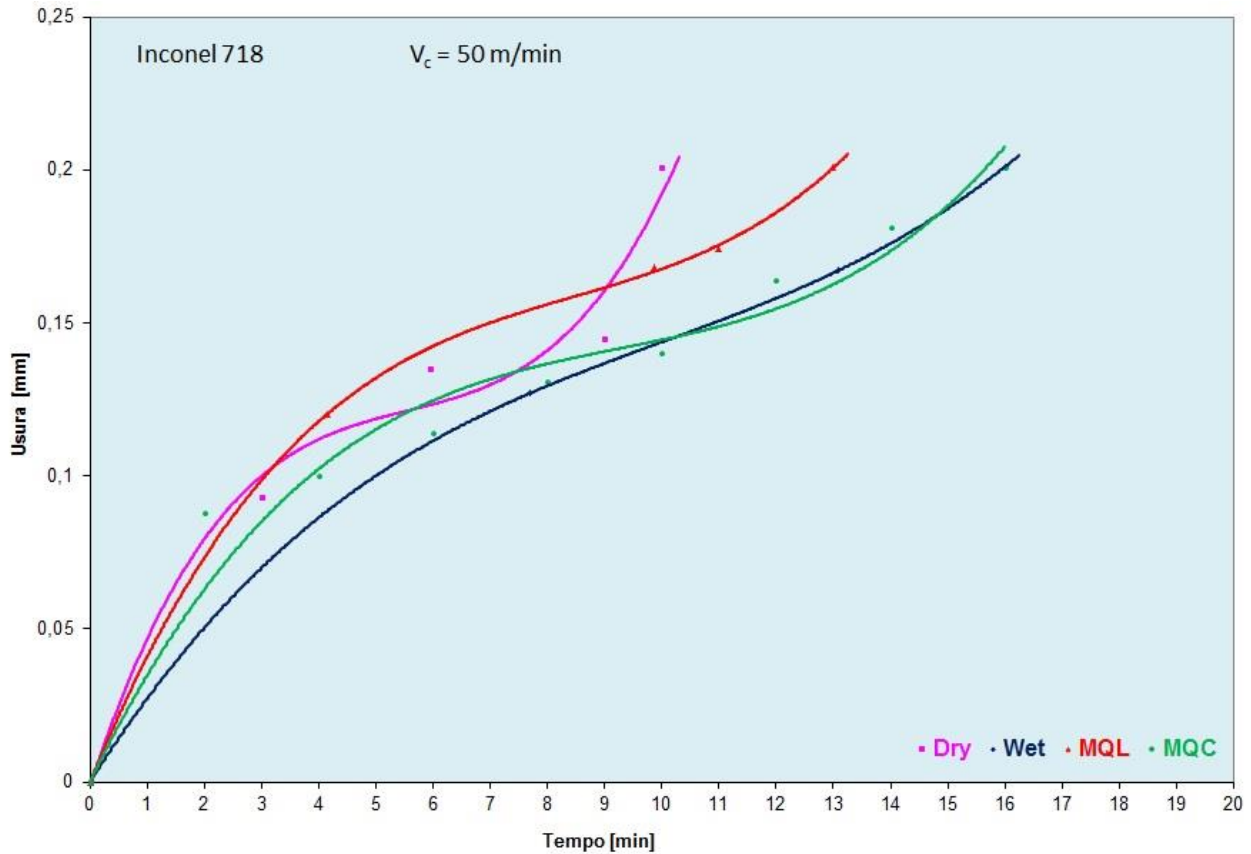


Figura 4.17 - Confronto durata tagliente con diversi sistemi di lubro-refrigerazione

I valori di durata ottenuti dalle curve di usura, in corrispondenza del criterio di fine prova ($V_{Bmax} = 0,2 \text{ mm}$) precedentemente fissato, sono stati poi ordinati nei diagrammi doppio logaritmico che rappresentano le curve “velocità - durata” (curve di Taylor, Fig. 4.18) caratteristiche del materiale in esame.

L’equazione di Taylor è espressa come:

$$V_c \cdot t^\alpha = C$$

con “ V_c ” velocità di taglio, “ t ” vita utile dell’utensile, “ α ” reciproco cambiato di segno del coefficiente angolare della retta di Taylor (K), “ C ” costante che identifica l’intersezione della retta di Taylor sull’asse delle V_c .

Impiegando i parametri che definiscono l’equazione di Taylor, è stato possibile ricavare il valore dell’indice di lavorabilità per ogni condizione di lubro-refrigerazione:

- Dry: $K = -2,0441$ $\alpha = 0,489$ $C = 143,56$ \rightarrow $V_{c15} = C / t^\alpha = \mathbf{38 \text{ m/min}}$
- Wet: $K = -2,844$ $\alpha = 0,3515$ $C = 130,87$ \rightarrow $V_{c15} = C / t^\alpha = \mathbf{51 \text{ m/min}}$
- MQL: $K = -2,348$ $\alpha = 0,4257$ $C = 150,38$ \rightarrow $V_{c15} = C / t^\alpha = \mathbf{47 \text{ m/min}}$
- MQC: $K = -3,941$ $\alpha = 0,2437$ $C = 96,03$ \rightarrow $V_{c15} = C / t^\alpha = \mathbf{49 \text{ m/min}}$

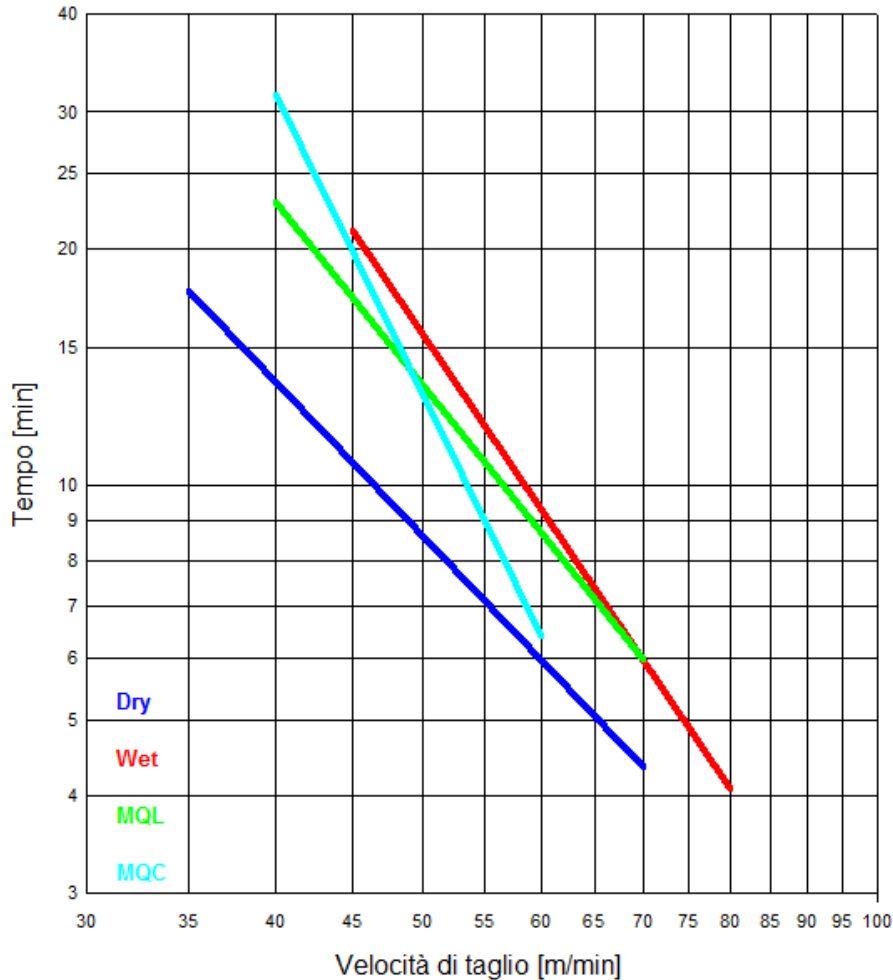


Figura 4.18 - Curve di Taylor

L'utilizzo del lubro-refrigerante tradizionale consente di lavorare ad una velocità di taglio maggiore, anche se i sistemi MQLC danno ottimi risultati. Soprattutto il sistema innovativo MQC fornisce durate molto vicine a quelle ottenute nella condizione WET, ma con portate di fluido e consumo del lubri-refrigerante notevolmente inferiori. Per quanto riguarda la condizione a secco, la velocità di taglio deve essere ridotta al fine di ottenere una durata del tagliente adeguata.

4.3.2. Analisi utensili usurati

Un fenomeno spesso presente, soprattutto durante la lavorazione di materiali come le superleghe di nichel, è l'usura ad intaglio, caratterizzata da un eccessivo danneggiamento localizzato sia sul petto sia sul fianco dell'inserito alla profondità della linea del taglio [88, 89, 90]. Essa si verifica nella zona in cui il tagliente e il materiale si separano e può essere causata dall'adesione (saldatura dei trucioli dovuto alla pressione) e dalla deformazione della superficie incrudita.

Ezugwu e Wang [46] hanno riscontrato il fallimento degli utensili rivestiti mediante tecnica CVD, utilizzati per la lavorazione dell'Inconel 718; tale fallimento è dovuto alla formazione di una notevole usura ad intaglio. Nel nostro caso, l'utilizzo di inserti rotondi e una bassa profondità di taglio hanno permesso di evitare l'usura ad intaglio in tutte le condizioni di lavorazione.

In questa ricerca i principali tipi di usura rilevati sono:

- usura sul fianco, si manifesta con il labbro di usura, caratterizzato da una serie di striature, parallele alla direzione di taglio, originate per abrasione (Fig. 4.19a)
- usura del petto, che avviene attraverso la formazione di un cratere originato per diffusione ad alta temperatura e abrasione (Fig. 4.19b); la diffusione altera il materiale dell'utensile rendendolo più aggredibile dal processo di abrasione che a sua volta genera il cratere. Questi fenomeni avvengono sul substrato dopo che è stato asportato via il rivestimento.

In entrambi i casi, l'utensile subisce una perdita di materiale e un'alterazione della forma e delle dimensioni (l'usura sul fianco influisce sulla finitura superficiale e la precisione dimensionale mentre la craterizzazione indebolisce il tagliente).

La principale differenza osservata nella morfologia delle usure è relativa ad una maggiore uniformità dell'usura sul fianco nella condizione MQL. L'usura abrasiva è dovuta principalmente alla presenza di particelle dure e impurità all'interno del materiale del pezzo.

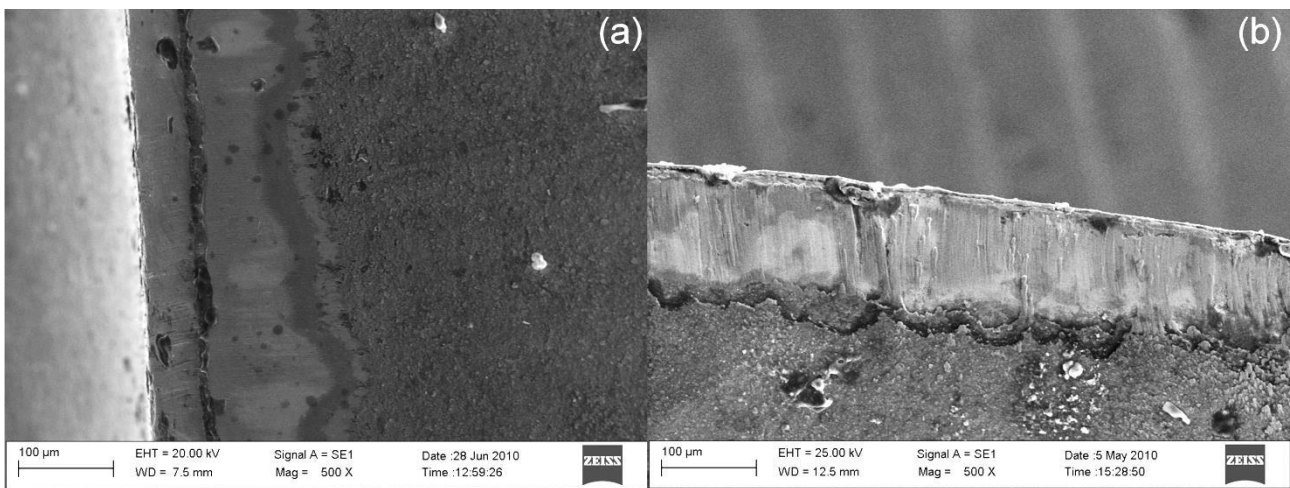


Figura 4.19 - Immagini SEM del tagliente (Condizione DRY; $V_c = 40$ m/min); usura sul fianco (a), craterizzazione (b)

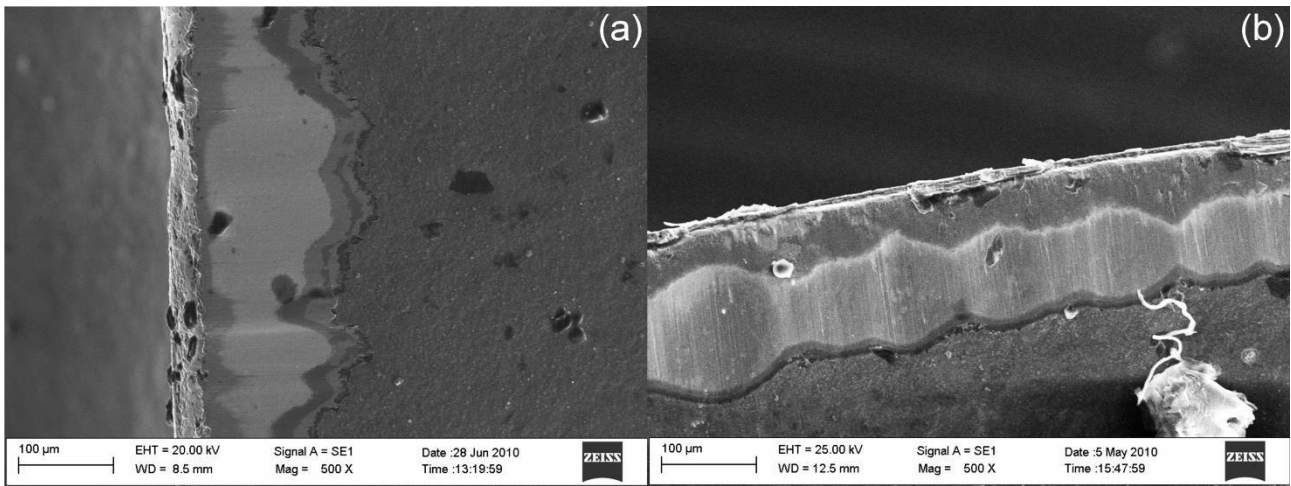


Figura 4.20 - Immagini SEM del tagliente (Condizione WET; $V_c = 40$ m/min); usura sul fianco (a), craterizzazione (b)

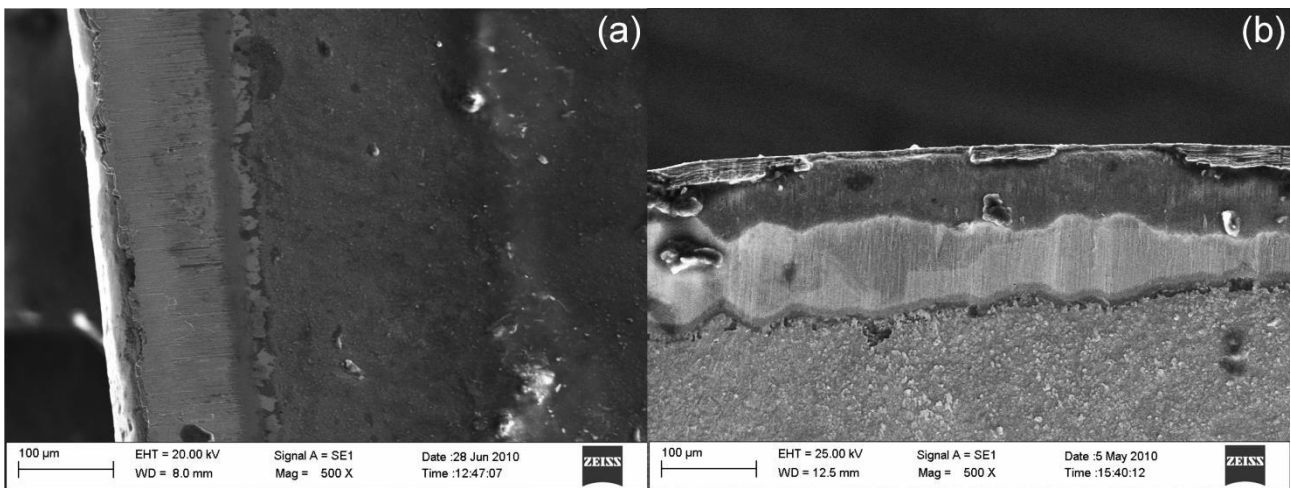


Figura 4.21 - Immagini SEM del tagliente (Condizione MQL; $V_c = 40$ m/min); usura sul fianco (a), craterizzazione (b)

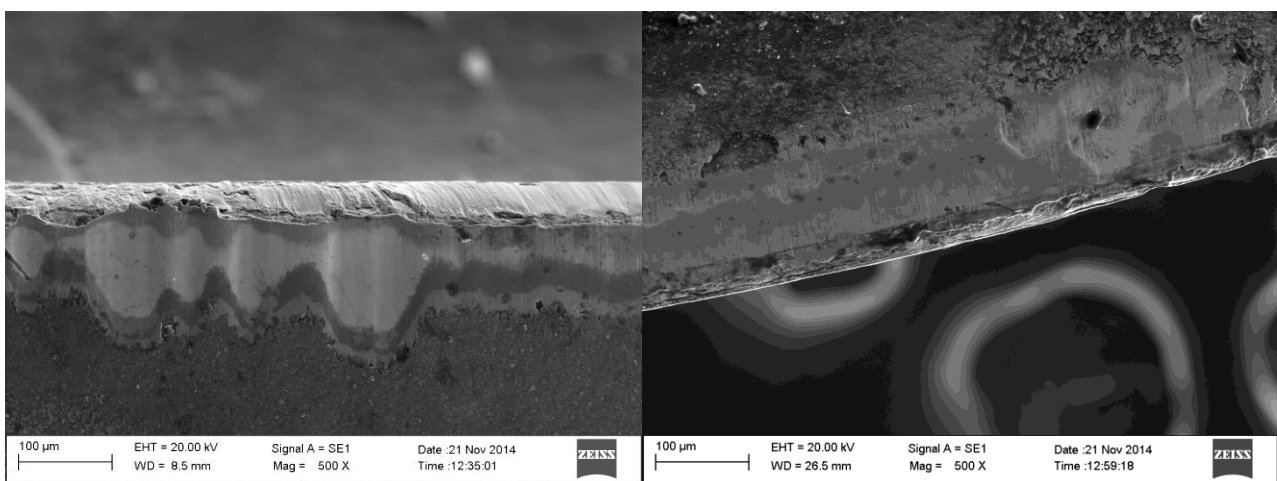


Figura 4.22 - Immagini SEM del tagliente (Condizione MQC; $V_c = 40$ m/min); usura sul fianco (a), craterizzazione (b)

Un altro problema è dovuto al fenomeno del tagliente da riporto (built-up-edge BUE), costituito dalla presenza di materiale saldato sul tagliente dell'inserto, a causa delle elevate temperature e pressioni durante il taglio.

Questo particolare fenomeno di adesione può accadere nella lavorazione di materiali che presentano incrudimento; parte del truciolo si indurisce a tal punto da sostituire il tagliente durante la rimozione del metallo. Conseguenze di questo fenomeno possono essere i danni prematuri all'inserto e una ridotta finitura superficiale.

La figura 4.23 mostra il petto del tagliente usurato con la condizione MQL.

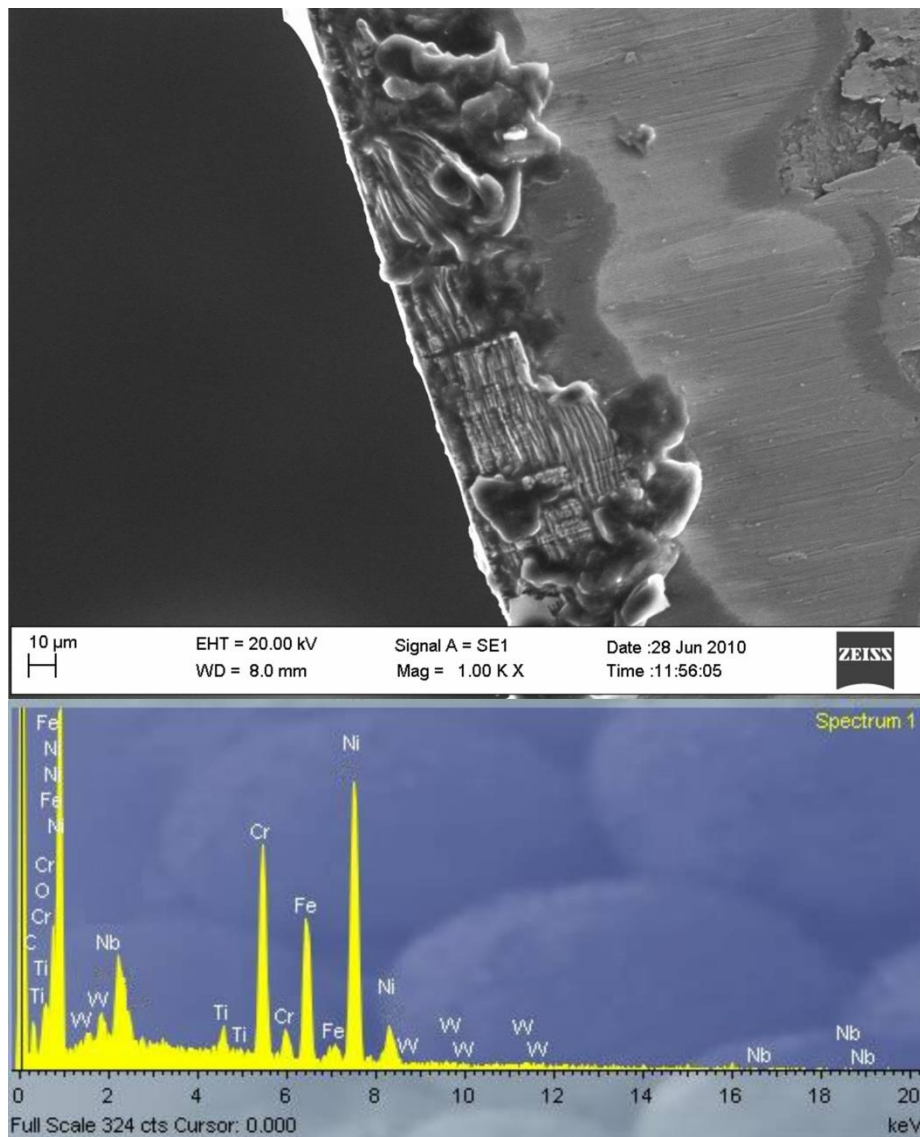


Figura 4.23 - Usura sul petto (condizione MQL), con evidenza del fenomeno del tagliente da riporto, e analisi EDS

Le immagini mostrano una zona di riporto (trasferimento di materiale sul tagliente) seguita da una zona con evidente rimozione del rivestimento e un inizio di craterizzazione, dove è stato asportato il rivestimento.

Dall'analisi EDS si osserva la presenza di elementi quali nichel, cromo e ferro, elementi che costituiscono la maggior parte della composizione dell'Inconel 718, come ci si poteva aspettare dato il riporto. La presenza del fenomeno BUE è stata osservata per tutte le condizioni di lubro-refrigerazione, specialmente a basse velocità di taglio. In condizioni di assenza di lubro-refrigerante la quantità di materiale adeso è significativamente più alta.

I fenomeni di usura adesiva e abrasiva sembrano essere quelli più frequentemente osservati durante la lavorazione dell'Inconel 718 [91].

4.3.3. Tipologia del truciolo

In figura 4.24 viene mostrata la tipologia di trucioli ottenuti durante le prove. Non sono stati notati cambiamenti significativi al variare delle velocità di taglio o delle condizioni di lubro-refrigerazione; tutte si possono definire, secondo la norma UNI ISO 3685, di tipo lungo e avvolgimento. Una forma questa che non produce fasi di "intasamento", non interferisce sulla finitura del pezzo lavorato e non ostacola in alcun modo il normale processo di lavorazione.



Figura 4.24 - Truciolo prodotto in assenza di lubro-refrigerante (condizione Dry); $V_c = 35$ m/min (sinistra), $V_c = 50$ m/min (destra)

4.3.4. Forze di taglio

I valori delle forze di taglio sono stati rilevati in continuo durante lo svolgimento delle prove di durata (Fig. 4.25, esempio di rilievo forze di taglio).

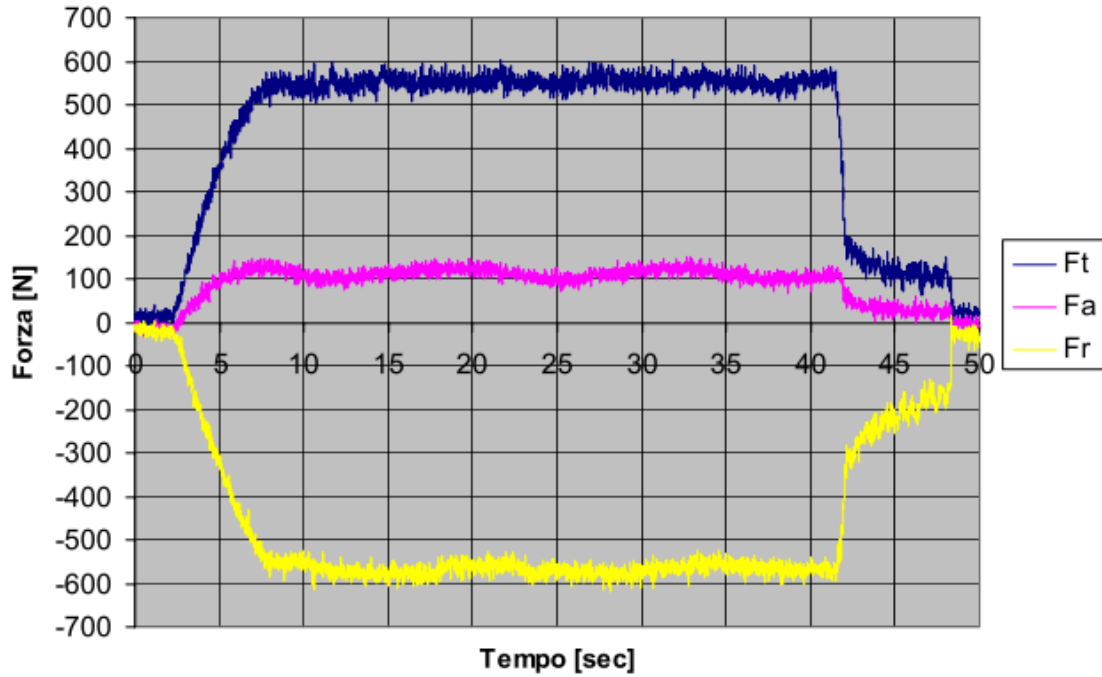


Figura 4.25 - Esempio di un rilievo delle forze di taglio ($V_c = 35$ m/min; condizione DRY, inizio prova)

Le forze di taglio sono in correlazione diretta con lo stato di usura del tagliente e aumentano bruscamente quando l'utensile perde le sue proprietà di taglio.

Nelle figure seguenti sono riportati gli andamenti delle forze di taglio in funzione dell'evoluzione dell'usura del tagliente, dall'inizio della prova fino al superamento del prefissato limite del valore di usura $V_{Bmax} = 0.20$ mm.

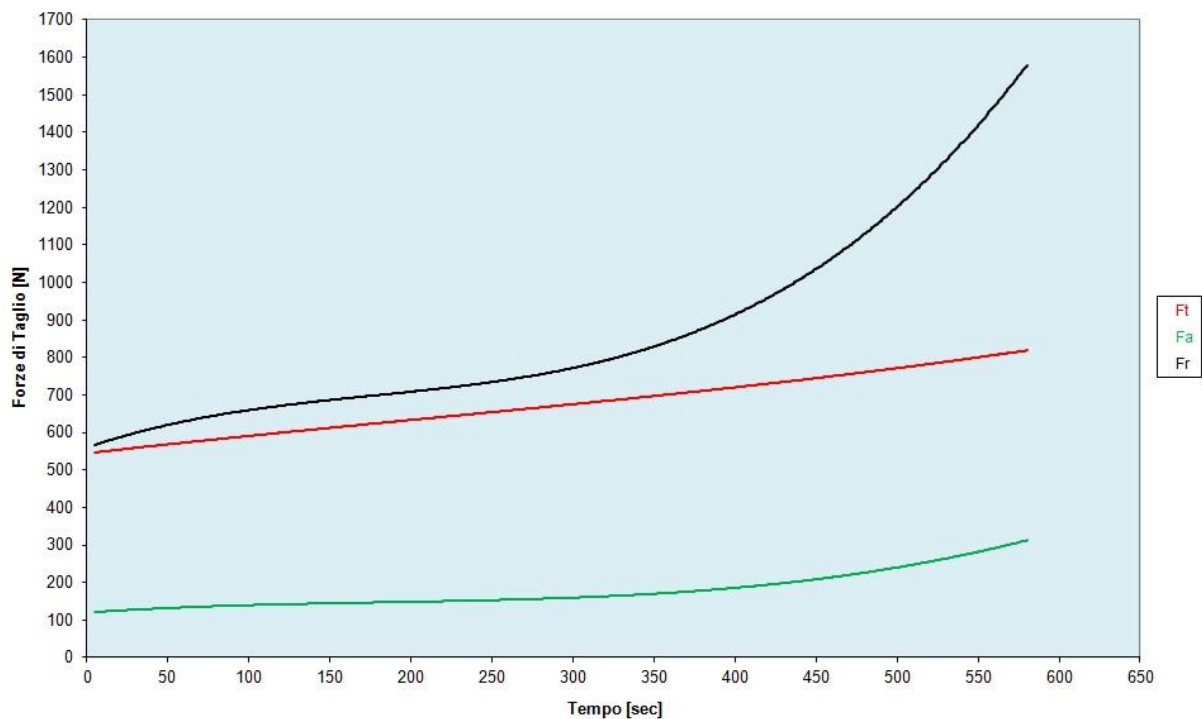


Figura 4.26 - Diagramma “Tempo di lavoro – Forze di taglio”; Condizione DRY, $V_c = 50$ m/min

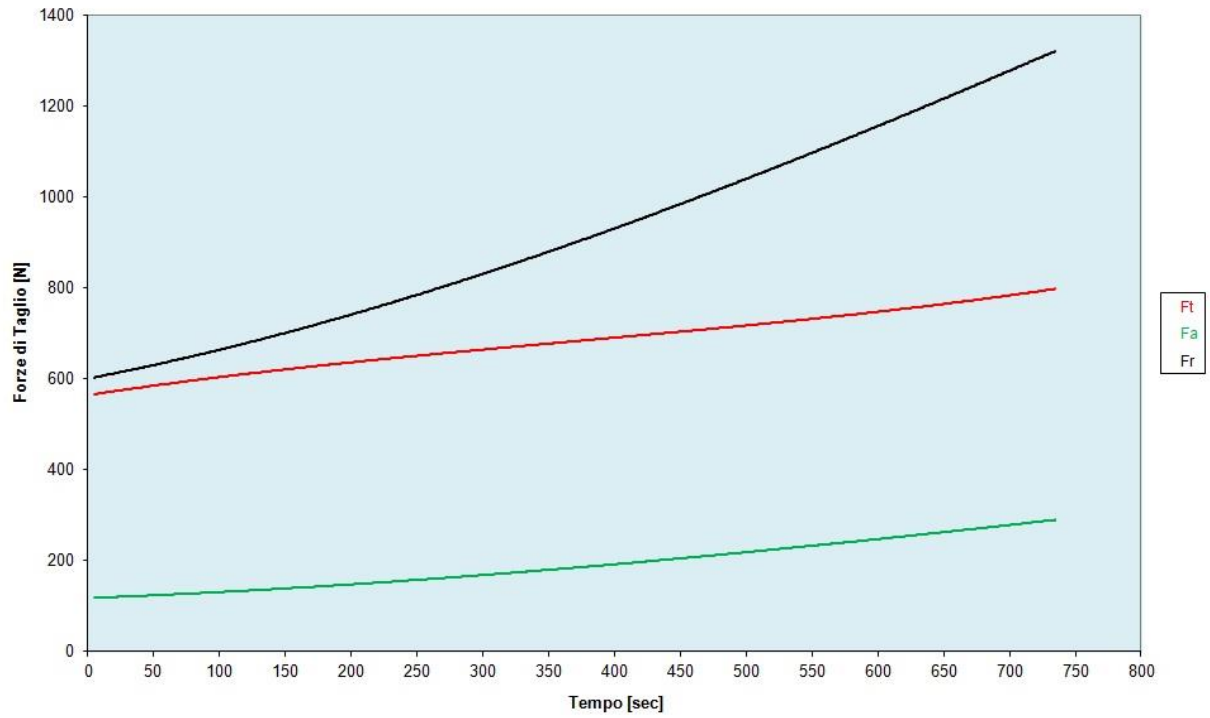


Figura 4.27 - Diagramma “Tempo di lavoro – Forze di taglio”; Condizione WET, $V_c = 50$ m/min

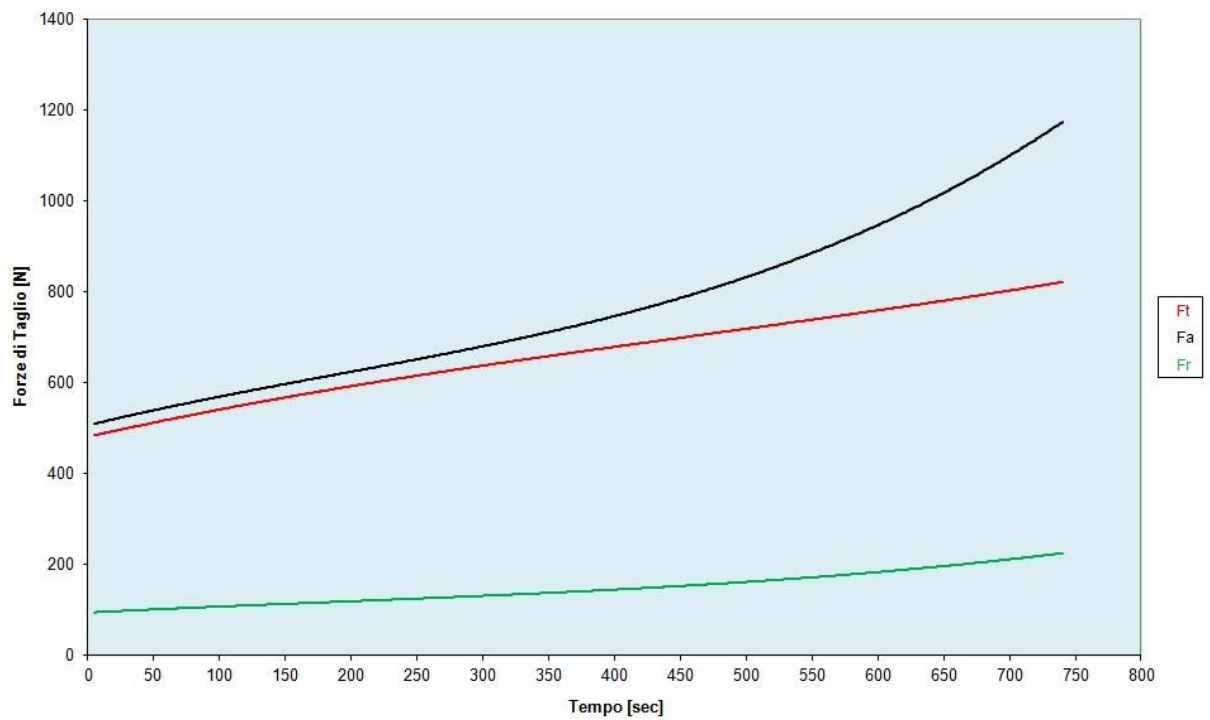


Figura 4.28 - Diagramma “Tempo di lavoro – Forze di taglio”; Condizione MQL, $V_c = 50$ m/min

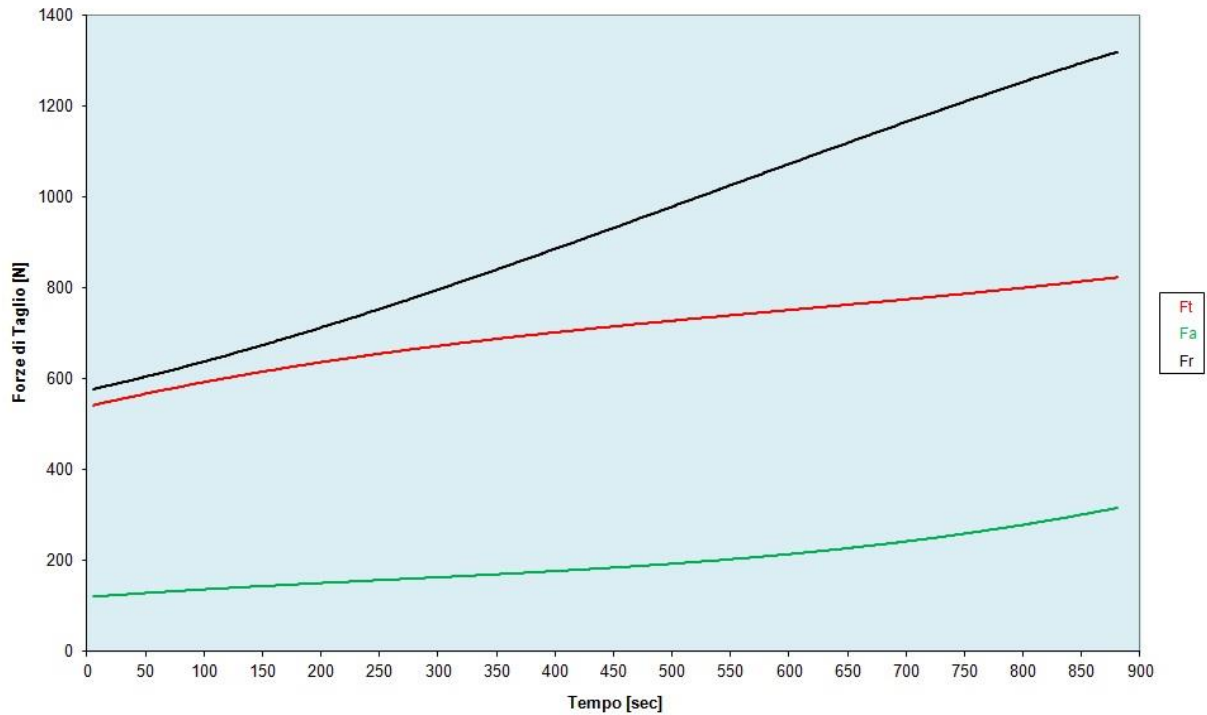


Figura 4.29 - Diagramma “Tempo di lavoro – Forze di taglio”; Condizione MQC, $V_c = 50$ m/min

In questa specifica lavorazione, il rapporto fra l’entità delle singole componenti delle forze è “anomalo” rispetto alle lavorazioni più comuni. La grandezza più alta, infatti, risulta la forza di repulsione, la minima la forza di avanzamento e l’intermedia la forza di taglio. Tale fenomeno è in relazione all’impiego di un inserto con geometria tonda in una lavorazione con una piccola sezione di truciolo. Il grande raggio dell’inserto, infatti, è utile al fine di ottenere una minore usura del tagliente e una migliore finitura superficiale del pezzo ma, nello stesso tempo, tende a incrementare l’entità della forza di repulsione (forza che tende a staccare l’utensile dal pezzo). Le figure 4.30, 4.31, 4.32 mostrano il confronto tra le singole componenti delle forze di taglio in relazione al sistema di lubro-refrigerazione adottato.

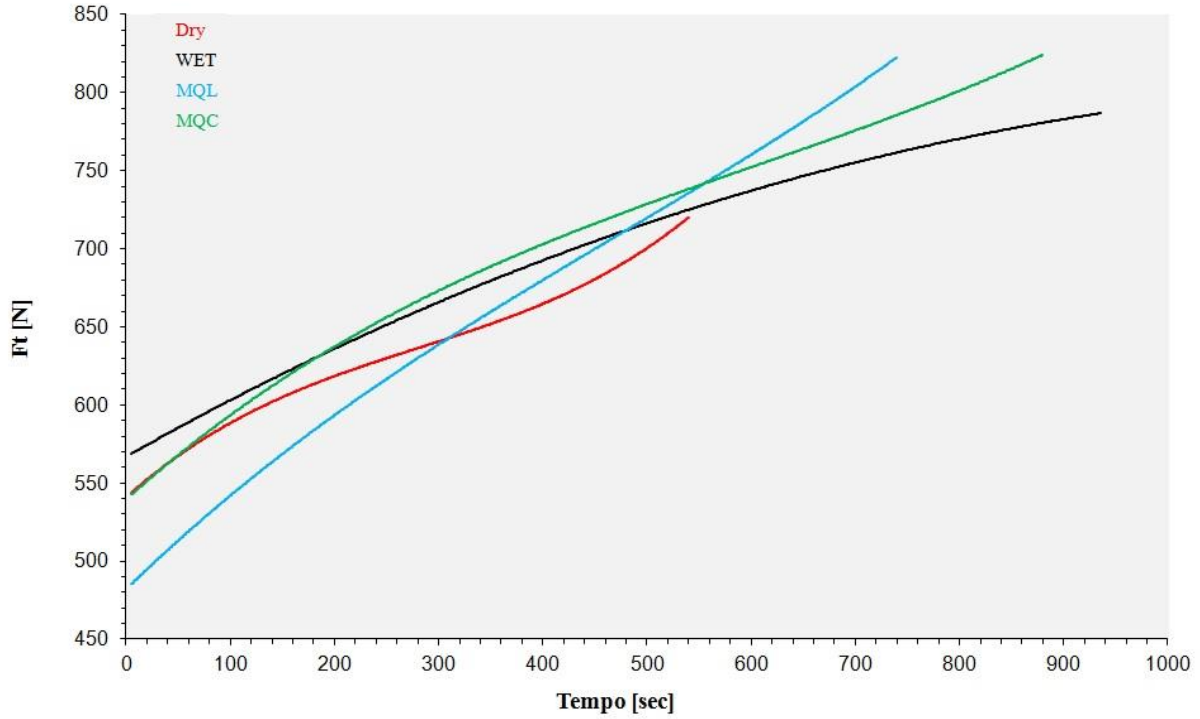


Figura 4.30 - Confronto componente forza di taglio F_t

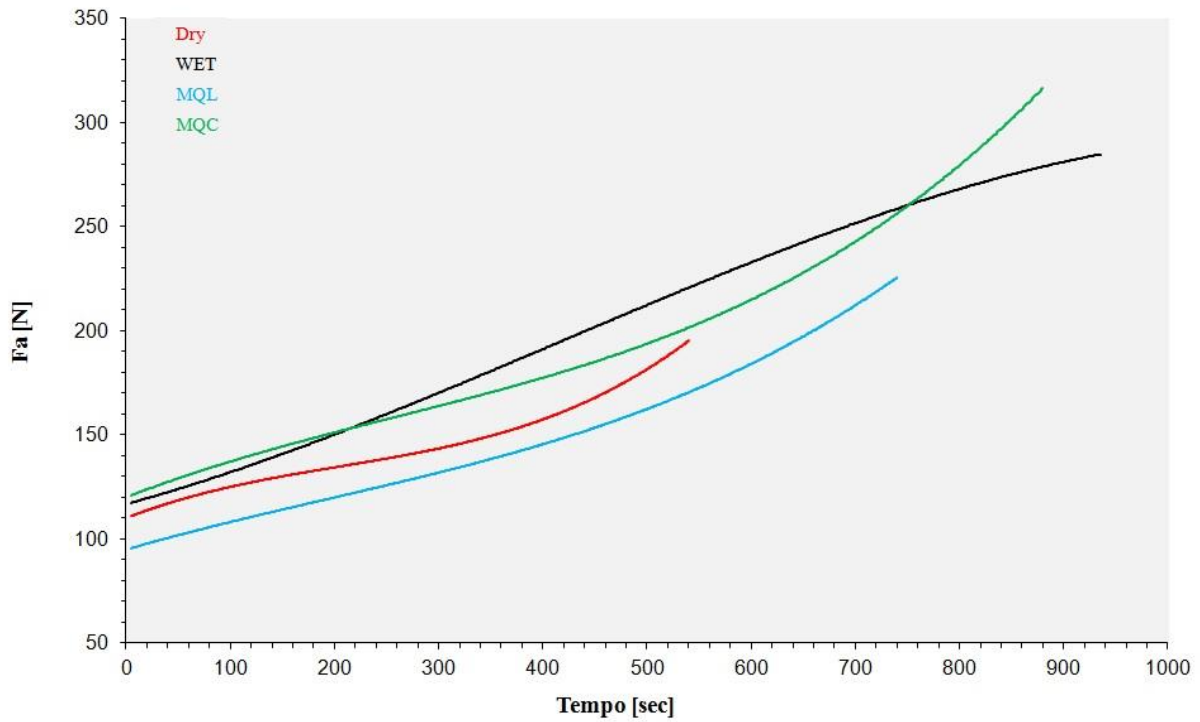


Figura 4.31 - Confronto componente forza di taglio F_a

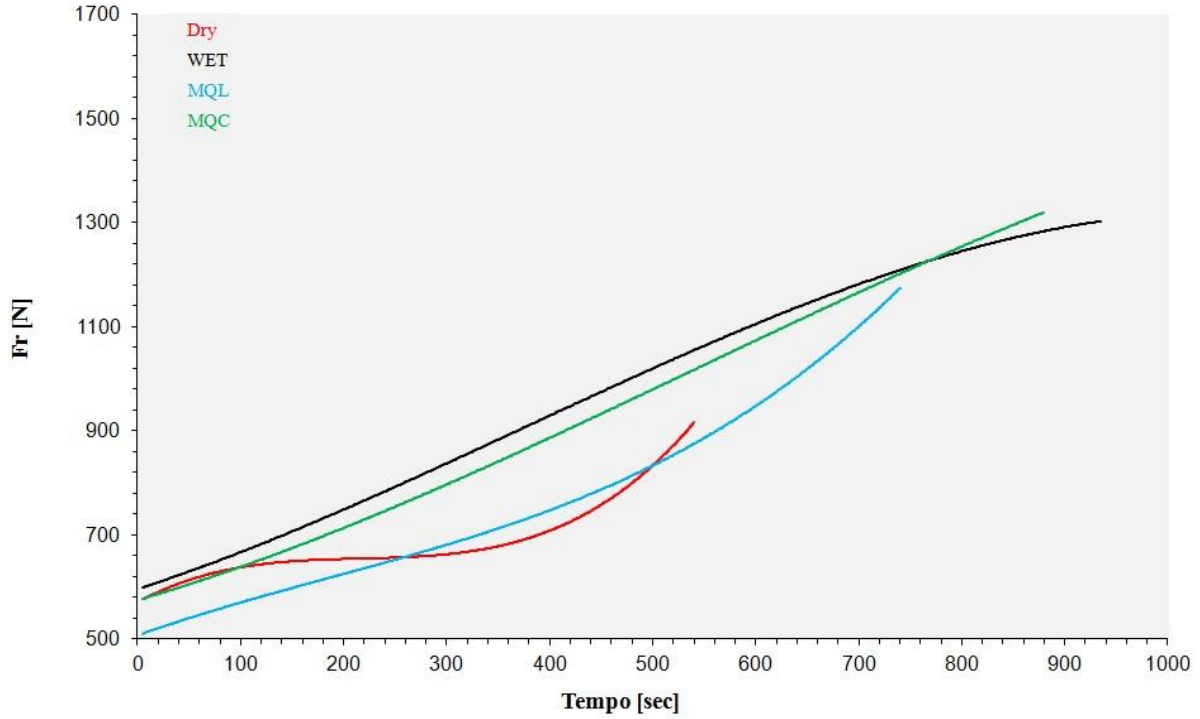


Figura 4.32 - Confronto componente forza di taglio F_r

Le figure 4.33, 4.34 mostrano le componenti di taglio e di repulsione in funzione della velocità di taglio.

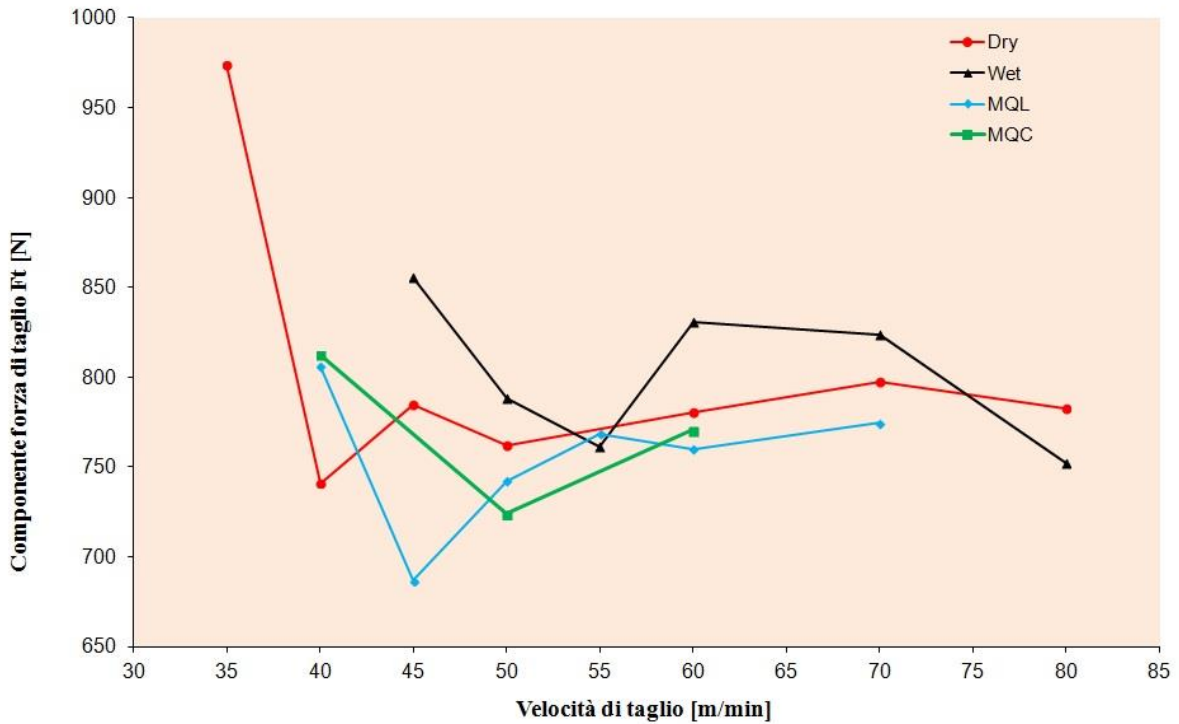


Figura 4.33 - Andamento forza di taglio F_t in funzione della velocità V_c

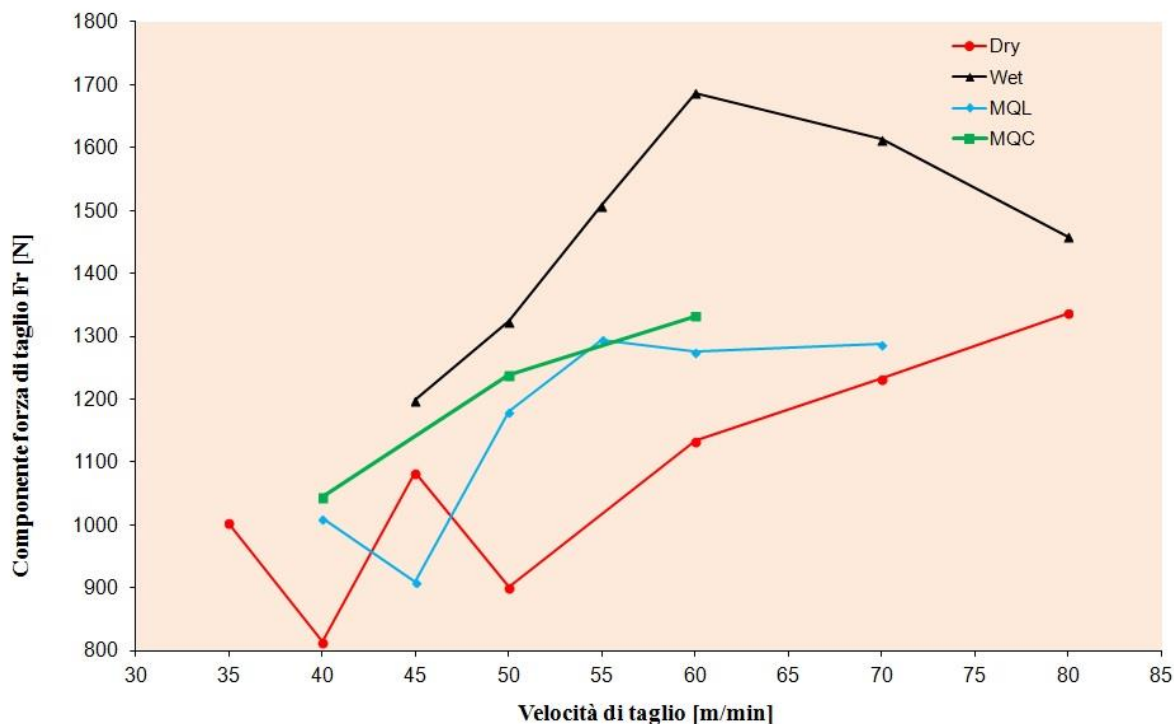


Figura 4.34 - Andamento forza di taglio F_r in funzione della velocità V_c

Nella lavorazione con lubro-refrigerante tradizionale si nota, in corrispondenza di un analogo grado d'usura del tagliente, una tendenza ad un maggiore incremento delle forze rispetto agli altri sistemi di lavorazione adottati, ed in particolare rispetto alla lavorazione a secco, soprattutto in riferimento alle forze di repulsione (Fig. 4.34). Il fenomeno è dovuto probabilmente alla diversa morfologia dell'usura dell'utensile che si registra utilizzando il fluido da taglio.

L'utensile impiegato con il fluido manifesta, a parità di usura, una forma di quest'ultima più uniforme rispetto al tagliente utilizzato nella lavorazione a secco. Questo implica un'area di degrado più ampia e quindi l'incremento di forze registrato nelle prove.

La maggiore irregolarità del labbro d'usura che si registra nella lavorazione a secco è dovuta allo sviluppo di una più elevata temperatura sull'utensile e alla concentrazione della medesima in una sezione più piccola del tagliente.

In generale, le precedenti figure mostrano come la forza di taglio F_t diminuisce all'aumentare della velocità di taglio, come visto anche da Nalbant e altri [40]; l'aumento della velocità di taglio comporta un aumento delle temperature di taglio e, di conseguenza, una riduzione delle forze di taglio. Anche Fang e Wu [92] hanno dimostrato come la forza F_r diminuisce con l'aumentare della velocità di taglio.

I valori più bassi di F_t e F_r sono stati riscontrati a velocità di taglio prossime alla V_{c15} .

4.3.5. Refrigerazione criogenica

L'efficienza del sistema criogenico è stata valutata utilizzando come riferimento la lubro-refrigerazione tradizionale. La tabella 4.12 mostra i valori di usura ottenuti.

Tabella 4.12 - Confronto tra usure sul fianco, refrigerazione criogenica e lubro-refrigerazione tradizionale

$V_c = 35 \text{ m/min}$	Tempo di taglio = 20 min		
	Wet	Cryo Int.	Cryo Ext.
Usura [mm]	0,121	0,201	0,224
$V_c = 50 \text{ m/min}$	Tempo di taglio = 10 min		
	Wet	Cryo Int.	Cryo Ext.
Usura [mm]	0,09	0,115	0,130

A parità di tempo di lavorazione, il sistema di refrigerazione criogenica con alimentazione interna al portautensile sembra più efficace rispetto a quella con alimentazione esterna. L'analisi complessiva dei risultati evidenzia che, a parità di tempo di lavorazione, il tagliente impiegato nelle prove con refrigerazione criogenica presenta valori d'usura costantemente più elevati rispetto al corrispondente utensile utilizzato nelle prove con lubro-refrigerazione tradizionale (Fig. 4.35).

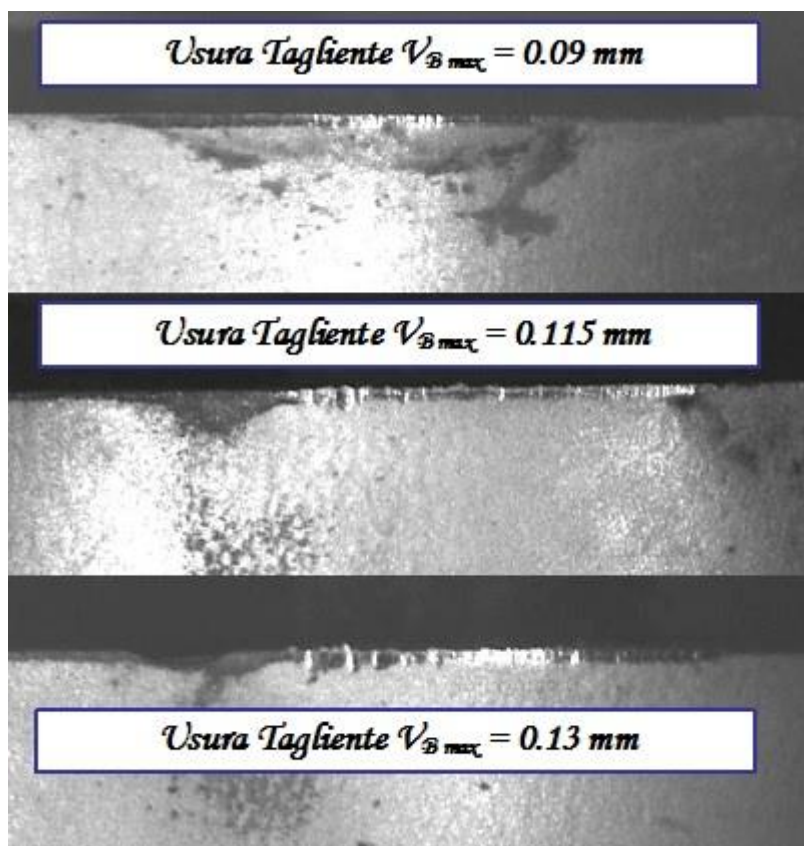


Figura 4.35 - Confronto usura tagliente (1. emulsione tradizionale, 2. refrigerazione criogenica interna, 3. refrigerazione criogenica esterna)

Inoltre, l'utensile impiegato con la refrigerazione criogenica è sottoposto ad uno shock termico più elevato che provoca una frattura al limite del tagliente (Fig. 4.36). Tale frattura si ripropone costantemente anche al variare delle velocità di taglio, incrementa con l'aumentare del tempo di lavorazione e può influenzare la finitura superficiale del pezzo lavorato.

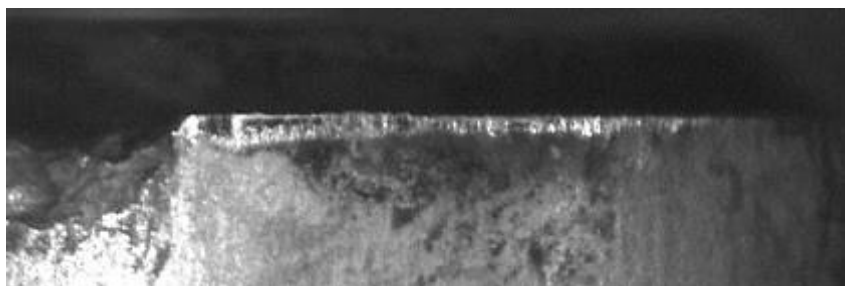


Figura 4.36 - Frattura al limite del tagliente dovuta allo shock termico

La refrigerazione criogenica garantisce una durata del tagliente maggiore rispetto alle condizioni DRY [93], ma non risulta essere migliore della lubro-refrigerazione tradizionale, sia in termini di durata sia in termini economici, a causa dell'elevato costo dell'azoto.

4.3.6. Finitura superficiale

La rugosità superficiale è stata misurata in 10 aree differenti mediante rilievi di profili bidimensionali (Fig.4.37). Le figure 4.38, 4.39, 4.40 mostrano i valori dei parametri di rugosità ottenuti in seguito ad una tornitura in condizioni DRY, WET e con l'uso del sistema MQL.

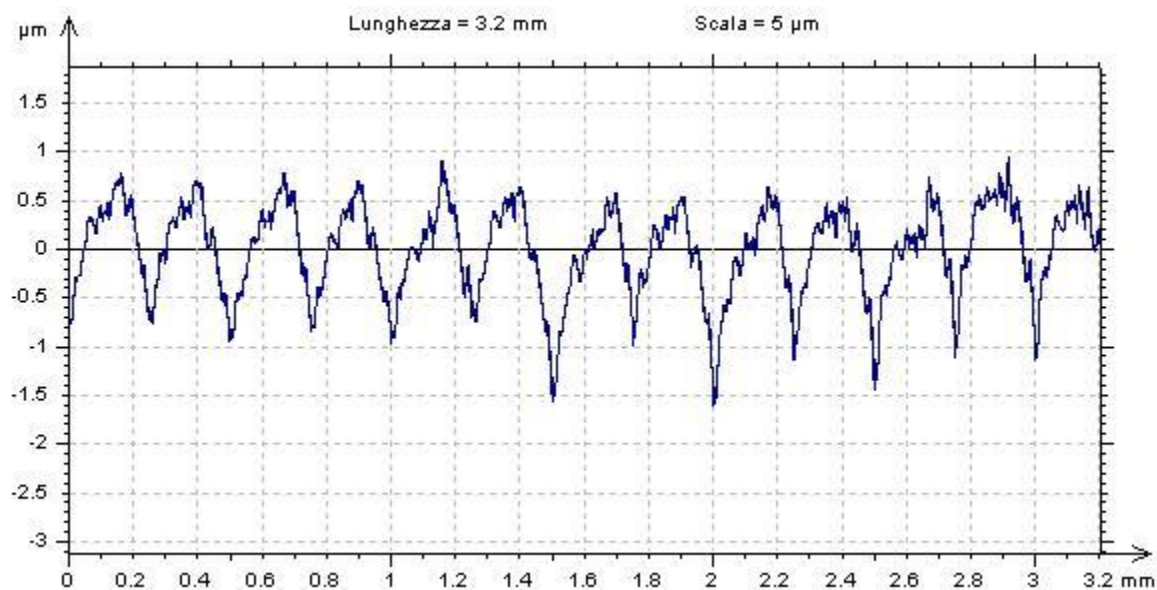


Figura 4.37 - Profilo bidimensionale superficie lavorata (Condizione DRY, $V_c = 50 \text{ m/min}$)

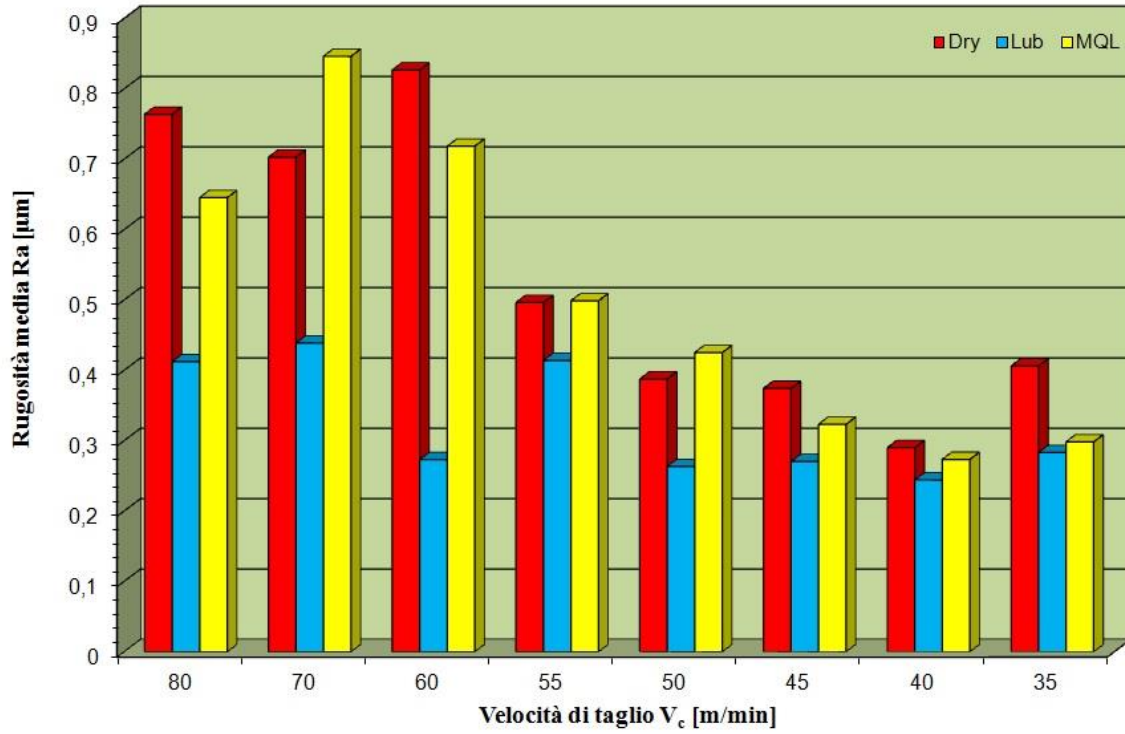


Figura 4.38 - Rugosità media (Ra) misurata a diverse velocità di taglio e condizioni di lubrificazione

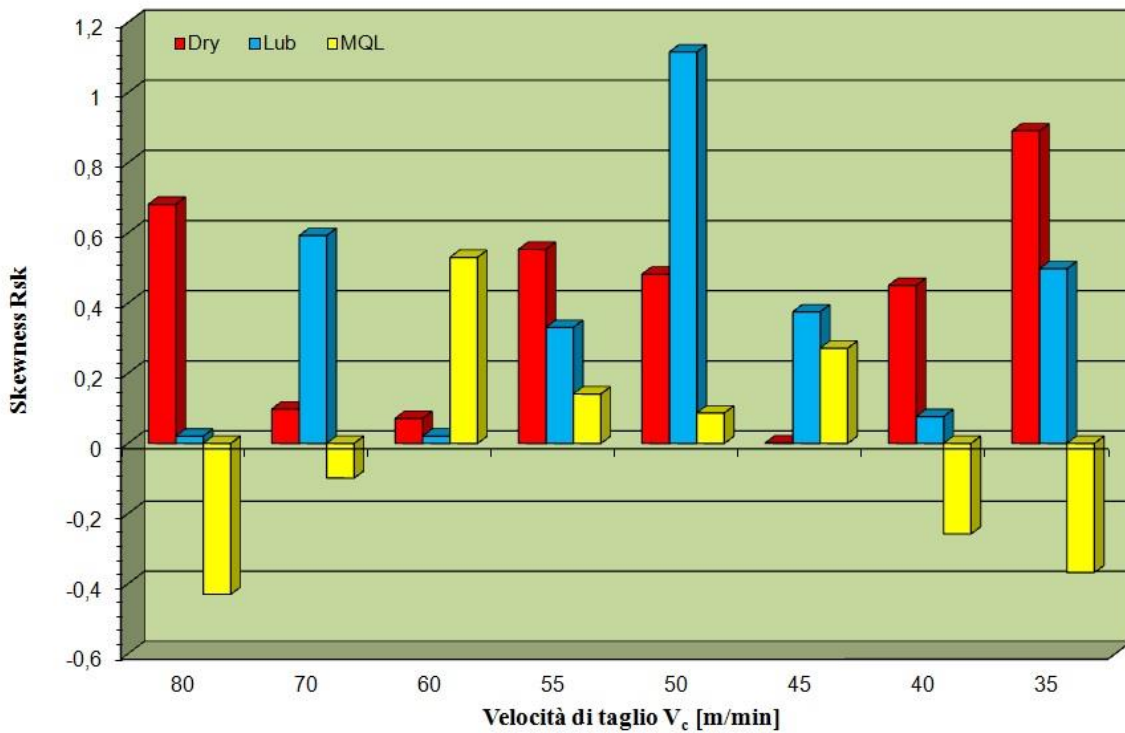


Figura 4.39 - Skewness Rsk misurato a diverse velocità di taglio e condizioni di lubrificazione

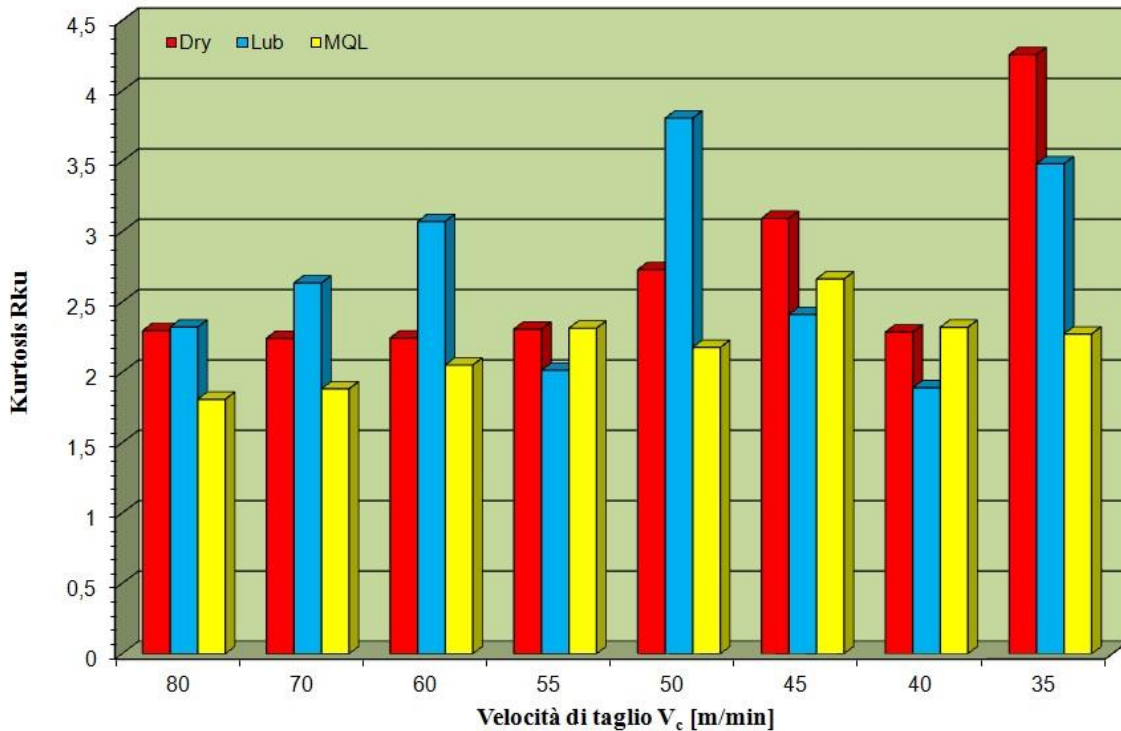


Figura 4.40 - Kurtosis Rku misurato a diverse velocità di taglio e condizioni di lubrificazione

Esaminando i risultati riportati, si può vedere come, in generale, ad alte velocità di taglio corrispondono valori più elevati di Ra; nella condizione WET il parametro Ra risulta costantemente il più basso.

Per quanto riguarda il parametro Rsk, i valori ottenuti nelle condizioni DRY e WET indicano un tipo di superficie con una predominanza di picchi rispetto alle di valli (i valori sono sempre positivi).

Nella condizione MQL abbiamo un'alternanza tra superfici con picchi predominanti e superfici con una predominanza di valli (Rsk negativo).

I valori del parametro Rku indicano superfici lavorate con un'alta densità di frastagliatura (RKU quasi sempre inferiore a 3). Nessuna correlazione significativa è stata trovata tra i parametri di rugosità Rsk e Rku e la velocità di taglio.

Il profilometro utilizzato ha permesso di elaborare immagini 3D delle superfici ottenute dopo la tornitura; in questo modo è stato possibile determinare i parametri Sa, Ssk, Sku relativi alla superficie con e senza soppressione di forma (Fig. 4.41 - 4.50)

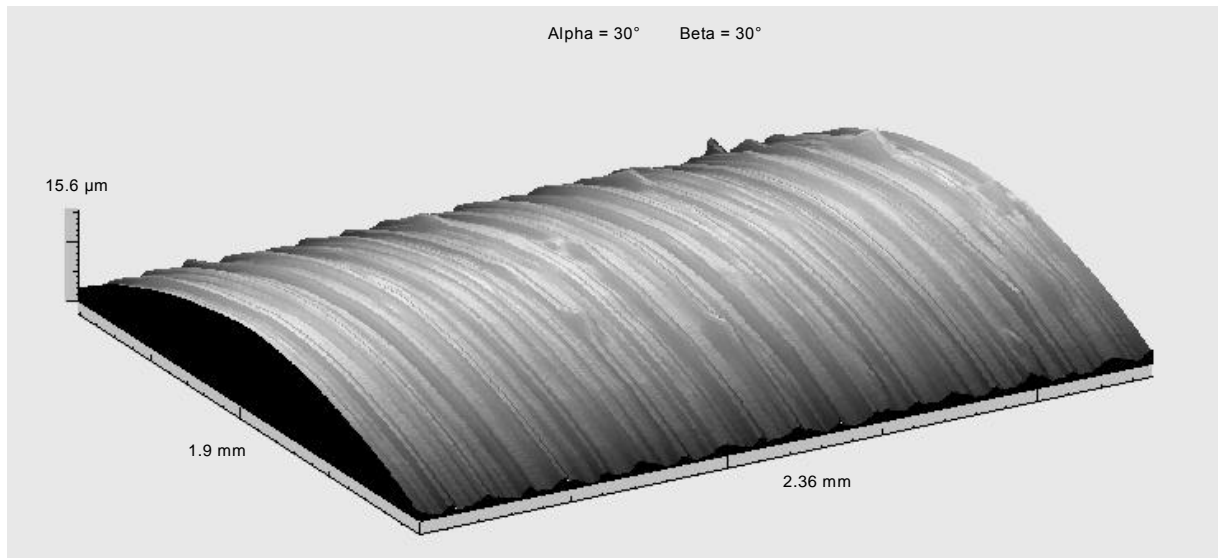
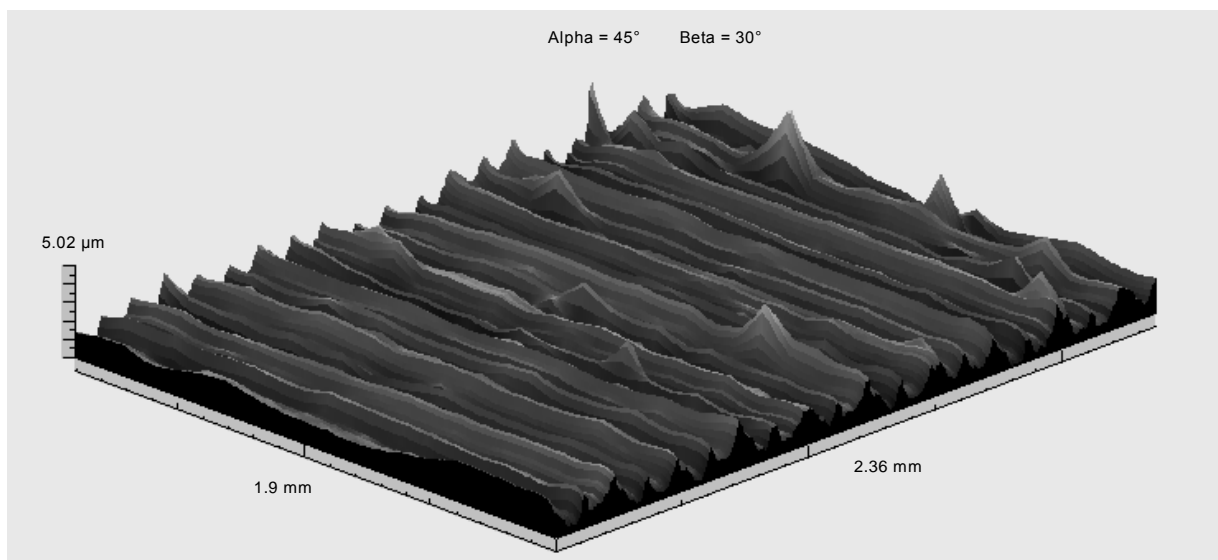


Figura 4.41 - Simulazione foto, 3D e parametri della superficie ottenuta in condizioni DRY ($V_c = V_{c15}$)



Parametri calcolati sulla superficie

Parametri di ampiezza

Sa	=	0.44 μm
Sq	=	0.532 μm
Sp	=	3.77 μm
Sv	=	1.25 μm
St	=	5.02 μm
Ssk	=	0.565
Sku	=	3.57
Sz	=	3.92 μm

Figura 4.42 - Simulazione foto, 3D e parametri della superficie, con soppressione di forma, ottenuta in condizioni DRY ($V_c = V_{c15}$)

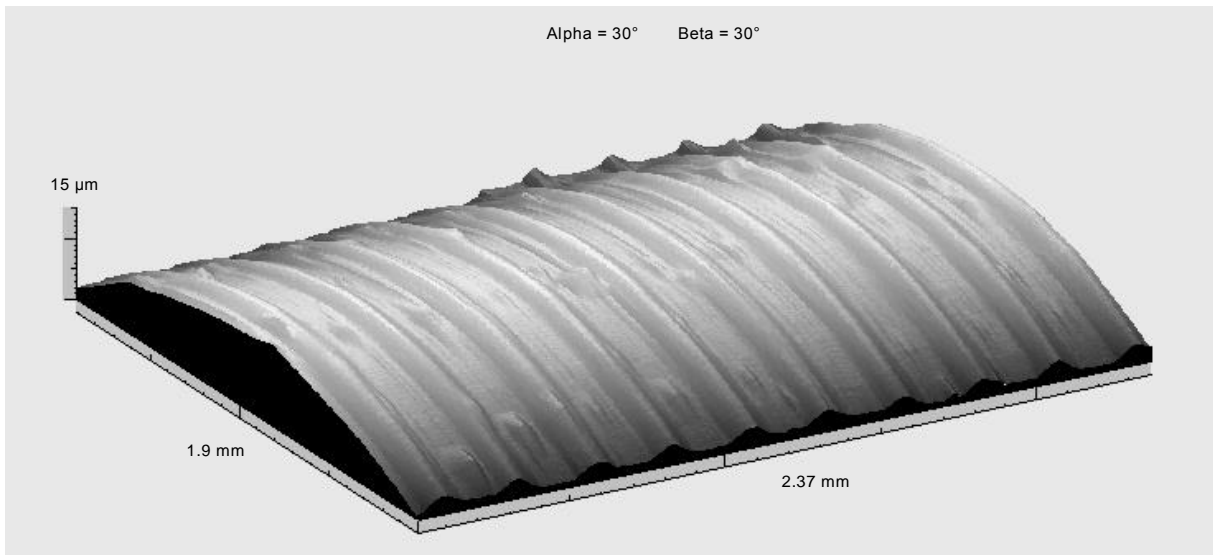
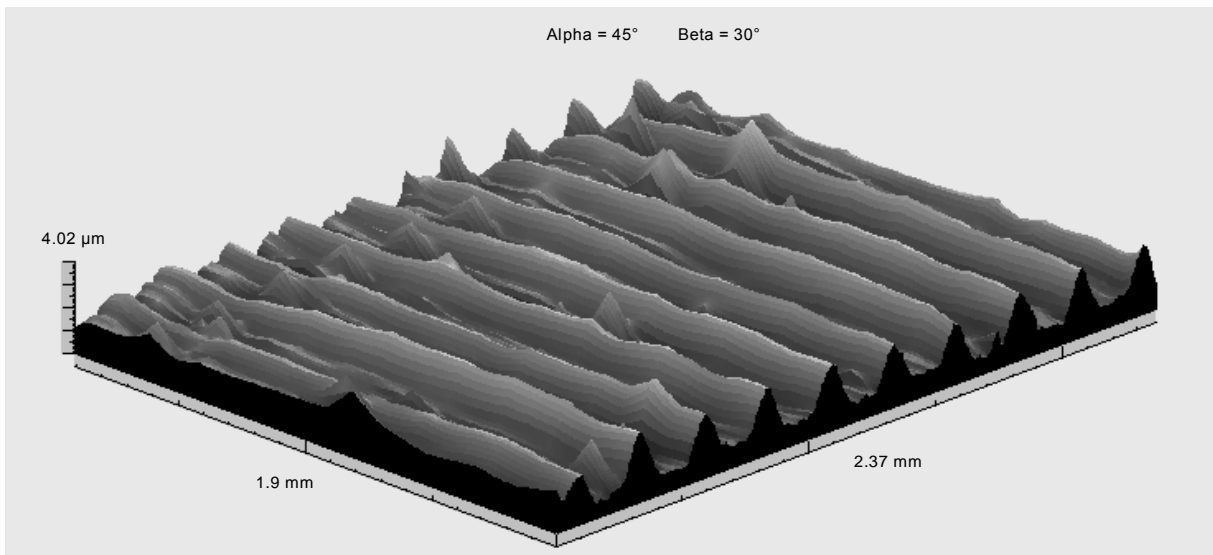


Figura 4.43 - Simulazione foto, 3D e parametri della superficie ottenuta in condizioni WET ($V_c = V_{c15}$)



Parametri calcolati sulla superficie

Parametri di ampiezza

Sa	=	0.2263	μm
Sq	=	0.6464	μm
Sp	=	1.704	μm
Sv	=	1.739	μm
St	=	3.442	μm
Ssk	=	-0.1066	
Sku	=	2.522	
Sz	=	3.122	μm

Figura 4.44 - Simulazione foto, 3D e parametri della superficie, con soppressione di forma, ottenuta in condizioni WET ($V_c = V_{c15}$)

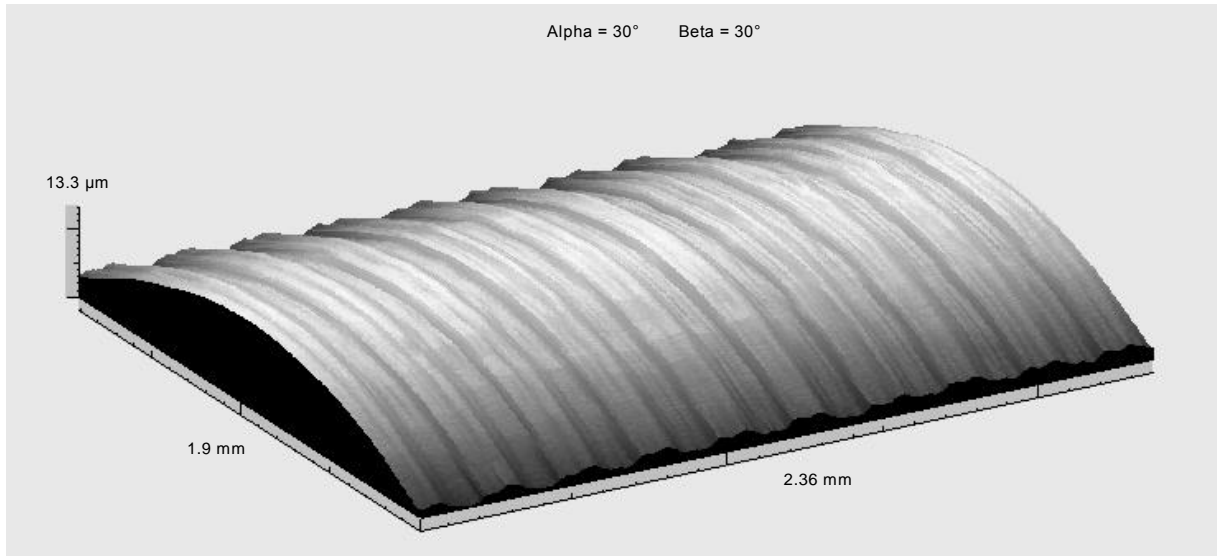
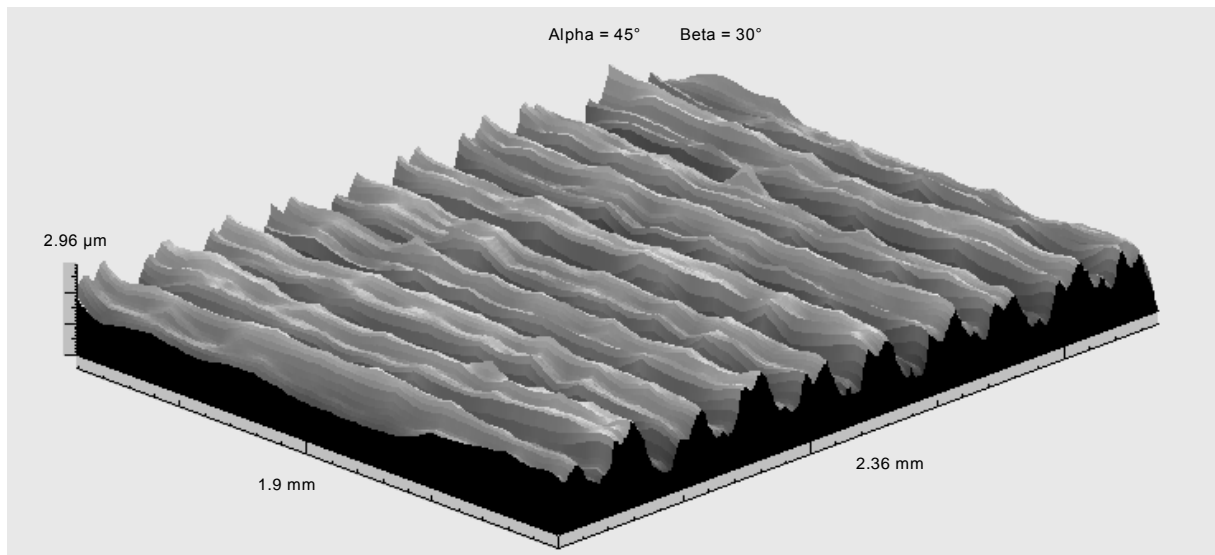


Figura 4.45 - Simulazione foto, 3D e parametri della superficie ottenuta in condizioni MQL ($V_c = V_{c15}$)



Parametri calcolati sulla superficie

Parametri di ampiezza

Sa	=	0.401 μm
Sq	=	0.466 μm
Sp	=	1.18 μm
Sv	=	1.78 μm
St	=	2.96 μm
Ssk	=	-0.221
Sku	=	1.97
Sz	=	2.19 μm

Figura 4.46 - Simulazione foto, 3D e parametri della superficie, con soppressione di forma, ottenuta in condizioni MQL ($V_c = V_{c15}$)

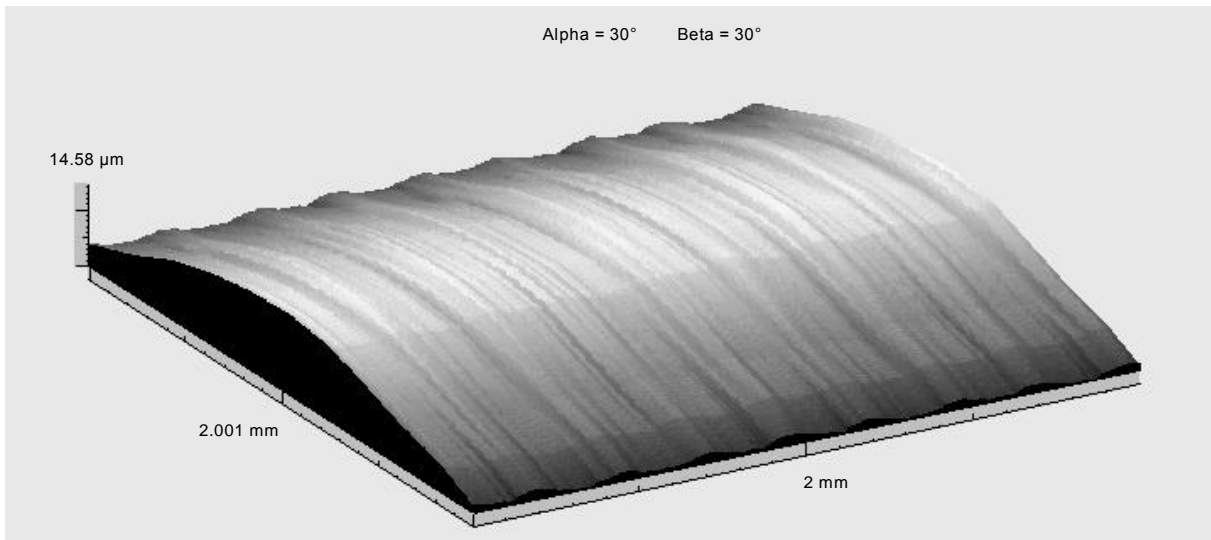
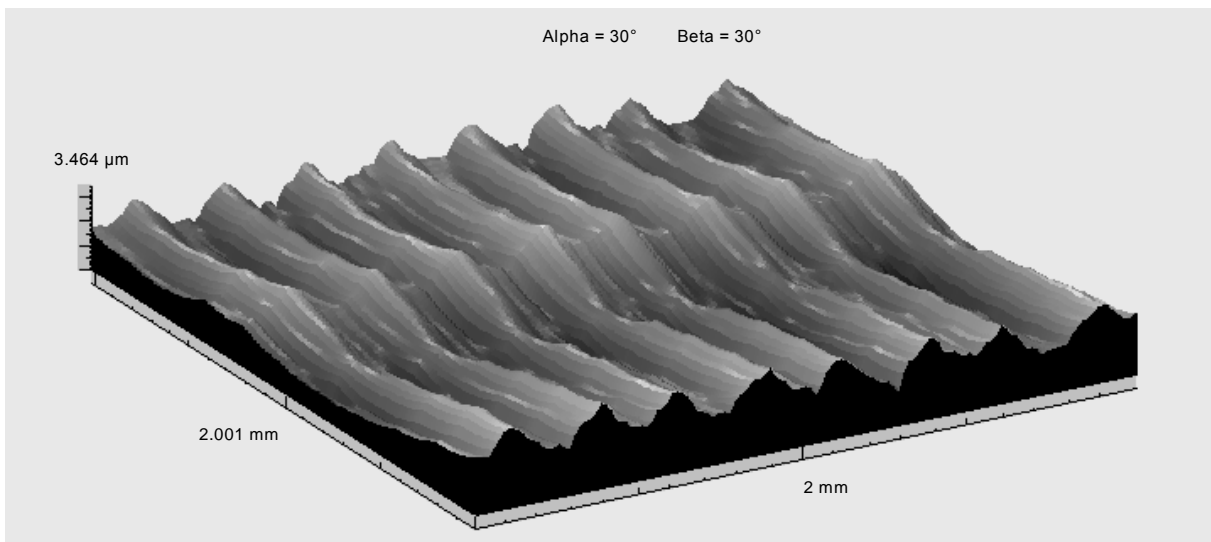


Figura 4.47 - Simulazione foto, 3D e parametri della superficie ottenuta in condizioni MQC ($V_c = V_{c15}$)



Parametri calcolati sulla superficie

Parametri di ampiezza

Sa	=	0.2647	μm
Sq	=	0.5665	μm
Sp	=	1.779	μm
Sv	=	1.684	μm
St	=	3.464	μm
Ssk	=	0.1269	
Sku	=	2.478	
Sz	=	2.807	μm

Figura 4.48 - Simulazione foto, 3D e parametri della superficie, con soppressione di forma, ottenuta in condizioni MQC ($V_c = V_{c15}$)

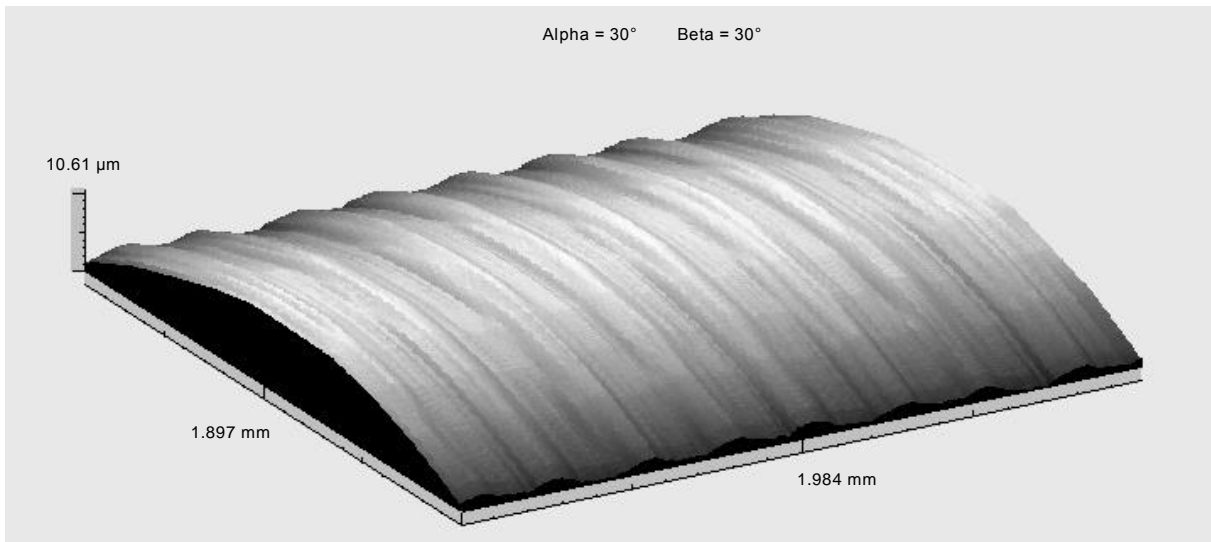
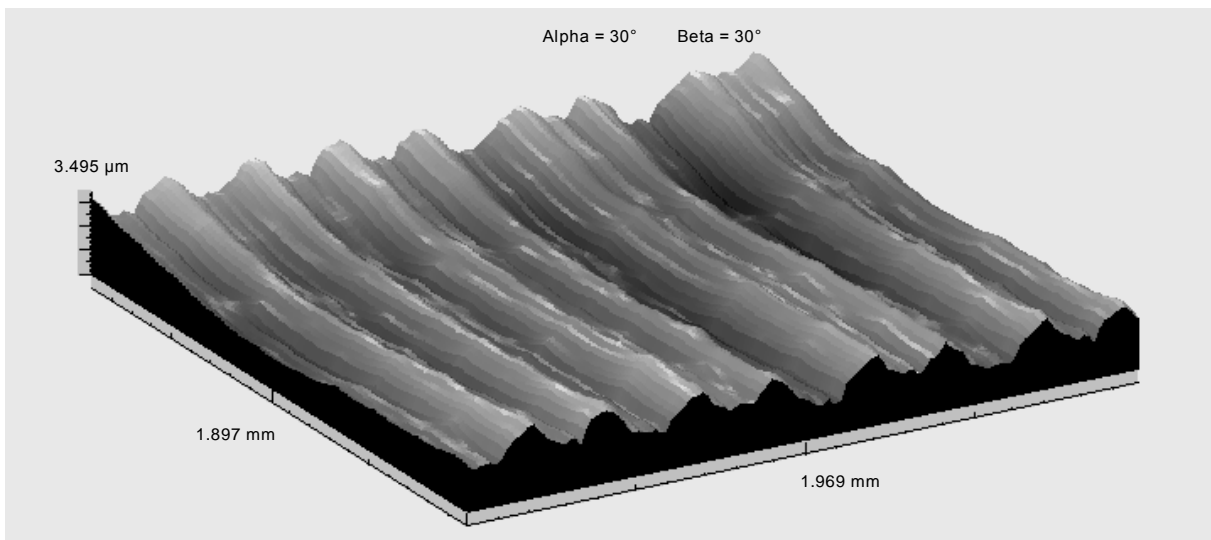


Figura 4.49 - Simulazione foto, 3D e parametri della superficie ottenuta in condizioni CRYO ($V_c = V_{c15}$)



Parametri calcolati sulla superficie

Parametri di ampiezza

Sa	=	0.4798 μm
Sq	=	0.592 μm
Sp	=	1.678 μm
Sv	=	1.817 μm
St	=	3.495 μm
Ssk	=	-0.04087
Sku	=	2.711
Sz	=	3.167 μm

Figura 4.50 - Simulazione foto, 3D e parametri della superficie, con soppressione di forma, ottenuta in condizioni CRYO ($V_c = V_{c15}$)

Nella tabella seguente viene riportato, per la velocità di 50 m/min, un confronto fra i parametri utilizzati per caratterizzare la finitura superficiale dei provini lavorati con i diversi sistemi di lubro-refrigerazione.

Tabella 4.13- Valori dei parametri di finitura superficiale misurati dopo l'utilizzo dei diversi sistemi di lubro-refrigerazione

V_c = 50 m/min					
	MQC	MQL	Dry	Wet	Cryo
Sa					
Media	0,2914	0,4006	0,3936	0,2509	0,4555
Dev. Stan.	0,0314	0,0145	0,0587	0,0158	0,0267
Ssk					
Media	0,0549	-0,2208	-0,5650	0,4636	-0,2487
Dev. Stan.	0,2547	0,2658	0,1478	0,1198	0,3541
Sku					
Media	2,567	3,968	3,924	2,267	3,874
Dev. Stan.	0,2024	0,0147	0,0059	0,0102	0,1021

I valori di Sa ottenuti sulle superfici lavorate a secco e in condizioni MQL sono tra i più alti e ciò è probabilmente imputabile ad un maggiore incremento del fenomeno di riporto sul tagliente, ovvero alla deposizione sul tagliente di materiale residuo accumulato, a causa dell'elevato calore generato. Il materiale potrebbe essersi staccato durante la rivoluzione del pezzo e si è saldato sulla superficie lavorata.

Con l'uso del lubro-refrigerante tradizionale si riduce la temperatura e quindi le superfici sono considerevolmente più fredde impedendo così l'adesione del materiale residuo sulla superficie lavorata.

L'uso del sistema MQC si traduce in valori di Sa simili a quelli ottenuti con la condizione WET. Mentre la finitura superficiale peggiore è stata ottenuta in seguito all'utilizzo del sistema criogenico; questo perché l'utensile impiegato con la refrigerazione criogenica è sottoposto ad uno shock termico più elevato che causa una frattura al limite del tagliente. Tale frattura influenza la finitura superficiale del pezzo lavorato.

In generale, i valori di Sa ottenuti sono in tutti i casi inferiori al micron e indicano un'eccellente qualità superficiale del pezzo lavorato.

Come ci si aspettava, dimostrato anche da Ezugwu e Tang [41], l'uso di inserti rotondi, rispetto le altre tipologie di inserti, genera una miglior finitura superficiale poiché la lunghezza di contatto dell'utensile è più grande; l'altezza dei segni d'avanzamento è ridotta, con conseguenti valori di Ra decisamente minori.

4.3.7. Analisi economica

I valori di analisi economica sono riportati nella tabella 4.14.

Tabella 4.14 - Costi e tempi di produzione per i diversi sistemi di lubro-refrigerazione

C [€/cm ³]		Costo produttivo per cm ³ rimosso					
Dry	Wet	MQL	MQC	te [min] - Ve [m/min]			
0,2154	0,1739	0,1781	0,2423	Dry	Wet	MQL	MQC
				3,34	5,56	4,23	8,08
t [min/cm ³]		Tempo richiesto per rimuovere 1 cm ³					
Dry	Wet	MQL	MQC	tq [min] - Vq [m/min]			
0,2331	0,1716	0,1859	0,1786	Dry	Wet	MQL	MQC
				1,57	2,77	2,02	4,65

Nelle figure 4.51, 4.52 sono mostrati i rapporti tra i costi di lavorazione, la produttività e la velocità di taglio.

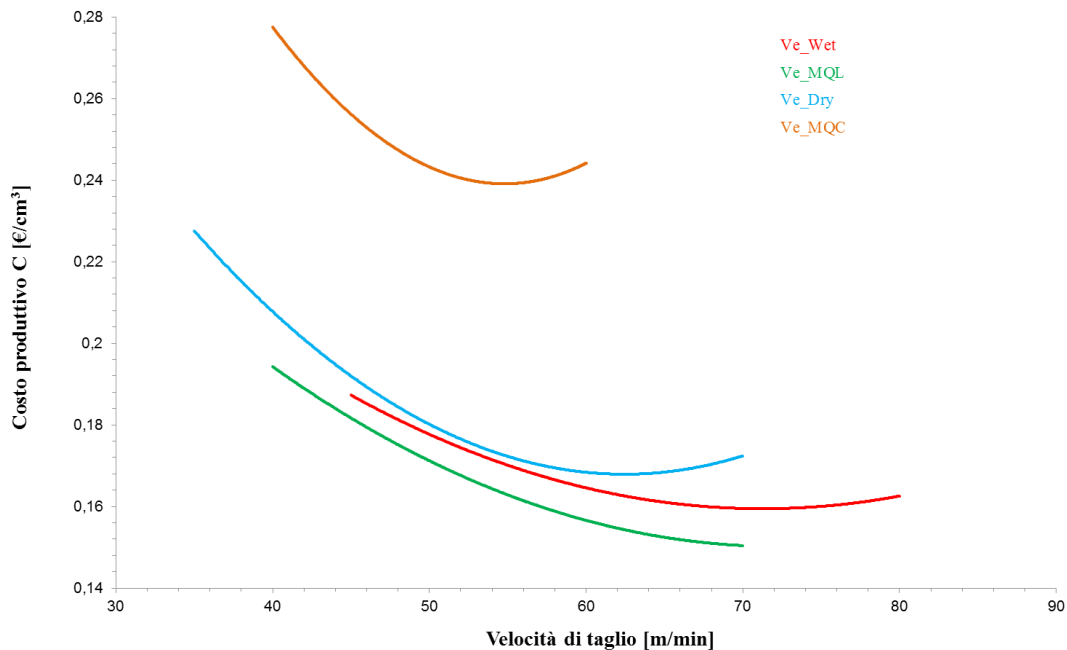


Figura 4.51 - Costo di produzione per cm³ di materiale rimosso in funzione della velocità di taglio

Nonostante i presunti costi eccessivi quando si utilizzano i lubro-refrigeranti tradizionali, tale condizione continua ad essere la migliore quando è richiesto un aumento di produzione. I dati dimostrano che l'uso del fluido da taglio fornisce un costo di produzione per cm^3 di materiale asportato inferiore rispetto alle altre condizioni di lubro-refrigerazione (decisamente più economico rispetto alle condizioni Dry o MQC).

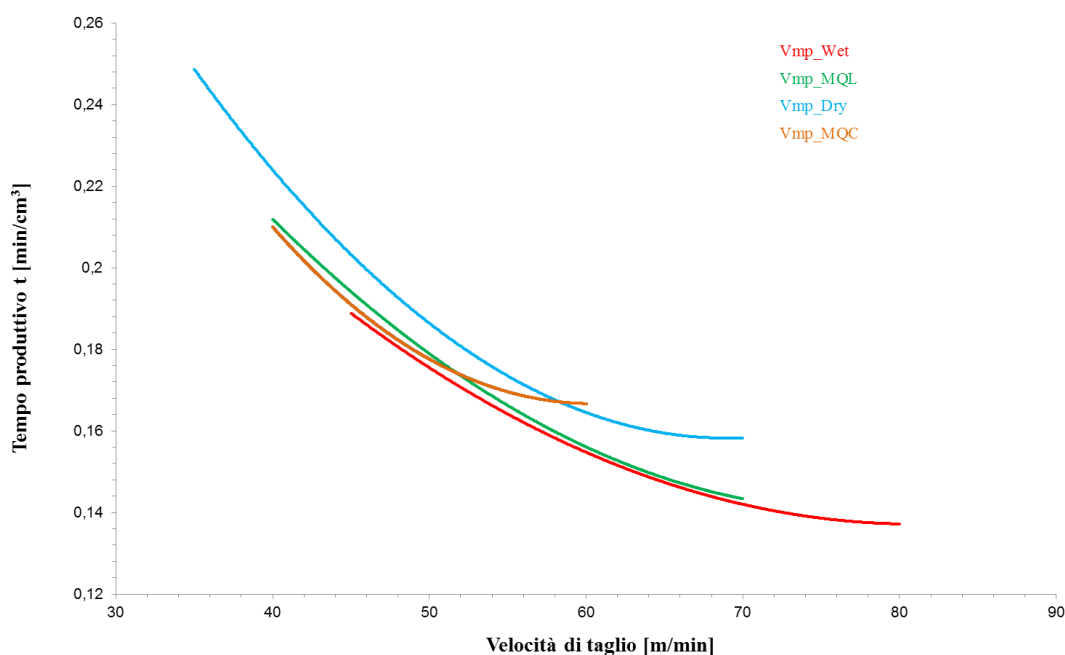


Figura 4.52 - Tempo richiesto per rimuovere 1 cm^3 di materiale in funzione della velocità di taglio

Inoltre, il suo utilizzo consente di rimuovere più materiale, a parità di tempo. Per quanto riguarda la durata economica e quella di massima produzione, e di conseguenza le velocità di taglio ad esse associate, i valori ottenuti forniscono una chiara visione di quale sia l'intervallo di velocità di taglio, all'interno del quale si ottiene l'efficienza lavorativa. Poiché, attualmente, l'utensile ha un modesto costo di produzione è sconveniente lavorare con parametri di taglio che penalizzano la produttività della macchina utensile.

Come sistema di raffreddamento, l'MQC è sicuramente il più oneroso dal punto di vista della gestione dei costi; questo perché è necessario fornire l'aria compressa al sistema di miscelazione e l'energia alla pompa del fluido. Tutto questo incrementa la potenza complessiva richiesta per il taglio del materiale rispetto gli altri sistemi che utilizzano o solo la pompa (lubro-refrigerazione tradizionale) o solo l'aria compressa (MQL).

4.4. Ti-48Al-2Cr-2Nb

4.4.1. Alluminuro di titanio prodotto con tecnica EBM

4.4.1.1. Prove di tornitura

Sono state eseguite prove di tornitura longitudinale allo scopo di determinare la lavorabilità del materiale operando senza l'impiego del lubro-refrigerante (condizione DRY).

I valori sperimentali per la vita dell'utensile sono riportati nella tabella 4.15.

Tabella 4.15 - Durate dei taglienti nella lavorazione del Ti-48Al-2Cr-2Nb trattato termicamente (Mat. A) e senza trattamento termico (Mat. B); avanzamento 0,15 mm/giro

Prova	Durata [min]	
	Mat "A"	Mat "B"
1	4,10	1,10
2	2,50	1,70
3	2,30	2,00
4	3,40	1,30
5	3,65	1,55
6	4,00	2,20
7	2,90	1,40
8	3,70	1,30
Media	3,30	1,60
Stan. Dev.	0,67	0,37

I valori nella tabella corrispondono al tempo in cui si verifica la rottura del tagliente. La differenza nei valori ottenuti, corrisponde alla differente lavorabilità dei due campioni. Il materiale A presenta una lavorabilità migliore rispetto al materiale B.

Il tipo di truciolo ottenuto è riportato in figura 4.53; si tratta di frammenti di truciolo simili per entrambi i materiali (A e B).

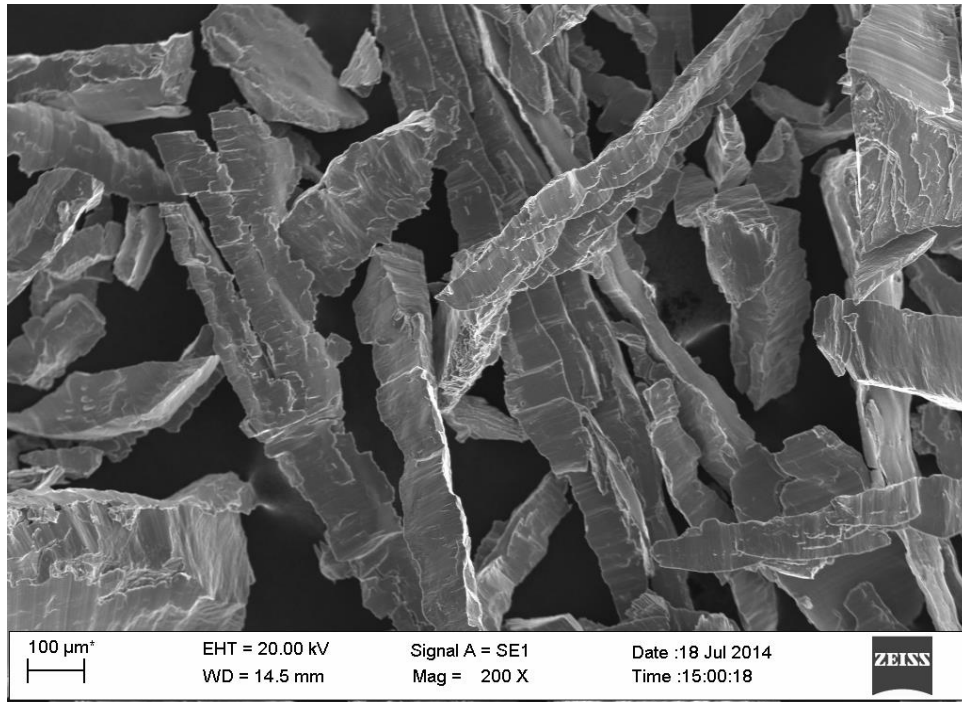


Figura 4.53 - Truciolo prodotto dalla tornitura del Mat. A

Le figure 4.54 - 4.57 mostrano le usure sul fianco e sul petto osservate mediante microscopio elettronico a scansione; le immagini sono state rilevate poco prima della rottura del tagliente (durate 3,80 min per Mat. A, 2 min per Mat. B).

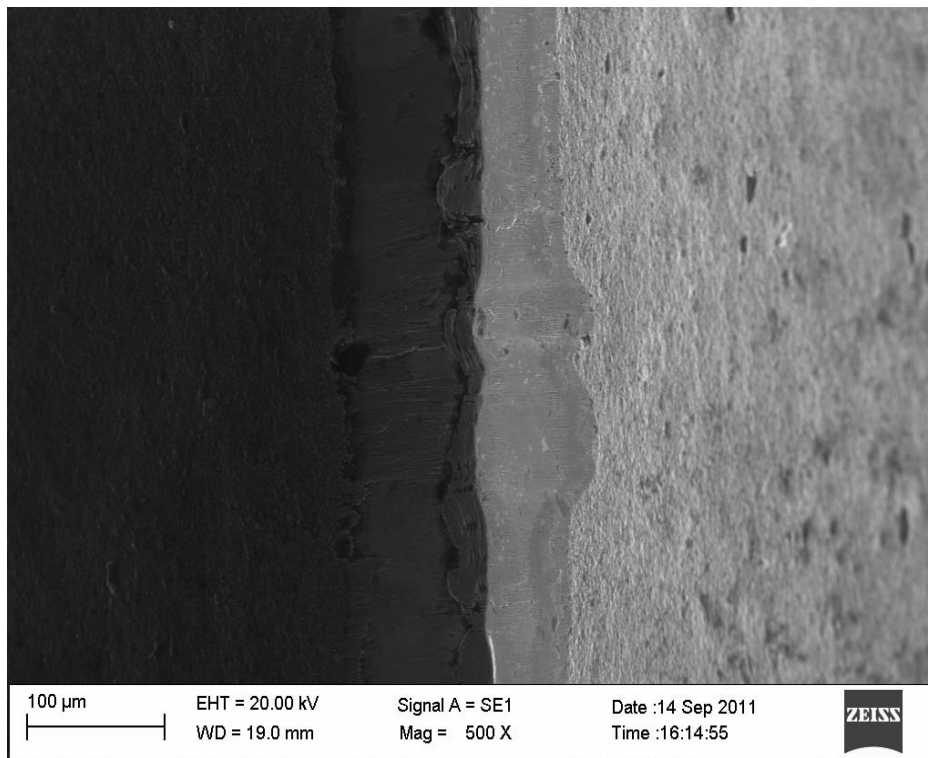


Figura 4.54- Usura sul fianco dell'inserto utilizzato per la tornitura del materiale A (Prova n° 6)

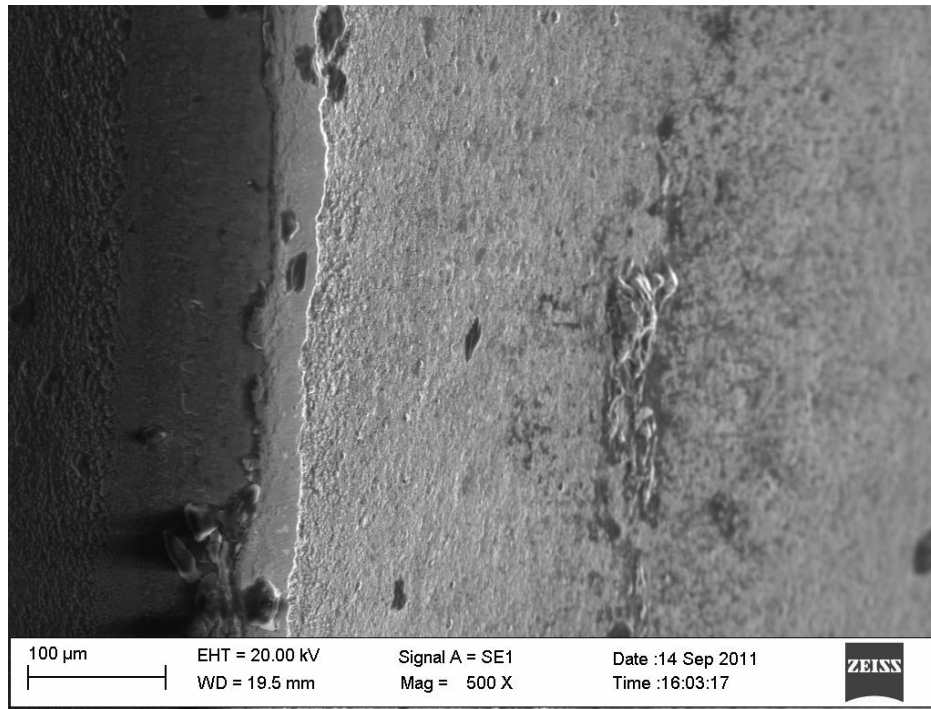


Figura 4.55 - Usura sul fianco dell'inserto utilizzato per la tornitura del materiale B (Prova n° 6)

Per quanto riguarda l'usura sul fianco, in entrambi i casi si manifesta con il tipico labbro di usura, caratterizzato da una serie di striature parallele alla direzione di taglio, originato per abrasione (figura 4.54, 4.55).

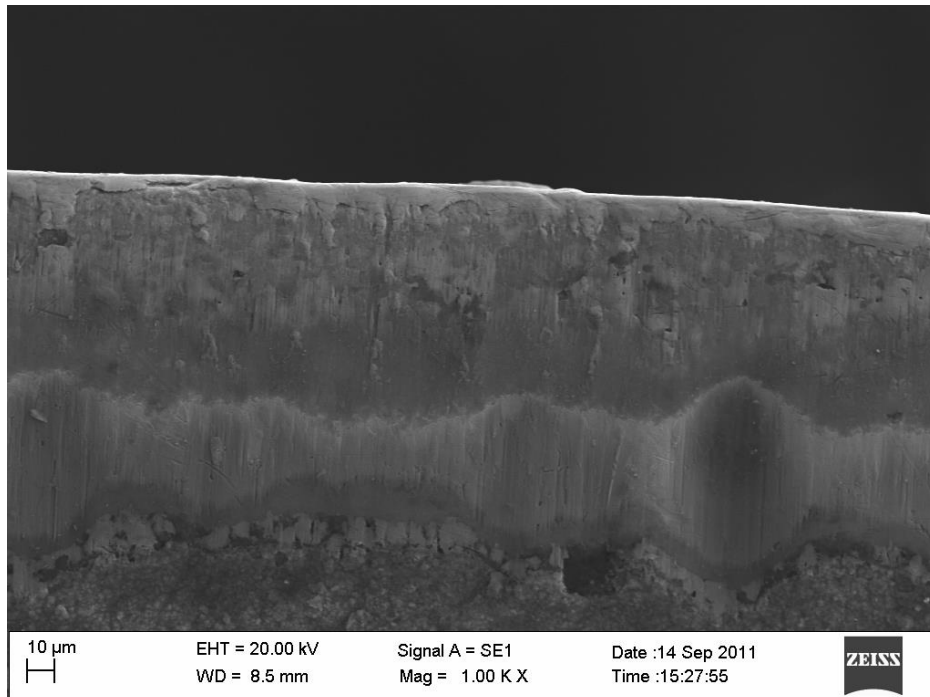


Figura 4.56 - Usura sul petto dell'inserto utilizzato per la tornitura del materiale A (Prova n° 6)

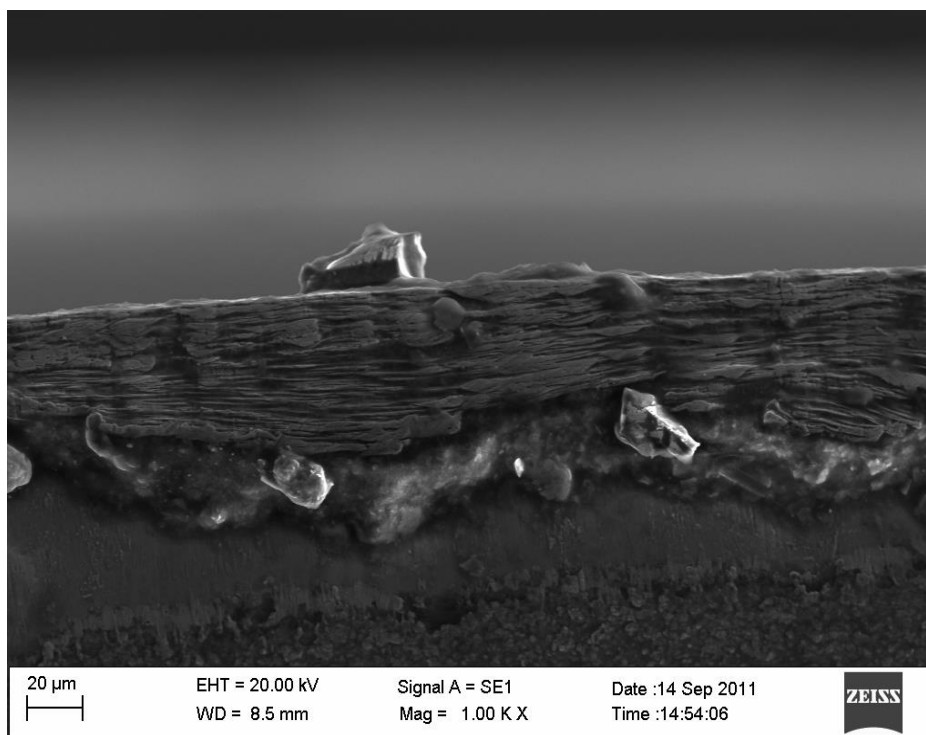


Figura 4.57 - Usura sul petto dell'inserto utilizzato per la tornitura del materiale B (Prova n° 6)

L'usura del petto, che avviene attraverso la formazione del cratere, si origina per diffusione ed abrasione ad elevate temperature (figura 4.56, 4.57).

Entrambi gli utensili mostrano un tagliente di riporto (BUE), costituito dalla presenza di materiale saldato sul tagliente dell'inserto, a causa dell'elevata temperatura e pressione durante il taglio. Risultati simili sono stati ottenuti anche in test precedenti, sotto diverse condizioni di lubrificazione [94]. Le conseguenze di questo fenomeno possono essere i danni prematuri all'inserto e un peggioramento della finitura superficiale del pezzo lavorato.

Tra i due taglienti esiste una differenza nella distribuzione del tagliente di riporto; nel primo (Mat. A) il BUE è diffuso ed esteso lungo il tagliente, mentre nel secondo (Mat. B) il BUE è concentrato in una sola zona.

Le figure seguenti mostrano l'analisi EDX degli utensili usurati, osservati in precedenza. L'analisi è stata effettuata su quattro regioni diverse del fianco utensile, al fine di valutare le differenti caratteristiche. Si osserva il rilevamento di elementi quali titanio, cromo, alluminio e niobio, elementi che costituiscono la maggior parte della composizione della lega Ti-48Al-2Cr-2Nb.

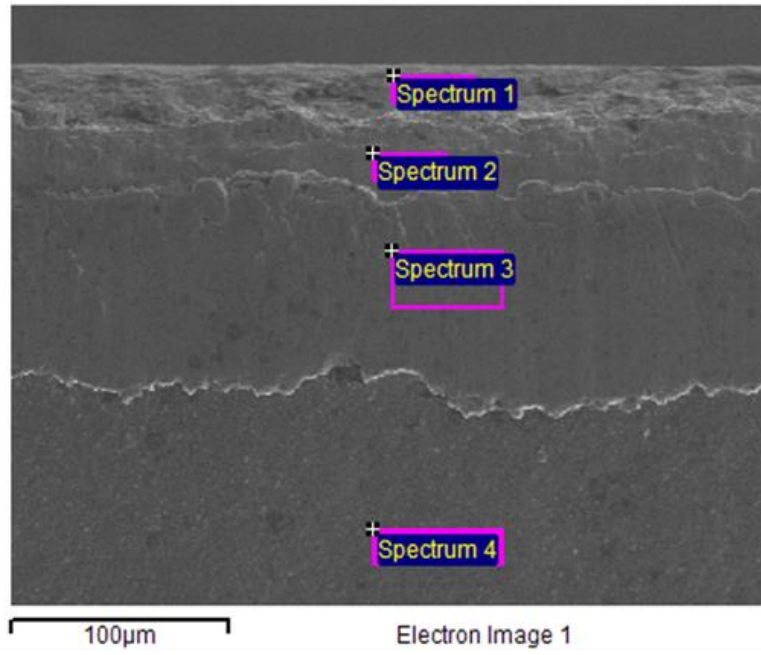


Figura 4.58 - Usura sul fianco dell'inserto utilizzato per la tornitura del materiale A

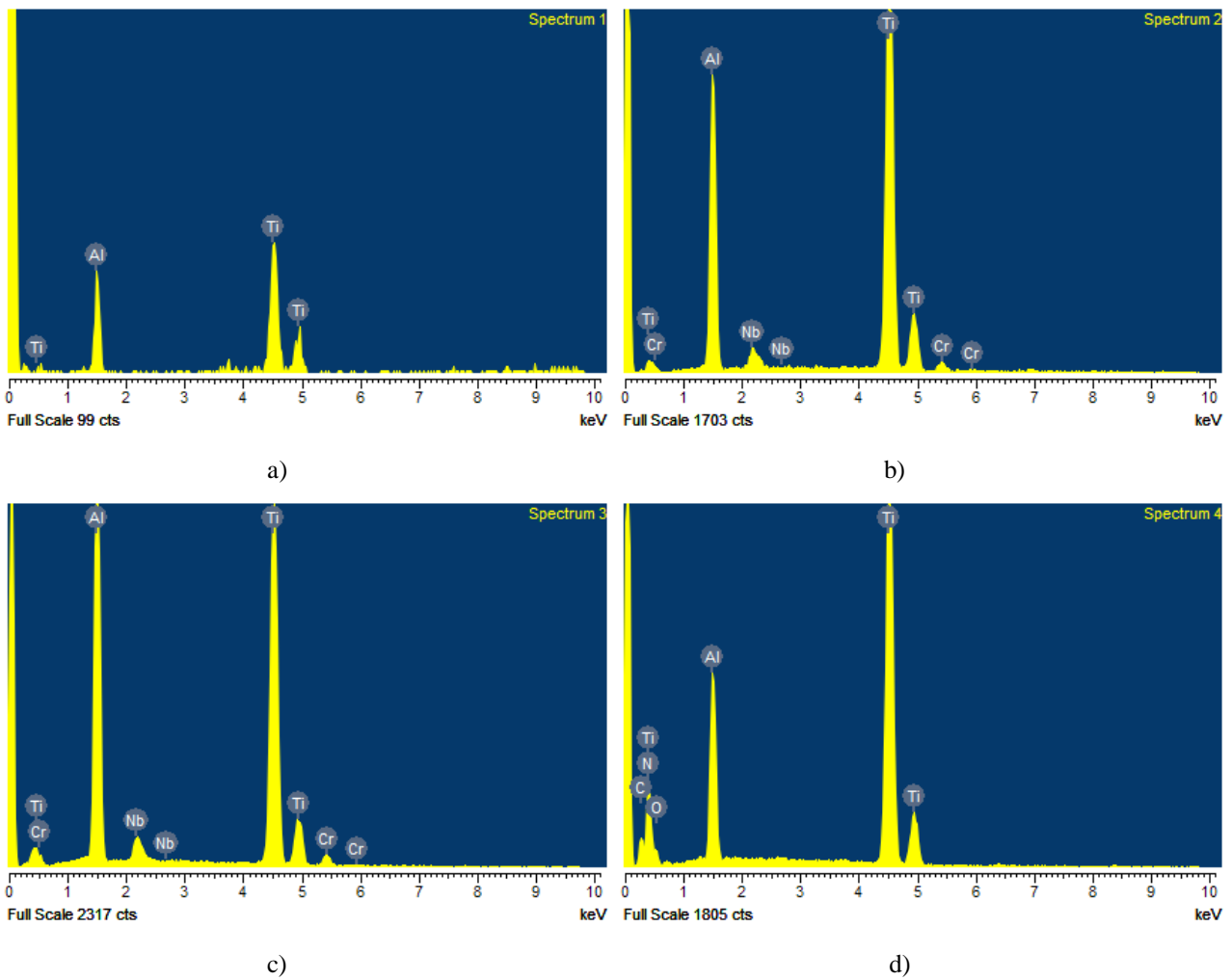


Figura 4.59 - Analisi EDX del fianco dell'inserto utilizzato nella tornitura del mat. A

Le prime tre immagini mostrano chiaramente come vi sia il fenomeno del tagliente di riporto, ovvero del materiale lavorato saldato sul tagliente. Ciò non avviene nell'ultima regione (Fig. 4.59d) dove la varietà di elementi rilevati (N,C,O) corrisponde al rivestimento dell'inserto utilizzato.

Le figure seguenti, riportano l'immagine e i relativi spettri del petto dell'utensile usato per il materiale A. In questo caso, sono state analizzate tre differenti regioni. Anche in questo caso, si può osservare la presenza del fenomeno del tagliente di riporto (Fig. 4.60, 4.61a) mentre gli elementi, rilevati in figura 4.61c, corrispondono a quelli del rivestimento dell'utensile.

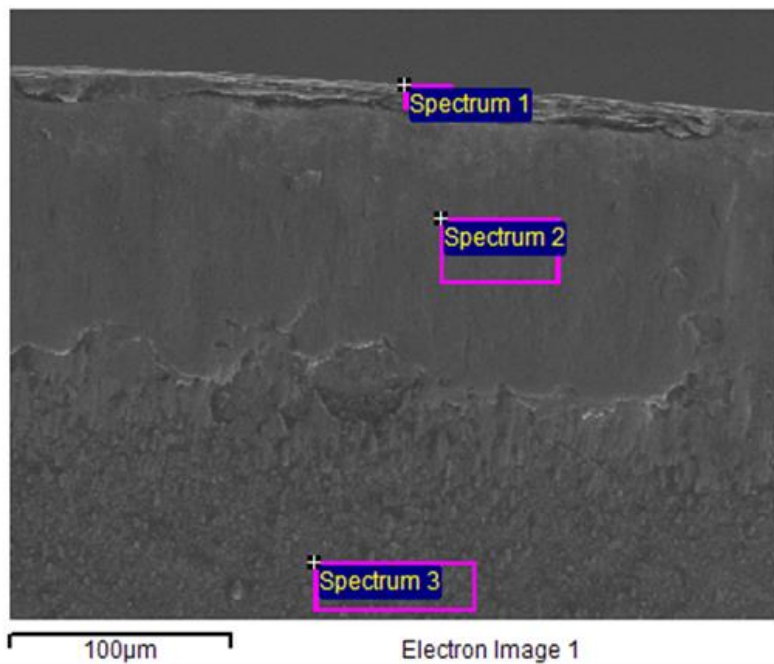
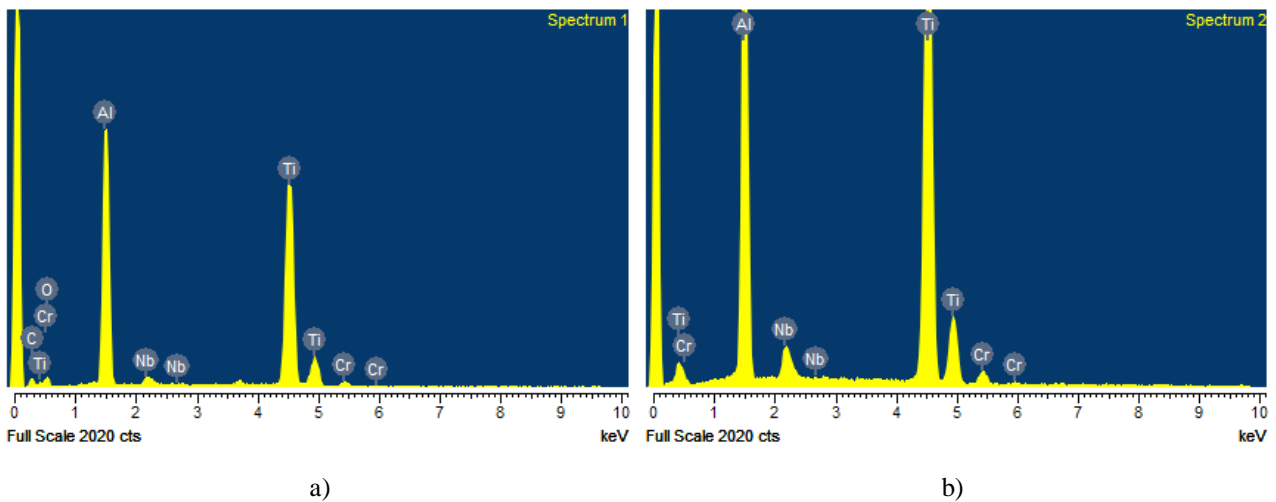
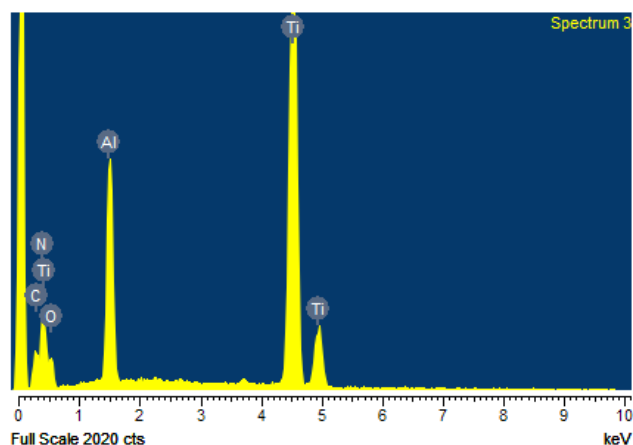


Figura 4.60 - Petto dell'utensile utilizzato nella tornitura del mat. A



a)

b)



c)

Figura 4.61 - Analisi EDX del petto dell'inserto utilizzato nella tornitura del mat. A

4.4.1.2. Caratterizzazione superficiale

Nelle seguenti figure sono riportate le immagini SEM delle superfici ottenute dopo la lavorazione; le immagini sono state analizzate al fine di valutare l'integrità superficiale del pezzo lavorato.

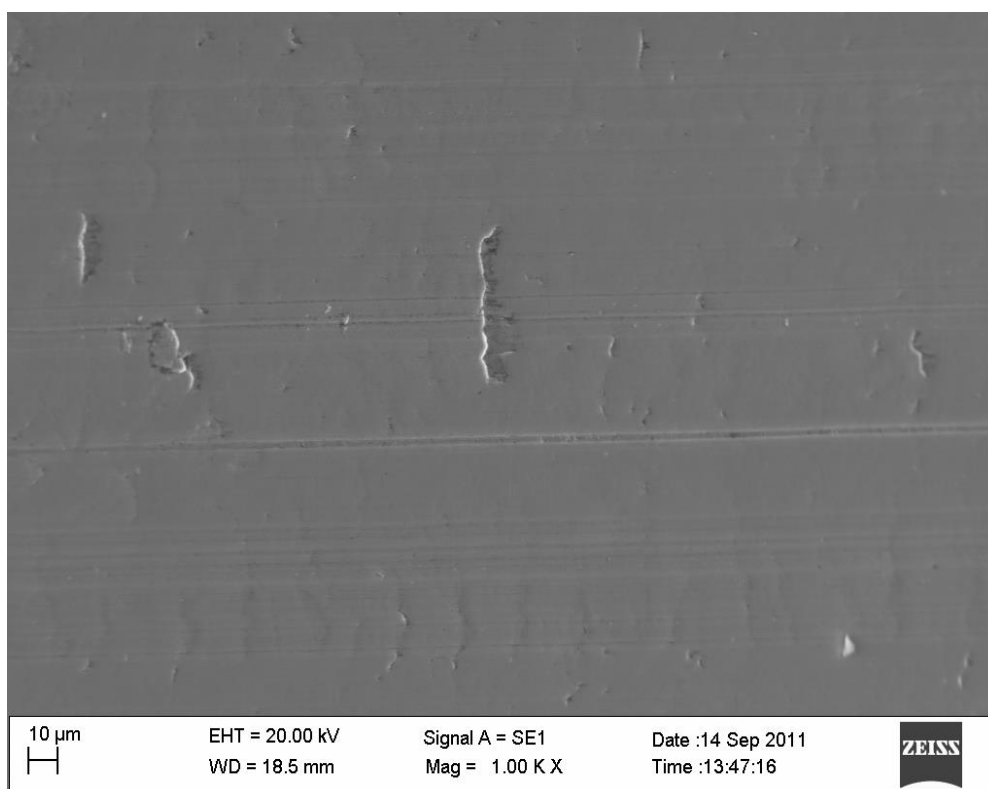


Figura 4.62 - Immagine SEM della superficie post tornitura del mat. A; avanzamento 0,15 mm/giro

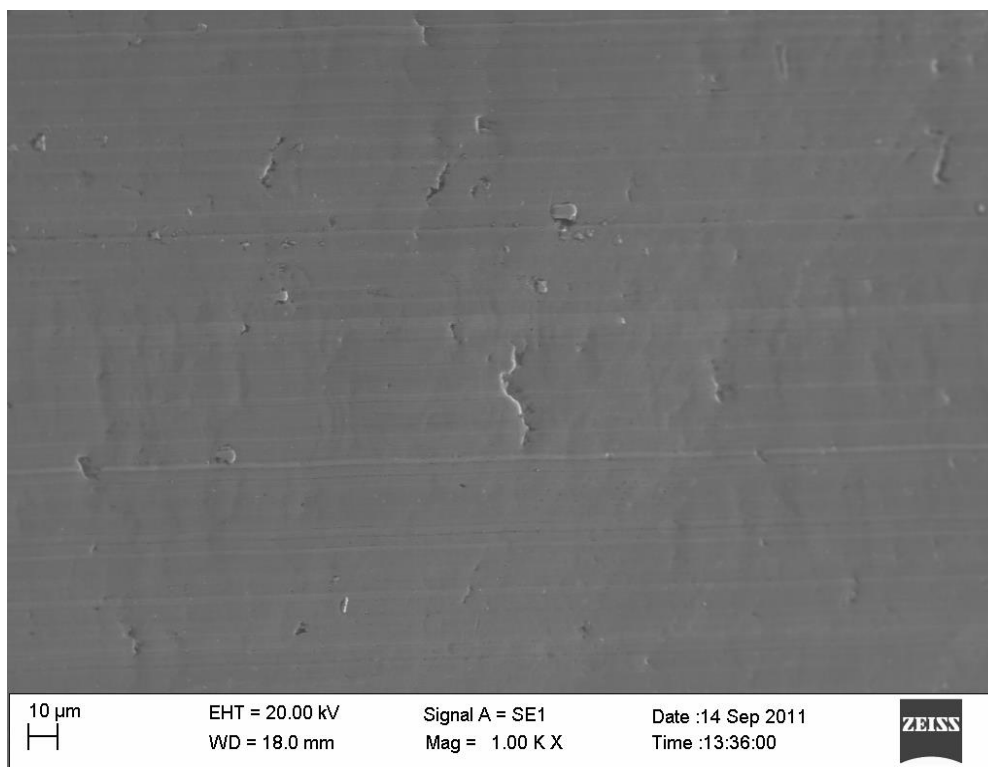


Figura 4.63 - Immagine SEM della superficie post tornitura del mat. B; avanzamento 0,15 mm/giro

Le due immagini presentano analoghe caratteristiche superficiali, con la presenza di difetti attribuibili al processo di produzione dei materiali (microporosità) e difetti dovuti al processo di tornitura dei campioni (microcricche).

Nella tabella 4.16 sono riportati i valori dei parametri di finitura superficiale, ottenuti per il mat. A, dopo le prove di tornitura effettuate variando l'avanzamento e con velocità di taglio costante; sono riportati anche i valori ottenuti per il mat. B, con avanzamento pari a 0,25 mm/giro.

Tabella 4.16 - Parametri di finitura superficiale

Mat. A	f = 0,07 mm/gir			Mat. A	f = 0,25 mm/gir		
	Ra	Rsk	Rku		Ra	Rsk	Rku
Media	0,161	0,078	2,217	Media	0,383	0,461	2,553
St. dev.	0,027	0,485	0,321	St. dev	0,023	0,284	0,204
Mat. A	f = 0,15 mm/gir			Mat. B	f = 0,25 mm/gir		
	Ra	Rsk	Rku		Ra	Rsk	Rku
Media	0,203	0,033	2,916	Media	0,387	-0,14	3,29
St. dev	0,027	0,568	0,416	St. dev	0,014	0,045	0,131

L'avanzamento sembra giocare un ruolo importante nel determinare la finitura superficiale del pezzo lavorato. L'analisi dei dati conferma come all'aumento dell'avanzamento consegue un aumento del valore di rugosità media Ra, con un peggioramento della finitura superficiale.

Analizzando e confrontando i valori ottenuti, non c'è molta differenza tra la rugosità media Ra dei due materiali. Ma c'è una chiara differenza nei valori Rsk e Rku.

Questi parametri indicano una superficie con prevalenza di picchi per il materiale B mentre il materiale A presenta pochi picchi alti e basse valli. Il profilo bidimensionale delle superfici di entrambi i materiali è schematizzato in figura 4.64.

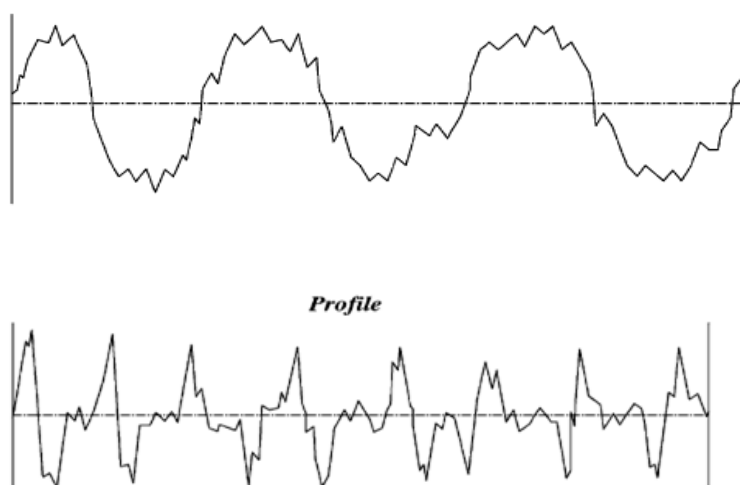
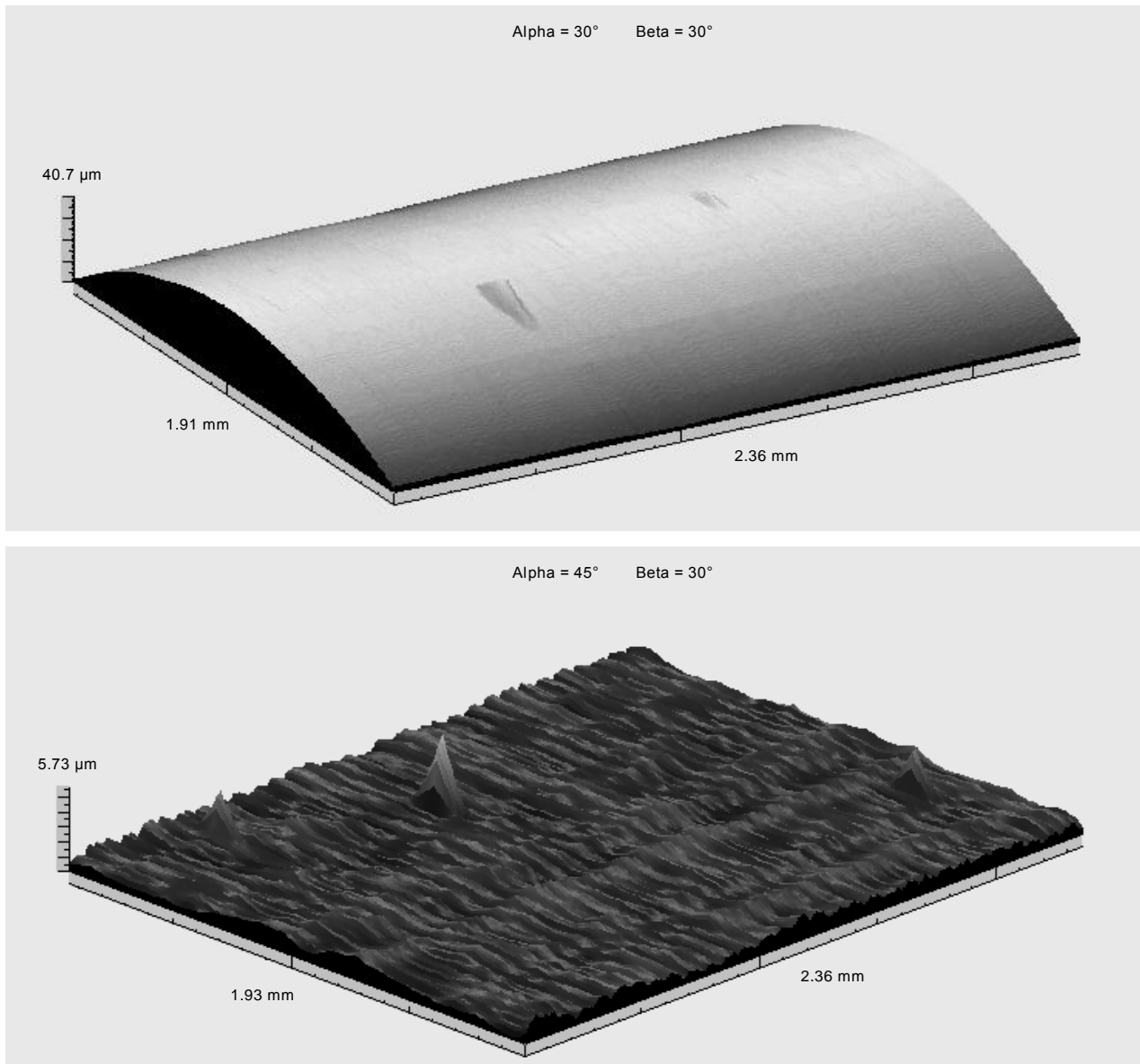


Figura 4.64 - Schema del profilo di rugosità superficiale per il mat. A (sopra) e mat. B (sotto)

Le figure seguenti riportano le immagini tridimensionali delle superfici ottenute dopo la lavorazione, con i relativi valori dei parametri di rugosità superficiale.

1) Avanzamento: 0,07 mm/giro; Materiale A



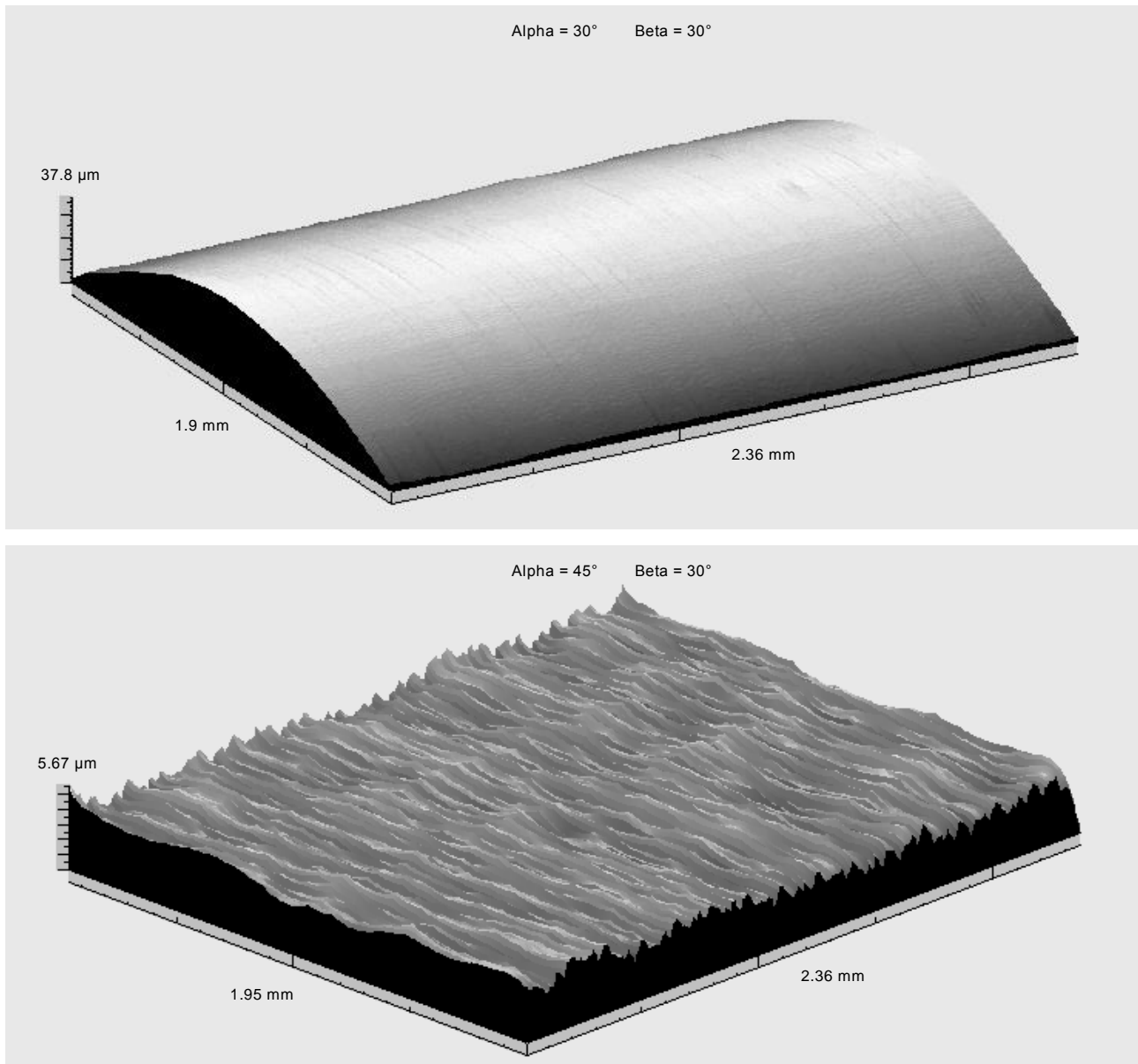
Parametri calcolati sulla superficie

Parametri di ampiezza

Sa	=	0.172 μm
Sq	=	0.321 μm
Sp	=	8.61 μm
Sv	=	0.812 μm
St	=	9.42 μm
Ssk	=	10.8
Sku	=	215
Sz	=	3.75 μm

Figura 4.65 - Ricostruzione 3D della superficie post-lavorazione del mat. A (1. 3D superficie, 2. 3D superficie con soppressione di forma, 3. parametri di finitura superficiale)

2) Avanzamento: 0,15 mm/giro; Materiale A



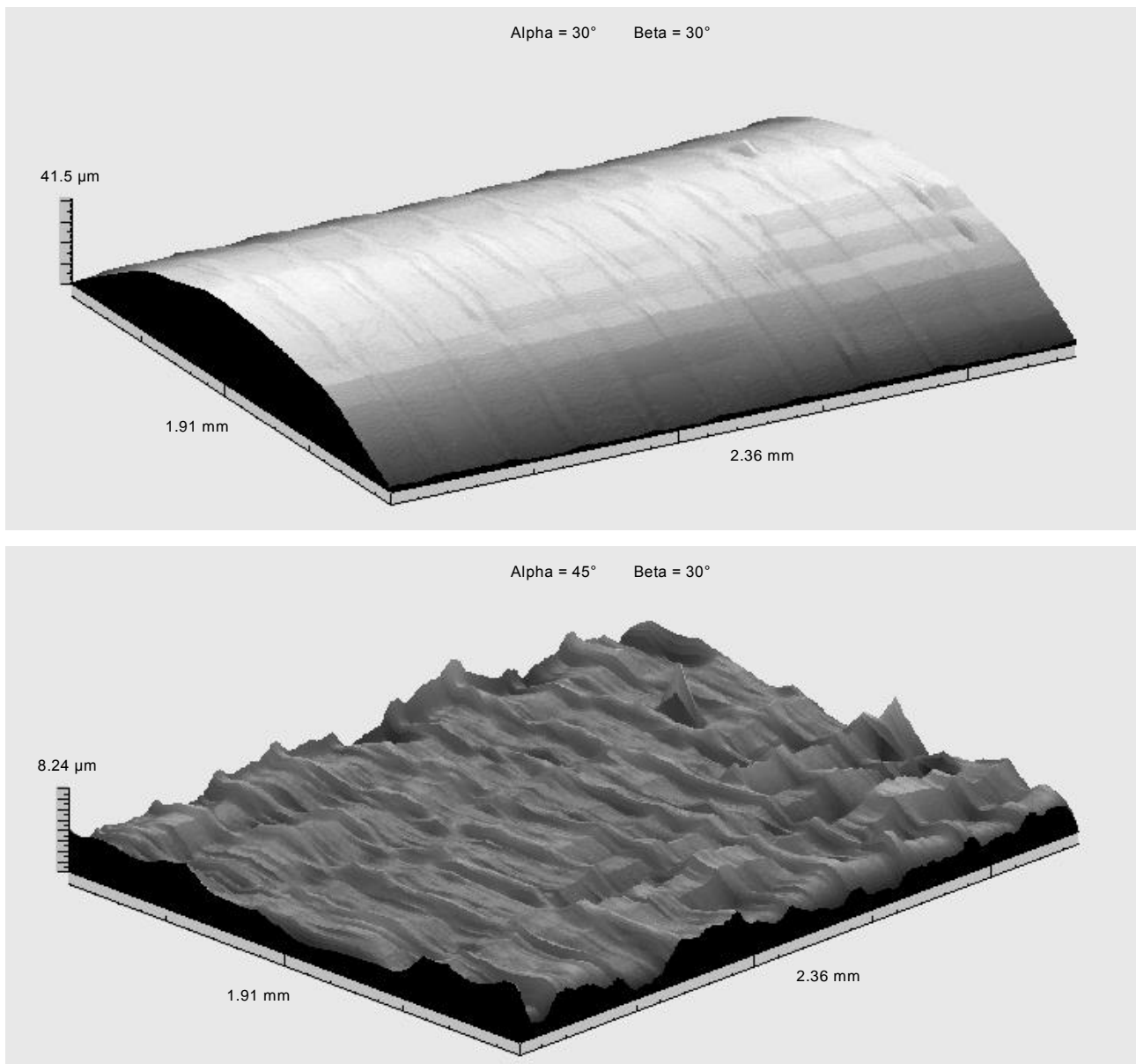
Parametri calcolati sulla superficie

Parametri di ampiezza

Sa	=	0.312 μm
Sq	=	0.387 μm
Sp	=	1.99 μm
Sv	=	3.68 μm
St	=	5.67 μm
Ssk	=	0.0136
Sku	=	3.16
Sz	=	2.58 μm

Figura 4.66 - Ricostruzione 3D della superficie post-lavorazione del mat. A (1. 3D superficie, 2. 3D superficie con soppressione di forma, 3. parametri di finitura superficiale)

3) Avanzamento: 0,25 mm/giro; Materiale A



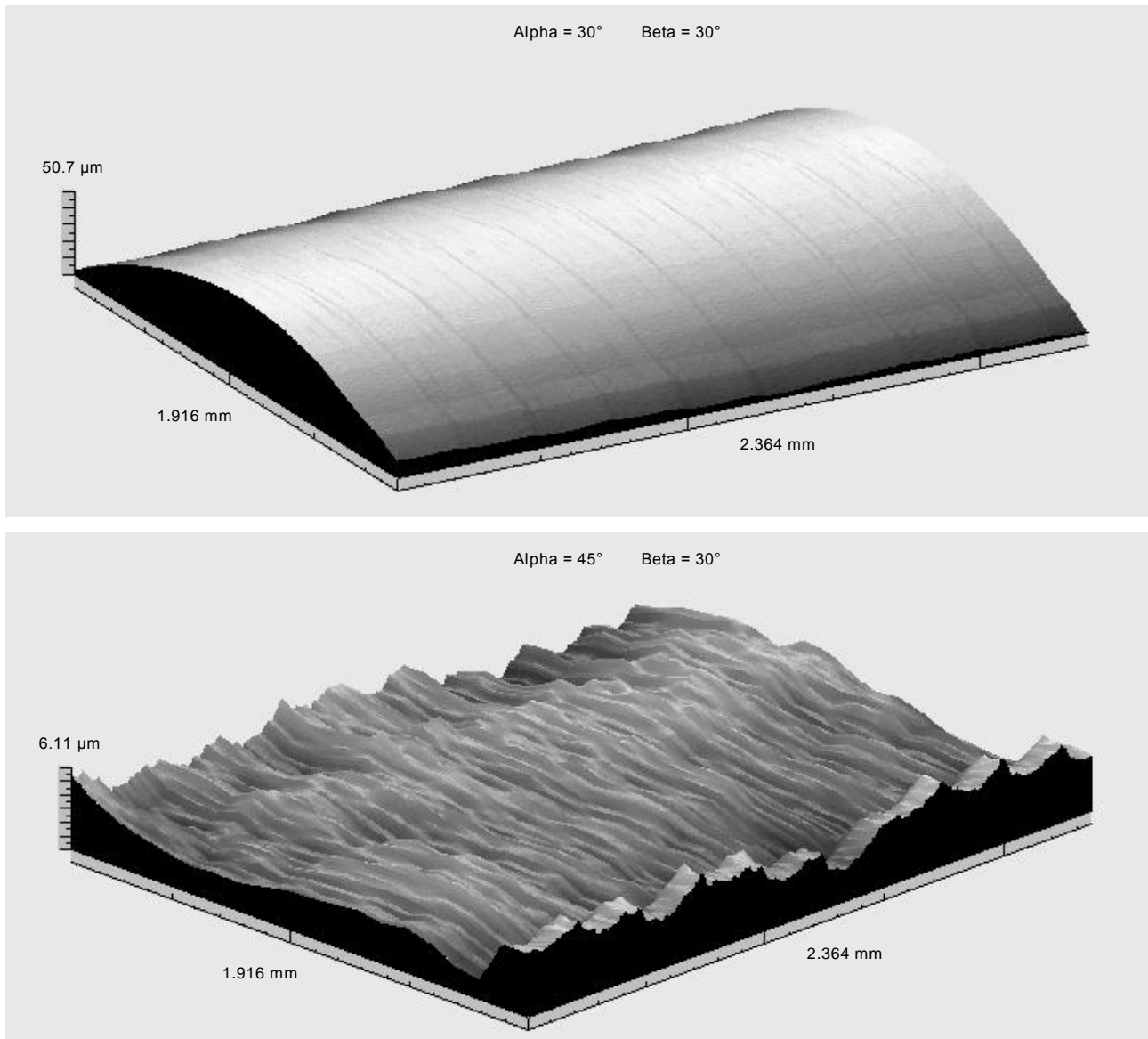
Parametri calcolati sulla superficie

Parametri di ampiezza

Sa	=	0.506 μm
Sq	=	0.652 μm
Sp	=	5.23 μm
Sv	=	3.01 μm
St	=	8.24 μm
Ssk	=	0.348
Sku	=	4.36
Sz	=	5.46 μm

Figura 4.67 - Ricostruzione 3D della superficie post-lavorazione del mat. A (1. 3D superficie, 2. 3D superficie con soppressione di forma, 3. parametri di finitura superficiale)

4) Avanzamento: 0,25 mm/giro; Materiale B



Parametri calcolati sulla superficie

Parametri di ampiezza

Sa	=	0.56 μm
Sq	=	0.811 μm
Sp	=	10.4 μm
Sv	=	3.27 μm
St	=	13.7 μm
Ssk	=	1.62
Sku	=	14
Sz	=	8.85 μm

Figura 4.68 - Ricostruzione 3D della superficie post-lavorazione del mat. B (1. 3D superficie, 2. 3D superficie con soppressione di forma, 3. parametri di finitura superficiale)

Le figure 4.69, 4.70 mostrano la superficie del materiale A rilevata, mediante microscopio elettronico a scansione, dopo la lavorazione con avanzamenti pari a 0,07 mm/giro e 0,25 mm/giro.

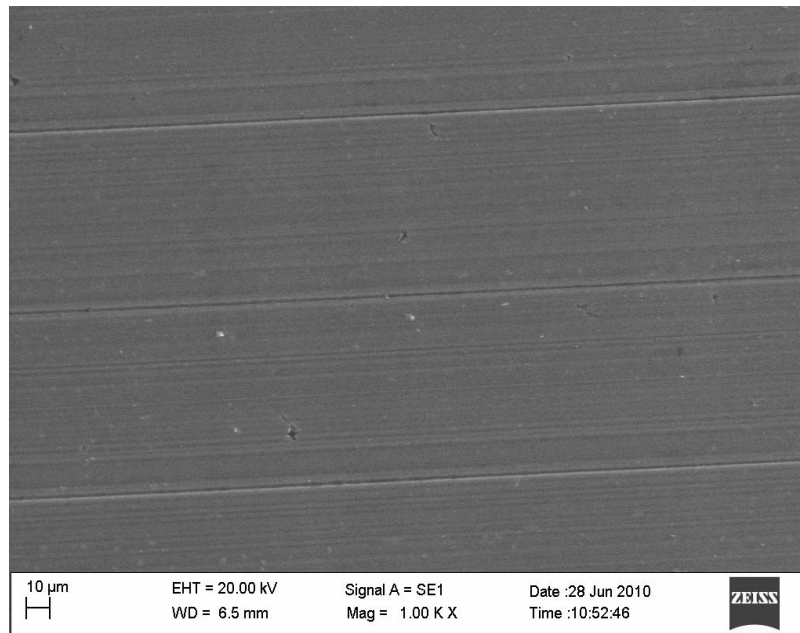


Figura 4.69 - Immagine SEM superficie ottenuta con avanzamento $f = 0,07$ mm/giro

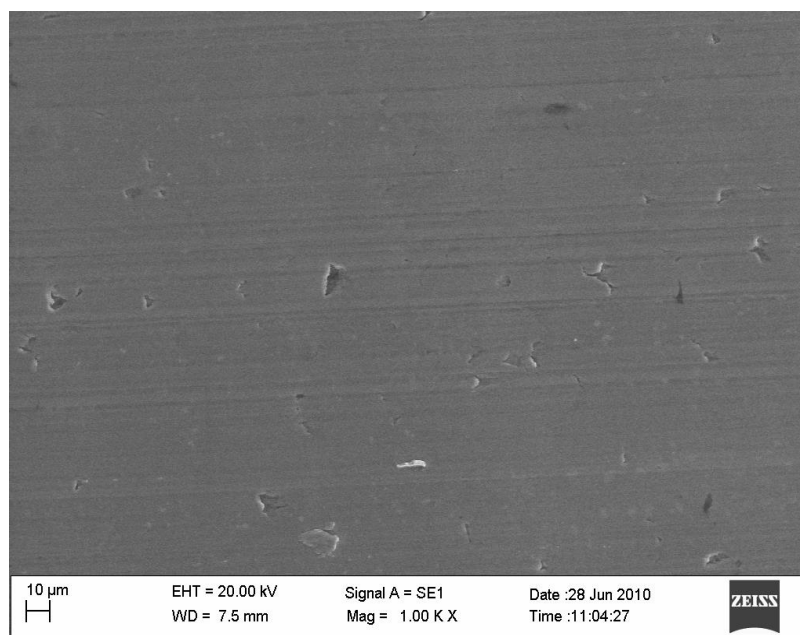


Figura 4.70 - Immagine SEM superficie ottenuta con avanzamento $f = 0,25$ mm/giro

L'utilizzo di un avanzamento ridotto permette di ottenere una finitura ed un'integrità superficiale ottima, eliminando i difetti attribuibili al processo di tornitura.

4.4.1.3. Forze di taglio

Durante le prove di tornitura sono state rilevate le forze di taglio, al fine di determinare l'influenza dell'avanzamento su di esse. Le figure 4.71 - 4.73 mostrano i valori delle componenti della forza di taglio rilevate durante la passata di fine prova.

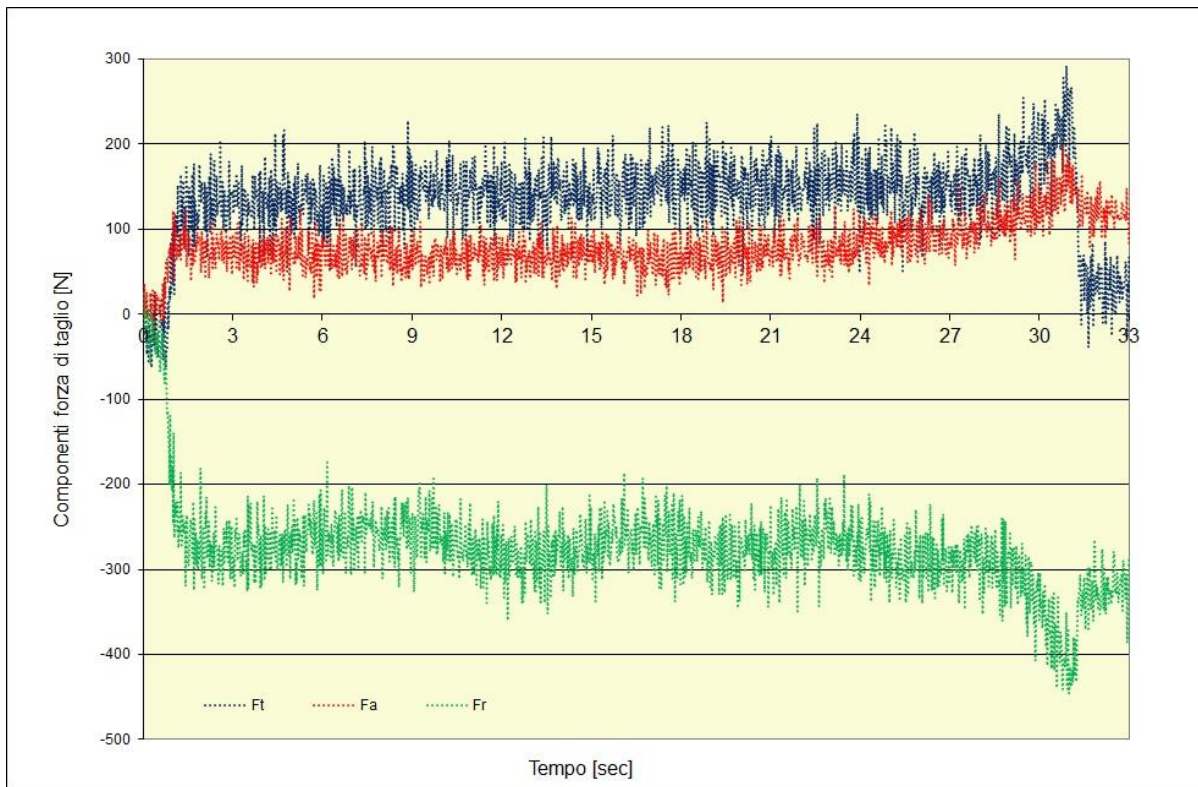


Figura 4.71 - Forze di taglio durante prova di tornitura con $f = 0,07$ mm/giro (Mat. A)

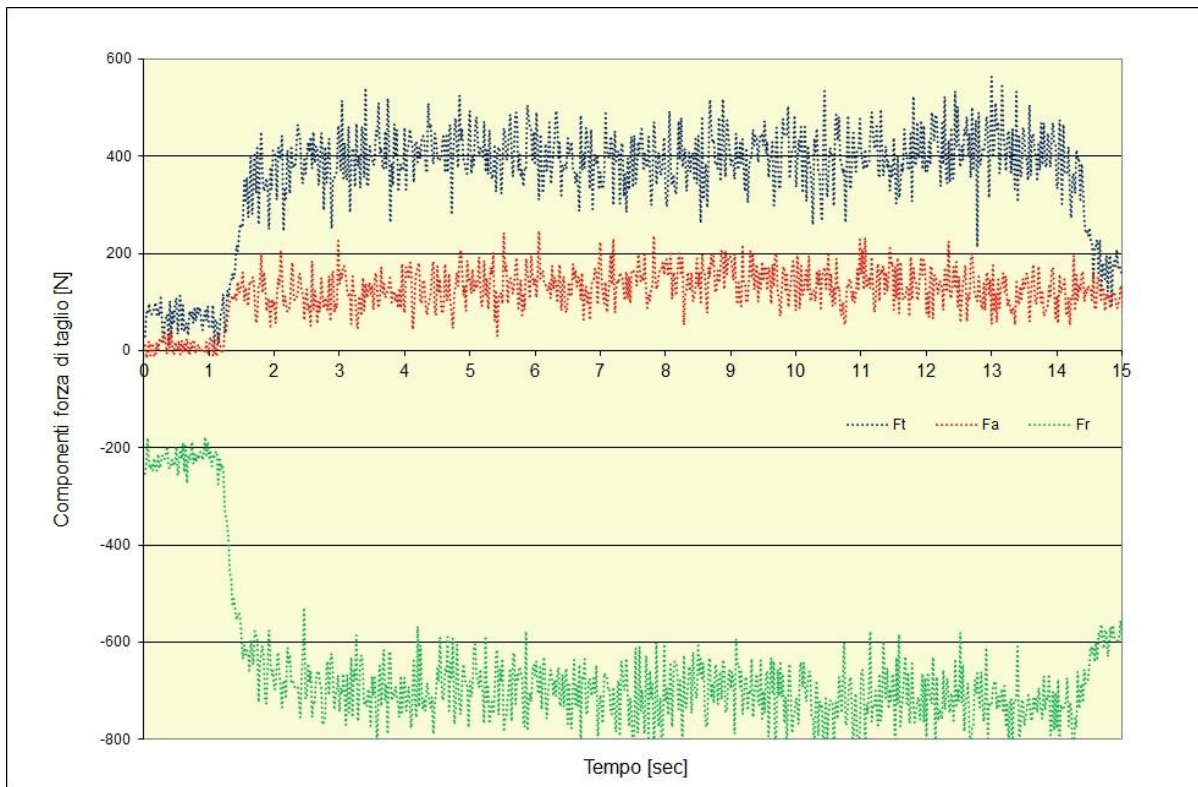


Figura 4.72 - Forze di taglio durante prova di tornitura con $f = 0,15$ mm/giro (Mat. A)

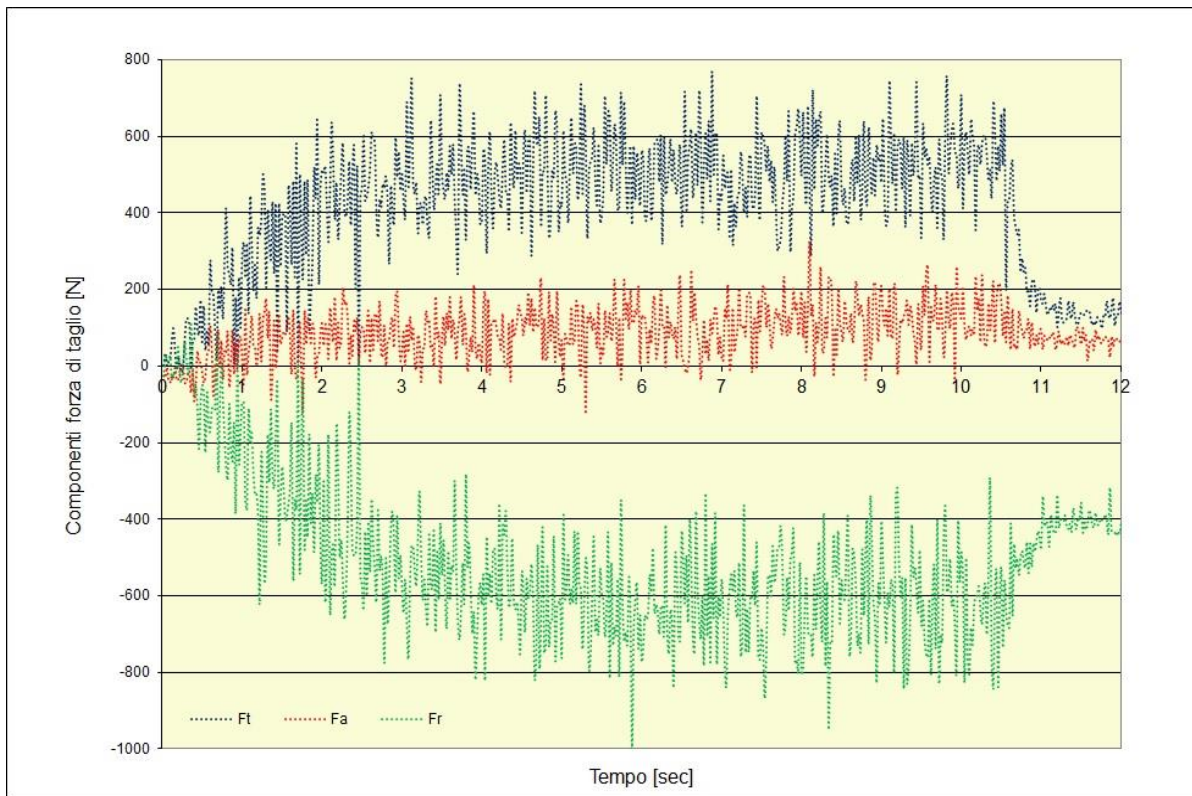


Figura 4.73 - Forze di taglio durante prova di tornitura con $f = 0,25$ mm/giro (Mat. A)

L'aumento dell'avanzamento comporta la crescita delle forze di taglio in ogni condizione; le componenti subiscono un incremento maggiore, nel passaggio tra $f = 0,07$ e la condizione corrispondente a $f = 0,15$, mentre rimangono sostanzialmente invariate nel passaggio tra $f = 0,15$ e $f = 0,25$.

4.4.2. Alluminuro di titanio prodotto con tecnica VAR

4.4.2.1. Prove di durata

- Le prime prove sono state effettuate in condizioni DRY, al fine di valutare l'influenza dei parametri di taglio sulla durata dell'utensile.

Dalla figura 4.74 si può osservare come aumentando la velocità di taglio, da $V_c = 30$ a $V_c = 35$ m/min, si dimezzi la vita utile dell'utensile (da circa 40 minuti a circa 20).

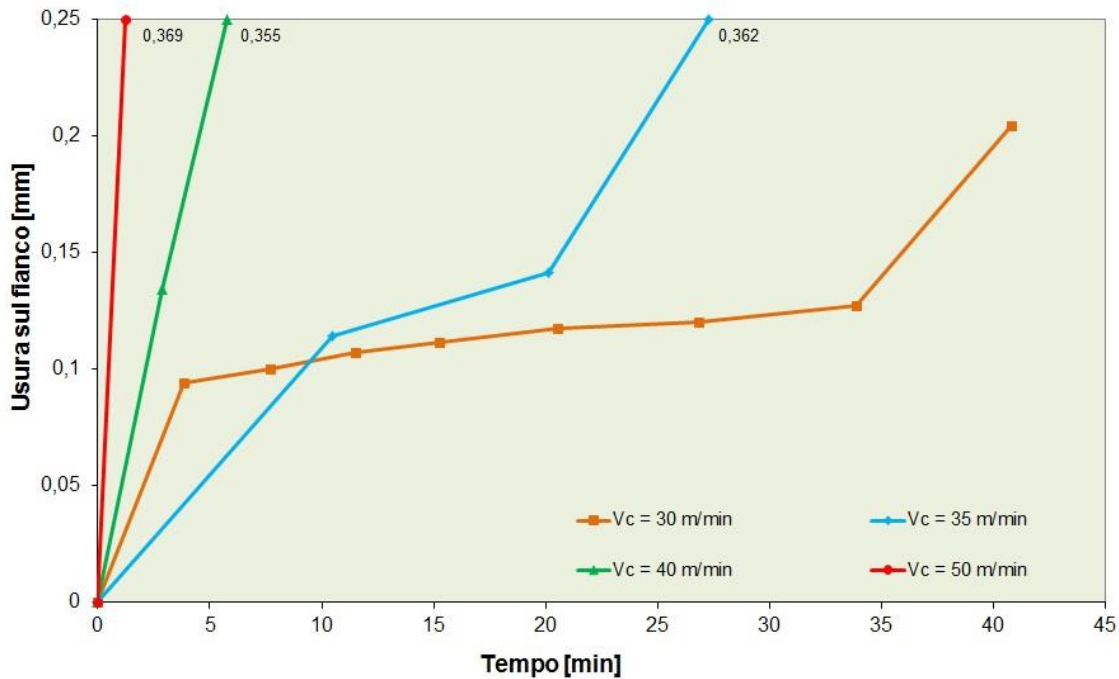


Figura 4.74 - Usura massima sul fianco dell'inserto in condizioni DRY, al variare della velocità di taglio

Le prove con le velocità di taglio maggiori ($V_c = 40 - 50$ m/min) sono state caratterizzate da una rottura catastrofica dell'inserto: con queste velocità l'utensile può lavorare solo pochi minuti, prima che l'elevato gradiente termico, a cui è sottoposto l'utensile, porti alla rapida formazione del cratere di usura e quindi alla rottura del tagliente (Fig. 4.75).

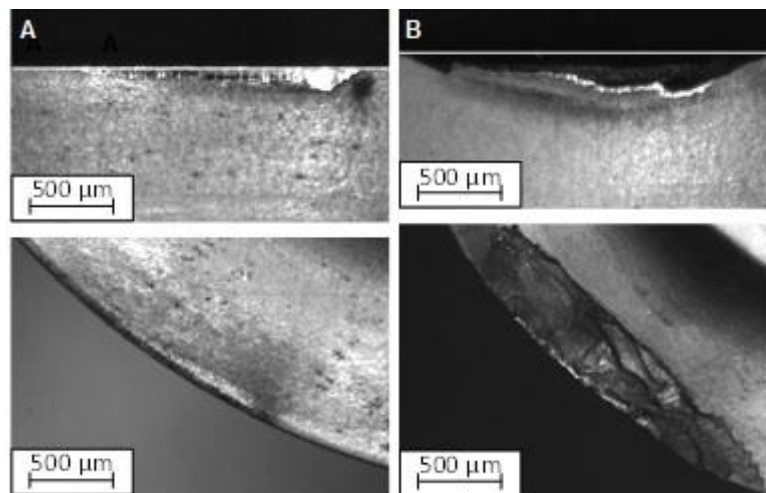


Figura 4.75 - Immagine al microscopio ottico dell'usura sul fianco e petto, $V_c = 30$ m/min (A), $V_c = 50$ m/min (B)

Per valutare l'influenza di avanzamento e profondità di passata sull'usura degli utensili, sono state condotte altre prove, alla velocità costante di $V_c = 35$ m/min, incrementando l'avanzamento e la

profondità di passata. È stato realizzato un confronto tra le possibili combinazioni sulla base di un piano fattoriale 2^2 . In figura 4.76 sono riportate le curve di usura ottenute.

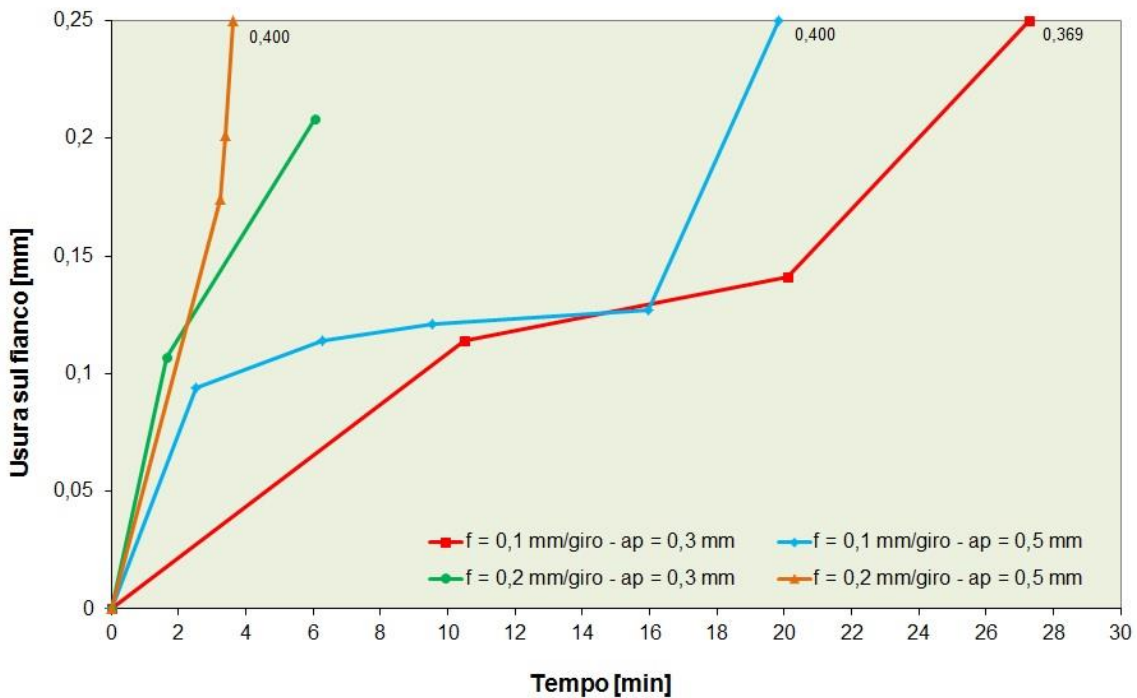


Figura 4.76 - Usura sul fianco dell'inserto al variare dell'avanzamento e della profondità di passata

L'avanzamento influisce in maniera maggiore sulla durata dell'inserto rispetto alla profondità di passata. Aumentando l'avanzamento a $f = 0,2$ mm/giro si ottiene una durata dell'inserto di circa un terzo di quella con avanzamento dimezzato. Invece aumentando la profondità di passata, la durata si riduce di pochi minuti. Nel caso in cui si operi in condizioni esasperate ($f = 0,2$ mm/giro; $a_p = 0,5$ mm) la durata dell'utensile è drasticamente ridotta. Dal punto di vista della qualità superficiale del pezzo lavorato, l'incremento dell'avanzamento si manifesta con la presenza di fratture (visibili ad occhio nudo) sulla superficie del pezzo.

- In figura 4.77 sono mostrate le curve d'usura relative alla tornitura della lega TiAl con il lubro-refrigerante tradizionale. Con l'uso del fluido lubro-refrigerante le prove hanno dimostrato un significativo aumento della durata utile dei taglienti. Confrontando le prove a $V_c = 40$ m/min e $V_c = 50$ m/min si nota, a parità di durata di processo, una notevole differenza nel valore di usura. Anche in questa condizione, una piccola variazione di velocità porta a durate dell'inserto completamente differenti: a 55 m/min si raggiunge il limite di usura dopo soli 5 minuti di taglio mentre alla velocità di 50 m/min il fine prova è raggiunto dopo circa 37 minuti.

A velocità elevate ($V_c = 60$ m/min) le temperature raggiunte sembrano tali da non risentire dell'effetto refrigerante del fluido da taglio.

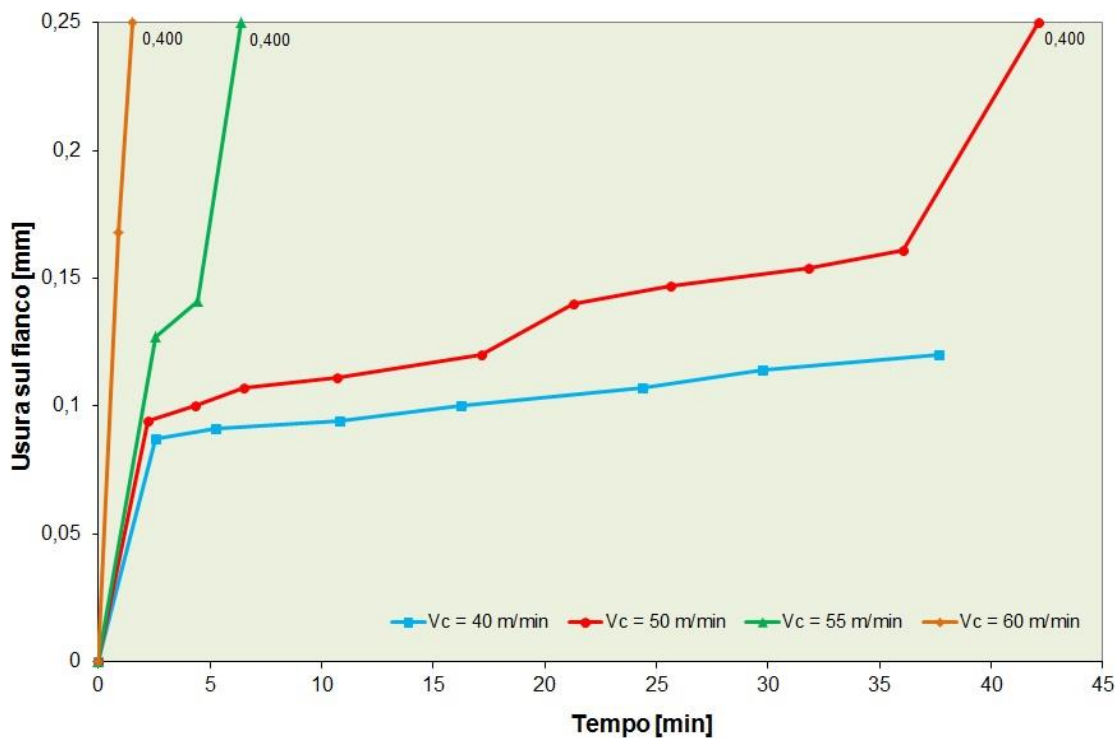


Figura 4.77 - Usura sul fianco dell'inserto per differenti velocità di taglio con lubro-refrigerazione tradizionale

- La figura seguente mostra le curve d'usura ottenute con l'utilizzo del sistema MQC e gli ugelli integrati e coassiali al portautensile.

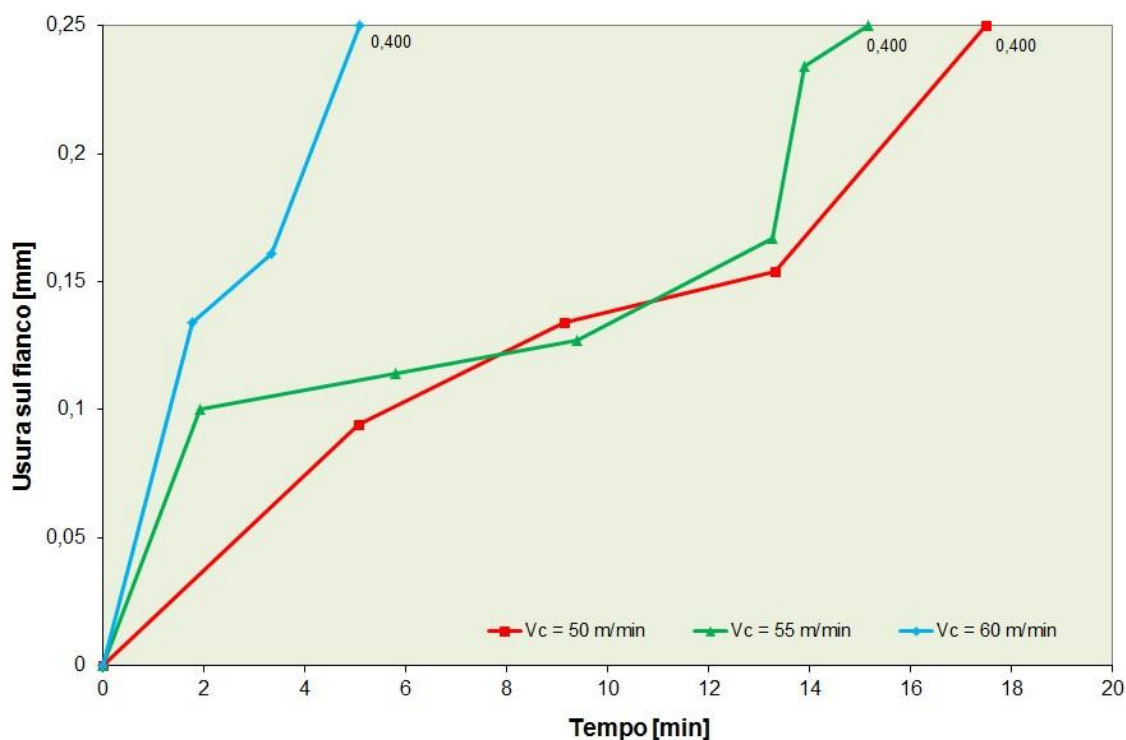


Figura 4.78 - Usura massima sul fianco dell'inserto durante la tornitura con il sistema MQC

Con l'uso del sistema di lubro-refrigerazione MQC si ottengono risultati, in termini di usura, molto interessanti alle alte velocità di taglio ($V_c = 55 - 60$ m/min). La durata dei taglienti risulta essere maggiore di quella ottenuta nelle condizioni di lubro-refrigerazione tradizionale.

L'impianto MQC è stato anche impiegato con un unico ugello esterno; questo per confrontare i dati con il metodo interno al portautensile. Il confronto è stato effettuato alla velocità di taglio di 50 m/min ed è riportato nella figura 4.79.

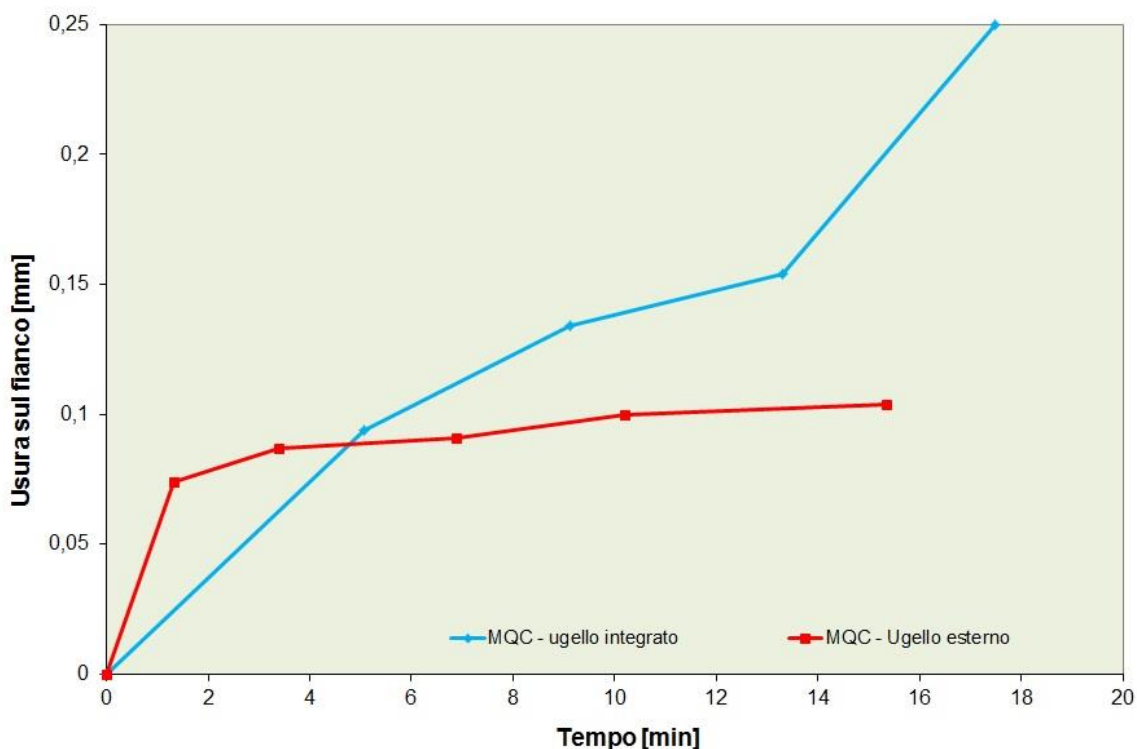


Figura 4.79 - Usura sul fianco; confronto sistema MQC con ugelli integrato e con ugello esterno

Con l'ugello esterno la prova è stata interrotta ad un tempo pari a quello in cui la prova con gli ugelli coassiali al portautensile aveva raggiunto il limite di usura di 0,2 mm. Utilizzando un solo getto di lubro-refrigerante, diretto sul petto dell'utensile, si riesce a raffreddare più efficacemente il la zona di taglio, grazie all'area maggiore determinata dall'espansione del getto (il singolo ugello esterno ha un diametro molto maggiore di quello degli ugelli presenti all'interno del portautensile).

Il sistema MQC mantiene i materiali in contatto ad una temperatura confrontabile con quella della condizione WET.

- In figura 4.80 sono riportate le curve d'usura ottenute durante la tornitura con il sistema di lubrificazione minimale MQL.

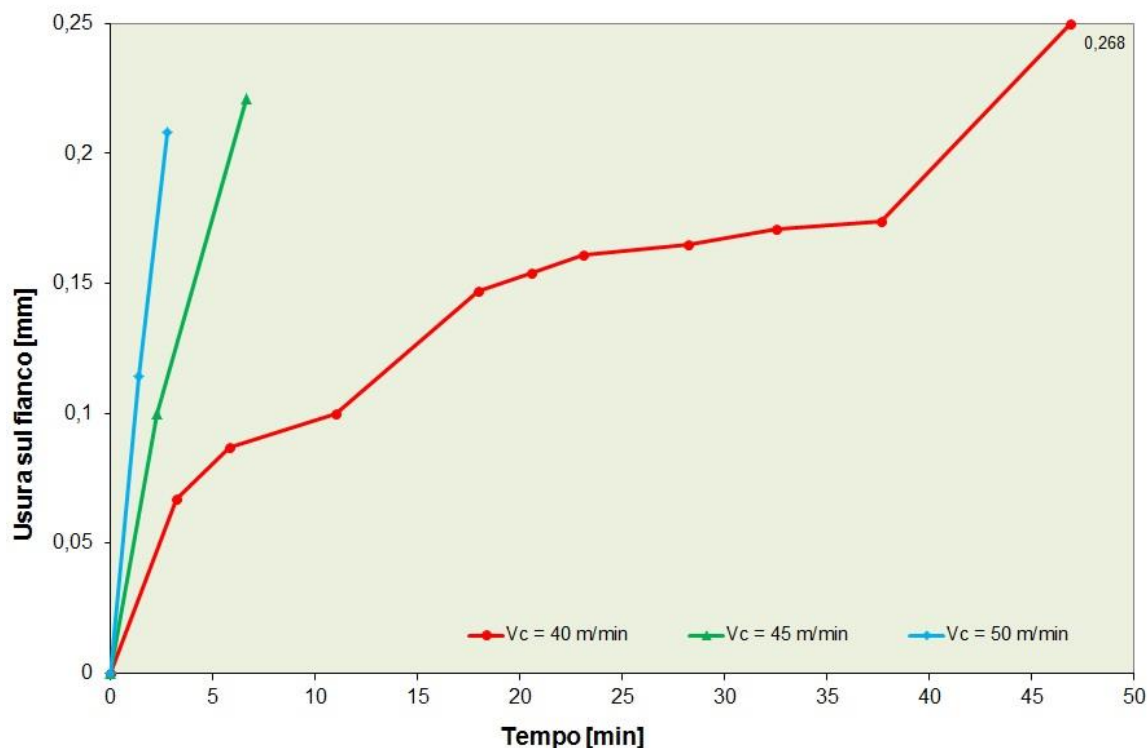


Figura 4.80 - Usura massima sul fianco dell'inserto con il sistema di lubrificazione MQL

Durante le prove con il sistema di lubrificazione minimale, l'aumento della velocità di taglio (da $V_c = 40$ a $V_c = 45$ m/min) comporta una drastica riduzione della vita utile del tagliente (da 40 minuti a 6). Questi risultati portano ad una prima conclusione; rispetto alla condizione DRY esiste un effetto positivo dovuto alla lubrificazione, ma tale effetto non è sufficiente per permettere la lavorazione dell'alluminuro di titanio a velocità di taglio maggiori di 40 m/min.

Con il sistema MQL si ha un effetto preponderante dovuto alla riduzione del calore sviluppato per attrito (miglior lubrificazione) ma non i benefici derivanti dall'effetto refrigerante. In altri termini, l'aria utilizzata per nebulizzare l'olio vegetale è un pessimo vettore termico e la piccola quantità di olio utilizzata serve principalmente come lubrificante, senza alcun potere refrigerante.

Il sistema risulta essere comunque promettente, considerato l'incremento della durata dell'utensile di 10 volte maggiore rispetto alla condizione DRY (Fig. 4.81).

In figura 4.81 sono confrontate le curve di usura delle prove eseguite nelle quattro condizioni di lubro-refrigerazione. A parità di condizioni di taglio, la durata maggiore del tagliente la si ottiene con l'utilizzo del fluido da taglio tradizionale. Risultati promettenti sono stati ottenuti con l'utilizzo della refrigerazione minimale MQC. Le prove sono terminate con la rottura catastrofica dell'inserto prima di raggiungere il prefissato limite di usura, ad eccezione delle prove effettuate con il sistema MQL; questo, si suppone, sia dovuto all'efficace riduzione dell'attrito presente tra il truciolo e il petto dell'inserto.

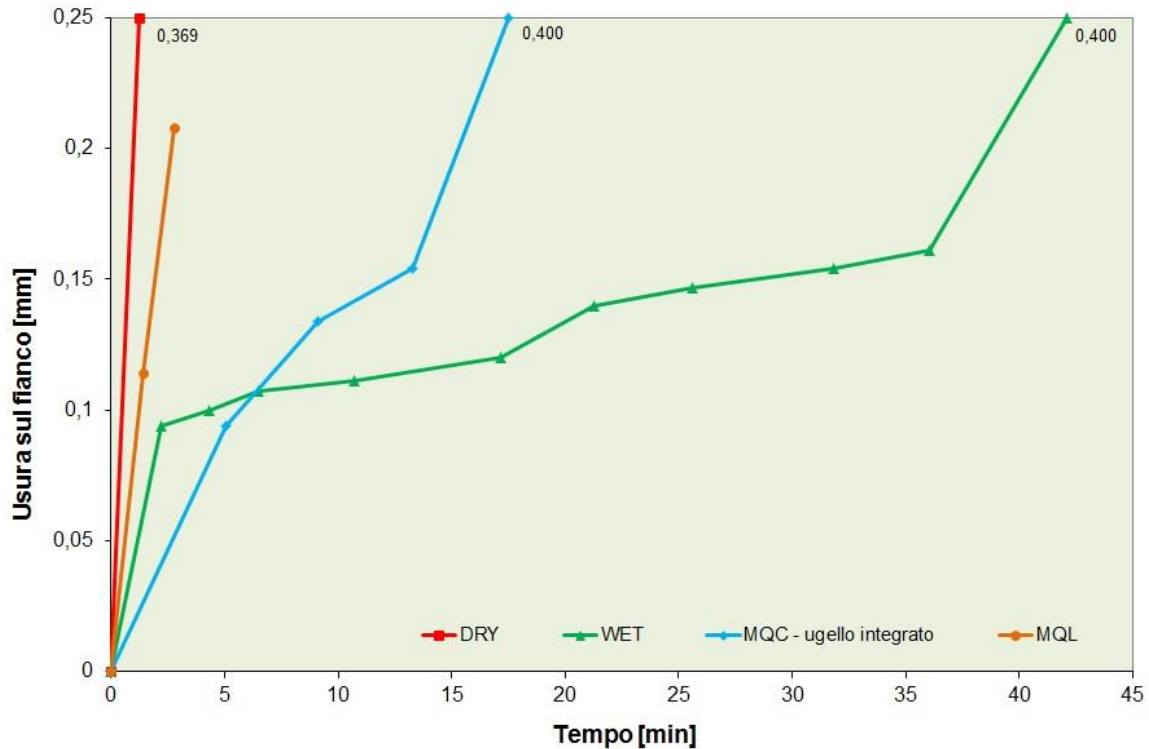


Figura 4.81- Confronto tra le curve di usura ottenute nelle diverse condizioni di lubro-refrigerazione ($V_c = 50$ m/min)

I valori di durata sono stati inseriti nel diagramma doppio logaritmico per costruire le curve di Taylor, caratteristiche della lega Ti-48Al-2Cr-2Nb (Fig. 4.82).

Utilizzando i parametri che definiscono l'equazione di Taylor è possibile determinare l'indice di lavorabilità V_{c15} del materiale con i diversi sistemi di lubro-refrigerazione:

- Dry: $\alpha = 0,130$ $C = 49,72$ \rightarrow $V_{c15} = C / t^\alpha = \mathbf{35}$ m/min
- Wet: $\alpha = 0,053$ $C = 60,69$ \rightarrow $V_{c15} = C / t^\alpha = \mathbf{53}$ m/min
- MQL: $\alpha = 0,121$ $C = 71,46$ \rightarrow $V_{c15} = C / t^\alpha = \mathbf{43}$ m/min
- MQC: $\alpha = 0,090$ $C = 55,49$ \rightarrow $V_{c15} = C / t^\alpha = \mathbf{52}$ m/min

In generale, l'alluminuro di titanio presenta una pendenza della curva di Taylor rilevante; piccole variazioni di velocità di taglio corrispondono a significativi cambiamenti della durata del tagliente; simili risultati sono stati riportati anche in altri studi [95].

A parità di durata, la lubrificazione minima permette di lavorare a velocità più elevate rispetto alla lavorazione in assenza di fluido di taglio; un ulteriore incremento di velocità è ottenibile solo con l'utilizzo dell'emulsione, il cui potere refrigerante è decisamente maggiore rispetto a quello dell'aria e dell'olio vegetale. Un discorso a parte va fatto per la lubro-refrigerazione minima (MQC); nella lavorazione dell'alluminuro di titanio il sistema presenta prestazioni simili a quelle della lubro-refrigerazione tradizionale, ma con un utilizzo di fluido decisamente inferiore.

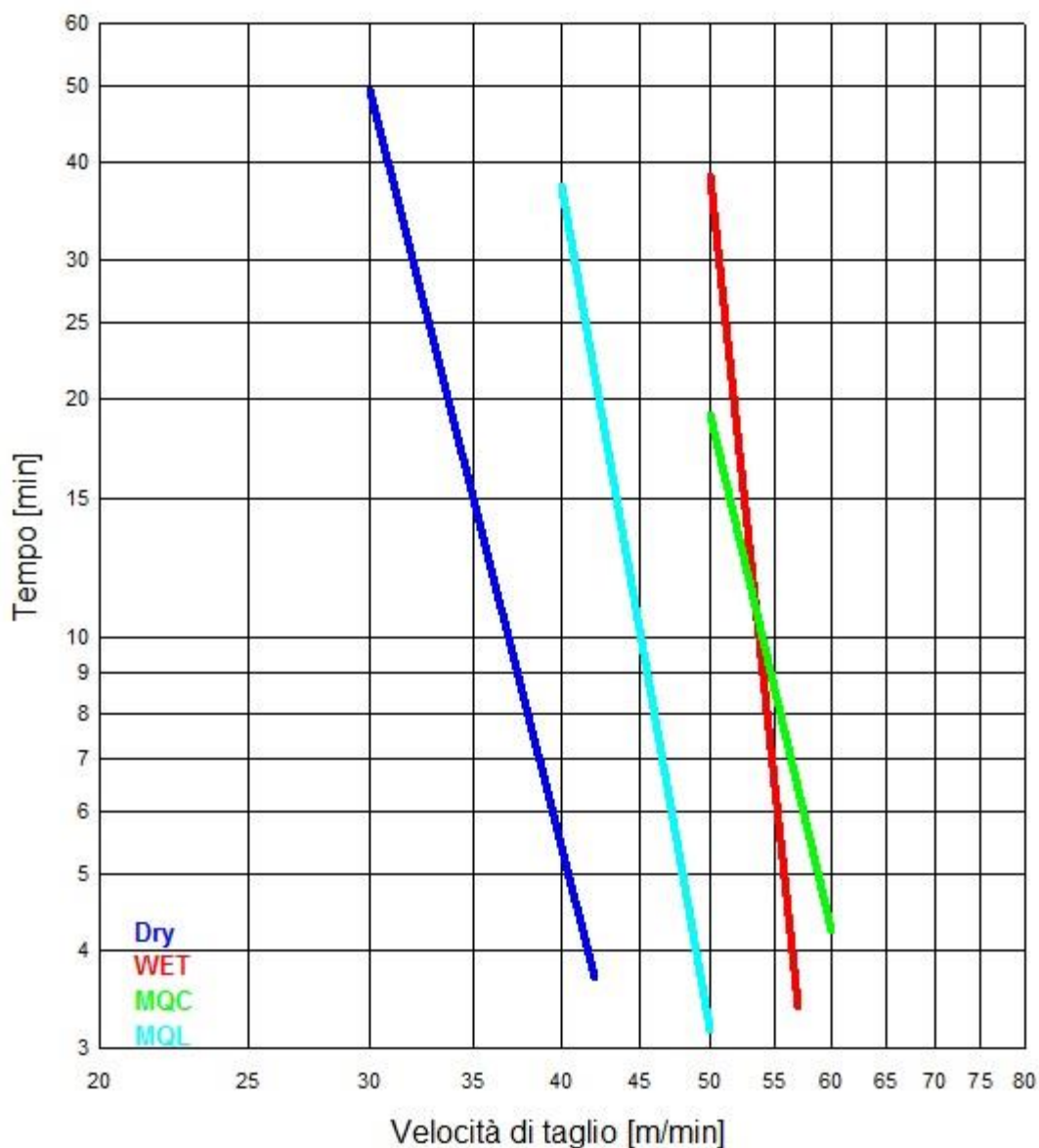


Figura 4.82 - Curve di Taylor

4.4.2.2. Caratterizzazione utensili usurati

Con il microscopio elettronico a scansione sono stati analizzati il fianco e il petto dei taglienti in modo da determinare i principali meccanismi di usura, la presenza di microfratture o la possibile presenza di fenomeni di adesione del materiale lavorato (con l'analisi EDX si può verificare se il rivestimento è ancora presente o ha subito delaminazione).

In figura 4.83 e 4.84 sono riportati il fianco del tagliente utilizzato nelle prova a $V_c = 50$ m/min in condizioni DRY e i relativi spettri dell'analisi EDX.

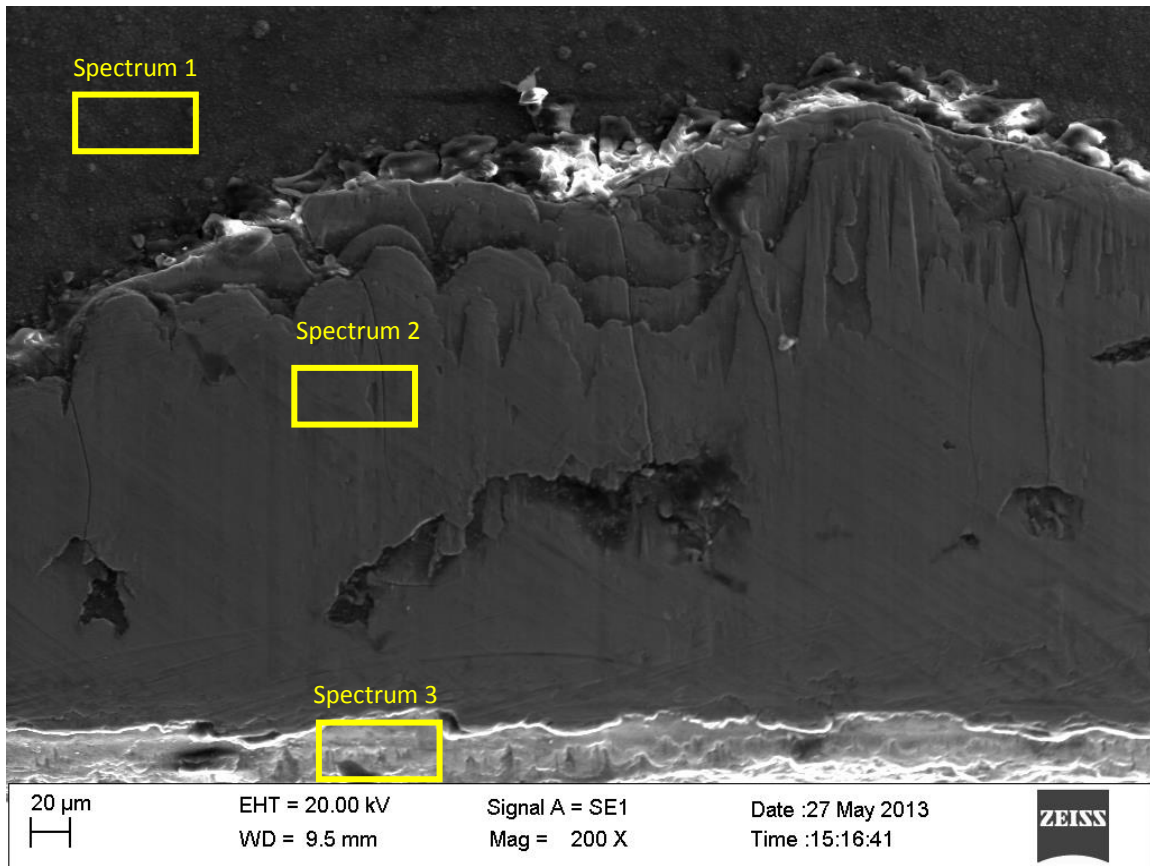


Figura 4.83 - Immagine SEM del fianco dell'utensile al termine della prova in condizioni DRY

Dall'immagine si nota l'adesione del materiale lavorato sul fianco dell'inserto; tale fenomeno è stato riscontrato in tutte le condizioni di lubro-refrigerazione.

Il primo spettro (Fig. 4.84) presenta gli elementi costituenti il rivestimento (Ti, Al e N). Lo spettro 2, invece, mostra la presenza della lega Ti-48Al-2Cr-2Nb nella zona analizzata, infatti sono presenti Ti, Al, Nb e Cr, i quattro elementi principali che compongono l'alluminuro di titanio.

Poiché il rivestimento dell'inserto è formato da TiN, Al₂O₃ e TiCN, è necessario riconoscere che la presenza di Ti e Al in uno spettro può essere dovuta sia agli strati del rivestimento, sia al materiale adeso. La differenza è data dalla dimensione dei picchi sugli spettri: i picchi più alti di Ti e Al si riferiscono sempre al materiale lavorato, mentre quelli più bassi sono dovuti al materiale del rivestimento. Lo spettro 3 evidenzia gli elementi del substrato dell'inserto.

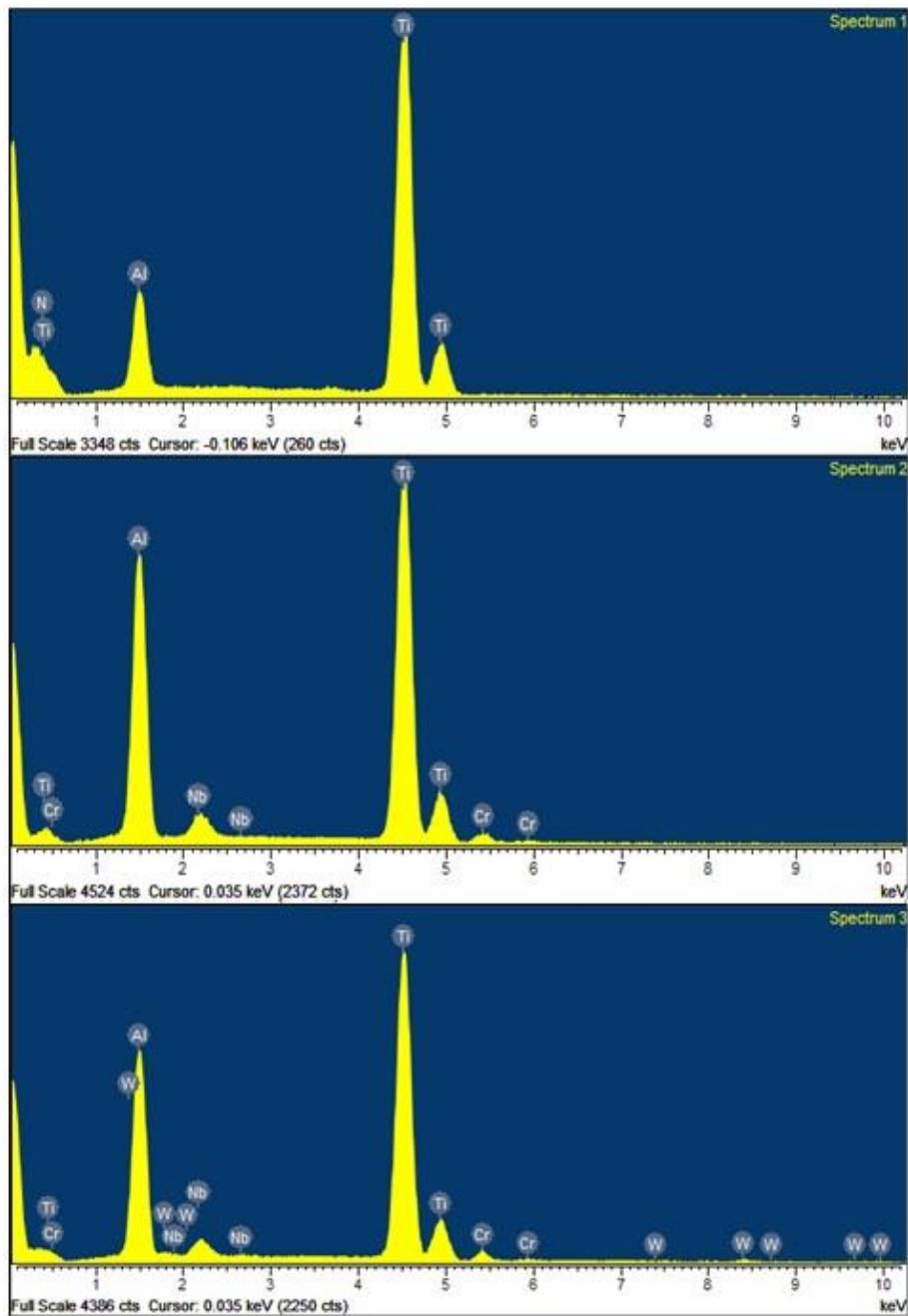


Figura 4.84 - Spettri dell'analisi EDX del tagliente

In figura 4.85 è riportata l'immagine SEM del tagliente utilizzato nelle prove con il fluido da taglio tradizionale.

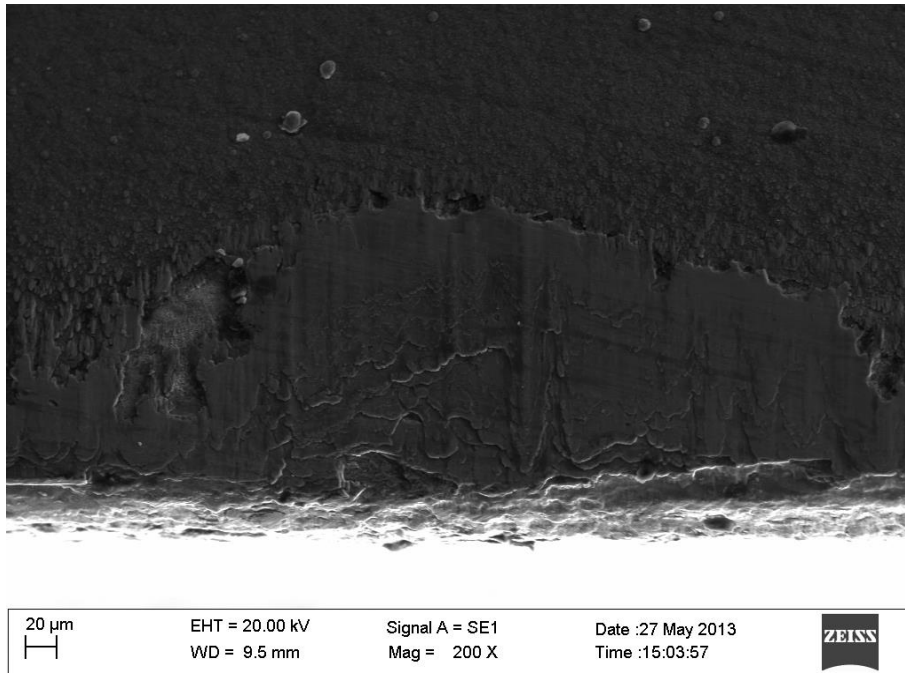


Figura 4.85 - Immagine SEM del fianco dell'utensile al termine della tornitura con fluido da taglio tradizionale

Durante la lavorazione, c'è stato il distacco di frammenti di materiale, sottoforma di scaglie; questo potrebbe essere dovuto all'impiego del fluido da taglio, che ha permesso di mantenere una temperatura inferiore, aumentando però la fragilità dell'utensile.

La figura 4.86 mostra il fianco dell'inserto al termine della prova di tornitura con il sistema di lubro-refrigerazione minimale.

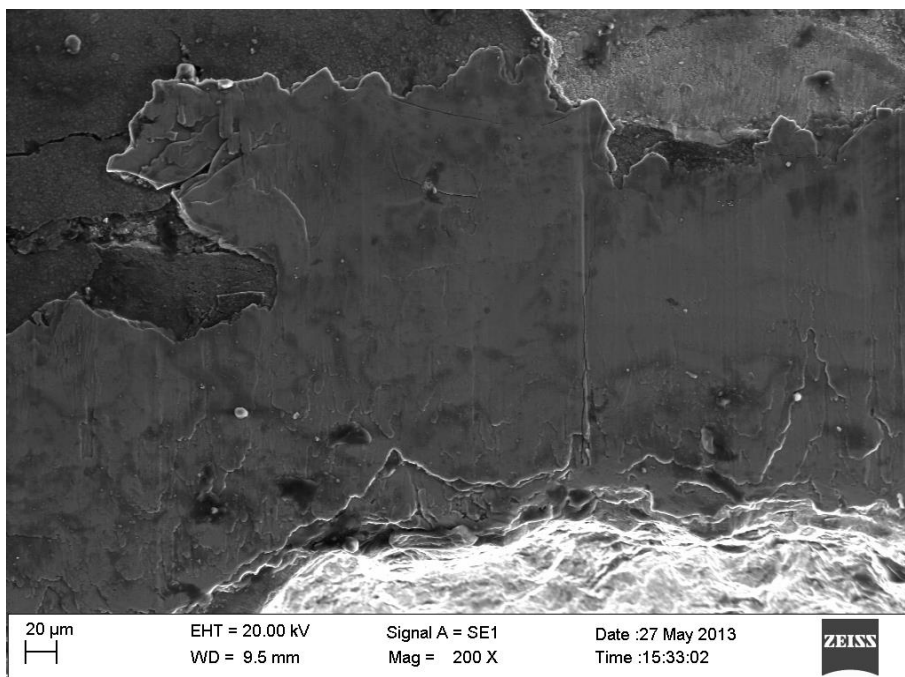


Figura 4.86 - Immagine SEM del fianco dell'utensile al termine della prova con il sistema MQC

In questo caso, si è verificato il crollo del tagliente a causa della comparsa di un profondo cratere sul petto del tagliente; inoltre è chiaramente visibile il distacco di una porzione di rivestimento dell'inserto dovuto alla propagazione di una cricca di natura termica.

La figura 4.87 mostra il fianco usurato dell'inserto utilizzato con la lubrificazione minimale. Il labbro d'usura appare meno irregolare rispetto a quello ottenuto con la lubro-refrigerazione tradizionale. Con questo sistema di lubrificazione è stata limitata l'usura sul tagliente ed è stato ridotto il fenomeno della craterizzazione.

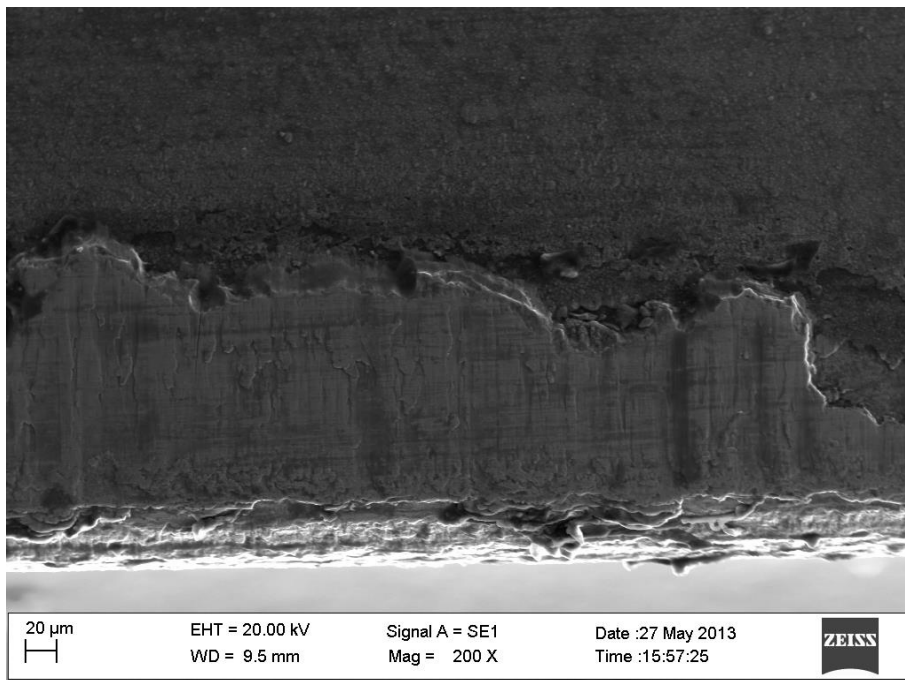


Figura 4.87 - Immagine SEM del fianco dell'inserto al termine della prova con la lubrificazione minimale MQL

4.4.2.3. Forze di taglio

La velocità di taglio, come mostrato da altri autori (Klocke e altri [95]), non porta a significative variazioni nel valore delle componenti di repulsione e di avanzamento, mentre è stato notato un aumento della componente di taglio. Per questo motivo, in queste prove, è stata considerata la sola componente di taglio F_t (Fig. 4.88).

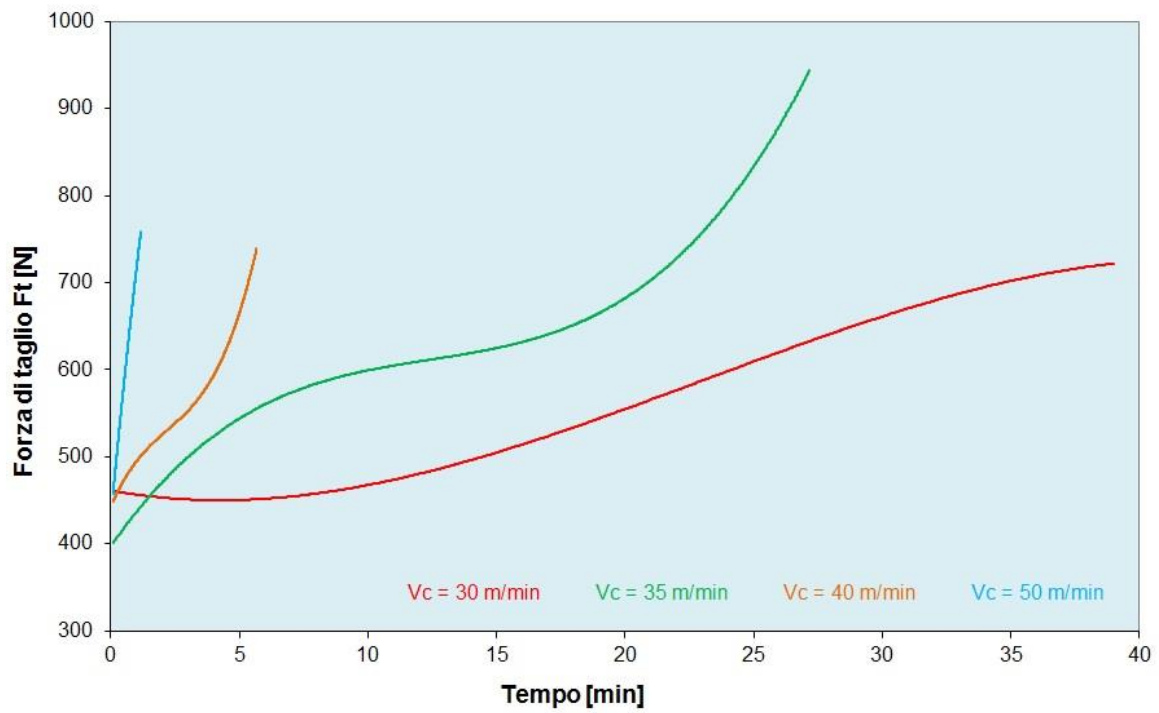


Figura 4.88 - Andamento forza di taglio F_t al variare delle velocità di taglio (Condizione Dry)

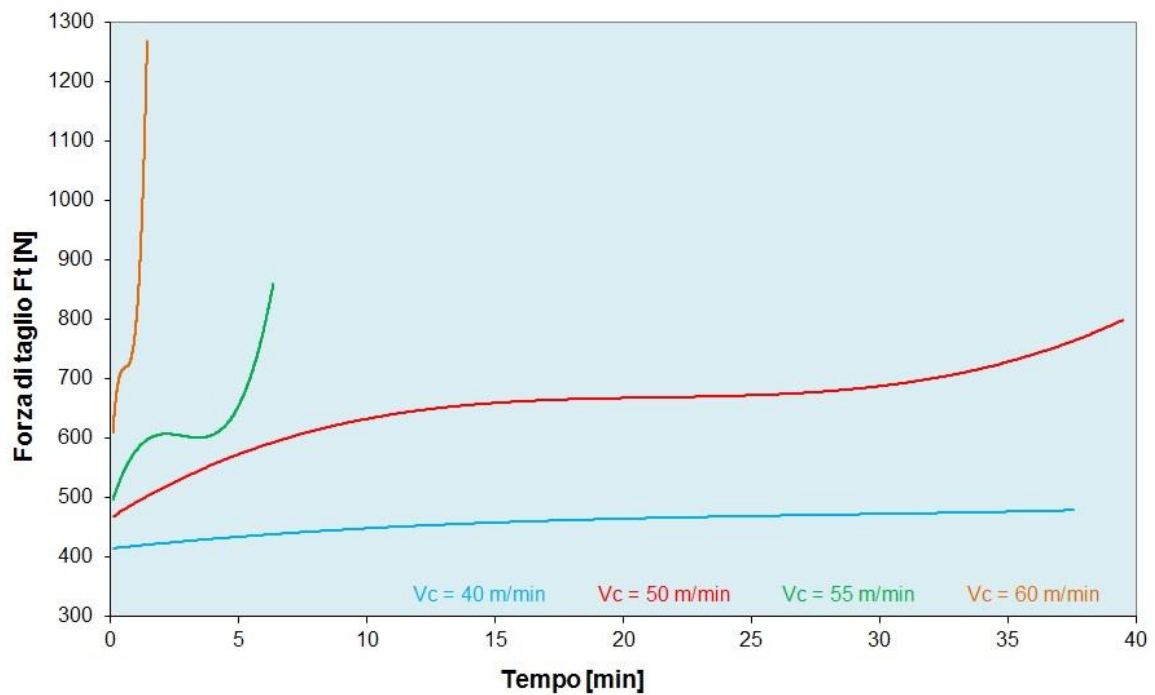


Figura 4.89 - Andamento forza di taglio F_t al variare delle velocità di taglio (Condizione Wet)

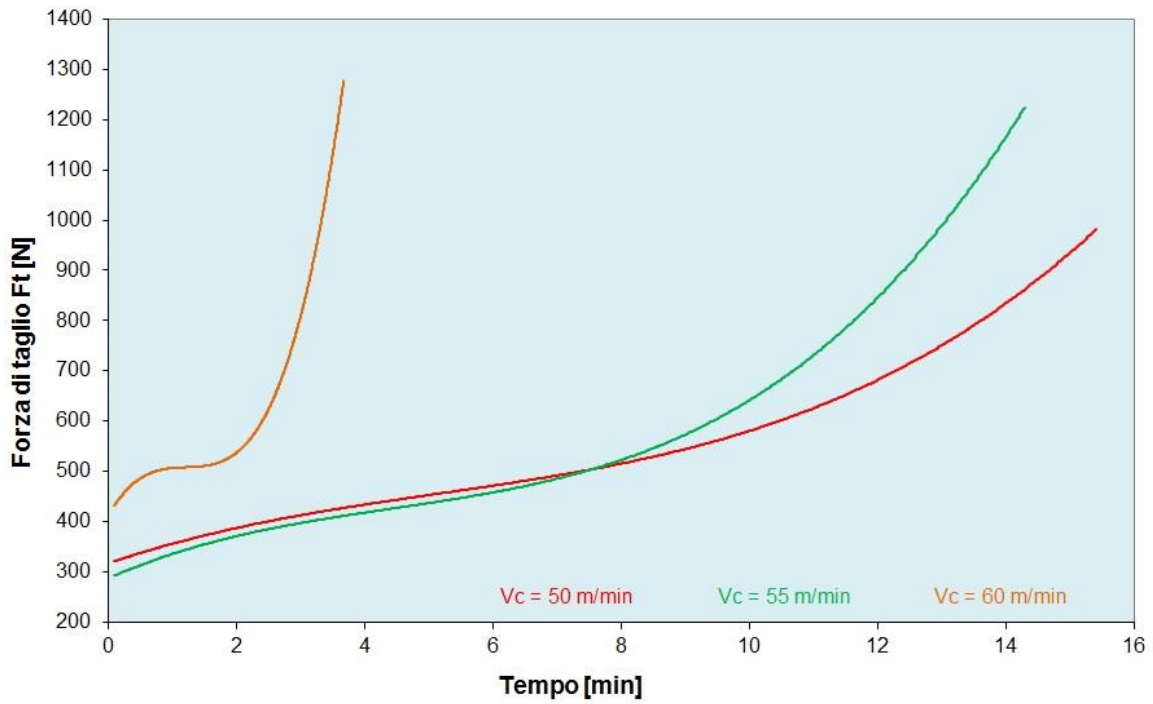


Figura 4.90 - Andamento forza di taglio F_t al variare delle velocità di taglio (Condizione MQC)

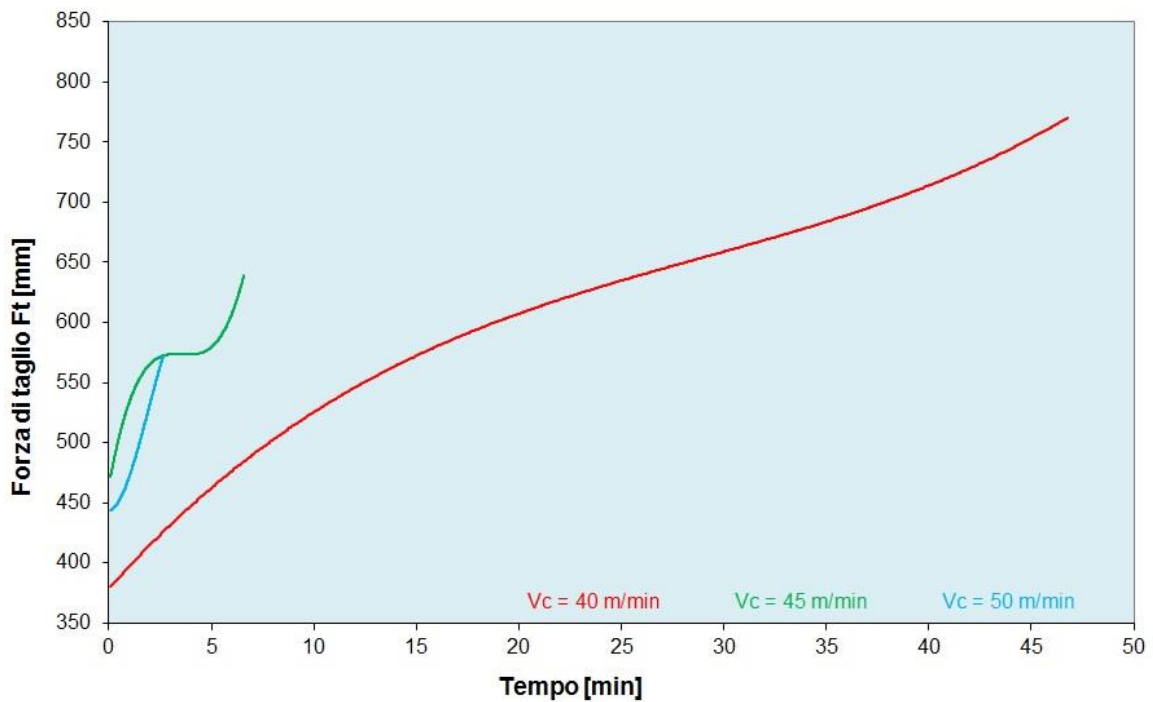


Figura 4.91 - Andamento forza di taglio F_t al variare delle velocità di taglio (Condizione MQL)

L'andamento della forza di taglio F_t , nelle differenti condizioni di lubro-refrigerazione e alla $V_c = 50$ m/min, è riportato in figura 4.92.

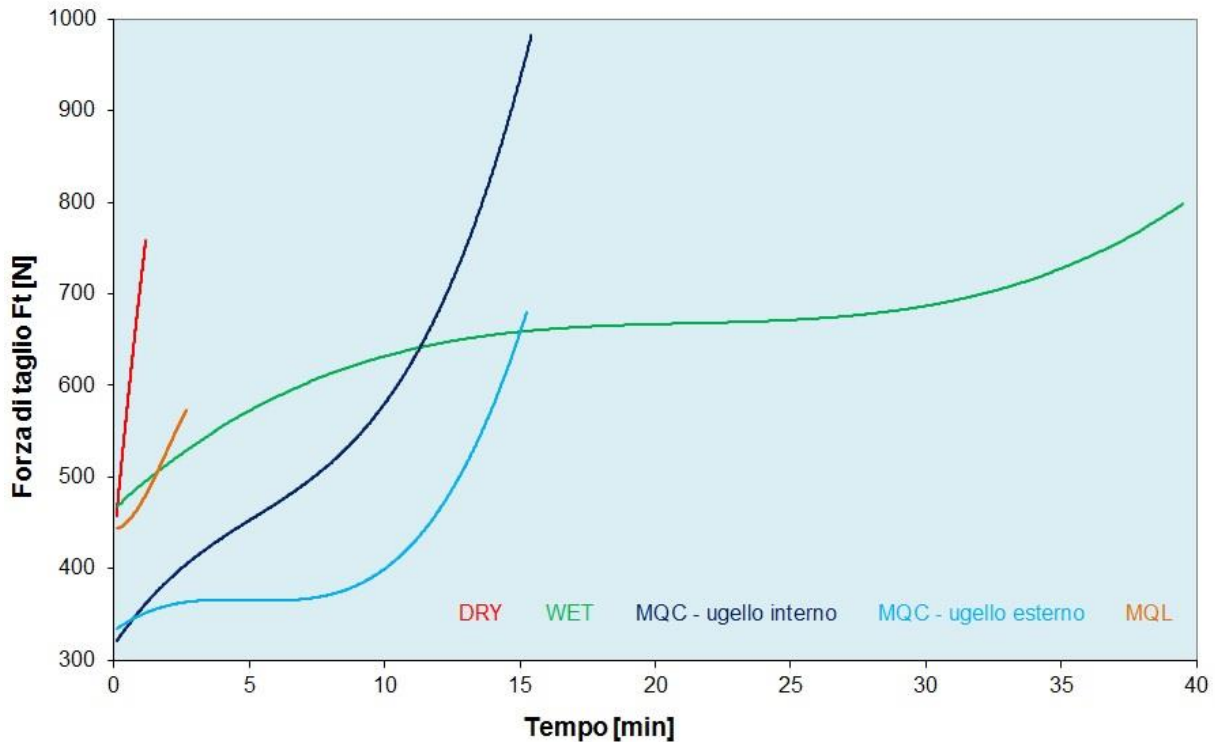


Figura 4.92- Forza di taglio F_t sotto differenti condizioni di lubro-refrigerazione

Analizzando le curve, si nota che per le condizioni DRY, WET e con il sistema MQL il valore iniziale della forza è simile; con il sistema MQC il valore iniziale è decisamente inferiore. Questa differenza è significativa in quanto tutte le prove eseguite con il sistema di lubro-refrigerazione minimale hanno confermato questa tendenza, a pari velocità di taglio. Le prove con la lubro-refrigerazione tradizionale e minimale hanno portato l'utensile alla rottura catastrofica, a fine prova. Con i valori di forza raggiunti, risulta inevitabile la rottura del tagliente.

4.4.2.4. Tipologia del truciolo prodotto

Il truciolo prodotto dalla tornitura della lega Ti-48Al-2Cr-2Nb è del tipo si presenta segmentato e molto fine, confermando i risultati riportati in letteratura [96]. Questo è dovuto principalmente alla poca deformabilità del materiale in esame, la quale non permette al truciolo di formarsi in modo continuo ma ne impone una continua segmentazione. Il truciolo presenta un profilo a dente di sega dovuto all'interruzione della curvatura e allo scorrimento delle lamelle a causa della natura fragile del materiale (Fig. 4.93).

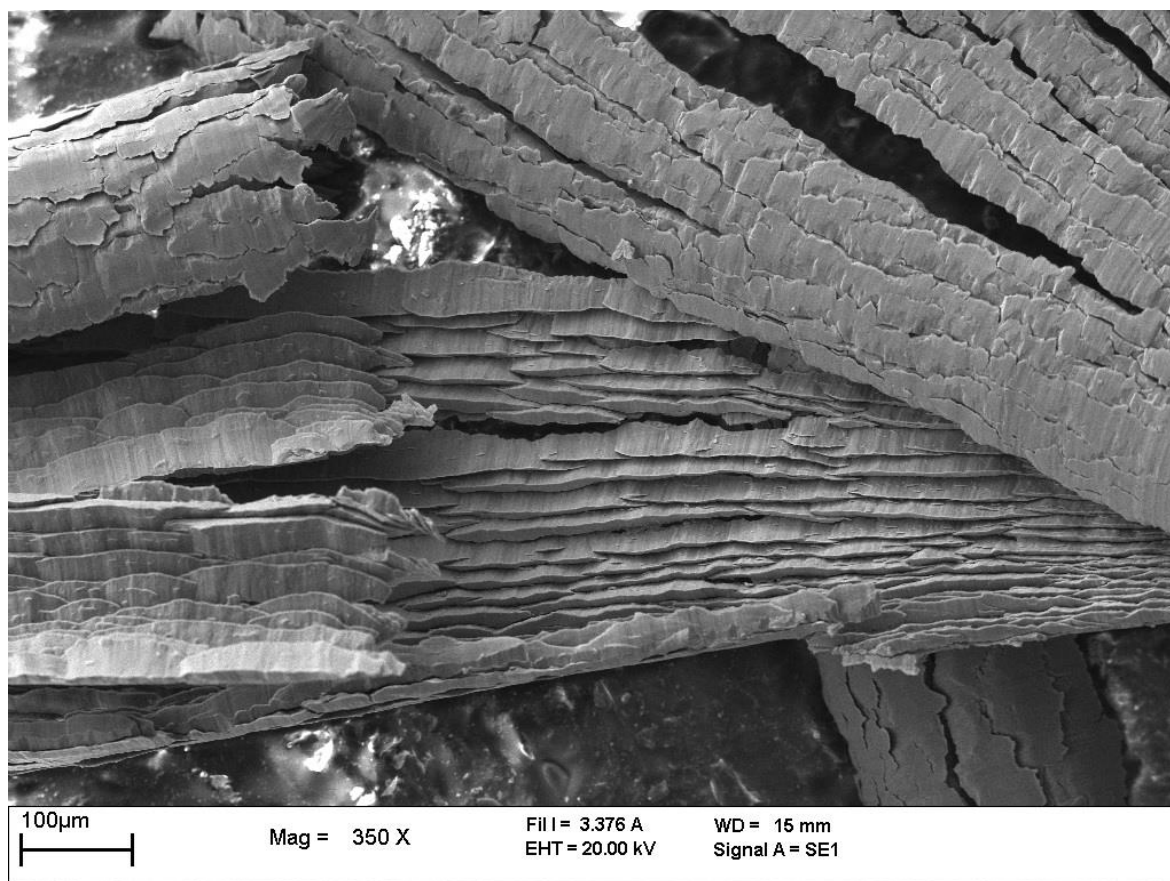


Figura 4.93 - Morfologia del truciolo ottenuto a $V_c = 50$ m/min (Condizioni Dry)

4.4.2.5. Finitura superficiale

L'analisi della finitura superficiale è stata effettuata confrontando le quattro condizioni di lubro-refrigerazione e con i seguenti parametri di taglio: $V_c = 40$ m/min, $f = 0,1$ mm/giro e $a_p = 0,3$ mm.

I valori medi dei parametri (20 rilievi effettuati), di rugosità superficiale 3D, S_a , S_{sk} e S_{ku} sono riportati in tabella 4.17.

Tabella 4.17 - Parametri della rugosità superficiale 3D

	Condizione di lubro-refrigerazione			
	DRY	WET	MQC	MQL
Sa	0,825	0,750	0,686	0,575
Dev. St.	0,318	0,227	0,108	0,117
Ssk	0,135	-0,216	0,177	-0,147
Dev. St.	0,132	0,181	0,054	0,196
Sku	2,867	3,143	2,892	2,831
Dev. St.	0,356	0,610	0,159	0,006

La prova in condizione DRY presenta valori di S_a maggiori, confermando che la lavorazione in assenza di fluido da taglio produce un peggioramento della finitura superficiale.

La prova con l'emulsione tradizionale migliora di poco i valori di rugosità. Lo stesso miglioramento lo si ottiene mediante l'uso del sistema MQC. La condizione migliore, dal punto di vista della finitura superficiale, si riscontra con l'uso della lubrificazione minimale.

Il parametro Ssk è positivo per le prove in condizioni DRY e con l'MQC, definendo una superficie costituita da un numero maggiore di valli rispetto alla superficie media; per la condizione WET e con l'MQL il parametro Ssk è negativo, in questo caso abbiamo un numero maggiore di picchi rispetto alle valli.

Il parametro Sku è inferiore a 3 in tutte le prove, con la sola eccezione di quella condotta con il fluido da taglio tradizionale; in tutti i casi il valore è prossimo a 3, indice di una distribuzione normale della rugosità lungo la superficie analizzata.

Le figure 4.94 - 4.97 riportano le superfici 3D con e senza soppressione di forma.

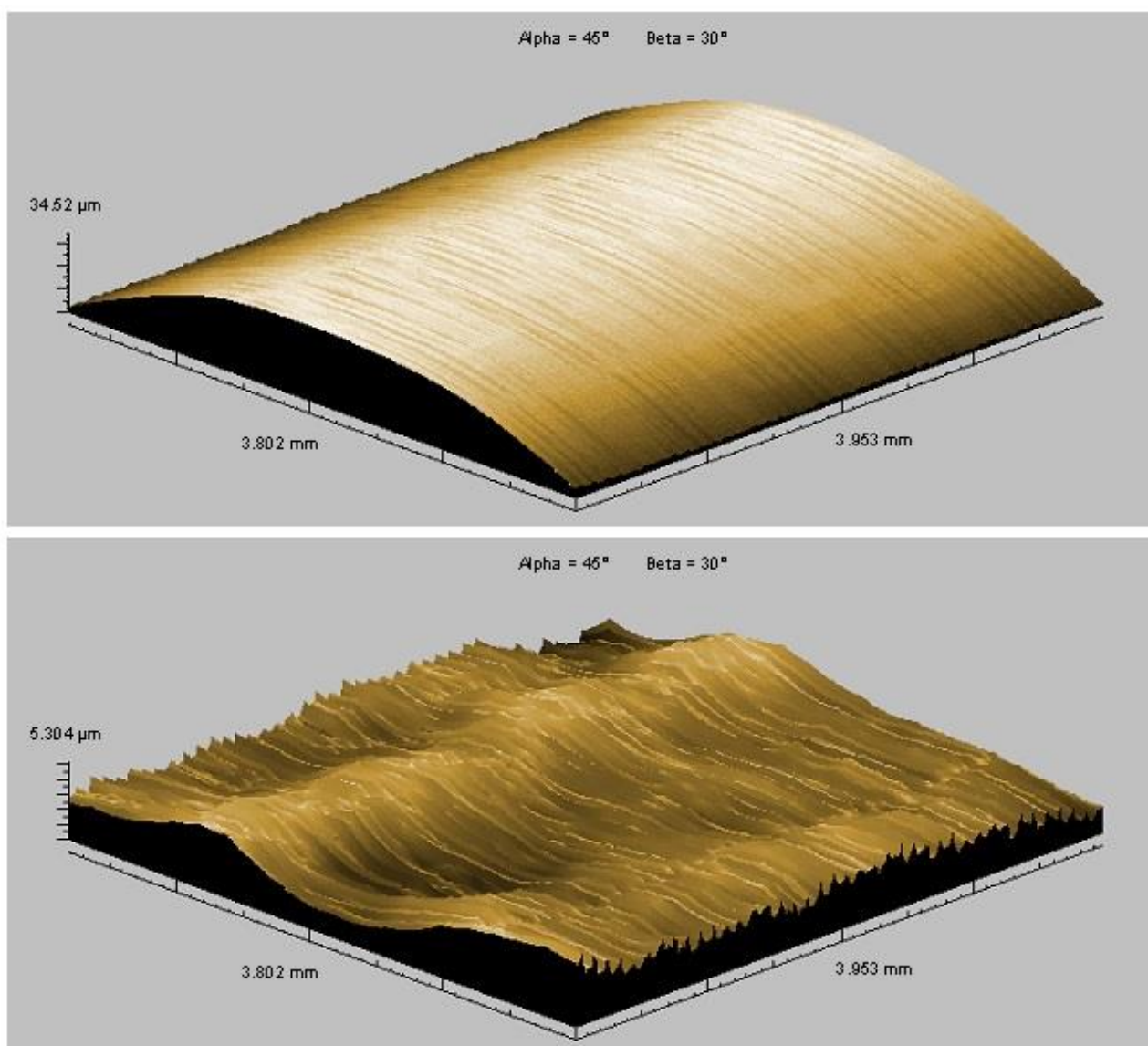


Figura 4.94 - Immagine 3D della superficie post tornitura (Condizione DRY)

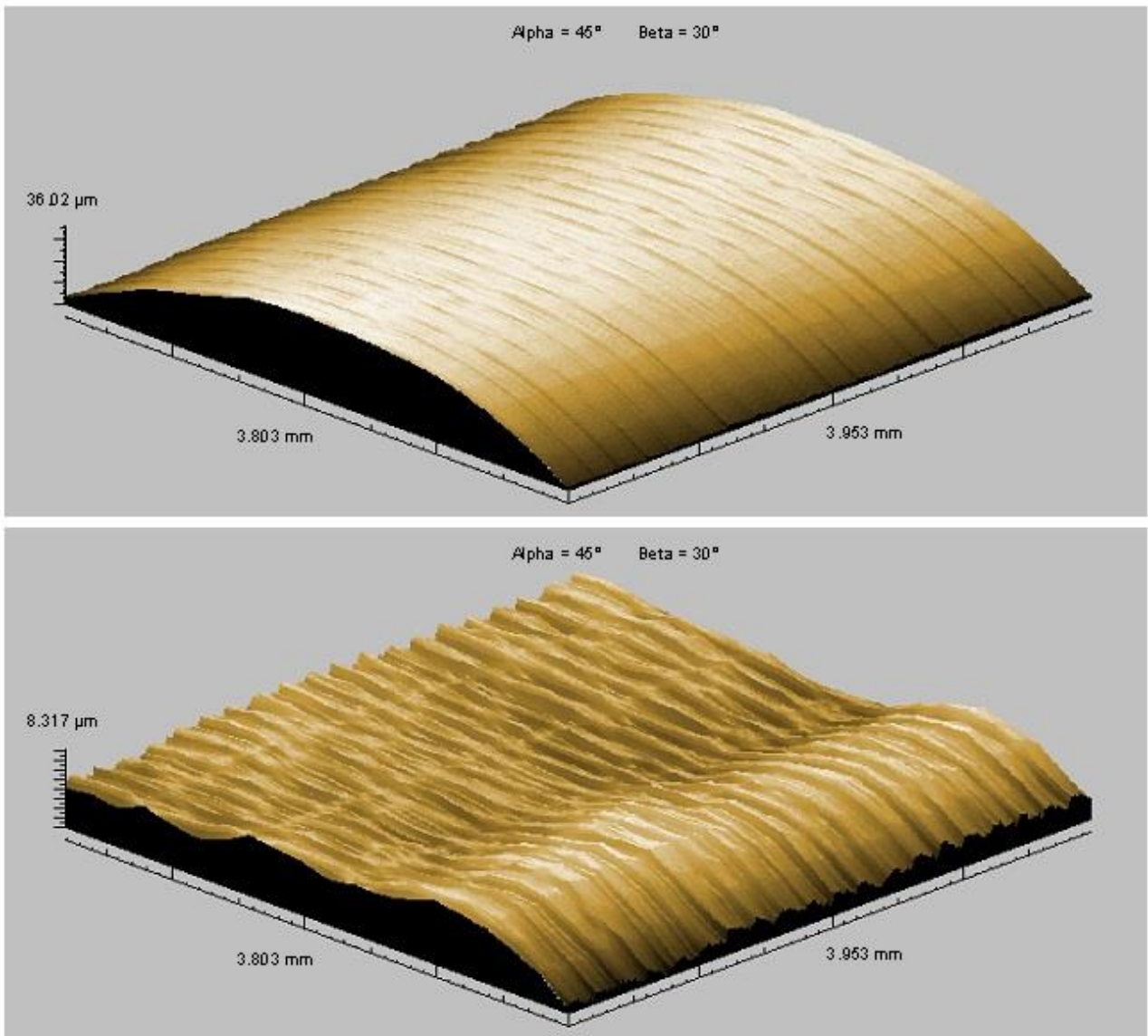


Figura 4.95 - Immagine 3D della superficie post tornitura (Condizione WET)

A seguito della soppressione di forma si ottiene un'amplificazione dei difetti superficiali che rendono evidenti le ondulazioni lasciate in direzione assiale (direzione dell'avanzamento) e in direzione tangenziale (direzione della velocità di taglio).

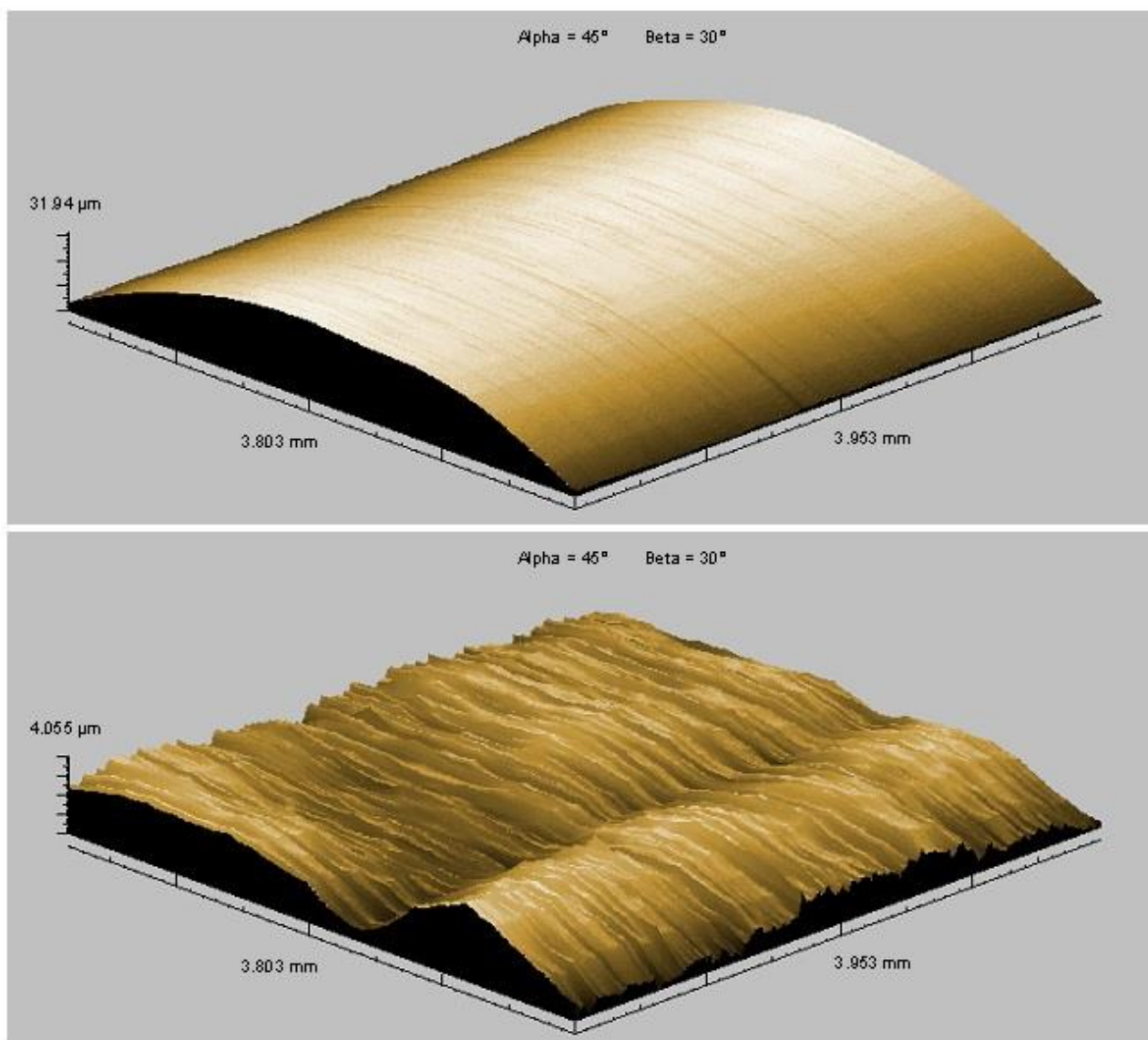


Figura 4.96 - Immagine 3D della superficie post tornitura (Condizione MQL)

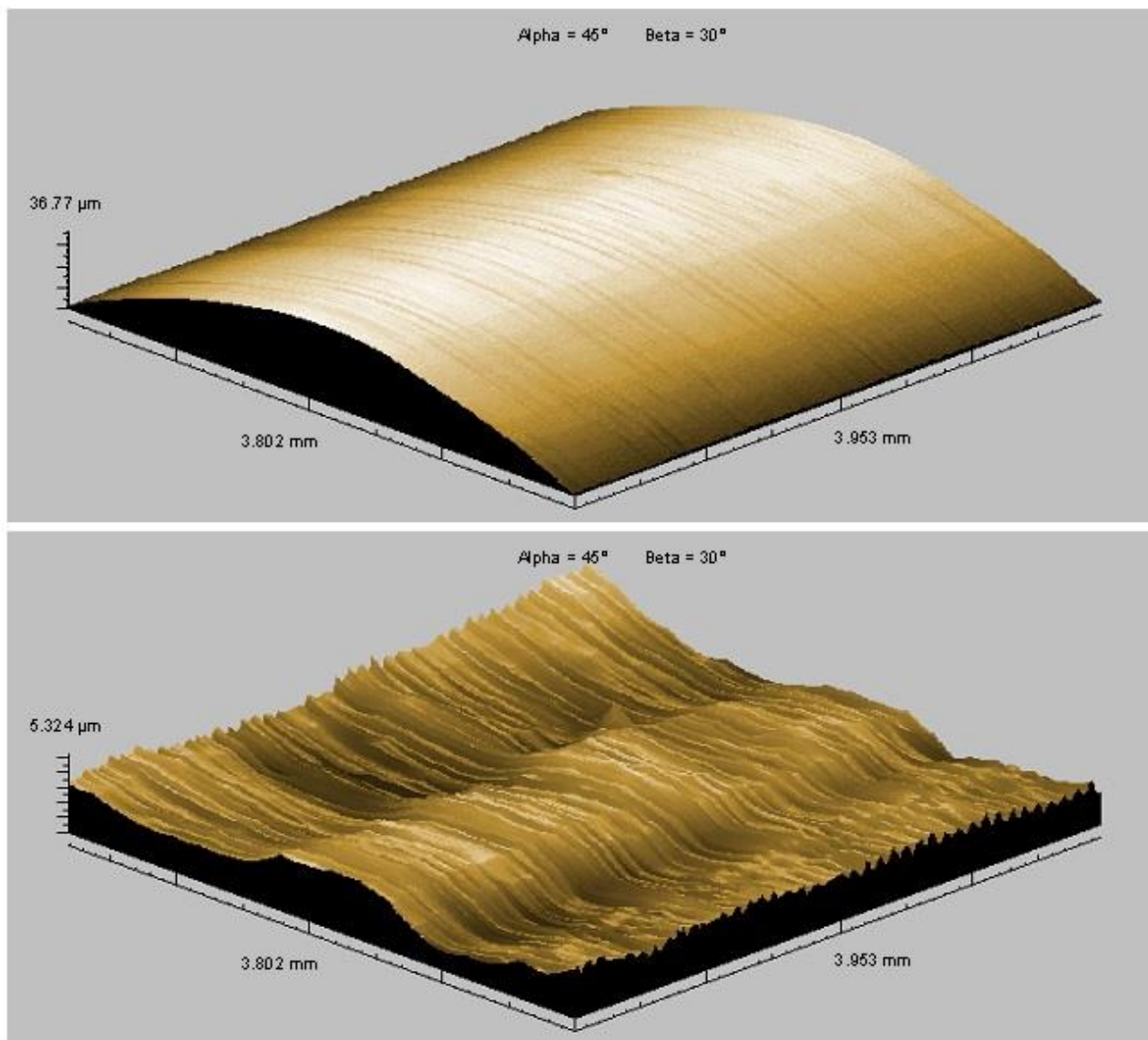


Figura 4.97 - Immagine 3D della superficie post tornitura (Condizione MQC)

4.4.2.6. Analisi economica

I valori di analisi economica sono riportati nella tabella 4.18.

Tabella 4.18 - Costi e tempi di produzione per i diversi sistemi di lubro-refrigerazione

C [€/cm³]				Costo produttivo per cm ³ rimosso			
Dry	Wet	ML	MQC	te [min] - Ve [m/min]			
0,2129	0,2014	0,2375	0,2256	Dry	Wet	ML	MQC
				21,38 - 33	53,86 - 58	22,81 - 42	23,34 - 41
t [min/cm³]				Tempo richiesto per rimuovere 1 cm ³			
Dry	Wet	ML	MQC	tq [min] - Vq [m/min]			
0,2413	0,1833	0,2290	0,1670	Dry	Wet	ML	MQC
				10,08 - 37	23,87 - 60	10,89 - 45	15,16 - 43

L'uso del fluido da taglio fornisce un costo di produzione per cm^3 di materiale asportato inferiore rispetto alle altre condizioni di lubro-refrigerazione; l'utilizzo del sistema MQL comporta una notevole riduzione del consumo di lubrificante, ma lo scarso potere refrigerante, con una conseguente minor durata del tagliente, rende tale sistema, nella lavorazione dell'alluminuro di titanio, il più oneroso.

L'utilizzo della lubro-refrigerazione minimale consente di rimuovere, a parità di tempo, più materiale rispetto alle altre condizioni ma a causa del suo maggiore costo di utilizzo risulta meno economico rispetto al tradizionale.

4.5. Ti-6Al-4V

La caratterizzazione della lega di titanio in esame è stata suddivisa in due parti. La prima è costituita da prove tribologiche per valutare i meccanismi di usura che si generano tra i materiali in contatto (WC-Co/Ti-6Al-4V), mentre nella seconda parte sono state eseguite le prove di tornitura operando senza l'impiego del lubro-refrigerante (condizione DRY).

4.5.1. Prove tribologiche

L'obiettivo di queste prove era quello di simulare la lavorazione meccanica della lega di titanio utilizzando le sfere in carburo di tungsteno. Per tale motivo sono state utilizzate sfere la cui finitura superficiale era pari a $0,25 \mu\text{m}$, simile a quella degli utensili in metallo duro (R_a circa $0,3 \mu\text{m}$) normalmente impiegati nella lavorazione.

Le proprietà tribologiche della lega di titanio e le sfere di WC-Co senza rivestimento e rivestite con AlTiN vengono confrontate in termini di coefficiente di attrito (COF), rilievi 2D e 3D della superficie usurata, volume di materiale asportato e profondità della traccia d'usura.

4.5.1.1. Coefficiente di attrito

I valori del coefficiente di attrito sono stati registrati separatamente per ciascuna prova, ogni 200 ms. In tabella 4.19 sono riportati i valori medi e le deviazioni standard del COF per ogni condizione.

Tabella 4.19 - Coefficiente d'attrito medio ottenuto nelle diverse condizioni di prova

Test	Non rivestite				Rivestite			
	RT		HT		RT		HT	
	Average	St. Dev.	Average	St. Dev.	Average	St. Dev.	Average	St. Dev.
SS = 0,1 m/s	0,38	0,04	0,41	0,06	0,42	0,05	0,44	0,05
L = 5 N	0,39	0,05	0,41	0,06	0,44	0,05	0,46	0,05
SS = 0,1 m/s	0,37	0,04	0,39	0,05	0,37	0,04	0,41	0,05
L = 10 N	0,37	0,04	0,39	0,04	0,38	0,04	0,40	0,04
SS = 0,2 m/s	0,31	0,06	0,40	0,07	0,34	0,06	0,41	0,06
L = 5 N	0,31	0,06	0,39	0,07	0,35	0,06	0,42	0,06
SS = 0,2 m/s	0,29	0,05	0,35	0,06	0,31	0,05	0,36	0,05
L = 10 N	0,29	0,05	0,34	0,06	0,31	0,06	0,36	0,06

L'analisi dei valori medi delle fluttuazioni del COF è stata fatta per valutare l'effetto di ciascuna variabile (carico L, velocità di scorrimento SS, temperatura e rivestimento) sull'attrito:

- A parte un'eccezione (RT, SS 0,1 m/s, L = 10 N), la presenza del rivestimento AlTiN determina un leggero aumento dell'attrito in tutte le condizioni (Fig. 4.98).
- L'aumento del carico normale comporta una diminuzione del coefficiente di attrito (Fig. 4.99).
- I risultati evidenziano come la temperatura influenzi il COF (soprattutto a velocità di scorrimento maggiore), poiché in tutti i casi è stato osservato un aumento dell'attrito a 300 °C rispetto a quello osservato a temperatura ambiente (Fig. 4.100).
- Infine, una riduzione del coefficiente di attrito è stata osservata aumentando la velocità di scorrimento. Il fenomeno è particolarmente rilevante a temperatura ambiente (Fig. 4.101).

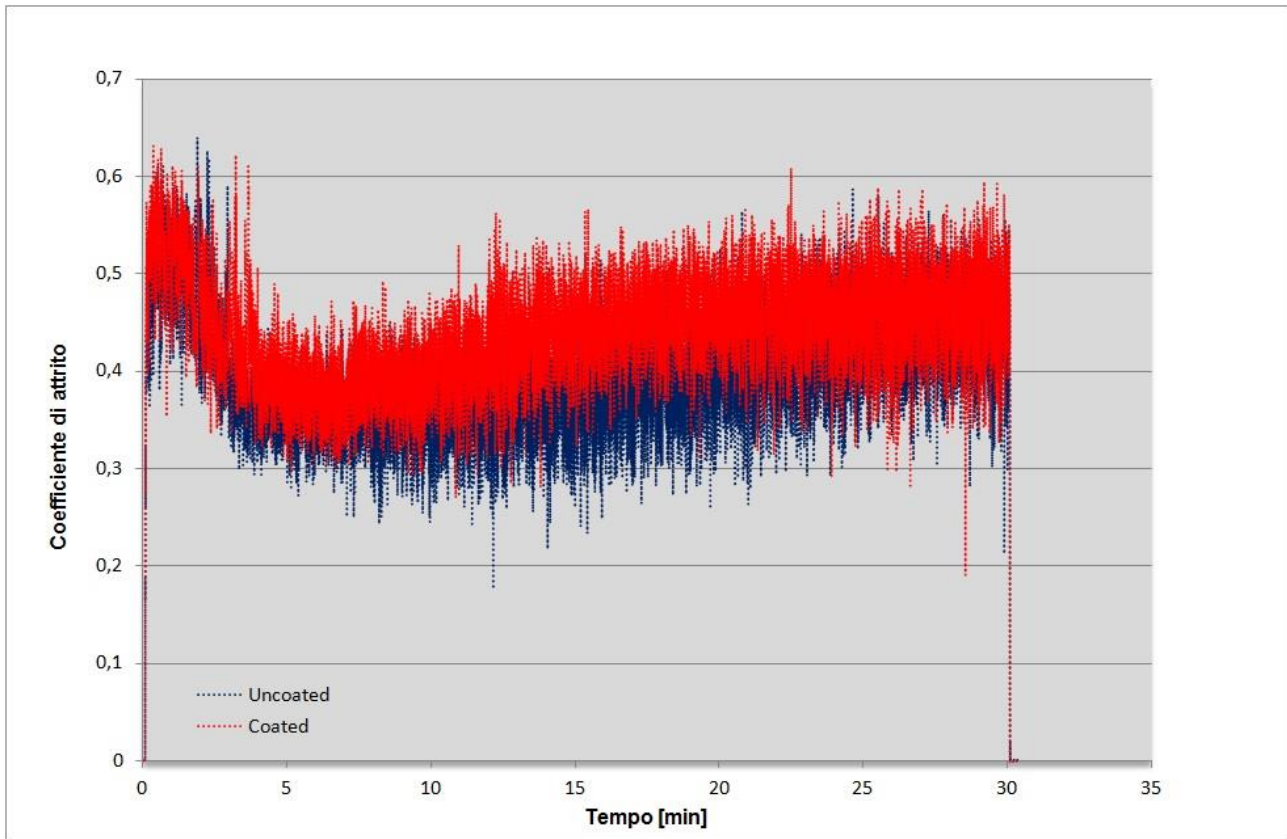


Figura 4.98 - Influenza rivestimento (Temperatura ambiente, SS = 0,1 m/s, L = 5 N)

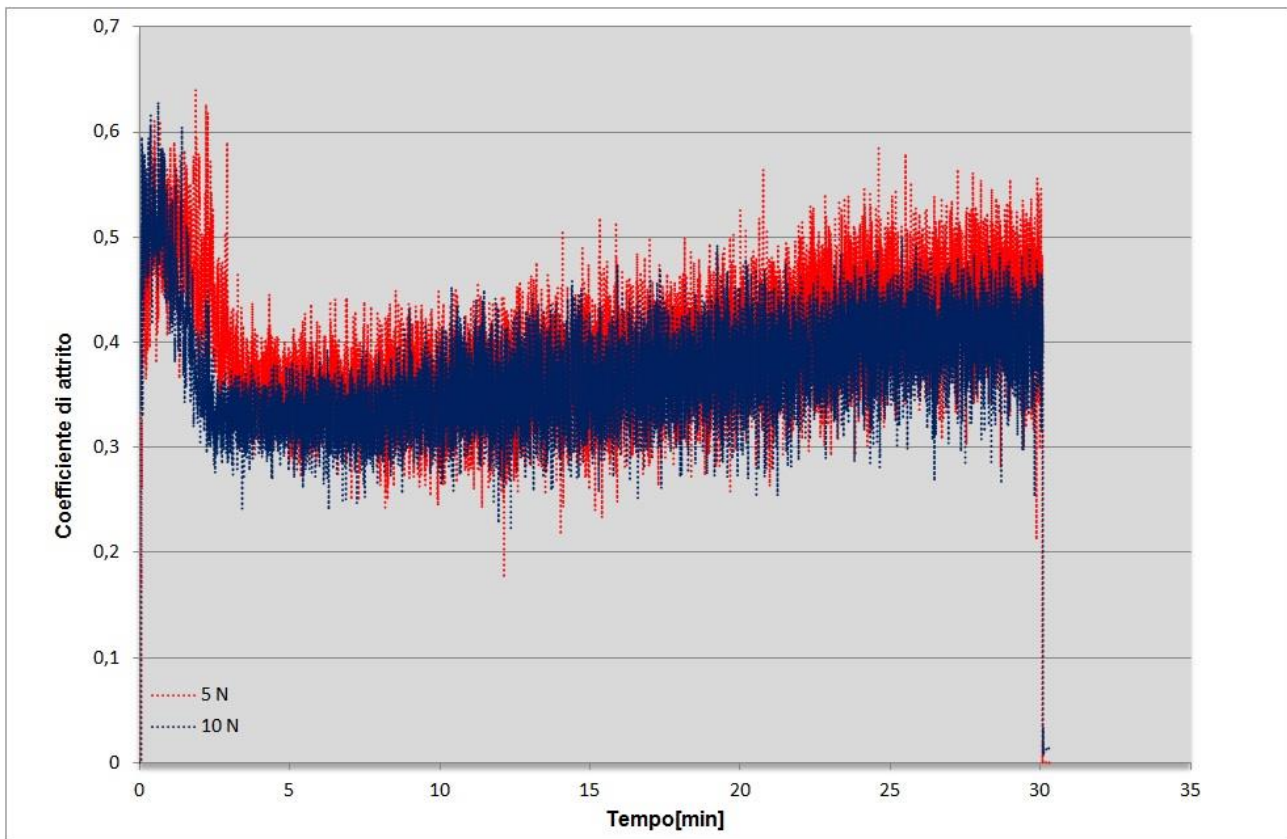


Figura 4.99 - Influenza carico normale (Temperatura ambiente, SS = 0,1 m/s, Senza rivestimento)

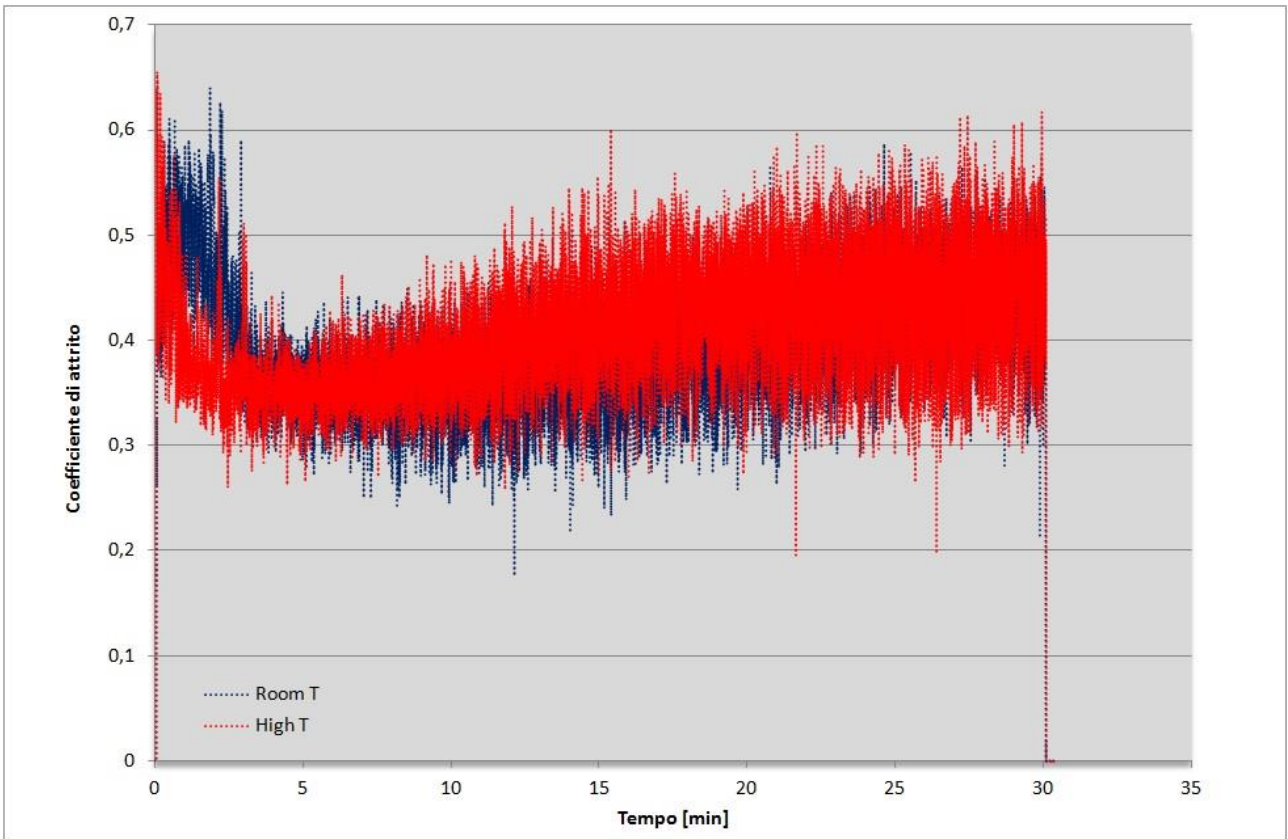


Figura 4.100 - Influenza temperatura ($L = 5 \text{ N}$, $SS = 0,1 \text{ m/s}$, Senza rivestimento)

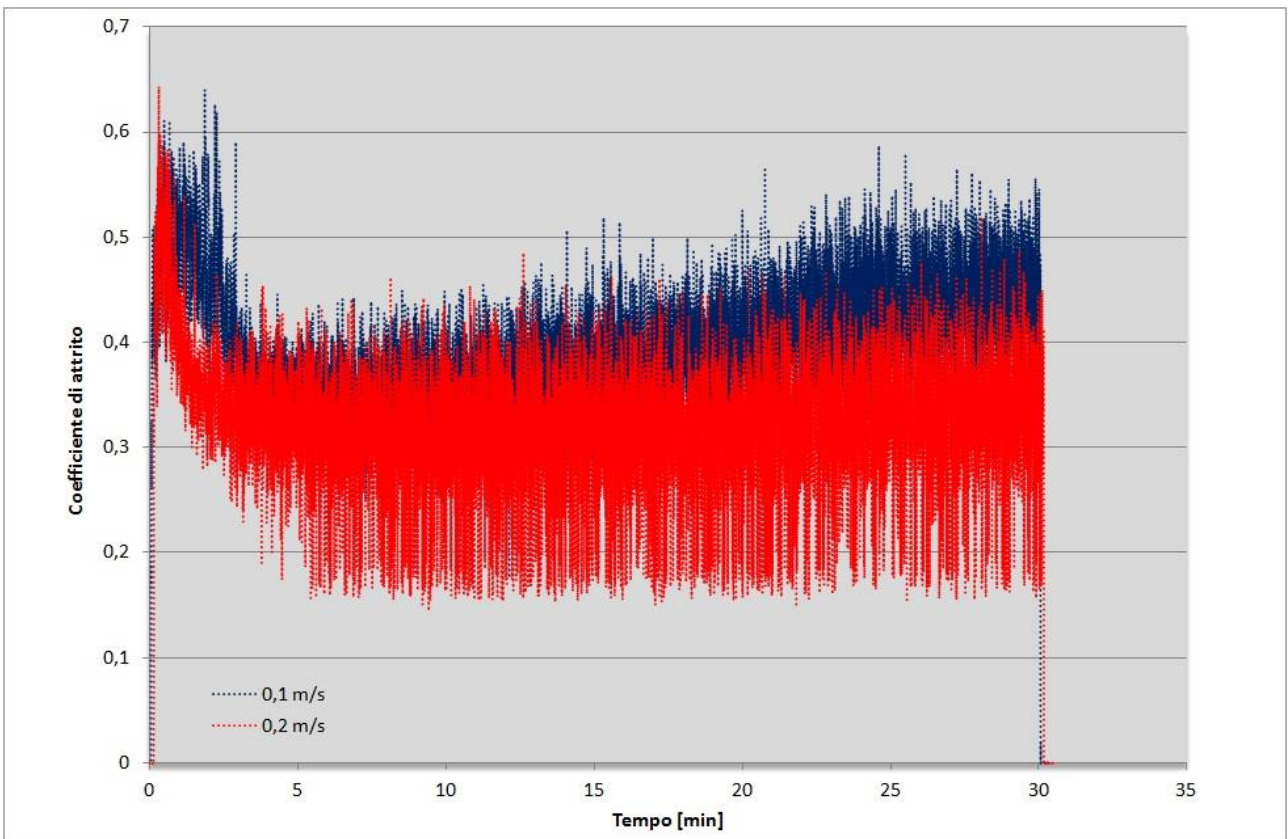


Figura 4.101 - Influenza velocità di scorrimento (Temperatura ambiente, $L = 5 \text{ N}$, Senza rivestimento)

Dalle curve del COF è possibile osservare tre fasi:

1. una prima fase, corrispondente ai cicli inferiori, e in cui si rilevano i valori più bassi del COF (forse a causa della protezione offerta da un film d'inquinamento superficiale sulle superfici del campione [97]);
2. una fase di transizione, che corrisponde alla ripida salita del COF dal valore più basso a quello relativamente elevato;
3. una fase costante, corrispondente ai valori di COF stabilizzati a cicli elevati.

Questa tendenza è stata osservata in quasi tutte le condizioni sperimentali. Le curve precedenti mostrano anche l'elevata fluttuazione del coefficiente di attrito, tipica dei contatti tribologici di queste prove, che si verifica durante tutte le prove.

4.5.1.2. Analisi tracce di usura mediante microscopia

Le superfici della lega Ti-6Al-4V sono state esaminate al microscopio ottico e al SEM per determinare le caratteristiche morfologiche della zona usurata, mentre la composizione chimica è stata determinata mediante l'analisi EDX. La figura 4.102 mostra la morfologia della superficie usurata con le seguenti condizioni di prova: sfera rivestita, temperatura ambiente, $SS = 0,1$ m/s e $L = 5$ N; la superficie è stata osservata mediante microscopia ottica (Fig. 4.102) e SEM (Fig. 4.103).

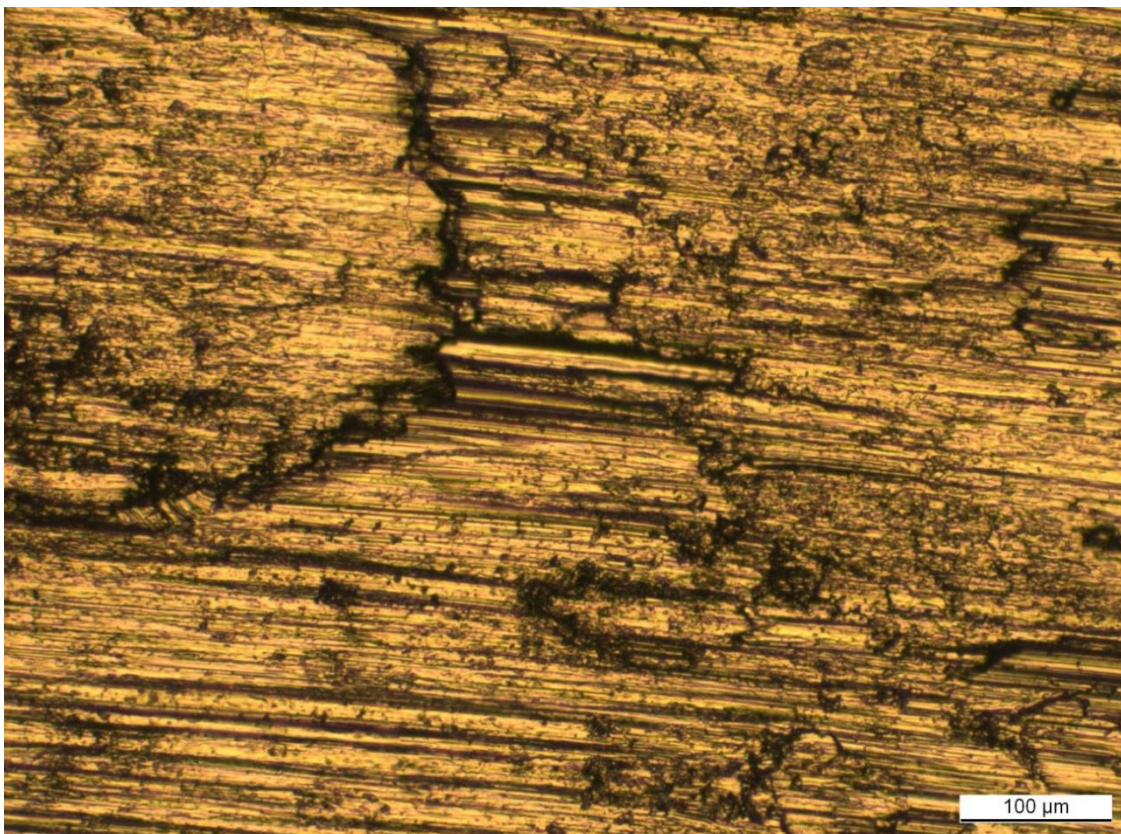


Figura 4.102 - Immagine della traccia d'usura rilevata con il microscopio ottico; ingrandimento 100x

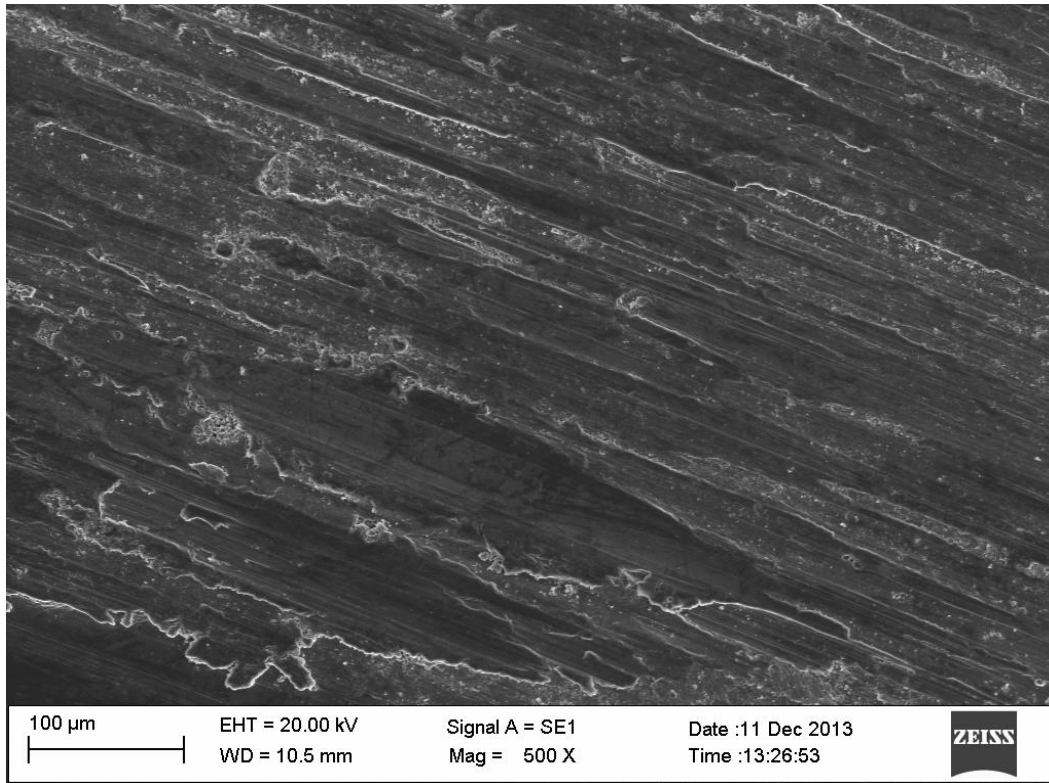


Figura 4.103 - Immagine della traccia d'usura rilevata con il microscopio elettronico a scansione; ingrandimento 500x

La traccia d'usura alle stesse condizioni di prova ma con la temperatura di 300 °C è riportata nella figura 4.104.

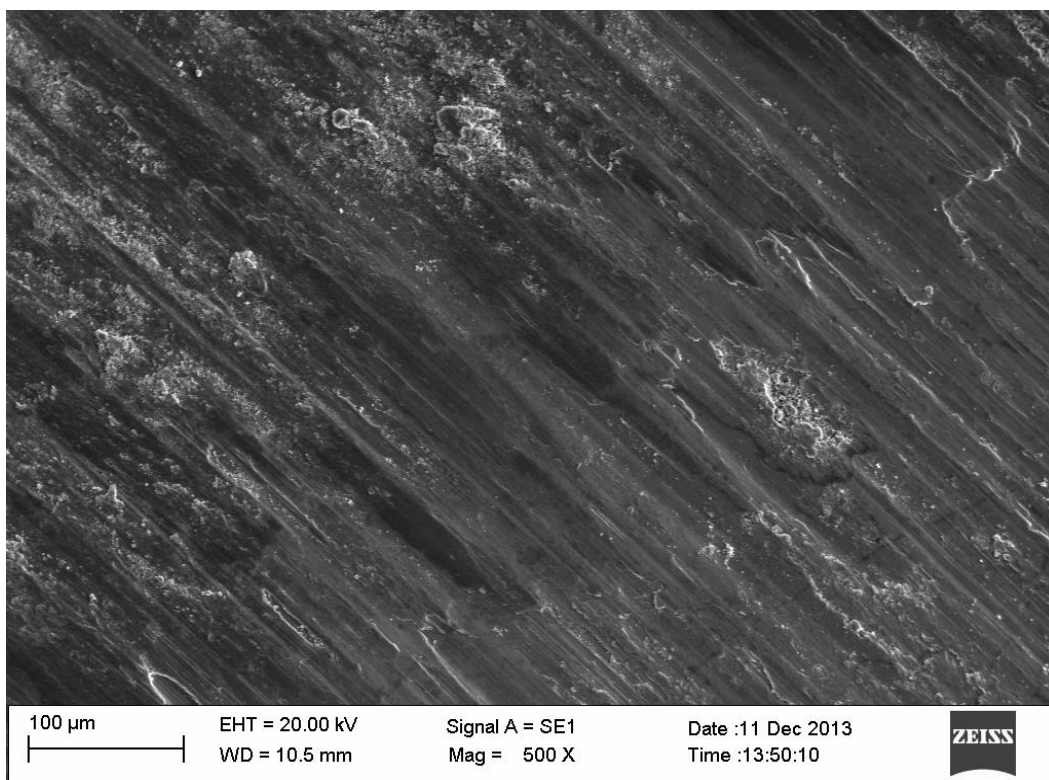


Figura 4.104 - Immagine della traccia d'usura, a 300 °C, rilevata con il microscopio elettronico a scansione; ingrandimento 500x

Si nota che le morfologie delle tracce d'usura ottenute sono quasi simili per entrambe le temperature provate. Infatti, le superfici usurate mostrano sbavature plastiche e formazione locale di multistrati di materiale adeso. Inoltre, le tracce di usura dei dischi sono caratterizzati da scanalature profonde e larghe, un'indicazione della forte usura abrasiva e adesiva.

La presenza di detriti d'usura e di crateri (formati a causa della delaminazione) indicano che l'usura abrasiva e la deformazione plastica sono stati i principali meccanismi di usura. La morfologia delle superfici usurate con la sfera senza rivestimento è simile.

Questo risultato concorda con la letteratura sul comportamento tribologico del titanio. Ad esempio, Cheng e altri [98] hanno analizzato il comportamento tribologico della lega intermetallica Ti-46Al-2Cr-2Nb ad alte temperature, ottenendo superfici usurate caratterizzate dagli stessi fenomeni di usura. Di conseguenza, si può affermare che il meccanismo di usura che si instaura durante il contatto tra Ti-6Al-4V e carburo di tungsteno è una combinazione di "aratura" e delaminazione con la deformazione plastica, usura abrasiva e adesiva.

Il corrispondente spettro ottenuto dall'analisi EDX mostra la distribuzione degli elementi.

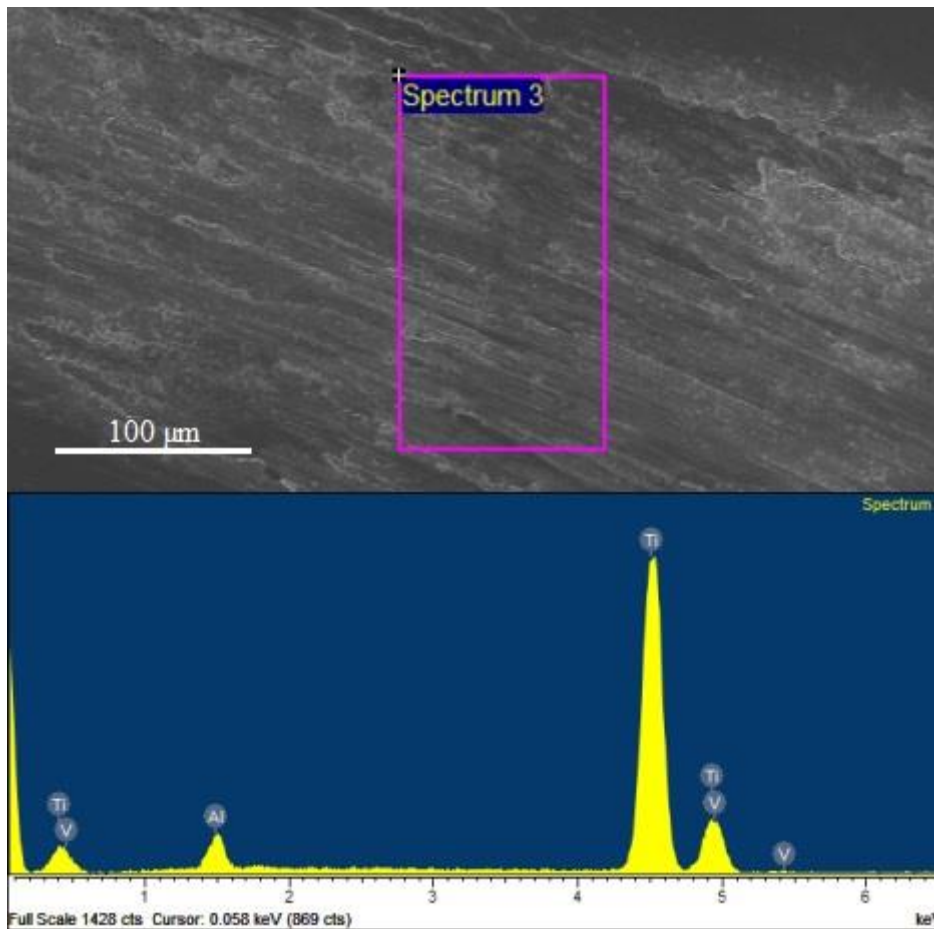


Figura 4.105 - Analisi EDX della traccia d'usura ottenuta sul dischetto di Ti-6Al-4V (SS = 0,1 m/s; L = 5 N; Rivestita; Temperatura ambiente)

La superficie in cui è avvenuto il contatto ha la stessa composizione del resto del disco, senza evidenti segni del trasferimento di materiale dal substrato o dal rivestimento della sfera.

Questo risultato è stato confermato mediante l'utilizzo degli elettroni retrodiffusi, come mostrato in figura 4.106. In tutte le tracce analizzate, ottenute in seguito a prove condotte a temperatura ambiente, è stata rilevata l'assenza di fenomeni di ossidazione.

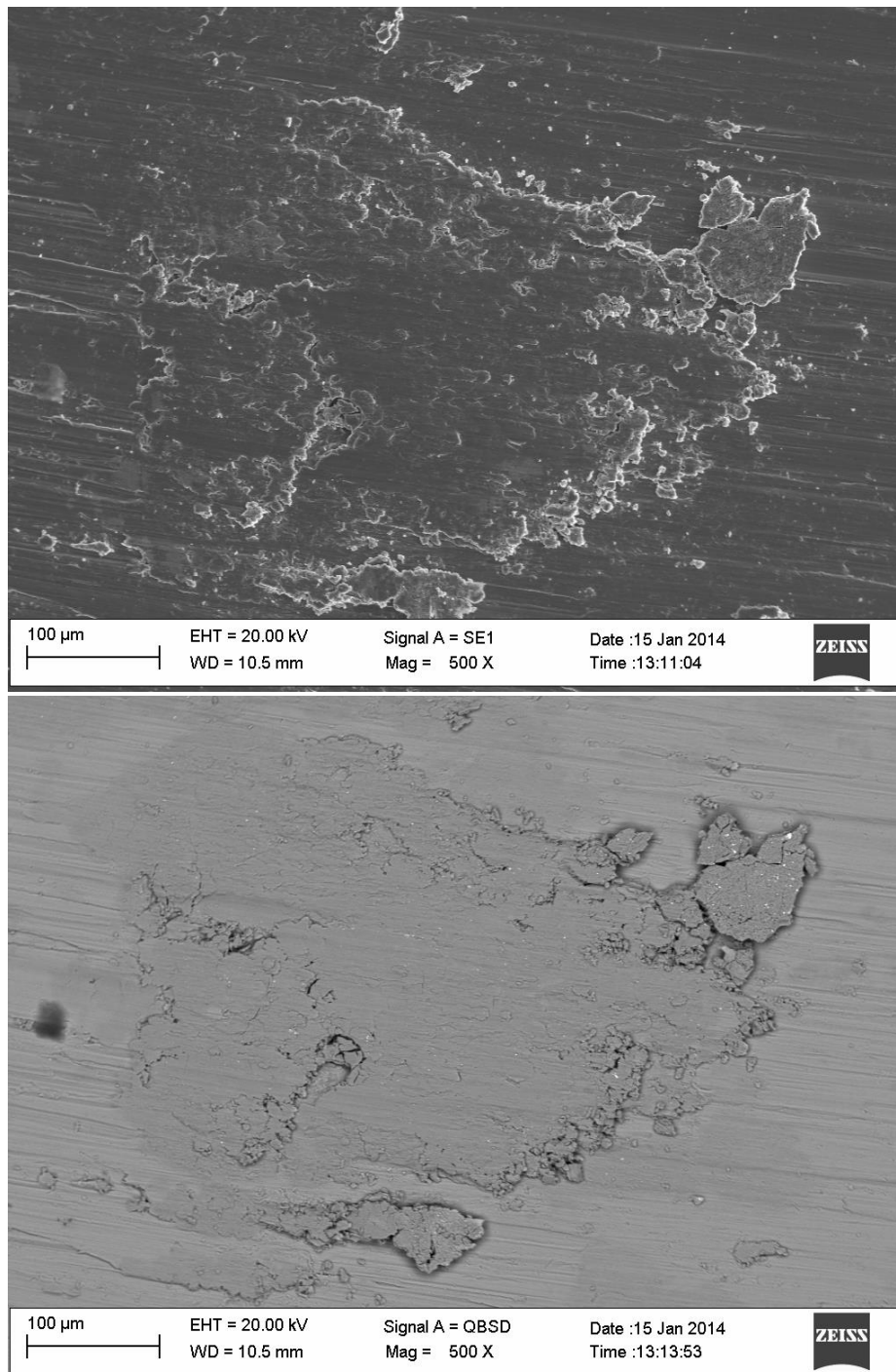


Figura 4.106 - Immagine SEM con elettroni secondari (sopra) e retrodiffusi (sotto) della traccia d'usura del disco in Ti-6Al-4V (SS = 0,1 m/s; L = 5 N; Rivestita; Temperatura ambiente)

La figura seguente mostra i detriti, raccolti alla fine della prova sulla superficie del disco, osservati al microscopio elettronico.

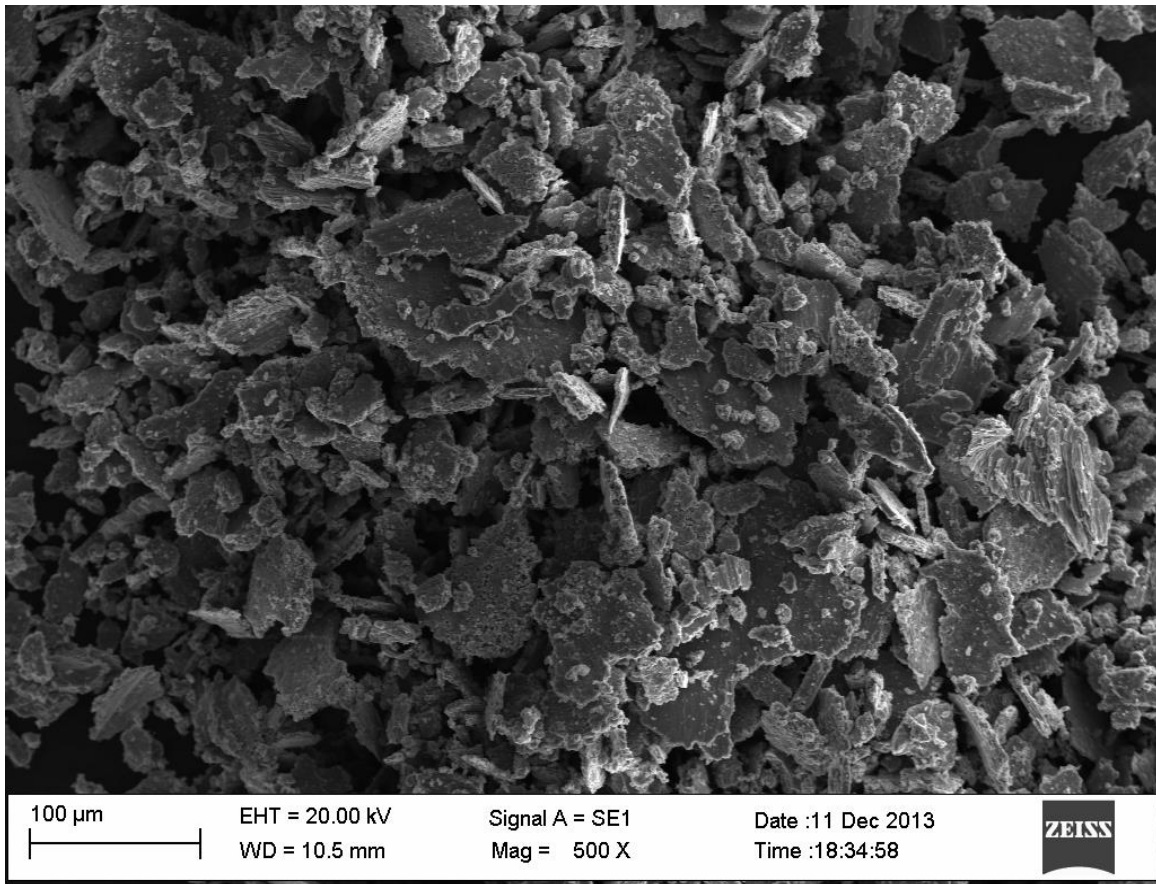


Figura 4.107 - Detriti d'usura ottenuti in seguito allo scorrimento della sfera di WC-Co senza rivestimento contro il disco in Ti-6Al-4V (SS = 0,1 m/s; L = 5 N; Temperatura ambiente)

I detriti di usura sono una combinazione di materiale simile alla polvere, con dimensioni di pochi micron, e scaglie con dimensioni pari a centinaia di micron. Mediante l'analisi EDX si è scoperto che il materiale è proveniente dal disco in Ti-6Al-4V. Poiché anche la sfera viene usurata, questo risultato indica che il rapporto tra volume dell'usura della sfera e volume dell'usura del disco è davvero molto basso.

Analizzando le superfici di usura sulle sfere, è stata osservata la formazione di multistrati di materiale adeso. Per determinare la quantità di lega di titanio trasferito dalla traccia di usura del disco sulla superficie delle sfere, quest'ultime sono state osservate al SEM.

La figura 4.108 mostra le usure ottenute a temperatura ambiente.

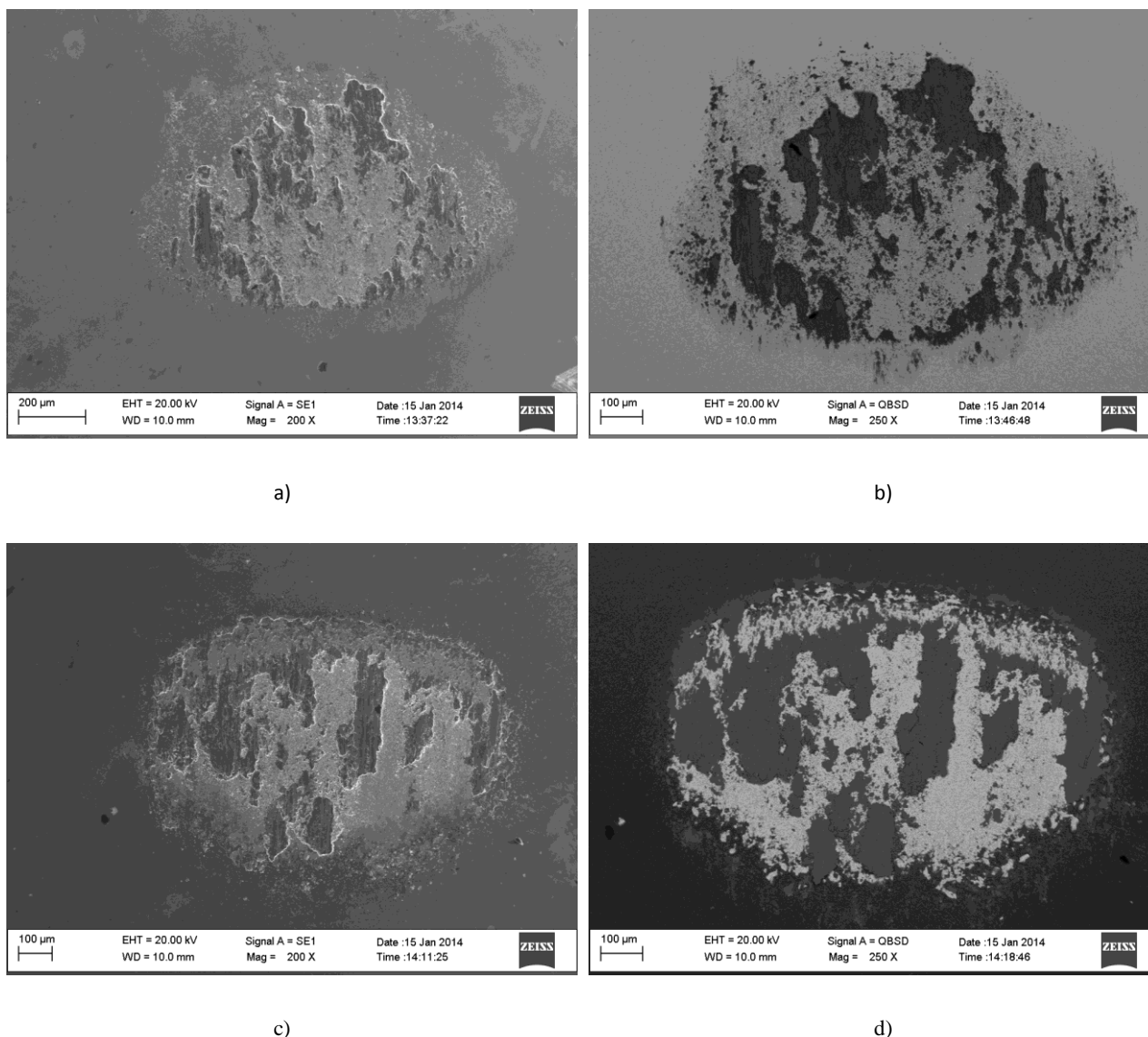


Figura 4.108 - Immagini SEM delle zone d'usura di: a) sfera in WC-Co non rivestita (SE); b) sfera in WC-Co non rivestita (BSD); c) sfera in WC-Co rivestita con AlTiN (SE); d) sfera in WC-Co rivestita con AlTiN (BSD)

Il contrasto permette di osservare la differenza tra la composizione del materiale trasferito e quella del rivestimento o del substrato della sfera. L'immagine della figura 4.108d mostra che il rivestimento è stato rimosso in larga misura (area più chiara, identifica il substrato in WC-Co). Un significativo trasferimento della lega di titanio è stato osservato sulle superfici usurate delle sfere, come evidenziato dalle zone scure in figura 4.108 (dati supportati dagli spettri ottenuti mediante analisi EDX, Fig. 4.109).

Ciò può essere attribuito alla elevata affinità chimica del titanio verso la maggior parte degli elementi. Infatti, è ben noto che la rapida usura dell'utensile durante la lavorazione delle leghe di titanio è causata dall'elevata reattività chimica del titanio [55, 99]. L'entità del materiale trasferito è simile per entrambe le condizioni, con o senza rivestimento.

Gli stessi fenomeni avvengono anche durante le prove ad alta temperatura (Fig. ?). La figura ? mostra la superficie di contatto della sfera non rivestita dopo la prova eseguita a 300 °C, mentre la figura ? riporta l'analisi EDX, mostrando che l'area di contatto è stata quasi interamente coperta da uno strato di materiale asportato dal disco.

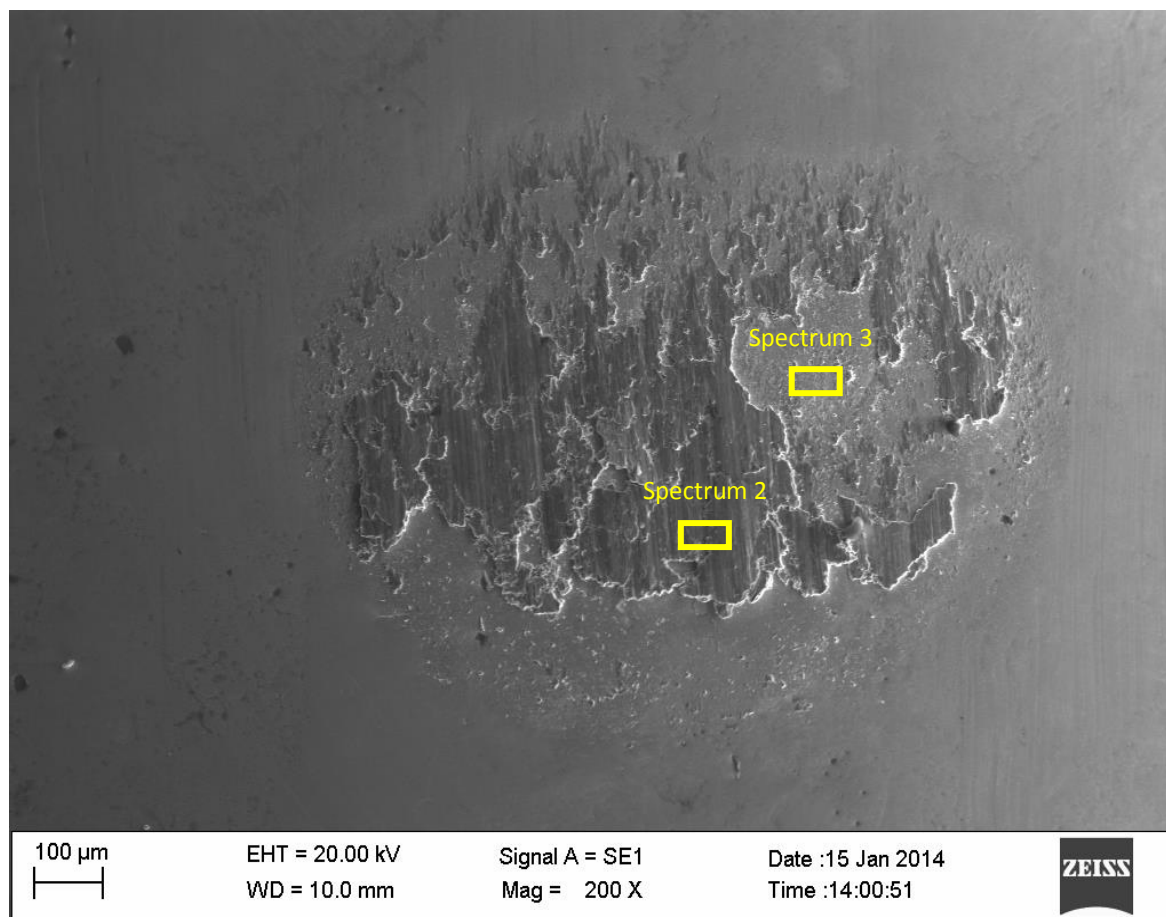


Figura 4.109 - Immagine SEM dell'usura rilevata sulla sfera non rivestita (SS = 0,2 m/s, L = 5 N, 300°C)

L'area più scura, presente in figura, è composta da elementi tipici della lega di titanio (Fig. 4.110a), confermando che il trasferimento del materiale dal disco avviene in modo massiccio. Lo spettro della zona usurata con meno materiale adeso (Fig. 4.110b) mostra la presenza di elementi della lega ma anche tungsteno e ossigeno.

L'ossigeno è stato rilevato in tutte le prove eseguite ad elevata temperatura; ciò indica che la superficie usurata è stata parzialmente ossidata. Questi risultati, soprattutto la presenza dell'ossigeno nella zona meno soggetta al trasferimento del materiale, suggerisce che la lega di titanio non ha subito alcuna ossidazione pesante, avvenuta invece sulla sfera in WC-Co.

Infatti, l'ossidazione del tungsteno avviene a temperatura comprese tra i 500 e gli 800 °C, mentre la lega di titanio ossida a 600 °C.

Per quanto riguarda l'ossido che si è formato, il più probabile è il tungsta WO_3 (triossido di tungsteno) [100, 101], formato dall'elevate temperature generate dall'attrito durante lo scorrimento.

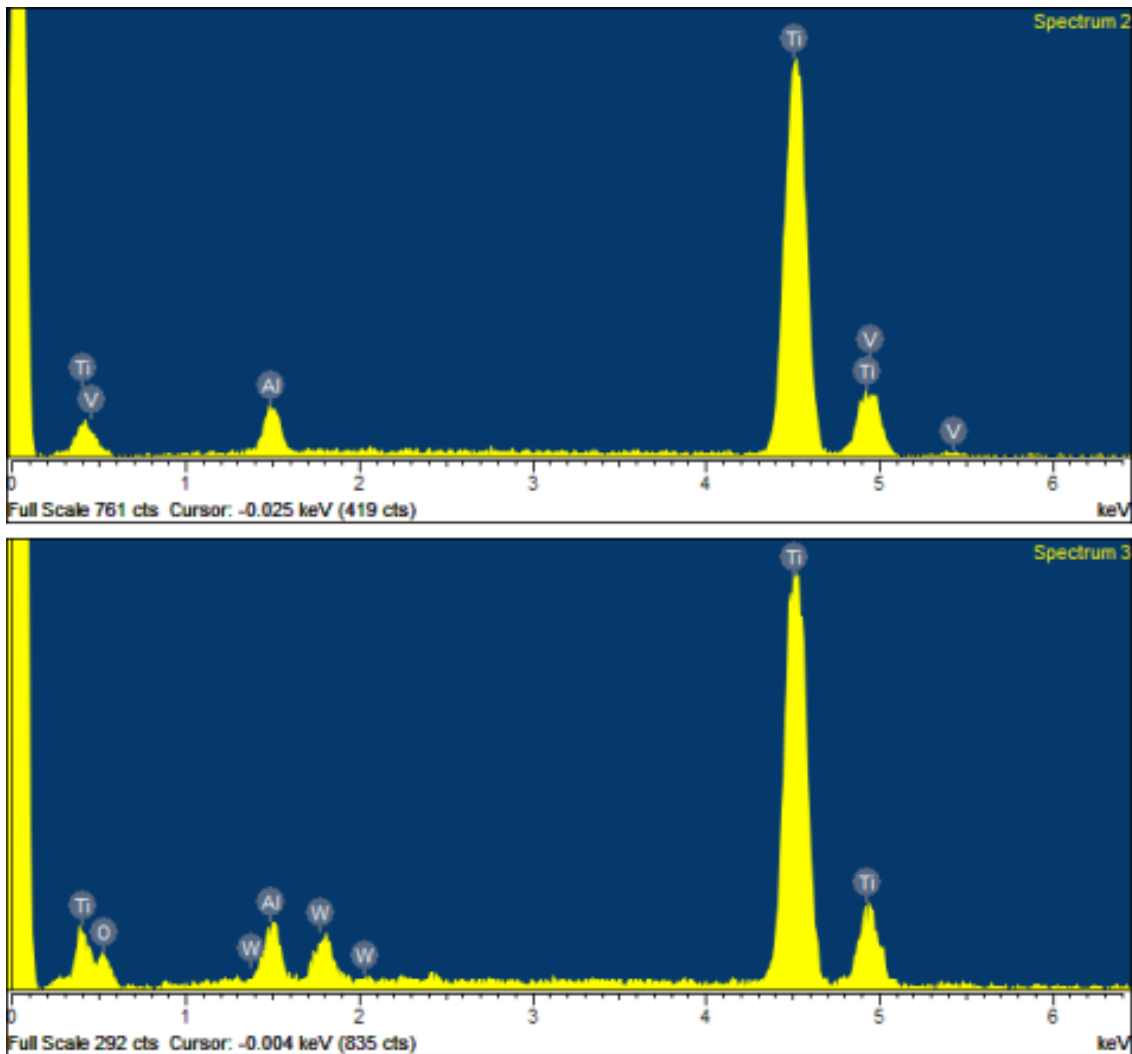


Figura 4.110 - Analisi EDX della zona d'usura sulla sfera non rivestita; (a) spettro 2 e (b) spettro 3

Quando due superfici sono in contatto tra loro, la pressione di contatto provoca la deformazione elastica e plastica delle superfici. L'ossidazione termica produce un minore attrito, provocando un migliore scorrimento e quindi una diminuzione delle deformazioni tra gli strati, come riportato anche da Wang e altri [102]. Essi hanno dimostrato che l'ossidazione termica migliora la resistenza all'usura della lega Ti-6Al-4V e lo strato di ossido controlla l'usura adesiva e diffusiva.

4.5.1.3. Analisi tracce di usura mediante profilometro

La quantità di materiale trasferito sulla superficie di contatto della sfera è stata determinata mediante profilometria (tabella 4.20, carico = 10 N).

Tabella 4.20 - Volume di lega Ti-6Al-4V trasferito sulla superficie della sfera determinate mediante profilometria

2D					
SS = 0,1 m/s			L = 10 N		
Non rivestita			Rivestita		
RT	0,00401	mm ³	RT	0,00368	mm ³
HT	0,00125	mm ³	HT	0,00103	mm ³
SS = 0,2 m/s			L = 10 N		
Non rivestita			Rivestita		
RT	0,00520	mm ³	RT	0,00422	mm ³
HT	0,00135	mm ³	HT	0,00116	mm ³

L'aumento della velocità di scorrimento ha un'influenza trascurabile sul trasferimento di materiale, mentre la temperatura ha un ruolo fondamentale, in quanto la quantità di materiale adeso è ridotta a 300 °C rispetto a quella trovata a temperatura ambiente. La presenza del rivestimento AlTiN sembra limitare il trasferimento di materiale. Durante le misure con il profilo metro, è stato rilevato l'accumulo di materiale in particolare sulla zona anteriore della sfera (Fig. 4.111). Questo può aver cambiato la geometria di contatto, prevenendo o promuovendo un effetto di "aratura" durante lo scorrimento.

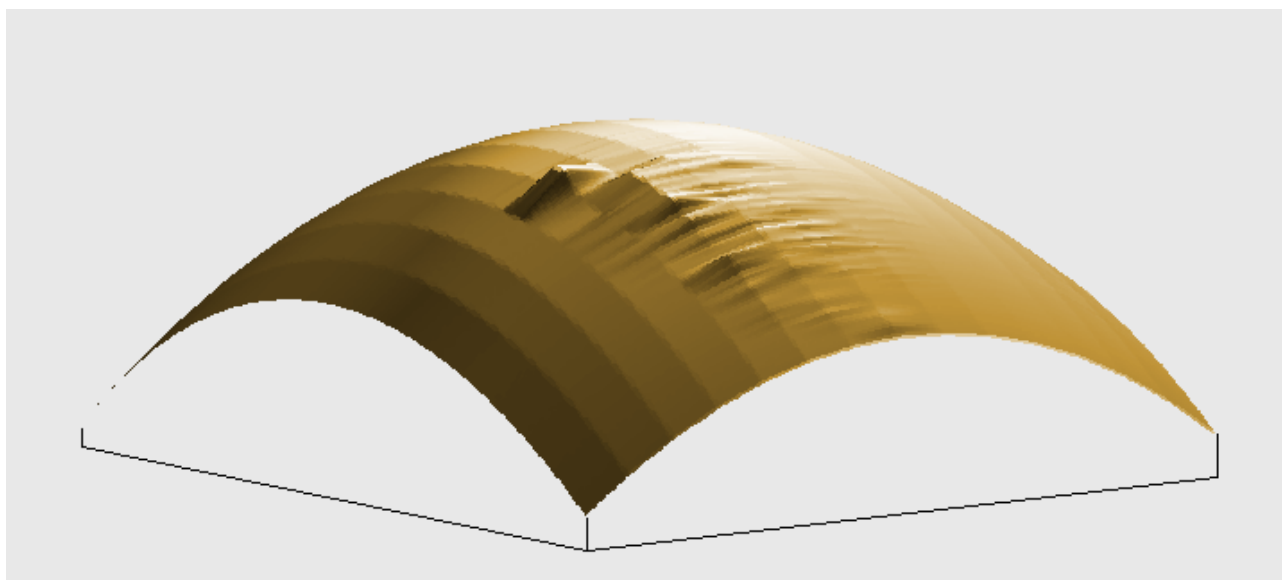


Figura 4.111 - Ti-6Al-4V sulla superficie (SS = 0,1 m/s; L = 10 N; Non rivestita; Temperatura ambiente)

La piccola differenza tra le usure delle sfere, rivestite con quelle senza rivestimento, deriva principalmente dall'efficienza della loro diversa rimozione dei detriti e dalle proprietà di carico e, in misura minore, dal diverso comportamento verso il fenomeno dell'accumulo di materiale.

Il coefficiente di attrito sembra essere correlato con la quantità di materiale trasferito sulla superficie della sfera; aumenta quando la quantità di materiale diminuisce.

Questi risultati sull'attrito mostrano una tendenza leggermente diversa rispetto ai risultati presenti in letteratura. Alcuni autori, come Baker [103], ritengono che l'attrito può essere trascurato nella lavorazione delle leghe di titanio con utensili in metallo duro. Mentre altri autori, come Battaglia e altri [104], Cotterell e Byrne [105] o Sima e Özel [106] ritengono che il coefficiente di attrito sia costante e pari a circa 0,5.

Nei test svolti in questo studio i valori di attrito erano compresi nell'intervallo 0,29 - 0,44 a temperatura ambiente e 0,34 - 0,45 a temperatura elevata (300 °C).

I risultati hanno mostrato la formazione di multistrati di materiale, accumulato sulla zona della sfera direttamente a contatto con il disco, che possono aver cambiato la geometria di contatto.

Qu [107] ha rilevato una grande variazione del coefficiente di attrito durante lo scorrimento della lega di titanio contro l'acciaio inossidabile o la ceramica. La fluttuazione è causata dalla formazione di periodiche e localizzate fratture di uno degli strati di materiale adeso. Esperimenti effettuati da Long [108] hanno dimostrato che l'adesione ha luogo con i detriti più grandi, l'"aratura" causa la formazione di detriti più piccoli e l'attrito è direttamente legato alle asperità dovute alla deformazione e alle fratture locali.

Durante il primo passaggio, lo scorrimento della sfera sul disco provoca una grave deformazione plastica e una grande quantità di materiale trasferito. Questo trasferimento è significativo per la lega Ti-6Al-4V e agisce come se fosse un film lubrificante solido. Il contatto si modifica, diventando un contatto Ti/Ti e questo può diminuire il coefficiente di attrito durante i passaggi successivi. Long ha concluso che il comportamento tribologico delle leghe di titanio dipende dalla loro deformazione superficiale e dalle caratteristiche di trasferimento del materiale.

A questo proposito, i risultati di questo studio sono in accordo con i risultati precedenti. Infatti, maggiore è il volume di materiale trasferito, minore è il coefficiente di attrito, come si può osservare dai dati riportati nelle precedenti tabelle.

Lungo le tracce d'usura ottenute sui dischi, sono stati rilevati i profili 2D (Fig. 4.112). In base alle misure eseguite, sono stati determinati i valori di profondità massima dell'usura, riportati in tabella 4.21.

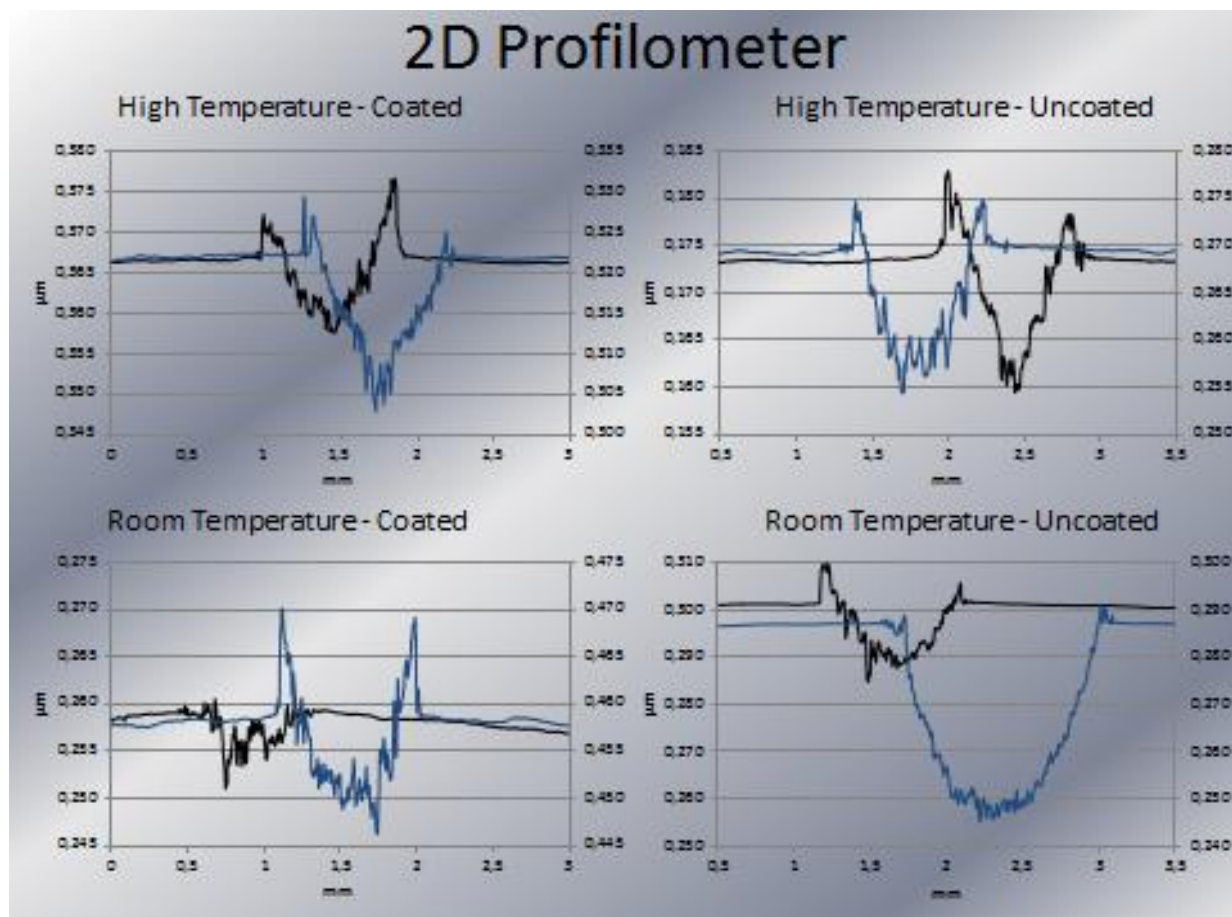


Figura 4.112 - Profili 2D rilevati sulle tracce d'usura

La larghezza delle tracce è di circa 1 mm. Le colline che si osservano sono dovute alla deformazione plastica del materiale spinto verso l'esterno dal passaggio della sfera. Dai profili 2D ottenuti, è possibile dedurre che c'è una variabilità nella forma e nelle dimensioni delle tracce.

Tabella 4.21 - Valori profondità massima delle tracce d'usura determinati con i profili 2D

SS = 0,1 m/s		L = 10 N	
Non rivestita	[µm]	Rivestita	
RT	HT	RT	HT
24,486	33,544	30,832	35,546
SS = 0,2 m/s		L = 10 N	
Non rivestita	[µm]	Rivestita	
RT	HT	RT	HT
31,432	32,096	33,756	36,122

C'è stato un aumento significativo della profondità della traccia d'usura, corrispondente all'utilizzo del rivestimento e con una temperatura di 300 °C; ciò indica che il rivestimento porta ad un beneficio in termini di volume di materiale asportato. Tale caratteristica è interessante in una potenziale applicazione sugli utensili per scopi di lavorazione.

In figura 4.113 è riportata la riproduzione 3D della traccia di usura dei dischi.

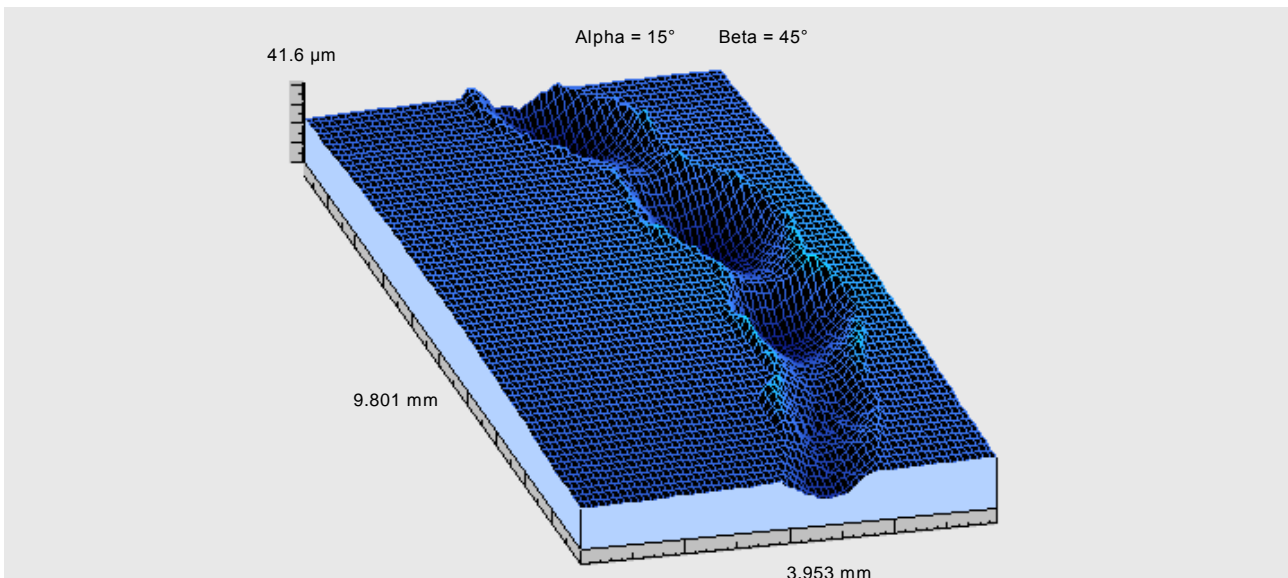


Figura 4.113 - Profili 3D usati per valutare il volume di materiale rimosso (SS = 0,1 m/s; L = 10 N; Rivestita; Alta temperatura)

La topografia mostra l'elevata usura e il suo aspetto irregolare, dovuto probabilmente all'effetto di "aratura" della sfera sul disco (materiale più morbido) con conseguente usura abrasiva e adesiva. Il materiale usurato è in parte trasferito e saldato sulla superficie di contatto della sfera, formando il multistrato, e in parte forma i detriti d'usura. La traccia di usura irregolare influenza anche l'andamento del coefficiente di attrito, aumentandone il valore.

Le misure 3D hanno permesso di calcolare il volume totale dell'usura. Le misure sono state effettuate in cinque posizioni differenti della traccia circolare di usura (ciascuna misura include 10 mm della traccia di usura), utilizzando il metodo integrale. I volumi di usura delle tracce usurate, in condizioni diverse, sono riportati nella tabella 4.22.

Come previsto, aumentando la velocità di scorrimento e la temperatura, i volumi di materiale asportato sono aumentati.

I volumi di usura dei campioni possono includere tre parti: (a) le “spallations” (può essere visto in Fig. 4.114) di diversi strati (i detriti sono stati rimossi dalle superfici di contatto e accumulati sul bordo della traccia di usura), (b) i detriti trasferiti e saldati sulla superficie del campione, e (c) i normali detriti da usura.

Tabella 4.22 - Valori del volume di materiale rimosso in differenti condizioni di prova

		SS = 0,1 m/s		L = 10 N	
		Non rivestita		Rivestita	
		RT	HT	RT	HT
Average		0,05573	0,07509	0,07506	0,08346
St. Dev.		0,01402	0,01882	0,02861	0,01142
Materiale rimosso					
[mm³]	→	100,321	135,162	135,112	150,235
		SS = 0,2 m/s		L = 10 N	
		Non rivestita		Rivestita	
		RT	HT	RT	HT
Average		0,08475	0,11400	0,10317	0,12620
St. Dev.		0,03586	0,04419	0,03594	0,03145
Materiale rimosso					
[mm³]	→	152,543	205,193	185,706	227,153

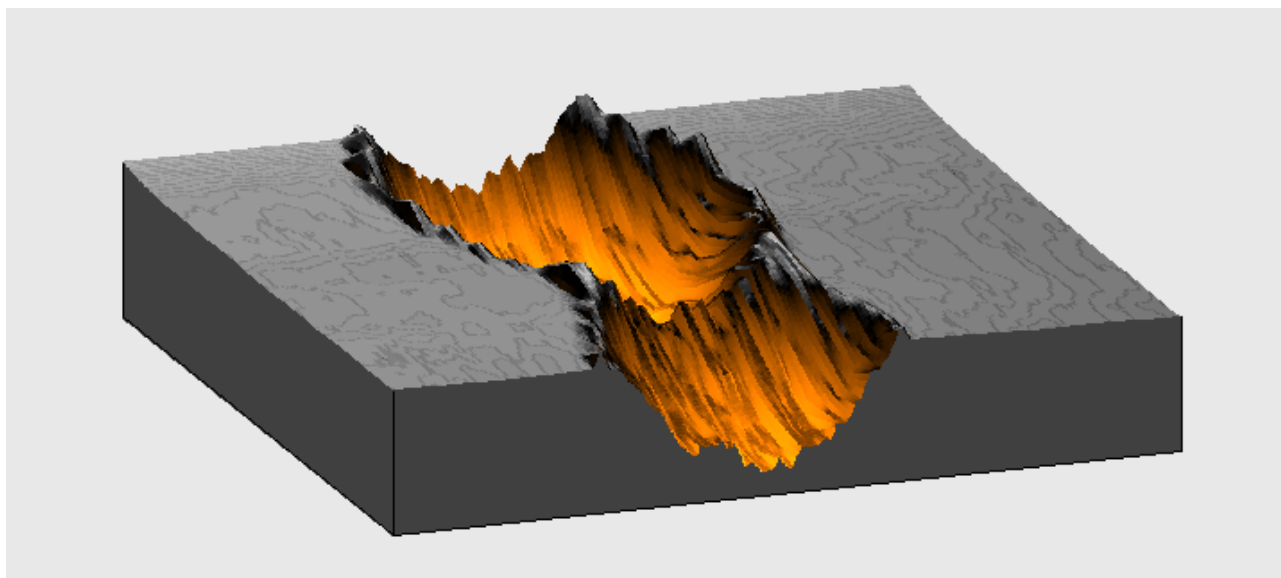


Figura 4.114 - Profilo 3D della traccia d'usura ottenuta con la sfera rivestita (SS = 0,1 m/s; L = 10 N; temperatura 300°C)

4.5.2. Prove di tornitura

L'attività è stata suddivisa in due fasi differenti:

- Prove di tornitura utilizzando inserti commerciali RCMT (rivestiti e non)
- Prove di tornitura con inserti prodotti con tecnica sperimentale ESF e inserti commerciali con geometria modificata CCMT (rivestiti e non)

4.5.2.1. Tornitura con inserti RCMT

Una parte degli utensili commerciali sono stati privati del rivestimento; mantenendo costante l'avanzamento e la profondità di taglio è stata variata la velocità di taglio (ogni inserto è stato testato per almeno quattro V_c).

Le prove sono state condotte in condizioni DRY per esasperare le condizioni di prova.

La tabella 4.23 mostra le durate degli utensili ottenute durante le prove.

Tabella 4.23 - Test di tornitura condotti con utensili commerciali RCMT

V_c [m/min]	Inserto non rivestito			Inserto rivestito		V_c [m/min]
	HORN Time [min]	SANDVIK Time [min]	WALTER Time [min]	SANDVIK Time [min]	WALTER Time [min]	
90	46'	42'	25'	29' 50"	15' 50"	60
100	11' - 12' 14' - 16'	18'	19'	14' 20"	10'	80
110	6' - 5'	7' 50"	6' 50"	6'	5'	100
120	2' 50"	4'	3'	3'	3' 40"	120

A velocità superiori ($V_c = 120$ m/min), tutti gli utensili testati si comportano, in generale, allo stesso modo. Una differenza significativa è osservabile a velocità inferiori.

Le figure 4.115, 4.116 mostrano l'inserto Walter, rivestito (Fig. 4.116) e senza rivestimento (Fig. 4.115) durante la prova a $V_c = 100$ m/min. Il colore che acquista il truciolo rende l'idea delle diverse temperature raggiunte durante la lavorazione.



Figura 4.115 - Insetto Walter non rivestito

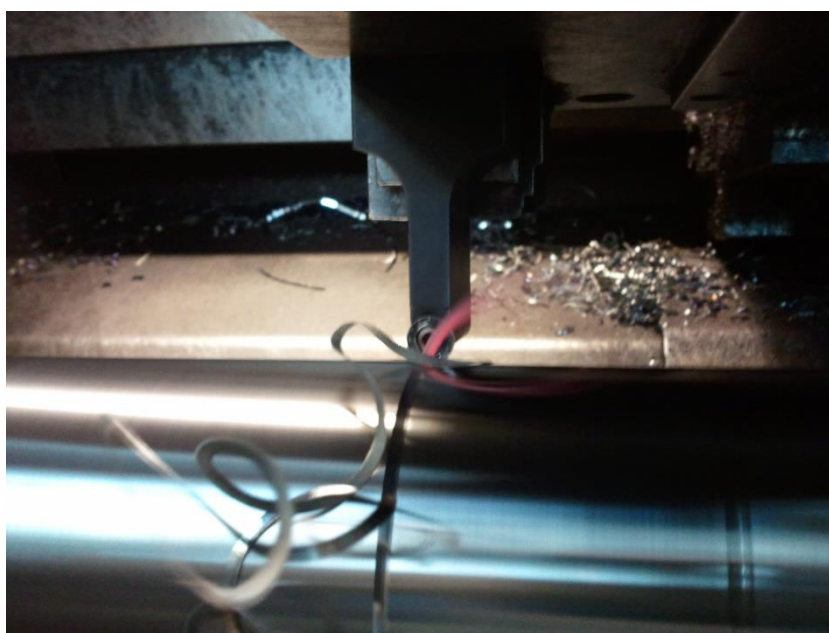


Figura 4.116 - Insetto Walter rivestito

In queste condizioni di taglio, gli inserti non rivestiti mostrano una vita utile del 30% superiore rispetto agli inserti rivestiti. Dai risultati, il migliore risulta essere l'utensile Sandvik. Nelle figure seguenti sono riportati i valori di usura in funzione del tempo di taglio.

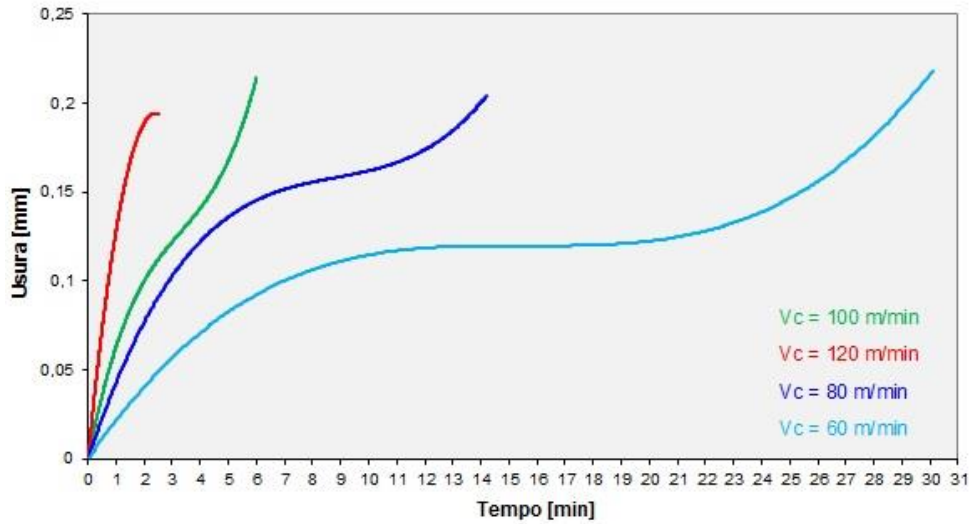


Figura 4.117 - Curve d'usura dell'inserto Sandvik rivestito

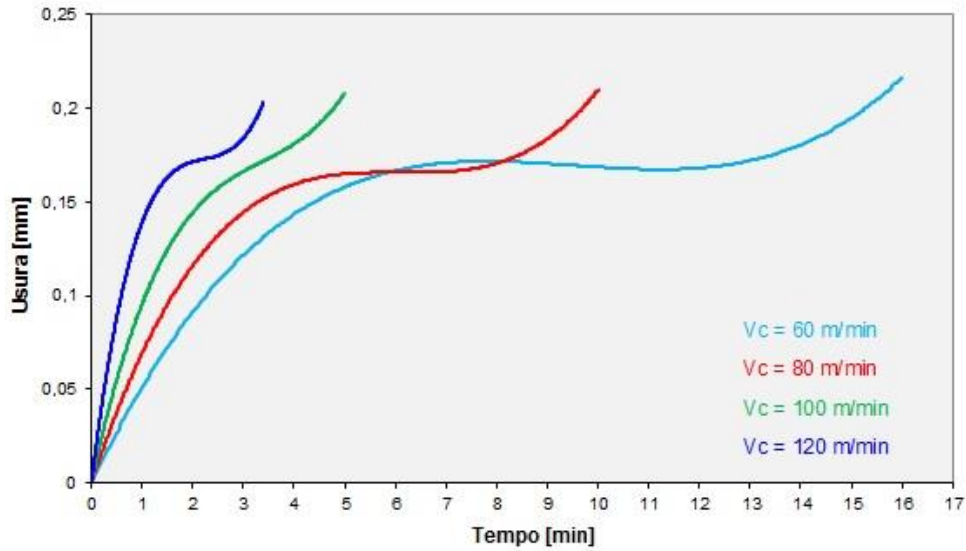


Figura 4.118 - Curve d'usura dell'inserto Walter rivestito

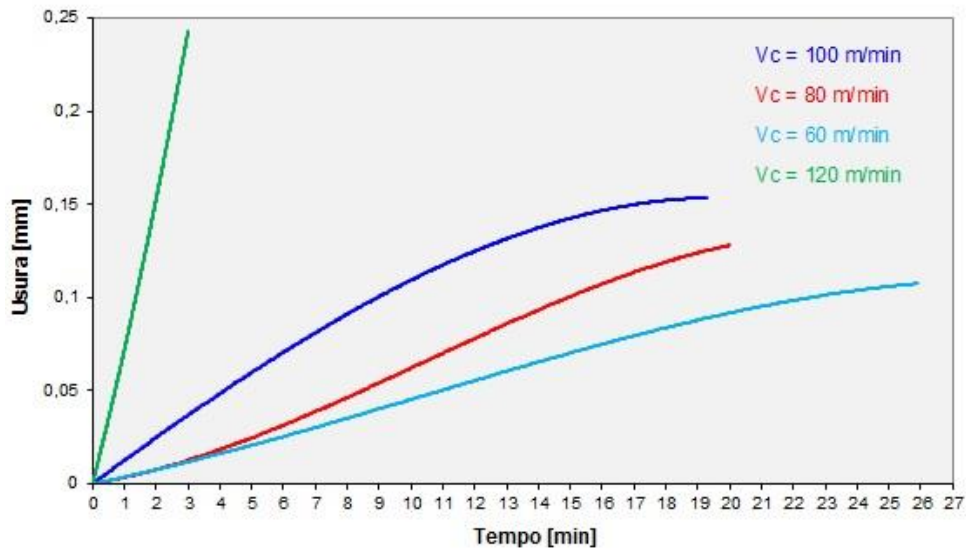


Figura 4.119 - Curve d'usura dell'inserto Walter non rivestito

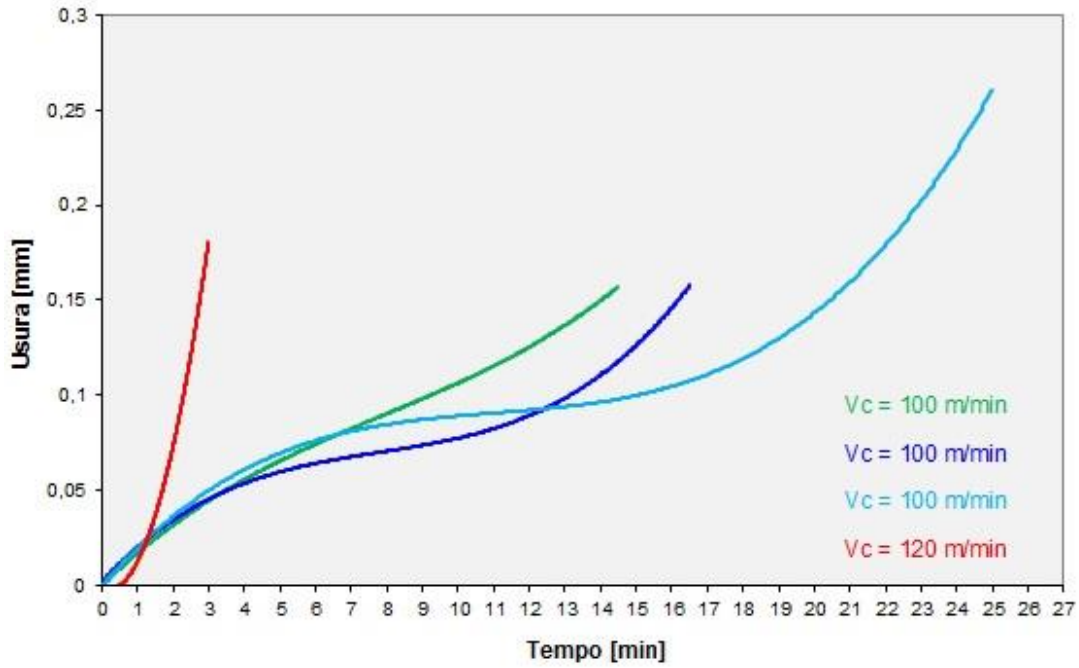


Figura 4.120 - Curve d'usura dell'inserto Horn

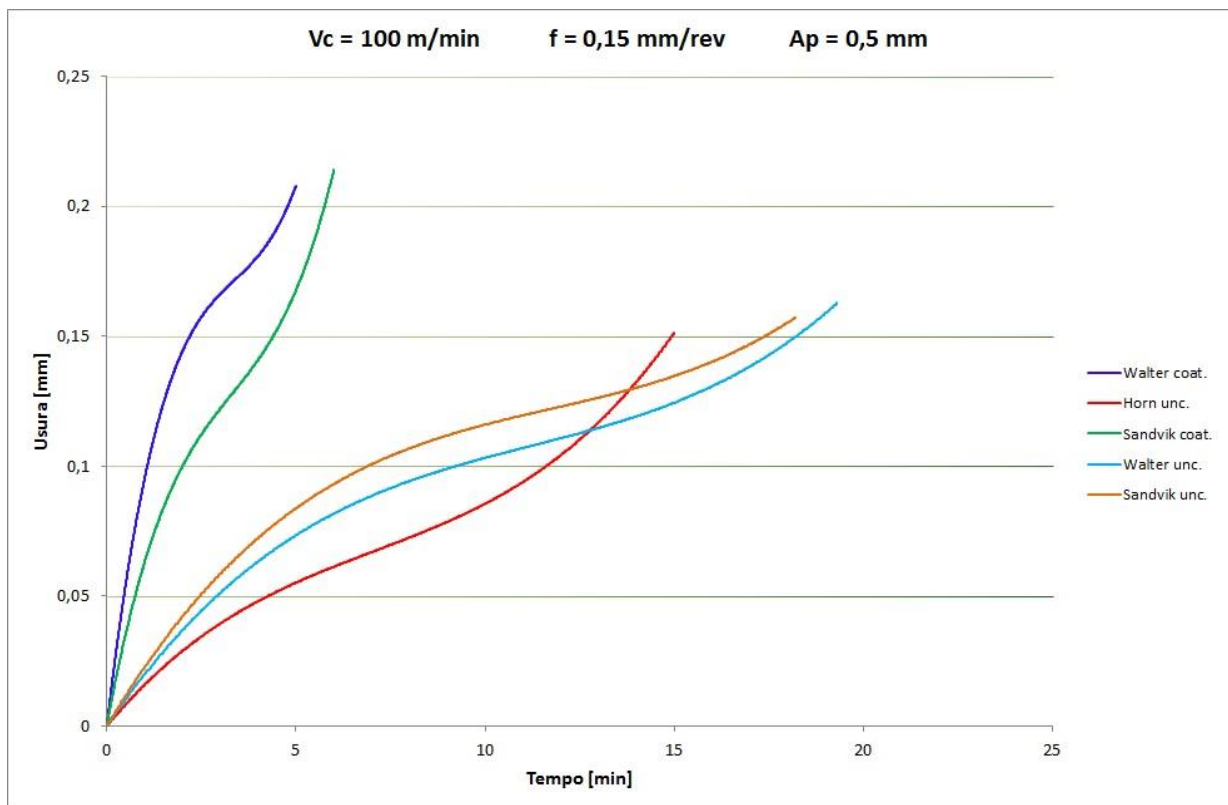


Figura 4.121 - Curve usura - tempo di taglio; confronto tra utensili

È evidente che gli utensili non rivestiti sono i migliori, rispetto ai rivestimenti commerciali attualmente utilizzati, nella lavorazione della lega Ti-6Al-4V.

I dati ottenuti sono stati in seguito riportati in un diagramma doppio logaritmico che permette di elaborare le curve di velocità - durata (curve Taylor) indicate in figura 4.122, da cui è possibile dedurre il parametro di lavorabilità V_{c15} :

Inserti non rivestiti

- Horn: $K = -10,014$ $\alpha = 0,0998$ $C = 131,27$ → $V_{c15} = C / t^\alpha = \mathbf{100}$ m/min
- Sandvik: $K = -8,280$ $\alpha = 0,1207$ $C = 141,32$ → $V_{c15} = C / t^\alpha = \mathbf{102}$ m/min
- Walter: $K = -7,690$ $\alpha = 0,1301$ $C = 140,49$ → $V_{c15} = C / t^\alpha = \mathbf{99}$ m/min

Inserti rivestiti

- Sandvik: $K = -3,315$ $\alpha = 0,3016$ $C = 170,62$ → $V_{c15} = C / t^\alpha = \mathbf{75}$ m/min
- Walter: $K = -2,406$ $\alpha = 0,4156$ $C = 194,43$ → $V_{c15} = C / t^\alpha = \mathbf{63}$ m/min

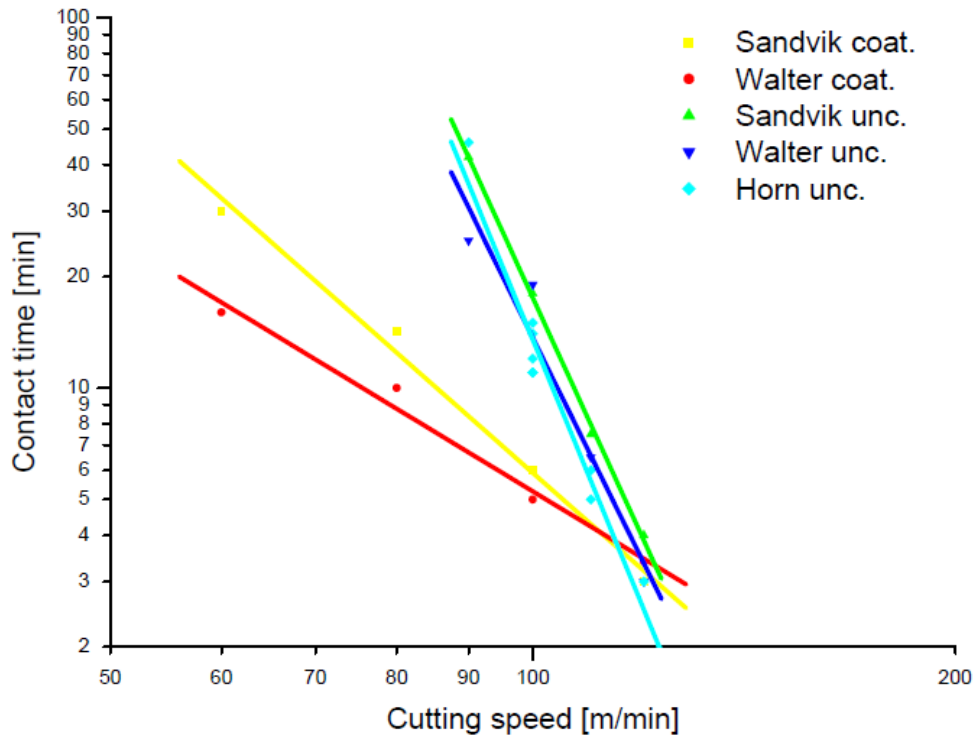


Figura 4.122 - Curve di Taylor

Le figure 4.123, 4.124 mostrano la progressione dell'usura sul fianco e la dimensione del cratere sul petto dell'utensile Sandvik (con e senza rivestimento commerciale), misurati durante la prova effettuata ad una velocità di taglio di 100 m/min.

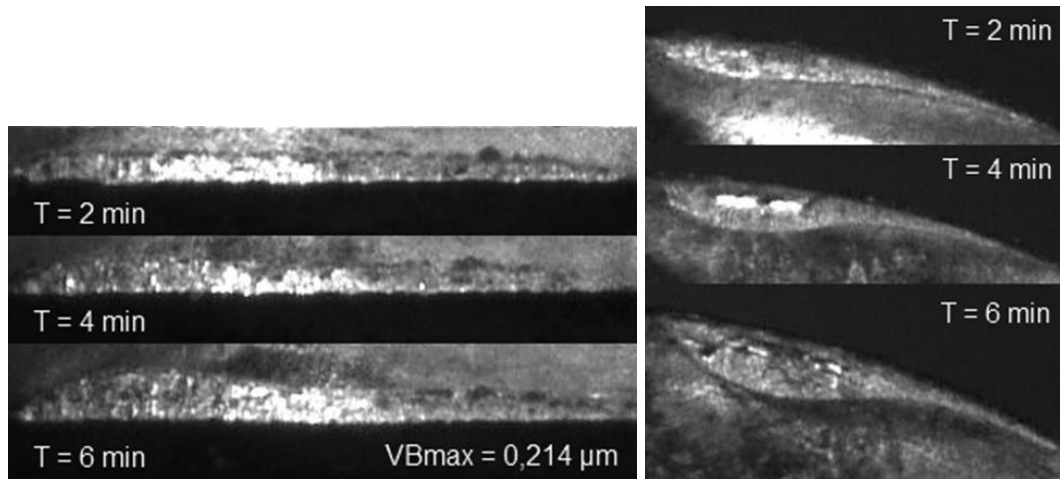


Figura 4.123 - Usura sul fianco e craterizzazione dell'inserto Sandvik rivestito

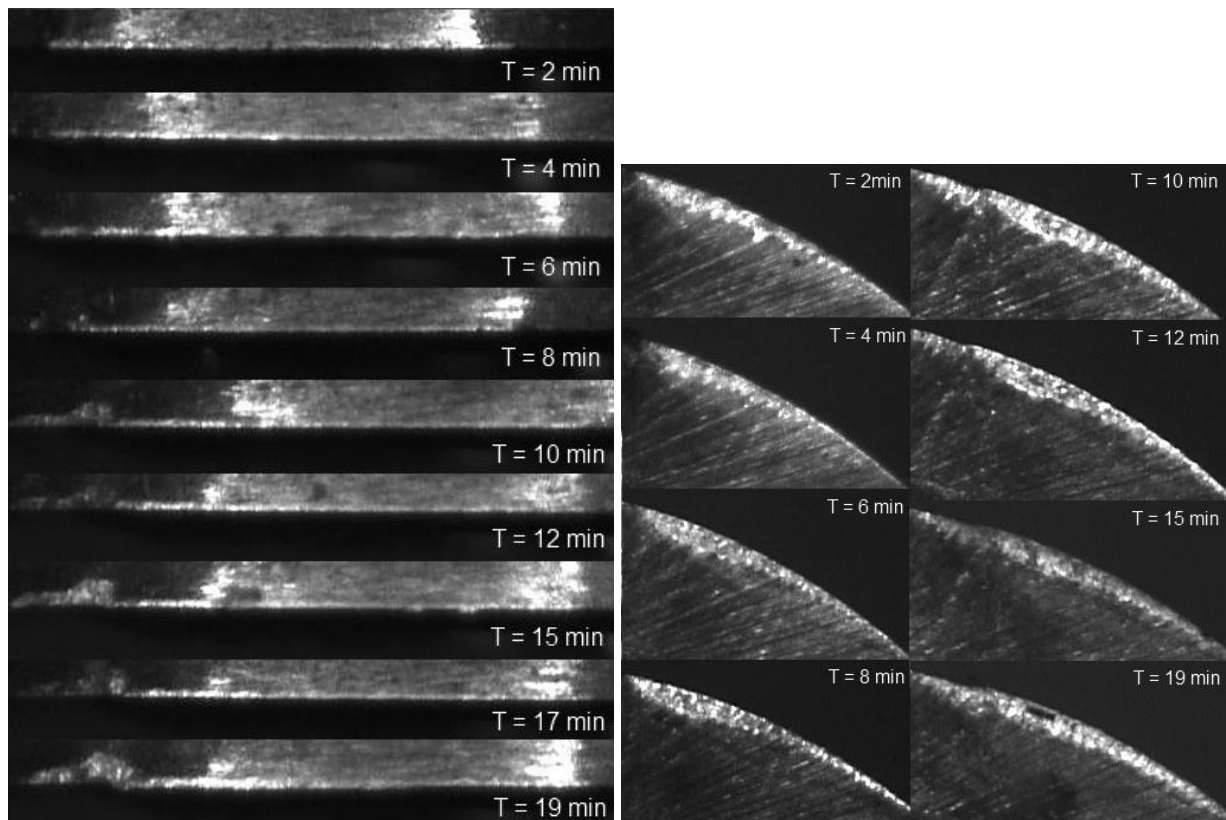


Figura 4.124 - Usura sul fianco e craterizzazione dell'inserto Sandvik non rivestito

Le figure seguenti mostrano gli inserti Horn, utilizzati alle velocità di taglio $V_c = 100 \text{ m/min}$ e $V_c = 120 \text{ m/min}$, osservati al microscopio elettronico a scansione.

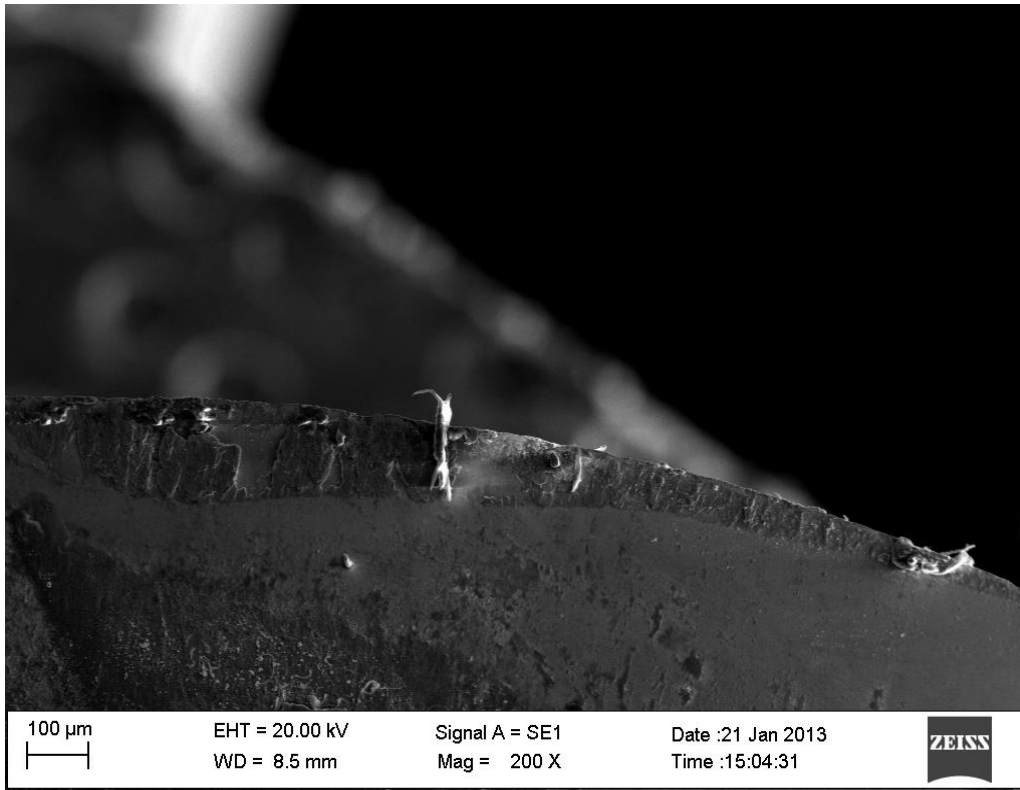


Figura 4.125 - Immagine SEM della craterizzazione avvenuta sull'utensile Horn a $V_c = 100$ m/min

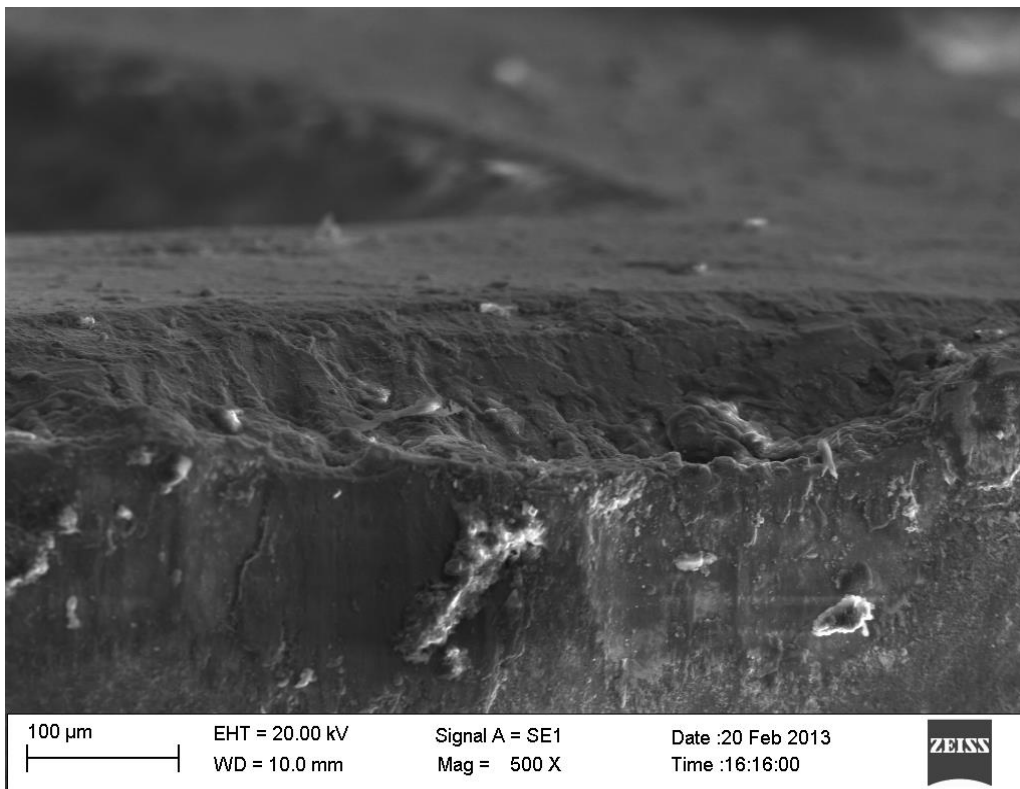


Figura 4.126 - Immagine SEM dell'usura sul fianco rilevata sull'utensile Horn a $V_c = 100$ m/min

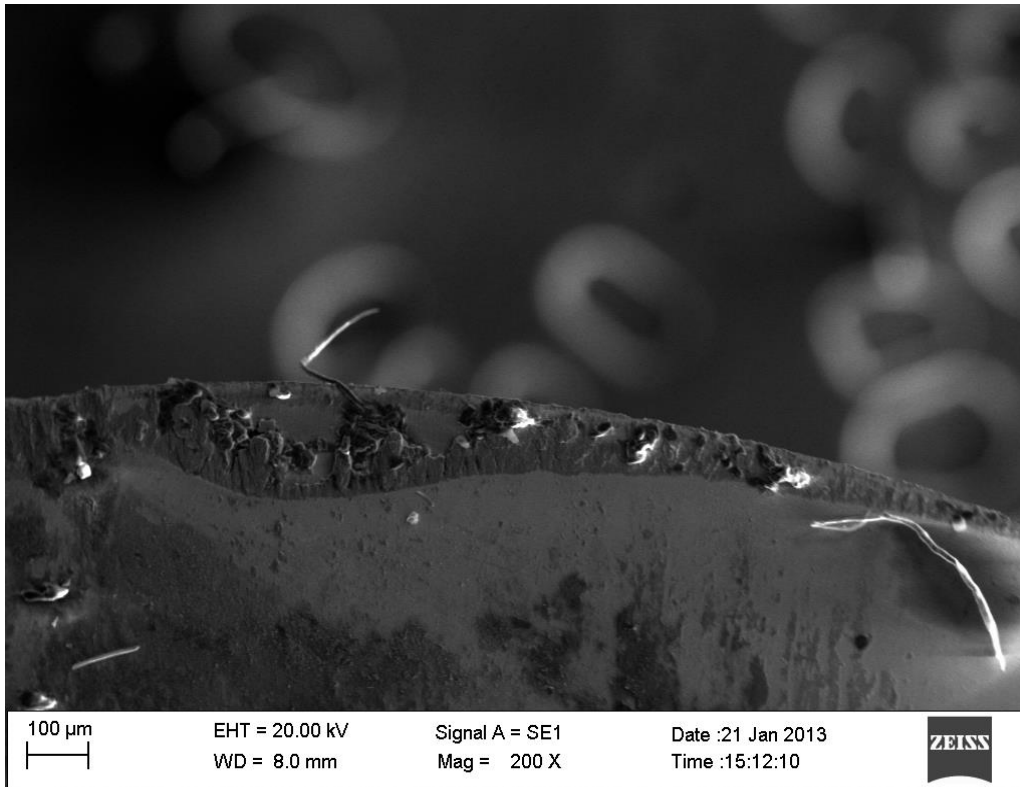


Figura 4.127 - Immagine SEM della craterizzazione avvenuta sull'utensile Horn a $V_c = 120$ m/min

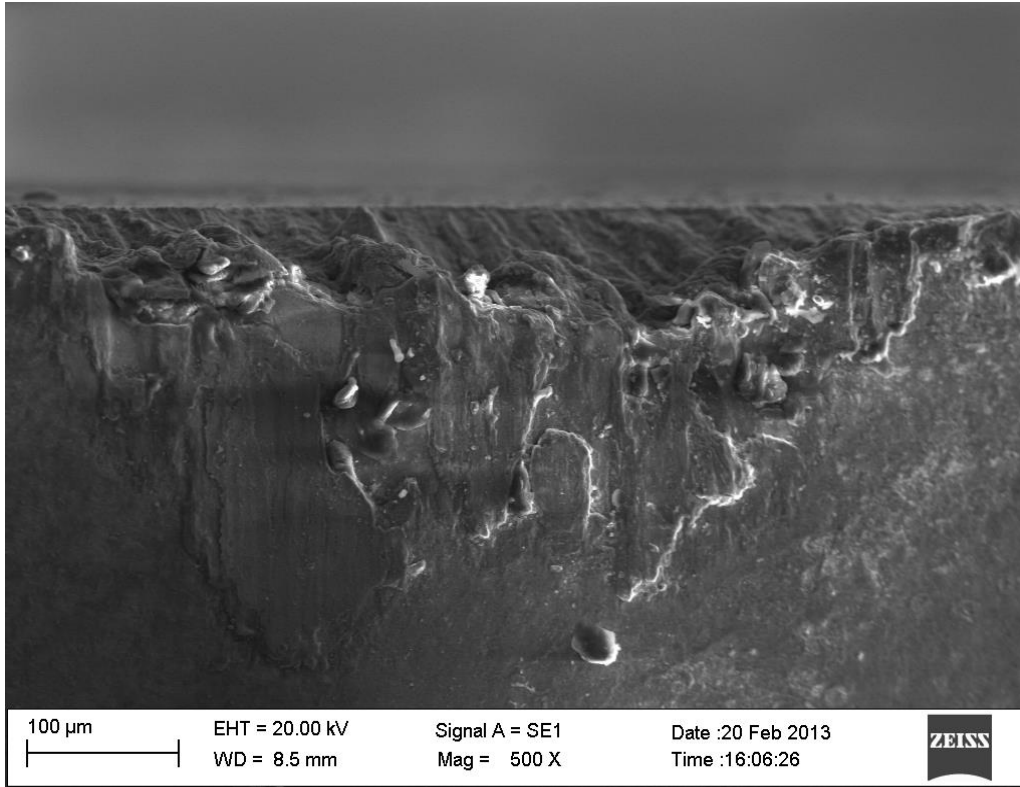


Figura 4.128 - Immagine SEM dell'usura sul fianco rilevata sull'utensile Horn a $V_c = 120$ m/min

In entrambi i casi si osserva un cratere profondo e un rilevante fenomeno di usura adesiva dovuto al materiale lavorato.

In base ai risultati ottenuti si può affermare che esiste una differenza nei meccanismi di usura che portano al decadimento del tagliente:

- Gli inserti rivestiti non presentano craterizzazione, ma un labbro d'usura sul fianco ben evidente (usura abrasiva); il fine vita è dovuto al raggiungimento o superamento del valore $V_{Bmax} = 0,2 \text{ mm}$
- Gli inserti non rivestiti presentano una vita utile maggiore, in quanto l'usura sul fianco aumenta lentamente rispetto al tempo di taglio; il fine vita dell'utensile è dovuto alla rottura del tagliente a causa della crescente craterizzazione (usura diffusiva).

4.5.2.2. Tornitura con inserti CCMT

Gli inserti commerciali sono stati privati del rivestimento superficiale e, mediante affilatura, è stata modificata la geometria del tagliente al fine di ottenere spigoli vivi identici a quelli ottenuti sugli inserti EPoS.

I test sono stati eseguiti su inserti non rivestiti, per comparare il comportamento all'usura del substrato e, successivamente, alcuni sono stati rivestiti con un singolo strato di AlTiN/PVD (provati per ottenere un confronto con gli utensili non rivestiti).

Prima delle prove di tornitura, gli inserti sono stati caratterizzati dal punto di vista della durezza e della tenacità. In tabella 4.24 sono riportati i valori ottenuti.

Tabella 4.24 - Valori di durezza e tenacità degli inserti utilizzati

Materiale	Durezza (HV30)	Tenacità (MPa*m ^{0.5})
EPoS C64M001	1624 ± 35	17,8 ± 1,2
EPoS C54M001	1613 ± 44	21,8 ± 0,5
EPoS C54M003	1704 ± 31	21,3 ± 0,9
Sandvik	1608 ± 3	14,5 ± 0,7
Walter WAK20	1699 ± 11	11,7 ± 0,5
Seco MP CP500	1569 ± 10	15,8 ± 0,4
Iscar	1744 ± 13	11,8 ± 0,5

I materiali sviluppati da EPoS presentano caratteristiche meccaniche simili agli utensili prodotti con la sinterizzazione tradizionale.

La tabella 4.25 mostra i risultati ottenuti in seguito alle prove di tornitura.

Tabella 4.25 - Test di tornitura; utensili EPoS confrontati con inserti commerciali CCMT ($V_c = 100 \text{ m/min}$)

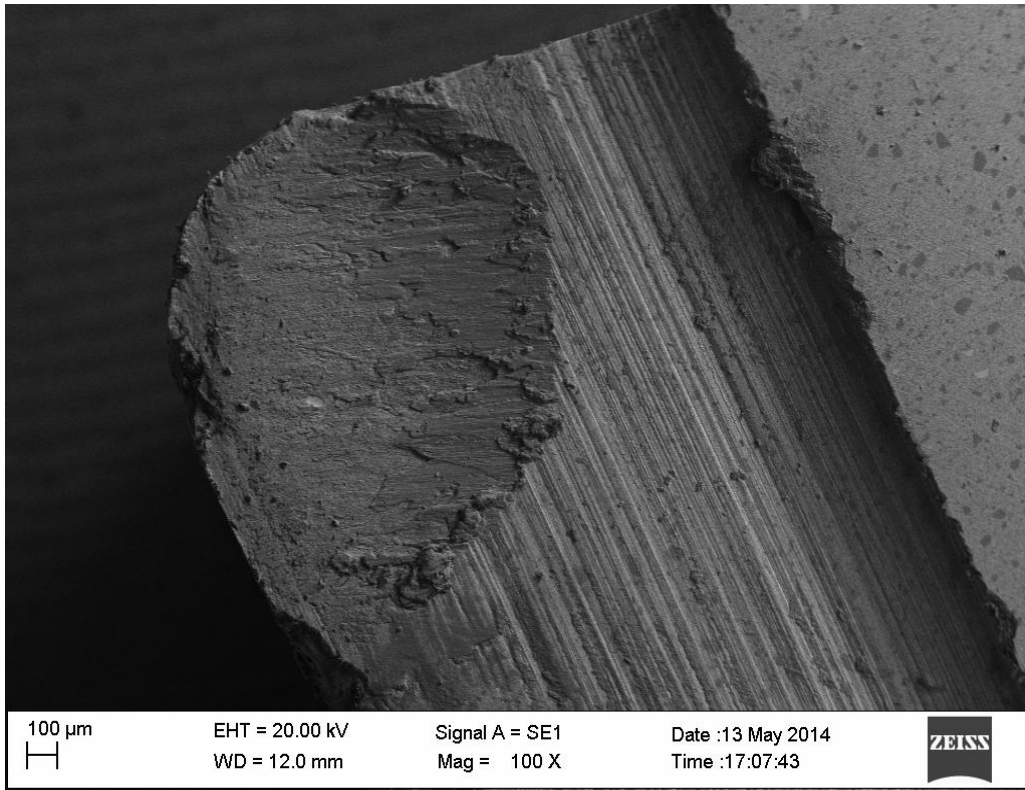
Utensile non rivestito					Utensile rivestito		
ISCAR	WALTER	SANDVIK	SECO	EPoS	ISCAR	WALTER	SECO
Time [min]	Time [min]	Time [min]	Time [min]		Time [min]	Time [min]	Time [min]
6' 50"	4' 55"	10' 50"	4' 55"	8'40" - 9' (C54M001)	5' 25"	4' 40"	2' 15"
8' 50"	5'		4' 30"	3'50" - 3'20" (C54M003)			
7'	3' 40"		4'	2'45" - 2'40" (C64M001)			

Sulla base dei dati ottenuti, la prima conclusione evidente è che l'aggiunta del rivestimento AlTiN comporta una riduzione nella durata dell'utensile.

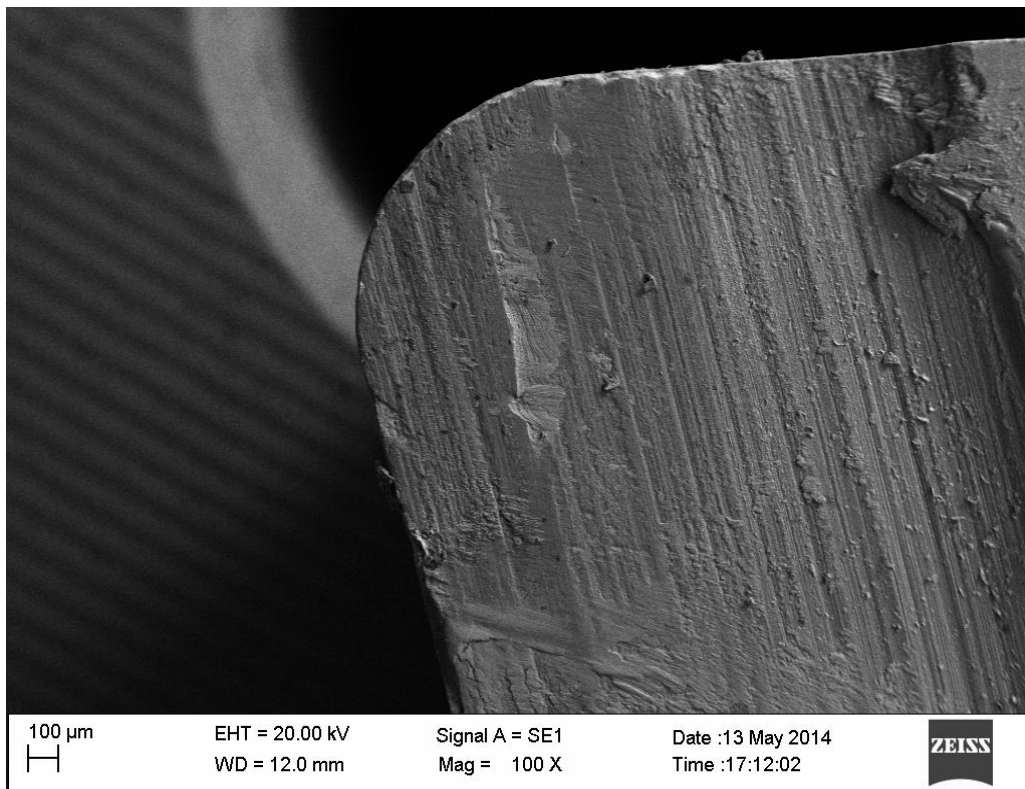
L'utensile prodotto con la tecnologia innovativa ESF, e denominato C54M001, presenta una durata paragonabile a quella dell'utensile commerciale Sandvik e maggiore rispetto alle durate degli altri utensili commerciali.

I risultati indicano che il processo di sinterizzazione sviluppato da EPoS ha un certo potenziale per la produzione di inserti adatti alla lavorazione della lega Ti-6Al-4V; ottimizzando i parametri di processo e la composizione degli utensili si può pensare di lavorare la lega di titanio a velocità di taglio maggiori eliminando l'uso del lubro-refrigerante.

Le figure seguenti mostrano le immagini, ottenute con microscopio elettronico a scansione, degli inserti rivestiti e non al termine delle prove di tornitura.

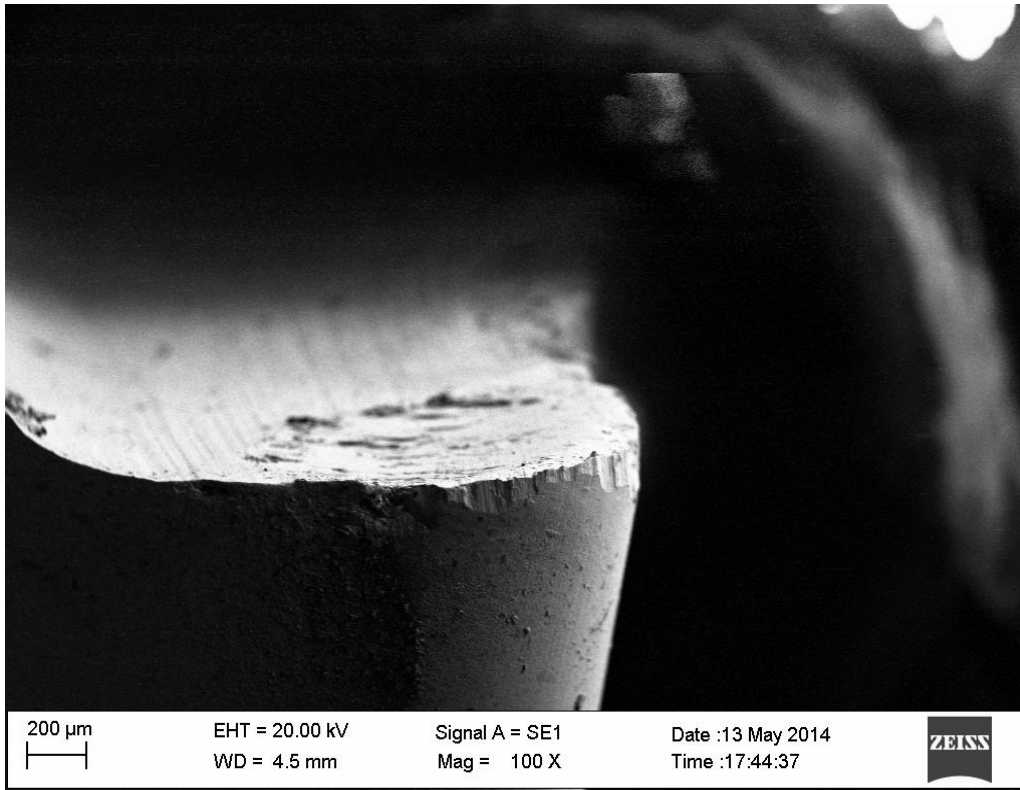


a)

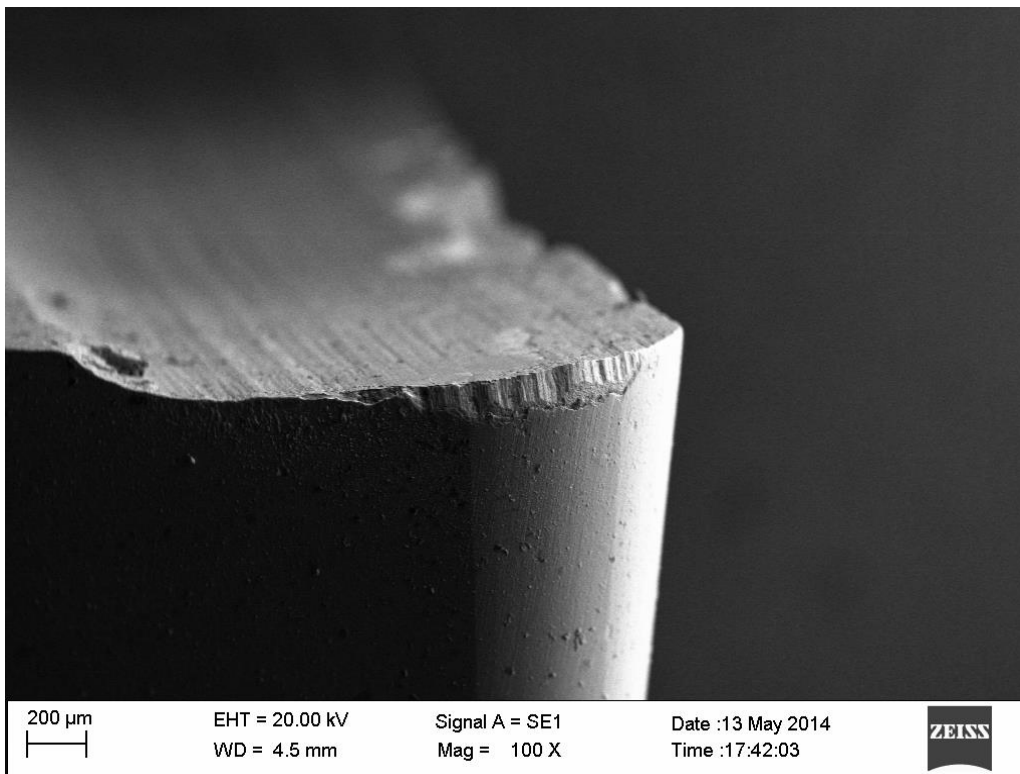


b)

Figura 4.129 - Immagini SEM della craterizzazione dell'utensile ISCAR; a) non rivestito - b) rivestito con AlTiN



a)



b)

Figura 4.130 - Immagini SEM dell'usura sul fianco dell'utensile ISCAR; a) non rivestito - b) rivestito con AlTiN

L'utensile rivestito mostra una lievissima craterizzazione e un'usura sul fianco regolare, mentre quello non rivestito presenta un notevole riporto, causato dall'usura diffusiva e adesiva, e un'usura sul fianco irregolare, con la presenza di piccole crepe.

4.5.2.3. Analisi economica

L'analisi economica è stata effettuata per verificare l'influenza del rivestimento sull'economicità della lavorazione della lega di titanio. I valori sono riportati nella tabella 4.26.

Tabella 4.26 - Costi e tempi di produzione per i diversi utensili utilizzati

C [€/cm³] Costo produttivo per cm ³ rimosso									
Horn	Sandvik	Walter	Sandvik riv.	Walter riv.	te [min] - Ve				
0,0818	0,0793	0,0873	0,1615	0,1893	Horn	Sandvik	Walter	Sandvik riv.	Walter riv.
					28,81	22,87	20,14	6,03	3,66
					94	97	95	99	107
					m/min	m/min	m/min	m/min	m/min
t [min/cm³] Tempo richiesto per rimuovere 1 cm ³									
Horn	Sandvik	Walter	Sandvik riv.	Walter riv.	tq [min] - Vq				
0,0886	0,0850	0,0872	0,1181	0,1393	Horn	Sandvik	Walter	Sandvik riv.	Walter riv.
					13,53	10,92	10,03	3,47	2,11
					101	106	104	117	142
					m/min	m/min	m/min	m/min	m/min

L'uso del rivestimento comporta un costo di produzione per cm³ di materiale asportato maggiore del 100% rispetto all'inserto non rivestito; inoltre richiede più tempo per asportare 1 cm³ di materiale. La V_{c15} deve collocarsi all'interno dell'intervallo tra la velocità economica V_e e quella di massima produttività V_q ; tale intervallo determina le velocità alle quali si ottiene l'efficienza lavorativa.

Capitolo 5: Conclusioni

Gli obiettivi prefissati di questa ricerca erano quelli di incrementare la vita operativa degli utensili, l'affidabilità dei componenti e la possibilità di realizzare lavorazioni limitando l'uso del fluido da taglio tradizionale, riducendo significativamente i costi e le problematiche in termini di impatto ambientale dovuti all'impiego di lubro-refrigeranti potenzialmente dannosi.

Sono state effettuate caratterizzazioni e prove di tornitura, variando le condizioni di processo, per valutare la lavorabilità delle leghe "difficult-to-cut" attualmente usate nella produzione di componenti per uso aeronautico (Inconel 718, Ti-6Al-4V) e di futuro utilizzo (Ti-48Al-2Cr-2Nb).

5.1. Inconel 718

Come precedentemente descritto, parte dell'attività è stata dedicata allo studio della lavorabilità della superlega Inconel 718. È stata valutata l'eventuale influenza di diversi sistemi di lubro-refrigerazione su: finitura superficiale del pezzo lavorato, entità ed evoluzione delle forze di taglio, usura e durata dell'utensile. In particolare, la valutazione della durata dell'utensile ha permesso di poter estendere l'analisi anche agli aspetti economici.

Le prove di tornitura sono state programmate in modo da simulare un processo di finitura, adottando gli stessi parametri che normalmente sono utilizzati in produzione. Imposto l'avanzamento dell'utensile, la profondità di passata e il tipo di utensile, sono state variate le velocità di taglio in condizioni di taglio senza lubrificante, con il sistema di lubro-refrigerazione tradizionale, due sistemi di lubro-refrigerazione minimale (MQL e MQC) ed in fine un sistema sperimentale di lubro-refrigerazione criogenica.

In base ai risultati si può affermare:

- ❖ L'utilizzo di sistemi di lubro-refrigerazione minimale permette di lavorare con parametri di taglio prossimi a quelli adottati nella tornitura con il fluido da taglio tradizionale, in termini di durata del tagliente. Questi dati hanno, come ovvia conseguenza anche una diretta correlazione con i costi di lavorazione. Infatti, velocità di taglio più elevate permettono, a parità di volume di materiale asportato, un minor tempo macchina.
- ❖ Il sistema di lubro-refrigerazione minimale MQC "sembra" rappresentare l'alternativa più conveniente al metodo tradizionale. Questo perché offre prestazioni simili alla condizione WET con consumi di fluido da taglio e impatto ambientale estremamente ridotti. Il "sembra" è d'obbligo a causa del costo eccessivo dovuto all'energia richiesta per alimentare la pompa del fluido, l'aria compressa (il sistema MQC è l'unico, fra quelli esaminati, che necessita di una doppia alimentazione "aria - fluido") e il sistema di aspirazione fumi e vapori (fattore

che penalizza l'utilizzo del sistema MQC è il fenomeno di vaporizzazione del fluido che si è verificato per ogni velocità di taglio impiegata; in questa analisi economica non si è tenuto conto del costo di energia assorbita dall'aspiratore). Ulteriori indagini sarebbero necessarie per verificare l'esistenza di soluzioni per ovviare a questo inconveniente (ad esempio, si potrebbero utilizzare macchine utensili chiuse con il sistema MQC integrato).

- ❖ Il sistema di lubrificazione minimale MQL è, allo stato attuale, il miglior compromesso fra il binomio costi-ambiente, almeno per il tipo di lavorazione da noi esaminata; impatto ambientale minimo, nessun fluido potenzialmente nocivo da smaltire e un incremento dei costi contenuto. Bisogna considerare però che questo sistema è più da “lubrificazione” che “refrigerazione”. Aumentando ulteriormente il carico termico passando, per esempio, ad una lavorazione con una sezione di truciolo maggiore, il divario di efficienza e di costi fra questo metodo e la lubro-refrigerazione tradizionale potrebbe amplificarsi in modo considerevole.
- ❖ Prendendo in esame l'aspetto dell'impatto ambientale, con la completa assenza di qualsiasi tipo di lubro-refrigerante, le prove sperimentali hanno dimostrato che lavorare a secco è possibile. Ma, in questo caso, l'incremento dei costi risulta essere di circa il 35% in più rispetto al sistema di lubro-refrigerazione tradizionale. Ottimi risultati si possono ottenere con i sistemi “minimali” che, ovviamente, presentano una considerevole riduzione dell'impatto ambientale. In generale, lavorare minimizzando l'impatto sull'ambiente presenta un incremento dei costi di produzione pari a circa il 35%, per la lavorazione a secco, a circa l'8%, impiegando un sistema MQL, e a circa il 4% per il sistema MQC.
- ❖ Impiegando un sistema “prototipo” di refrigerazione criogenica si ottiene una riduzione significativa della durata dell'utensile e la presenza di costanti fratture al limite del tagliente. Con un aumento del tempo di lavorazione, tali fratture possono influenzare la finitura superficiale del pezzo lavorato ed eventualmente l'integrità del tagliente stesso. Lo studio sulle possibili applicazioni di questa tecnica ovviamente rimane aperto. A fronte di sicuri vantaggi che si possono ottenere dalla sua applicazione come, per esempio, la completa assenza di inquinanti sul pezzo lavorato (ottimo requisito da tener presente soprattutto nel campo biomedicale), ne vanno valutati i limiti e studiate le possibili soluzioni.
- ❖ Per le considerazioni relative alla finitura superficiale del pezzo lavorato possiamo fare riferimento alle misure del parametro Ra, il più significativo fra quelli scelti per caratterizzare le superfici del pezzo lavorato. Un'ottima finitura superficiale, condizione essenziale nella produzione di pezzi per uso aerospaziale, si ottiene con l'utilizzo del fluido da taglio, sia nella condizione WET sia con il sistema MQC.

- ❖ Trascurabili variazioni sono state riscontrate nell'entità delle forze di taglio utilizzando i diversi metodi di lavorazione. Gli incrementi delle forze registrati durante le prove sono, come si poteva prevedere, in correlazione con il livello di usura del tagliente.

In conclusione, considerando i costi di lavorazione e gli effetti dei diversi sistemi di lubro-refrigerazione sul pezzo finito, allo stato attuale l'utilizzo del fluido da taglio tradizionale resta la condizione migliore nella lavorazione della superlega Inconel 718.

5.2. Ti-48Al-2Cr-2Nb

L'alluminuro di titanio, prodotto con la tecnica VAR, è stato sottoposto a prove di tornitura utilizzando diversi sistemi di lubro-refrigerazione, al fine di determinare l'indice di lavorabilità "V_{C15}". Allo stesso tempo è stato caratterizzato e lavorato, in condizioni DRY, un alluminuro di titanio avente la stessa composizione nominale ma prodotto con la tecnica innovativa EBM.

Sulla base dei risultati sperimentali si possono trarre le seguenti conclusioni:

- ❖ Il trattamento termico modifica la microstruttura del materiale, rendendolo più lavorabile. Inoltre esiste una differenza di durezza tra il materiale prodotto con la tecnica EBM rispetto alla tecnica VAR; tale differenza potrebbe essere imputabile alla tecnica di produzione oppure al trattamento termico stesso.
- ❖ La lega intermetallica Ti-48Al-2Nb-2Cr ha evidenziato caratteristiche tipiche dei materiali difficili da lavorare, a causa della limitata duttilità e dell'elevata refrattarietà. In particolare, la lega prodotta con tecnica EBM, a parità di condizioni di taglio, risulta avere una lavorabilità minore.
- ❖ In termini di usura degli utensili, la lubro-refrigerazione tradizionale si è dimostrata essere la soluzione più vantaggiosa, con un incremento notevole della durata degli inserti rispetto alle condizioni di taglio DRY e con il sistema MQL. Particolarmente interessante è il confronto con la lubro-refrigerazione minimale MQC, che permette di ottenere risultati migliori all'aumentare delle velocità di taglio. L'efficacia del sistema MQC nella lavorazione dell'alluminuro di titanio, rispetto all'Inconel 718, è probabilmente dovuta alla tipologia di truciolo prodotto durante la tornitura. Con una sezione minore e un truciolo segmentato si riesce ad avere una lubro-refrigerazione migliore nella zona di contatto rispetto ad un truciolo continuo.
- ❖ Adottando la lubrificazione minimale (MQL) si ottengono risultati migliori in termini di qualità superficiale; risultati simili sono stati raggiunti con il sistema MQC.

- ❖ La lubro-refrigerazione minimale MQC consente una rimozione di materiale maggiore, a parità di tempo, ma con costi superiori rispetto alla lubro-refrigerazione tradizionale.

In conclusione, le leghe γ -TiAl risultano ancora poco utilizzate a causa della complicata lavorabilità e dei costi di produzione elevati, sebbene l'interesse applicativo è alto (in sostituzione delle superleghe a base di nickel). Ulteriori attività di ricerca, relative all'ottimizzazione dei parametri di processo e di sistemi di lubro-refrigerazione sostenibili (ad esempio l'MQC) che incrementino la vita degli utensili, pur garantendo elevate condizioni di finitura e di integrità superficiali, sono necessarie per permettere una maggior diffusione di questa lega.

5.3. Ti-6Al-4V

L'uso in campo biomedicale, oltre che aeronautico, della lega Ti-6Al-4V ha determinato il non utilizzo di qualsiasi tipo di fluido da taglio. In questo caso, è stata determinata la lavorabilità della lega variando i rivestimenti, la geometria e la composizione del substrato. Le prove di tornitura sono state precedute da un'analisi tribologica al fine di valutare i fenomeni che intercorrono durante il contatto dinamico tra la lega di titanio e l'utensile. Analizzando i risultati è possibile trarre le seguenti conclusioni:

- ❖ I meccanismi di usura sono una combinazione di abrasione, adesione e deformazione plastica. L'adesione della lega cresce all'aumentare della velocità. Tali risultati sono riscontrabili sia dal punto di vista tribologico sia da quello della tornitura.
- ❖ Dal punto di vista tribologico, la presenza del rivestimento ha determinato un leggero aumento dell'attrito accompagnato ad un aumento della rimozione di materiale in tutte le condizioni. Questo aspetto è in controtendenza con i risultati delle prove di tornitura, dove l'uso del rivestimento AlTiN riduce la vita utile del tagliente e, a parità di tempo, asporta meno materiale rispetto all'utensile non rivestito. La differenza potrebbe essere dovuta alla geometria del tagliente con (anche pochi μm di rivestimento tendono ad arrotondare il tagliente, aumentando lo sforzo nella deformazione del materiale da lavorare) e senza rivestimento.
- ❖ I risultati indicano che l'innovativo processo di sinterizzazione sviluppato dalla EPoS ha un certo potenziale per la produzione di inserti adatti alla lavorazione del Ti-6Al-4V. Infatti, gli inserti con una composizione ottimizzata hanno mostrato una durata dell'utensile paragonabile a uno degli utensili commerciali più utilizzati nella lavorazione di materiali "difficili da lavorare".

In generale, le prove tribologiche e quelle di tornitura hanno dimostrato che variando la geometria degli utensili, sviluppando nuove tecniche nella produzione di utensili e ottimizzando i rivestimenti, è possibile lavorare il materiale, in condizione DRY, con parametri di taglio prossimi a quelli utilizzati nella condizione WET.

I risultati sono stati soddisfacenti; questo studio mostra quale possa essere la strada da seguire per ottenere una produzione industriale più economica e che soddisfi le normative sulla salvaguardia dell'ambiente.

Bibliografia

- [1] M. Field, "Machining aerospace alloys", Special Report 94, Iron and Steel Institute; 1968. p. 151–60
- [2] R.J. Tuholski, "Don't forget the cutting fluid", *Journal of Industrial Technology*, (1993) 2-5
- [3] D. Dudzinski, "A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy", *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44, (2004) 439–456
- [4] T.D. Howes, H.K. Toenshoff, W. Heuer, "Environmental aspects of grinding fluids", *Annals of CIRP* 40 (2), (1991) 623–629
- [5] G. Byrne, E. Scholta, "Environmentally clean machining processes, a strategic approach", *Annals of CIRP* 42 (1), (1993) 471–474
- [6] S.Y. Hong, M. Broomer, "Economical and ecological cryogenic machining of AISI 304 austenitic stainless steel", *Clean Technologies and Environmental Policy* 2, (2000) 157–166
- [7] C. Peter, C. Steven, L. David, "Evaporation of Polydisperse Multi Component Oil Droplet, In: N.R. Dhar, et al., (Eds.), Wear behaviour of uncoated carbide inserts under dry, wet and cryogenic cooling conditions in turning C60 steel", *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering* 2006, VOL. 28, (1996) 146–152
- [8] S.Y. Hong, Z. Zhao, "Thermal aspects, material considerations and cooling strategies in cryogenic machining", *Clean Technologies and Environmental Policy* 1, (1999) 107–116
- [9] I.A. Greaves, E.A. Eisen, T.J. Smith, L.J. Pothier, D. Kriebel, S.R. Woskie, "Respiratory health of automobile workers exposed to metalworking fluid aerosols: respiratory symptoms", *American Journal of Industrial Medicine* 32 (5), (1997) 450-459
- [10] F. Klocke, G. Eisenblatter, "Dry Cutting", *Annals of the CIRP* 46, (1997) 519-526
- [11] F. Pusavec, D. Kramar, P. Krajnik, J. Kopac, "Transitioning to sustainable production — part II: evaluation of sustainable machining technologies", *Journal of Cleaner Production* 18, (2010) 1211–1221
- [12] P.S. Sreejith, B.K.A. Ngoi, "Dry machining: machining of the future", *Journal of Material Processing Technology* 101 (3), (2000) 287–291
- [13] A.E. Diniz, R. Micaroni, "Cutting conditions for finish turning process aiming: the use of dry cutting", *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42 (8), (2002) 899–904
- [14] M. Helu, B. Behmann, H. Meier, D. Dornfeld, L. Lanza, V. Schulze, "Total Cost Analysis of Process Time Reduction as a Green Machining Strategy", *Proceedings of the 19th CIRP International Conference on Life Cycle Engineering*, (2012) 299-304
- [15] M. Field, J.F. Kahles, "Review of surface integrity of machined components", *Annals of the CIRP* 20 (2), (1971) 153–163
- [16] G. Bellows, "Applying surface integrity principles in jet engine production", *Metals Engineering Quarterly* Nov (1972) 55–58

Bibliografia

- [17] M. Helu, A. Vijayaraghavan, D. Dornfeld, "Evaluating the Relationship Between Use Phase Environmental Impacts and Manufacturing Process Precision", *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 60 (1), (2011) 49–52
- [18] L. De Chiffre, S. Skade, S. Lassen, K.B. Pedersen, "Reaming Test for Cutting Fluid Evaluation", *Journal of Synthetic Lubrication* 11, (1994) 17-34
- [19] L. De Chiffre, "Mechanical Testing and Selection of Cutting Fluids", *Journal of the Society of Tribologists and Lubrication Engineers* 36, (1980) 514-518
- [20] S. Suda, "Developments in cutting fluids for MQL cutting", *Journal of Japanese Society of Tribologists* 47, (2002) 550-556
- [21] W. Belluco, L. De Chiffre, "Testing of Vegetable-Based Cutting Fluids by Hole Making Operations", *Lubrication Engineering* 57, (2001) 12-16
- [22] D. Axinte, W. Belluco, L. De Chiffre, "Reliable Tool Life Measurements in Turning", *International Journal on Machine Tools and Manufacturing* 41, (2001) 1003-1014
- [23] S. Suda, H. Yokota, I. Inasaki, T. Wakabayashi, "A Synthetic Ester as an Optimal Cutting Fluid for Minimal Quantity Lubrication Machining", *Annals of the CIRP* 51, (2002) 95-98
- [24] J. McCabe, M.A. Ostaraff, "Performance Experience with Near-Dry Machining of Aluminum", *Lubrication Engineering* 57, (2001) 22-27
- [25] T. Wakabayashi, H. Sato, I. Inasaki, "Turning using Extremely Small Amount of Cutting Fluids", *JSME International Journal (Series C)* 41, (1998) 143-148.
- [26] U. Heisel, M. Lutz, D. Spath, R. Wassmer, U. Walter, "Application of Minimum Quantity Cooling Lubrication Technology in Cutting Processes", *Production Engineering* 11, (1994) 49-54.
- [27] S. Suda, H. Yokota, I. Inasaki, T. Wakabayashi, "Evaluation of Machinability with MQL System and Effectiveness in Production Lines", *Proceedings of the International Tribology Conference, Nagasaki, 2000*
- [28] N. Dhar, M. Islam, S. Islam, M. Mithu, "The influence of minimum quantity of lubrication (MQL) on cutting temperature, chip and dimensional accuracy in turning AISI-1040 steel", *Journal of Materials Processing Technology* 171, (2006) 93-99
- [29] A.S. Varadarajan, P.K. Philip, B. Ramamoorthy, "Investigations on hard turning with minimal cutting fluid application and its comparison with dry and wet turning", *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42 (2), (2002) 193–200
- [30] M.M.A. Khan, N.R. Dhar, "Performance evaluation of minimum quantity lubrication by vegetable oil in terms of cutting force, cutting zone temperature, tool wear, job dimension and surface finish in turning AISI-1060 steel", *Journal of Zhejiang University—Science A7* (11), (2006) 1790–1799
- [31] Y. Su, N. He, L. Li, A. Iqbal, M. Xiao, S. Xu, B. Qiu, "Refrigerated cooling air cutting of difficult-to-cut materials", *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47, (2007) 927–933
- [32] K. Weinert, I. Inasaki, J.W. Sutherland, T. Wakabayashi, "Dry Machining and Minimum Quantity Lubrication", *CIRP Annals* 53 (2), (2004) 511-537

Bibliografia

- [33] D.P. Adler, W.W.S. Hii, D.J. Michalek, J.W. Sutherland, “Examining the role of cutting fluids in machining and efforts to address associated environmental/health concerns”, *Machining Science and Technology* 10, (2006) 23-58
- [34] A. Shokrani, V. Dhokia, S.T. Newman, “Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 57, (2012) 83–101
- [35] R.C. Reed, “The Superalloys Fundamentals and Applications”, Cambridge University Press, Cambridge, UK, 2006
- [36] C.T. Sims, W.C. Hagel (Eds.), “The Superalloys”, John Wiley & Sons, New York, USA, 1972
- [37] INCONEL alloy 718, Inco Alloys International Inc, Publication No. IAI-19/4M/1994, 1985
- [38] Society of Automotive Engineers Standard “AMS 5662”, July 2004
- [39] C.M. Kuo, Y.T. Yang, H.Y. Bor, C.N. Wei, C.C. Tai, “Aging effects on the microstructure and creep behaviour of Inconel 718 superalloy”, *Materials Science and Engineering A* 510–511, (2009) 289–294
- [40] M. Nalbant, A. Altın, H. Gökkaya, “The effect of coating material and geometry of cutting tool and cutting speed on machinability properties of Inconel 718 super alloys”, *Materials and Design* 28, (2007) 1719–1724
- [41] E.O. Ezugwu, S.H. Tang, “Surface abuse when machining cast iron (G17) and nickel-base superalloy (Inconel 718) with ceramic tools”, *Journal of Material Processing Technology* 55, (1995) 63–69
- [42] J.R. Braghini, A.A. Bezerra, R.T. Coelho, L.R. Silva, “Some effects of cutting edge preparation and geometric modifications when turning Inconel 718 at high cutting speeds”, *Journal of Material Processing Technology* 148 (1), (2004) 147–153
- [43] E.O. Ezugwu, Z.M. Wang, A.R. Machado, “The machinability of nickel-based alloys: a review”, *Journal of Material Processing Technology* 86, (1999) 1–16
- [44] B.K. Subhas, B. Ramaraja, K. Ramachandra, H.K. Balakrishna, “Simultaneous optimization of machining parameters for dimensional instability control in aero gas turbine components made of Inconel 718 alloy”, *Trans ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering* 122, (2000) 586–90
- [45] A. Devillez, F. Schneider, S. Dominiak, D. Dudzinski, D. Larrouquere, “Cutting forces and wear in dry machining of Inconel 718 with coated carbide tools”, *Wear* 262, (2007) 931–42
- [46] E.O. Ezugwu, Z.M. Wang, “Performance of PVD and CVD coated tools when machining Nickel-based, Inconel 718 alloy”. Narutaki, et al., editors, *Proceedings of the international conference on progress of cutting and grinding*, Osaka, Japan;1996. p. 102–7
- [47] S. Nishiguchi, H. Kato, H. Fujita, M. Oka, H.M. Kim, T. Kokubo, T. Nakamura, “Titanium metals form direct bonding to bone after alkali and heat treatments”, *Biomaterials* 22, (2001) 2525-2533

Bibliografia

- [48] M. Geetha, A.K. Singh, R. Asokamani, A.K. Gogia, “Ti based biomaterials, the ultimate choice for orthopaedic implants - A review”, *Progress in Materials Science* 54 (2009), 397-425
- [49] L. Hyukjae, M. Shankar, “Stress relaxation behaviour of shot-peened Ti-6Al-4V under fretting fatigue at elevated temperature”, *Materials Science and Engineering: A* 366 (2004), 412-420
- [50] A. Molinari, G. Straffelini, B. Tesi, T. Bacci, “Dry Sliding Wear Mechanisms of the Ti-6Al-4V Alloy”, *Wear* 208 (1997), 105-112
- [51] L.V. Cowwell, W.C. Truckenmiller, “Cutting characteristics of titanium and its alloys”, *Mech. Eng.* 76 (1954), 461-480
- [52] P.J. Arrazola, A. Garay, L.M. Iriarte, M. Armendia, S. Marya, F.L. Maître, “Machinability of titanium alloys (Ti-6Al-4V and Ti-555.3)”, *Journal of Materials Processing Technology* 209 (2009), 2223-2230
- [53] M. Ribeiro, M. Moreira, J. Ferreira, “Optimization of titanium alloy (Ti-6Al-4V) machining”, *Journal of Materials Processing Technology* 143-144 (2003), 458-463
- [54] E. Abele, P. Pfeiffer, D. Schäfer, “High speed machining: still a challenge for large scale and widespread industrial applications”, *Proceedings of the 9th international conference on high speed machining 2012 – innovations in machining*, Spain, San Sebastian; 2012
- [55] P. Hartung, B.M. Kramer, “Tool wear in titanium machining”, *CIRP Annals* 31 (1982), 78-80
- [56] K. Kothari, R. Radhakrishnan, N.M. Wereley, “Advances in gamma titanium aluminides and their manufacturing techniques”, *Progress in Aerospace Sciences* 55, (2012) 1-16
- [57] C.M. Austin, “Current status of gamma Ti aluminides for aerospace applications”, *Current Opinion in Solid State and Materials Science* 4, (1999) 239–242
- [58] S.C. Huang, J.C. Chesnutt, “Gamma TiAl and its alloys in Intermetallic Compounds: Vol. 2”, J.H. Westbrook and R.L. Fleischer, ed., John Wiley & Sons, 1994, Chapter 4
- [59] D.K. Aspinwall, R.C. Dewes, A.R. Mantle, “The machining of γ -TiAl intermetallic alloys”, *CIRP Annals* 54, (2005) 99-104
- [60] A.R. Mantle, D.K. Aspinwall, “Surface integrity of a high speed milled gamma titanium aluminide”, *Journal of Materials Processing Technology* 118, (2001) 143-150
- [61] H.B. Bomberger, F.H. Froes, P.H. Morton, “Titanium Technology: Present Status and future Trends”, TDA, Dayton, USA, (1985) 3
- [62] H. Ernst, M.E. Merchant, “Chip formation, friction and high quality machined surfaces. Surface treatment of metals”, *American Society for Metals* 29, (1941) 299–378
- [63] Autori vari, “Manuale degli utensili”, *Tecniche Nuove*, Milano 2001
- [64] F. Giusti, M. Santochi, “Tecnologia meccanica e studi di fabbricazione”, ed. Ambrosiana, 1992
- [65] G. Spur, T. Stoferle, “Enciclopedia delle lavorazioni meccaniche, vol. 3: Asportazione del truciolo”, Milano, *Tecniche Nuove*, 1980
- [66] F.A. Isnardi, “Utensili da tornio”, *Etas Kompass*, Milano, 1967

Bibliografia

- [67] R. Meyer, J. Kohler, B. Denkena, “Influence of the tool corner radius on the tool wear and process forces during hard turning”, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 58, (2012) 933-940
- [68] International Standard ISO 3685. Tool life testing in single-point turning tools, 2nd ed. 1993-11-15
- [69] Sandvik Coromant, “Moderna guida alla lavorazione dei metalli”, Svezia, 1994
- [70] V.P. Astakhov, “Environmentally friendly near-dry machining of metals”, *Metalworking Fluids (MWFs) for Cutting and Grinding*, (2012) 135-200
- [71] G. Rotella, P.C. Priarone, S. Rizzuti, L. Settineri, “Evaluation of the Environmental Impact of different Lubrorefrigeration Conditions in Milling of γ -TiAl Alloy”, J. Hesselbach and C. Herrmann (eds.), *Glocalized Solutions for Sustainability in Manufacturing: Proceedings of the 18th CIRP International 365 Conference on Life Cycle Engineering*, Technische Universität Braunschweig, Braunschweig, Germany, May 2nd - 4th, 2011, DOI 10.1007/978-3-642-19692-8_63, © Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2011
- [72] W.F. Smith, “Scienza e tecnologia dei materiali”, McGraw-Hill Libri, ed. 1995, 430
- [73] V. Tebaldo, G. Gautier, “Influences of evaluation methods and testing load on microhardness and Young’s modulus of ZTA and ATZ ceramics”, *Ceramics International* 39 (2013) 2683–2693
- [74] ISO 14577, *Metallic materials — instrumented indentation test for hardness and materials parameters*, International Organization for Standardization, Geneva, Switzerland, 2002
- [75] W.C. Oliver, G.M. Pharr, An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments, *Journal of Materials Research* 7 (1992) 1564–1583
- [76] E 407 - 99: Standard practice for microetching metals and alloys, 1999
- [77] E.O. Ezugwu, I.R. Pashby, “High speed milling of nickel-based superalloys”, *Journal of Material Processing Technology* 3, (1992) 429–37
- [78] E.S. Gadelmawla, M.M. Koura, T.M.A. Maksoud, I.M. Elewa, H.H. Soliman, “Roughness parameters”, *Journal of Materials Processing Technology* 123, (2002) 133-145
- [79] www.ing.unitn.it – Microscopia elettronica a scansione
- [80] K.G. Budinski, “Tribological properties of titanium alloys”, *Wear* 151 (1991), 203-217
- [81] J. Hardell, B. Prakash, “Tribological performance of surface engineered tool steel at elevated temperatures”, *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials* 28 (2010), 106–114
- [82] L. Ipaz, J.C. Caicedo, J. Esteve, F.J. Espinoza-Beltran, G. Zambrano, “Improvement of mechanical and tribological properties in steel surfaces by using titanium–aluminum/titanium–aluminum nitride multilayered system”, *Applied Surface Science* 258 (2012), 3805– 3814
- [83] L. Jin, A.R. Riahi, K. Farokhzadeh, A. Edrissy, “Investigation on interfacial adhesion of Ti–6Al–4V/nitride coatings”, in press on *Surface & Coatings Technology* (2014)
- [84] G.S. Fox-Rabinovich, A.I. Kovalev, M.H. Aguirre, B.D. Beake, K. Yamamoto, S.C. Veldhuis, J.L. Endrino, D.L. Wainstein, A.Y. Rashkovskiy, “Design and performance of AlTiN and TiAlCrN PVD

Bibliografia

- coatings for machining of hard to cut materials”, *Surface & Coatings Technology* 204 (2009), 489-496
- [85] www.tribology-abc.com/calculators/default.htm
- [86] S. Biamino, A. Penna, U. Ackelid, S. Sabbadini, O. Tassa, P. Fino, M. Pavese, P. Gennaro, C. Badini, “Electron beam melting of Ti-48Al-2Cr-2Nb alloy: microstructure and mechanical properties investigation”, *Intermetallics* 19, (2011) 776-781
- [87] J.W. Brooks, P.J. Bridges, “Metallurgical Stability of Inconel Alloy 718”, *Superalloys '88*, (1988) 33-42
- [88] A. Altin, M. Nalbant, A. Taskesen, “The effects of cutting speed on tool wear and tool life when machining Inconel 718 with ceramic tools”, *Materials and Design* 28, (2007) 2518–2522
- [89] S.K. Bhattacharya, I.R. Pashby, E.O. Ezugwu, “Machining of INCO 718 and INCO 901 superalloys with Sic-whisker reinforced Al₂O₃ composite ceramic tools”, *Production Engineering* 33, (1987) 176–81
- [90] S.K. Bhattacharya, A. Jawid, M.H. Lewis, “Behaviour of sialon ceramic tools when machining cast iron”, *Proceedings of the 12th North American manufacturing research conference*, 1984, 265–270
- [91] A. Bhatt, H. Attia, R. Vargas, V. Thomson, “Wear mechanisms of WC coated and uncoated tools in finish turning of Inconel 718”, *Tribology International* 43, (2010) 1113–1121
- [92] N. Fang, Q. Wu, “A comparative study of the cutting forces in high speed machining of Ti–6Al–4V and Inconel 718 with a round cutting edge tool”, *Journal of Materials Processing Technology* 209, (2009) 4385–4389
- [93] M.J. Bermingham, J. Kirsch, S. Sun, S. Palanisamy, M.S. Dargusch, “New observations on tool life, cutting forces and chip morphology in cryogenic machining Ti-6Al-4V”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 51, (2011) 500-511
- [94] L. Settineri, P.C. Priarone, M. Arft, D. Lung, T. Stoyanov, “An evaluative approach to correlate machinability, microstructures, and material properties of gamma titanium aluminides”, *CIRP Annals* 63, (2014) 57-60
- [95] F. Klocke, L. Settineri, D. Lung, P.C. Priarone, M. Arft, “High performance cutting of gamma titanium aluminides: Influence of lubricoolant strategy on tool wear and surface integrity”, *Wear* 302, (2013) 1136-1144
- [96] F. Klocke, D. Lung, M. Arft, P.C. Priarone, L. Settineri, “On high-speed turning of a third-generation gamma titanium aluminide”, *International Journal of Advance Manufacturing Technology* 65 (2013), 155-163
- [97] J.L. Mo, M.H. Zhu, “Sliding tribological behaviours of PVD CrN and AlCrN coatings against Si₃N₄ ceramic and pure titanium”, *Wear* 267, (2009) 874-881
- [98] J. Cheng, J. Yang, X. Zhang, H. Zhong, J. Ma, F. Li, L. Fu, Q. Bi, J. Li, W. Liu, “High temperature tribological behaviour of Ti-46Al-2Cr-2Nb intermetallics”, *Intermetallics* 31, (2012) 120-126
- [99] E.M. Trent, “Metal Cutting”, 3rd ed., Butterworth-Heinemann, Oxford, 1991, 273

Bibliografia

- [100] S.N. Basu, V.K. Srin, "Oxidation behaviour of WC-Co", *Materials Science and Engineering: A* 209, (1996) 206-212
- [101] V.B. Voitovich, V.V. Sverdel, R.F. Voitovich, E.I. Golovko, "Oxidation of WC-Co, WC-Ni and WC-Co-Ni hard metals in the temperature range 500-800 °C", *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials* 14, (1996) 289-295
- [102] S. Wang, Z. Liao, Y. Liu, W. Liu, "Influence of thermal oxidation temperature on the microstructural and tribological behaviour of Ti-6Al-4V alloy", *Surface & Coating Technology* 240, (2014) 470-477
- [103] M. Bäker, "Finite element simulation of high-speed cutting forces", *Journal of Materials Processing Technology* 176, (2006) 117-126
- [104] J.L. Battaglia, O. Cois, L. Puigsegur, A. Oustaloup, "Solving an inverse heat conduction problem using a non-integer identified model", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 44, (2001) 2671-2680
- [105] M. Cotterell, G. Byrne, "Dynamics of chip formation during orthogonal cutting of titanium alloy Ti-6Al-4V", *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 57, (2008) 93-96
- [106] M. Sima, T. Özel, "Modified material constitutive models for serrated chip formation simulations and experimental validation in machining of titanium alloy Ti-6Al-4V", *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 50, (2010) 943-960
- [107] J. Qu, P.J. Blau, T.R. Watkins, O.B. Cavin, N.S. Kulkarni, "Friction and wear of titanium alloys sliding against metal, polymer, and ceramic counter faces", *Wear* 258, (2005) 1348-1356
- [108] M. Long, H.J. Rack, "Friction and surface behaviour of selected titanium alloys during reciprocating sliding motion", *Wear* 249, (2001) 158-168