

eman ta zabal zazu



Universidad
del País Vasco

Euskal Herriko
Unibertsitatea

**APLICACIÓN DE TECNOLOGÍAS AVANZADAS DE
GENERACIÓN DE HERRAMIENTAS DE CORTE PARA LA
MEJORA DEL TORNEADO DE MATERIALES DE BAJA
MAQUINABILIDAD**

Presentado por

D. Pablo Fernández de Lucio

Directores de tesis

Dra. Soraya Plaza Pascual

Dr. Gorka Urbikain Pelayo

2024

eman ta zabal zazu



Universidad Euskal Herriko
del País Vasco Unibertsitatea

Departamento de Ingeniería Mecánica
Ingenieritza Mekanikoa Saila

TESIS DOCTORAL

APLICACIÓN DE TECNOLOGÍAS AVANZADAS DE GENERACIÓN DE HERRAMIENTAS DE CORTE PARA LA MEJORA DEL TORNEADO DE MATERIALES DE BAJA MAQUINABILIDAD

Presentada por

D. Pablo Fernández de Lucio

en el

Departamento de Ingeniería Mecánica

para la obtención del grado de

Doctor

Dirigida por

Prof. Dra. Dña. Soraya Plaza Pascual
Prof. Dr. D. Gorka Urbikain Pelayo

Bilbao, junio 2024

No podemos elegir los tiempos en los que nos toca vivir. Lo único que podemos hacer es decidir qué hacer con el tiempo que se nos ha dado.

Agradecimientos

Tras casi cinco años de dedicación a ello, esta etapa llega a su fin. Si bien es cierto que no ha sido fácil, únicamente me llevo de ella los buenos recuerdos y, sobre todo, a la gente que ha participado conmigo de ellos, haciendo que se haya hecho muy amena y una experiencia inolvidable. Por ello, querría agradecer a todos ellos por todo lo que me han dado. Seguramente me olvide de muchos, pero los que plasmo en estas líneas son los que me han venido más rápido a la cabeza. En primer lugar, a Luis Norberto López de Lacalle por darme la oportunidad, hace ya casi ocho años, de ser parte de este gran Grupo de Fabricación de Alto Rendimiento y por seguir contando conmigo haciéndome parte de ello tanto en el TFM como con la tesis y en el futuro próximo.

¡Qué decir del Chip Team! Tantos y tantos momentos juntos en el curro y fuera de él. Cuánto por agradecer al mejor equipo que nadie puede tener: Ander Vallejo, Gaizka, Mikel y yo lo iniciamos allá por 2016 y poco a poco se fueron uniendo Gonzalo, Ander del Olmo, Olaia, Aner y Maialen. Sin olvidarme de Haizea y Octavio, líderes paternos de este gran equipo. Sin vosotros esta tesis no habría salido adelante. Tanto en lo laboral como lo personal, os estoy muy agradecido ya que, más que un grupo de trabajo, yo lo llamaría mi pequeña familia del trabajo, lo que ha hecho que ir al CFAA o al taller se haga mucho más a gusto. He aprendido mucho de vosotros (y lo que aún me queda). La verdad que han sido muchos muy buenos momentos y me llevo grandes recuerdos: Octavio, creo que no hay día que haya estado contigo que no haya aprendido algo nuevo de mecanizado o de la vida misma, gracias por tanto y por ser el primero en darme la oportunidad de entrar al taller y ser mi mentor (y encima has sido el único que se ha leído a fondo esta tesis para darle la última puntada, como hiciste antes con mi TFG y TFM); Haizea, nunca olvidaré todo el apoyo y ayuda que me diste en los momentos más duros... ni tu cara cuando no pudiste subir al avión para volver de Sevilla; Gaizka, compañero de mil batallas desde el inicio (me has vuelto a ganar con la tesis), siempre dispuesto a colaborar sin pensártelo y sin pedir nada a cambio, sin ti no habría podido hacer esta tesis; Gonzalo y Ander, sin duda alguna sois la gran dupla del Chip Team y no podría separaros ni en estas breves líneas, ambos habéis sido siempre dos pilares en los que apoyarnos para cualquier cosa, desde una simple medición hasta editar una imagen para un proyecto pasando por vuestras tantas geniales y creativas ocurrencias que nos hacen reír y hacer un ambiente tan familiar; Maialen, la última en llegar pero pisando fuerte, compañera del gran viaje al gigante asiático, siempre con una sonrisa dispuesta a ayudar en lo que sea. Sin olvidar las cañas de los jueves, congresos aquí y allá, sushi a mansalva, comidas navideñas, tortillas de patata, huevos en el suelo,

despedidas de soltero/a, los refranes de Octavio y muchas, muchas risas. Me faltan hojas en este documento (suficientemente extenso ya) para agradecerlos como os merecéis estos últimos años. Gracias, por tanto.

No pueden faltar los agradecimientos a mis compañeros internacionales venidos tanto de Iberoamérica, Robson, Jose David y Felipe, como India, Sarvesh, que tanto me han aconsejado y ayudado a encaminar mis locas ideas. Jose David, nunca olvidaré nuestras charlas sobre mecanizado o la vida, así como tu apoyo y ayuda en todo momento. Felipe, compañero de tesis y de mil dolores de cabeza, sobre todo en los meses escribiendo cada uno su tesis, siempre dispuesto a ir a tomar una caña, invitarme a una pizza casera o darme tu opinión sincera en todo lo que te he pedido ayuda. Siempre os estaré agradecido. No puedo olvidarme del Laser Team (Iker, Marta, Exe, Iñaki, Mada, Eneko y Aitzol desde los inicios y Oihane y Aizpea en la recta final de la tesis) que, a pesar de no colaborar de forma directa en el contenido de la tesis, sí que me han aportado (y mucho) en lo que en el baloncesto se llaman los intangibles. No olvidaré las “broncas” de Oihane por no saber escoger los colores de las gráficas, las búsquedas de imágenes de hamburguesas antes de comer con Aizpea, las increíbles dotes de Marta para obtener información para alimentar los cotilleos o las grandes frases que nos dejó Iker (sobre todo el histórico “la he liado”). Y como no incluir a mi PAS favorito, Isaac, siempre dispuesto a echar un cable (acompañado de una chocolatina siempre) o a filosofar en tantas tardes en el taller, alguna de ellas jugando al ajedrez. También querría agradecer a todos los compañeros del CFAA que me han ayudado, apoyado y aconsejado durante estos años, en especial a Asier (inestimable tu ayuda en esta tesis), Adrián, Izaro, Rober, Jon Ander, Silvia y Fran.

Quiero agradecer a mis padres por todo lo que han hecho por mí, especialmente estos últimos años en los que he recibido su incondicional apoyo y cariño y, anteriormente, por la educación que me han dado y los valores que me han transmitido. ¡Gracias de todo corazón! Parte importante también han sido, desde lo escondido, mis hermanos: Iñigo, Marta, Miguel, Jaime, Alejandra y Álvaro. Fundamental más bien. Las comidas de los fineses todos juntos o las comidas durante la pandemia han sido claves para evadirme con momentos siempre muy divertidos y esperados que han hecho esta etapa más amena. Y como no voy a agradecer a mis abuelos que me han acompañado todos estos años: Charo, Josechu y Juan Mariano desde el cielo, cuidándome siempre, y Esther, preguntándome todos los días que le veía cuándo iba a acabar y empezar a trabajar. También agradecer a mis primos (en especial Santiago, Kiki, Alexandre y Bego) y tíos que siempre han estado dispuestos a apoyarme y a interesarse por la tesis, aunque, muy probablemente, no supieran ni de qué les estaba hablando.

De forma especial quiero agradecer a Patri, mi compañera de viaje, por aguantarme en la etapa más difícil en la tesis. Tu cariño, comprensión, abrazos y amor han sido grandes salvavidas durante el período final de la tesis. Tengo que reconocer que sin ti no lo hubiera logrado y has sido un gran apoyo en el que soportarme para poder continuar cada día en esa difícil tarea de resumir cinco largos años de trabajo en un breve documento. Espero poder compensarte todo lo que has hecho y haces por mí cada día. Eres la mejor compañera que se puede tener y que ni en mis mejores sueños lograría encontrar.

No pueden faltar en estos párrafos todos mis amigos que, como mi familia, me han aportado en recordarme porqué hago lo que hago y ayudándome a no volverme aún más loco. Quiero agradecer de forma muy especial y cariñosa a Fer, Montxi y la koadrilla (Legor, Peio, Isas, Zama, Alba, Sergio, Carlos, Patxi y Marda) que tanto me han ayudado caña en mano a darme ánimos y a debatir de cualquier cosa que se nos pueda ocurrir. Fernando, nuestras ahora cañas de los miércoles han sido y seguirán siendo una pequeña isla en los trajines de la semana que siempre me han ayudado a respirar y poder seguir la semana con aires renovados, aunque a veces los uses para hacerme espabilar (cosa que nunca viene mal de parte de un buen amigo). Montxi, muchos años juntos con muchas anécdotas juntos y las que nos quedan. Infinitas gracias a los dos y aun así me quedo corto. Os debo mucho. También quiero acordarme del grupo Efté Bilbao (Sergio "torero", Pablo, Inés, Patxo, Jovi, Alba O., María O., Ane, Alba L. y a todos) y el grupo de Hakuna (Carlos, Ali, Rafus, Charlie, María P y a todos) que me han ayudado mucho en los últimos momentos de la tesis no solo con su cariño y alegría, sino también con sus oraciones y por haber puesto en mi vida a la mejor compañera de viaje que uno puede tener.

Por último, agradecer a Dios por haberme dado las capacidades para poder lograr este hito, por acompañarme en todo momento y por haber puesto en mi vida a toda esta maravillosa gente que me ha ayudado de una u otra manera a lograrlo y a todos los que me he olvidado de incluir.

Resumen

La Unión Europea ha clasificado el wolframio y el cobalto como materiales críticos para los países pertenecientes al viejo continente. Estos dos elementos son claves e imprescindibles para la fabricación del material de herramienta de corte más utilizada en la industria: el metal duro. Por ello, las herramientas cerámicas, de diamante y de materiales sintéticos ultra-duros están teniendo cada vez más protagonismo en el sector de la fabricación por arranque de viruta.

En vista de esa necesidad de obtener mejores herramientas de alta dureza, en esta tesis doctoral se ha buscado aumentar la productividad de las herramientas de corte cerámicas a través de optimizar la propia herramienta en procesos de torneado. Para ello se ha realizado un exhaustivo estudio del estado del arte para ver qué carencias de esta clase de herramientas pueden tener potencial de ser perfeccionadas.

Una vez realizado el estudio inicial, se han propuesto tres mejoras para las herramientas: el uso de recubrimientos con alto contenido de vanadio, la inclusión de texturizados en la cara de desprendimiento de la herramienta y la preparación del filo de corte. Para la primera mejora se ha realizado una comparación con otros recubrimientos frente a un inserto sin recubrir. En la segunda, se ha realizado una metodología para obtener los parámetros del haz láser que optimicen las ranuras a texturizar y se han ensayado varias tipologías en diferentes materiales. Con la tercera de las mejoras se ha desarrollado un algoritmo para definir el filo de corte con una elipse y se han modelizado las fuerzas de corte teniendo en cuenta la forma del filo de corte. Este modelo predice la fuerza de corte y la de avance del proceso de corte ortogonal en función del filo, de las condiciones de corte y del desgaste.

Índice general

Capítulo I. Introducción. 3

I. 1. Contexto.....	3
I. 2. Objetivos	7
I. 3. Estructura de la tesis	8

Capítulo II. Estado del arte. 13

II. 1. Introducción.....	13
II. 2. Efectos de los parámetros de corte en la productividad.....	18
II. 2. 1. Profundidad de pasada	18
II. 2. 2. Avance.....	20
II. 2. 3. Velocidad de corte	23
II. 2. 4. Vida útil de la herramienta	31
II. 3. Acciones para aumentar la productividad del corte	42
II. 3. 1. Actuación para la mejora del material del sustrato de herramienta	42
II. 3. 2. Actuación sobre la cinemática y la geometría del proceso	54
II. 3. 3. Actuación para la mejora de condiciones de lubricación y refrigeración ...	62
II. 4. Áreas de mejora	64
II. 4. 1. Recubrimientos auto-lubricados.....	64
II. 4. 2. Texturizados: macrogeometría del filo de corte.....	78
II. 4. 3. Preparación de filos: microgeometría del filo de corte	93
II. 5. Resumen del estado del arte y oportunidades.....	123

Capítulo III. Recubrimientos auto-lubricados en el mecanizado de aleaciones de titanio con herramientas cerámicas. 129

III. 1. Introducción.....	129
III. 2. Diseño experimental de los ensayos	130
III. 3. Análisis de la cara de desprendimiento	132

III. 4. Análisis de la viruta y de las temperaturas.....	133
III. 5. Análisis de las fuerzas.....	139
III. 6. Análisis de la rugosidad.....	141
III. 7. Conclusiones.....	142

Capítulo IV. Estudio del uso de herramientas texturizadas sobre cerámicas y PCD en el torneado de materiales de baja maquinabilidad..... 147

IV. 1. Introducción	147
IV. 2. Caso de estudio 1: Texturizados en PCD para el torneado de Ti6Al4V.....	151
IV. 2. 1. Caracterización del Laser Engraving para PCD.....	152
IV. 2. 2. Diseño experimental de los ensayos de PCD	154
IV. 2. 3. Análisis de la viruta.....	158
IV. 2. 4. Análisis de las fuerzas	163
IV. 2. 5. Análisis de la rugosidad superficial	164
IV. 2. 6. Conclusiones del caso de estudio 1.....	166
IV. 3. Caso de estudio 2: Texturizados en Al ₂ O ₃ con TiC para el torneado de acero endurecido X100CrMoV8	167
IV. 3. 1. Caracterización del Laser Engraving para Al ₂ O ₃ con TiC.....	168
IV. 3. 2. Diseño experimental de los ensayos de Al ₂ O ₃ + TiC.....	173
IV. 3. 3. Análisis de la cara de desprendimiento.....	177
IV. 3. 4. Análisis de la viruta.....	187
IV. 3. 5. Análisis de las fuerzas	188
IV. 3. 6. Análisis de la rugosidad superficial	193
IV. 3. 7. Conclusiones del caso de estudio 2.....	195
IV. 4. Caso de estudio 3: Texturizados en Al ₂ O ₃ con <i>whiskers</i> de SiC para el torneado de Inconel® 718	197
IV. 4. 1. Caracterización del Laser Engraving para Al ₂ O ₃ con whiskers de SiC..	199
IV. 4. 2. Diseño experimental de los ensayos de Al ₂ O ₃ + wSiC	203
IV. 4. 3. Análisis de la cara de desprendimiento.....	206

IV. 4. 4. Análisis de las fuerzas	213
IV. 4. 5. Análisis de la integridad superficial	214
IV. 4. 6. Análisis de la viruta.....	223
IV. 4. 7. Conclusiones del caso de estudio 3.....	226
IV. 5. Conclusiones	227

Capítulo V. Influencia del filo de corte en el ranurado de aleaciones base níquel con herramientas cerámicas.

..... **231**

V. 1. Introducción	231
V. 2. Mediciones de los radios de filo de las herramientas	235
V. 3. Diseño experimental de los ensayos.....	239
V. 4. Análisis del desgaste de las herramientas ensayadas	242
V. 4. 1. Análisis de la cara de desprendimiento	243
V. 4. 2. Desgaste de flanco.....	245
V. 5. Análisis de la viruta	249
V. 6. Análisis de las fuerzas	259
V. 6. 1. Fuerzas en los ensayos realizados.....	261
V. 6. 2. Importancia de una buena preparación del filo	264
V. 6. 3. Influencia de S_{α} y S_{γ}	265
V. 7. Modelización de las fuerzas generadas en función del radio y los parámetros de corte utilizados	266
V. 7. 1. Introducción a los modelos de corte	267
V. 7. 2. Asunciones realizadas para la modelización de las fuerzas de corte.....	270
V. 7. 3. Modelización de las fuerzas de corte.....	272
V. 7. 4. Validación de los modelos propuestos.....	278
V. 8. Conclusiones	282

Capítulo VI. Contribuciones y líneas futuras..... 289

VI. 1. Contribuciones de la tesis	289
---	-----

VI. 2. Líneas futuras de investigación..... 291

Bibliografía. 293

Índice de figuras

<i>Figura I-1. Tamaño del mercado de las operaciones del sector de arranque de viruta y previsiones de crecimiento. Adaptado de (GMI, 2023).</i>	3
<i>Figura I-2. Tamaño y crecimiento del sector de las herramientas de corte metálico. Adaptado de (FBI, 2022).</i>	4
<i>Figura I-3. Tamaño y crecimiento del mercado de las herramientas de corte. Adaptado de (Gupta, 2020).</i>	4
<i>Figura I-4. Distribución del mercado global de herramientas de corte clasificadas por material en 2018. Adaptado de (Bobzin, 2017).</i>	5
<i>Figura I-5. Motor aeronáutico con las aleaciones usadas por zonas (a); carcasa de turbina aeronáutica (b).</i>	6
<i>Figura II-1. Costes derivados del mecanizado. Adaptado de (Elahi et al., 2015).</i>	14
<i>Figura II-2. Diagrama del estado del arte.</i>	17
<i>Figura II-3. Esquema de la sección de viruta.</i>	20
<i>Figura II-4. Tipología de gráfica de los límites recomendados por el fabricante.</i>	21
<i>Figura II-5. Rugosidad teórica en una operación de torneado.</i>	22
<i>Figura II-6. Curvas de Salomon. Adaptado de (Salomon, 1931).</i>	23
<i>Figura II-7. Temperatura en función de la velocidad de corte. Adaptado de (McGee, 1979; Trent y Wright, 2000).</i>	24
<i>Figura II-8. Velocidad de corte vs generación de calor. Adaptado de (Coromant (Firm), 1994).</i>	25
<i>Figura II-9. Esquema de la formación de la viruta. Adaptado de (Kumar et al., 2015).</i>	25
<i>Figura II-10. Modelo de fricción basado en el de Zorev. Adaptado de (El-Zahry, 1987; Liang et al., 2023).</i>	29
<i>Figura II-11. Principales tipos de desgaste en herramientas de torneado. Adaptado de (ISO Standard 3685:1993, 1993).</i>	32
<i>Figura II-12. Mecanismos de desgaste en función de la temperatura de corte. Adaptado de (Oduola et al., 2016).</i>	34
<i>Figura II-13. Tipos de mecanismo de desgaste y zonas en las que tienen lugar. Adaptado de (Oduola et al., 2016).</i>	35
<i>Figura II-14. Curvas de desgaste de flanco para dos velocidades de corte. Adaptado de (López de Lacalle Marcaide et al., 2004).</i>	38
<i>Figura II-15. Variación geométrica de la herramienta debida al desgaste de flanco.</i>	39
<i>Figura II-16. Comparación del corte entre herramienta nueva (a) y desgastada (b). Adaptado de (Liang et al., 2018).</i>	40
<i>Figura II-17. Evolución de las herramientas de corte. Adaptado de (Kirchoff y Nava, 2016).</i>	42
<i>Figura II-18. Dureza de materiales de herramienta en función de la temperatura. Adaptado de (Mali y Unune, 2017).</i>	45
<i>Figura II-19. Dureza de los materiales de herramienta en función de su tenacidad. Adaptado de («Shaping Aerospace and Automotive Machining with Synthetic Diamond Solutions», 2019).</i>	47

Figura II-20. Propiedades mecánicas del metal duro acrecentadas según tamaño de grano y contenido de aglomerante. Adaptado de (García et al., 2019).	48
Figura II-21. Clasificación del metal duro según el tamaño de grano de WC. Adaptado de (García et al., 2019).....	49
Figura II-22. Clasificación del metal duro según el tipo de WC y de los tipos de carburos cúbicos. Adaptado de (García et al., 2019).	49
Figura II-23. Metalografía de $Al_2O_3 + wSiC$ (Tiegs, 2005).	53
Figura II-24. Herramientas cerámicas de: (a) Si_3N_4 de NTK Cutting Tools (NTK Cutting Tools, s. f.-a); (b) $SiAlON$ de Ceramtec; (c) Al_2O_3 de NTK Cutting Tools (NTK Cutting Tools, s. f.-b); (d) $Al_2O_3 + TiC$ de NTK Cutting Tools; (e) $Al_2O_3 + wSiC$ de NTK Cutting Tools (NTK Cutting Tools, s. f.-c).....	53
Figura II-25. Espesor de viruta y distribución de fuerzas de corte en función de κ_r	55
Figura II-26. Variación del ángulo κ_r en una operación de Prime Turning™ al variar la geometría de la pieza. Adaptado de (Amigo et al., 2023 b).	56
Figura II-27. Límites para una herramienta de Prime Turning™ en función del ángulo del filo principal y condiciones usadas por Amigo et al. (2023 b).....	56
Figura II-28. Macrogeometría (a) y microgeometría (b) de la viruta.	60
Figura II-29. Daño por el corte derivativo en la viruta (a) y formación de estructura laminar por exceso de temperatura (b). Adaptado de (Duan et al., 2019).....	61
Figura II-30. Evolución de los recubrimientos. Adaptado de (Bouzakis et al., 2012).	66
Figura II-31. Diseño de las estructuras de los recubrimientos. Adaptado de (Caliskan et al., 2017)	67
Figura II-32. Comparación de la resistencia a la oxidación de diferentes recubrimientos en función de la temperatura (Vetter et al., 2018).	69
Figura II-33. Disminución de la dureza de diferentes recubrimientos al aumentar la temperatura (Vetter et al., 2018).....	70
Figura II-34. Brocas ensayadas con sus recubrimientos.	72
Figura II-35. Evolución del desgaste en función del número de agujeros.	72
Figura II-36. Fuerza y par medio en el primer agujero.....	73
Figura II-37. Evolución del desgaste de flanco en función del tiempo de mecanizado.	74
Figura II-38. Imágenes SEM de electrones secundarios (a), electrones BSE (b) y análisis EDS del filo de corte de la fresa recubierta con $ZrN + AlTiN$	75
Figura II-39. Imágenes SEM de electrones secundarios (a), electrones BSE (b) y análisis EDS del filo de corte de la fresa recubierta con $TiSiN$	76
Figura II-40. Imágenes SEM de electrones secundarios (a), electrones BSE (b) y análisis EDS del filo de corte de la fresa recubierta con $AlTiN$	77
Figura II-41. Fuerza y par medio en la primera pasada.....	78
Figura II-42. Zona de corte de una herramienta texturizada y longitud de contacto herramienta-viruta. Adaptado de (Sharma y Pandey, 2016).	79

Figura II-43. Principales patrones de texturizados usado en la literatura. Adaptado de (Machado et al., 2021).....	80
Figura II-44. Herramienta con texturizado de agujeros (Mishra et al., 2018 a).	80
Figura II-45. Diagrama de los parámetros de las ranuras del texturizado.	81
Figura II-46. Métodos de producción de texturizados en herramientas en la literatura. Adaptado de (Machado et al., 2021).	82
Figura II-47. Potencia, frecuencia de pulso y tiempo de pulso programados para un proceso de texturizado.	84
Figura II-48. Diferentes direcciones de texturizado propuestas por Vasumathy y Meena (2017).	86
Figura II-49. Esquema de la generación del corte derivativo en una herramienta texturizada. Adaptado de (Duan et al., 2017).	88
Figura II-50. Texturizado relleno de lubricante sólido.	91
Figura II-51. Apariencia de un filo de corte real.	93
Figura II-52. Definición del filo de corte con un chaflán (a) o con doble chaflán (b).	96
Figura II-53. Método para la definición del filo redondeado propuesto por Tikal y Holsten (2008).	97
Figura II-54. Método para la definición del filo redondeado propuesto por Cortés Rodríguez (2009).	98
Figura II-55. Aproximación del redondeo de un filo con forma de elipse. Adaptado de Wyen et al. (2012).	100
Figura II-56. Método para la definición del filo redondeado propuesto por Denkena et al. (2005).	101
Figura II-57. Tecnologías para preparar los filos de corte. Adaptado de (Denkena y Biermann, 2014).	103
Figura II-58. Efecto del radio a la hora de recubrir una herramienta.	107
Figura II-59. Diferentes formas de definir la DMZ según (a) Basuray et al. (1977), (b) Abdelomoneim y Scrutton (1974), (c) Zhang et al. (2017 c) y (d) Cheng et al. (2021).	108
Figura II-60. Simulación MEF en la que se aprecia la DMZ.	109
Figura II-61. Variación de la distribución de fuerzas de corte para herramienta en punta (a) y con filo redondeado (b). Diagrama de fuerzas para cada caso (c).	109
Figura II-62. Propuesta de obtención de F_{pc} y F_{ph} de P. Albrecht. Adaptado de (Albrecht, 1960).	110
Figura II-63. Fresa de OSG® Ibérica ensayada.	114
Figura II-64. Placas de Inconel® 718 fabricadas por PBF-LB.	115
Figura II-65. Montaje experimental para la reducción de vibraciones mediante el filo de corte y condiciones de corte utilizadas en los ensayos.	116
Figura II-66. Desgaste de las herramientas tras los 1000 mm de mecanizado.	117
Figura II-67. Amplitud a la frecuencia de golpeo de la fresa.	117
Figura II-68. Rugosidad R_a y R_z tras la primera pasada.	118

Figura II-69. Fresa de Elfer® S.C. ensayada.	118
Figura II-70. Montaje experimental para la reducción de vibraciones mediante el filo de corte y condiciones de corte utilizadas en los ensayos.	120
Figura II-71. Evolución del desgaste de las herramientas con diferentes radios.	121
Figura II-72. Evolución de R_a y R_z de las herramientas con diferentes radios.	121
Figura II-73. Evolución de las fuerzas de las herramientas con diferentes radios.	122
Figura II-74. Resumen del estado del arte y oportunidades encontradas.	125
Figura III-1. Montaje experimental para el análisis de los recubrimientos en las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$	131
Figura III-2. Cara de desprendimiento de los insertos tras los ensayos de los recubrimientos en las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$	132
Figura III-3. Temperaturas generadas durante el corte de los ensayos de los recubrimientos en las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$	134
Figura III-4. Morfología y clasificación de la viruta obtenidas para el análisis de los recubrimientos en las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$ de acuerdo con la ISO 3685:1993.	135
Figura III-5. Imágenes SEM de la cara de la viruta en contacto con la herramienta de los ensayos de los recubrimientos en las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$	136
Figura III-6. Imágenes SEM de la superficie libre de la viruta de los ensayos de los recubrimientos en las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$	138
Figura III-7. Fuerzas generadas durante el corte de los ensayos de los recubrimientos en las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$: F_b (a), F_c (b) y F_f (c).	140
Figura III-8. Rugosidad media obtenida tras los ensayos de los recubrimientos en las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$	141
Figura IV-1. Absortividad de diferentes materiales en función de la longitud de onda. Adaptado de (Bajard et al., 2011).	149
Figura IV-2. Diagrama de flujo de la metodología a seguir para la elección de los parámetros del Laser Engraving.	150
Figura IV-3. Caracterización final del PCD.	154
Figura IV-4. Diseño de los texturizados de las herramientas ensayadas en PCD.	155
Figura IV-5. Montaje experimental en la estación de marcado y detalle del proceso.	155
Figura IV-6. Topografía de las ranuras fabricadas para los texturizados en PCD.	157
Figura IV-7. Montaje experimental para los ensayos de PCD.	158
Figura IV-8. Morfología y clasificación de la viruta obtenidas con las herramientas con texturizados en PCD de acuerdo con la ISO 3685:1993.	159
Figura IV-9. Imágenes SEM de la viruta de los insertos de PCD Ref, 0° y 45°	161
Figura IV-10. Imágenes SEM de la viruta de los insertos de PCD 90° 0° - 90° y 0° - Ov.	162
Figura IV-11. Fuerzas de corte medias de los texturizados en PCD.	163
Figura IV-12. Topografías de las superficies mecanizadas del estudio de texturizado en PCD.	164
Figura IV-13. Mediciones de R_a y R_z tras los ensayos con los texturizados en PCD.	165

Figura IV-14. Topografía de una ranura (a), sus secciones junto a la sección media (b) y obtención de la rebaba en la caracterización de la $Al_2O_3 + TiC$ (c).....	169
Figura IV-15. Profundidad máxima de cada sección del perfil de las ranuras seleccionadas..	171
Figura IV-16. Secciones de los casos 1 y 2 de la caracterización de la $Al_2O_3 + TiC$	171
Figura IV-17. Fuerzas de corte y de avance generadas en la simulación MEF para la caracterización de la $Al_2O_3 + TiC$	172
Figura IV-18. Temperatura en la ranura (a), perfil de la ranura simulada (b) y temperatura máxima de las herramientas (c) en la simulación MEF para la caracterización de la $Al_2O_3 + TiC$	172
Figura IV-19. Caracterización final de la $Al_2O_3 + TiC$	173
Figura IV-20. Diseño de los texturizados de las herramientas ensayadas en $Al_2O_3 + TiC$	174
Figura IV-21. Topografía de las ranuras fabricadas para los texturizados en $Al_2O_3 + TiC$	175
Figura IV-22. Montaje experimental para los ensayos de $Al_2O_3 + TiC$	176
Figura IV-23. Cara de desprendimiento de los insertos tras los ensayos con $Al_2O_3 + TiC$	177
Figura IV-24. Imágenes SEM de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + TiC$ usada de referencia.....	179
Figura IV-25. Imágenes SEM de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + TiC$ con ranuras inclinadas 0°	180
Figura IV-26. Imágenes SEM de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + TiC$ con ranuras inclinadas $+15^\circ$	181
Figura IV-27. Imágenes SEM de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + TiC$ con ranuras inclinadas -15°	182
Figura IV-28. Imágenes SEM de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + TiC$ con ranuras inclinadas $+30^\circ$	183
Figura IV-29. Imágenes SEM de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + TiC$ con ranuras inclinadas -30°	184
Figura IV-30. Imágenes SEM de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + TiC$ con ranuras inclinadas $+45^\circ$	185
Figura IV-31. Imágenes SEM de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + TiC$ con ranuras inclinadas -45°	186
Figura IV-32. Virutas obtenidas de los ensayos con $Al_2O_3 + TiC$	187
Figura IV-33. Fuerzas de corte medias de los texturizados en $Al_2O_3 + TiC$	188
Figura IV-34. Comportamiento de las fuerzas radial y de avance. En azul la fuerza radial de la herramienta de referencia.....	190
Figura IV-35. Valores aproximados de las pendientes de las fuerzas radiales.....	191
Figura IV-36. Valores aproximados de las pendientes de las fuerzas de avance.....	192
Figura IV-37. Topografías de las superficies mecanizadas del estudio de texturizado en $Al_2O_3 + TiC$	194
Figura IV-38. Mediciones de R_a y R_z tras los ensayos con los texturizados en $Al_2O_3 + TiC$	195
Figura IV-39. Elementos más importantes presentes en el Inconel® 718 y sus posiciones en la tabla periódica. Adaptado de (Sims et al., 1987).....	197

Figura IV-40. Características mecánicas en función de la temperatura del Inconel® 718. Adaptado de (López de Lacalle Marcaide et al., 2004).	198
Figura IV-41. Topografía de una ranura (a), sus secciones junto a la sección media (b) y obtención de la rebaba en la caracterización de la Al ₂ O ₃ + wSiC (c).....	200
Figura IV-42. Profundidad máxima de cada sección del perfil de las ranuras seleccionadas en Al ₂ O ₃ + wSiC.	201
Figura IV-43. Secciones de los casos 1 y 2 de la caracterización de la Al ₂ O ₃ + wSiC.....	202
Figura IV-44. Caracterización final de la Al ₂ O ₃ + wSiC.....	203
Figura IV-45. Ángulo del flujo de la viruta para los ensayos de Al ₂ O ₃ + wSiC.....	203
Figura IV-46. Diseño de los texturizados de las herramientas ensayadas en Al ₂ O ₃ + wSiC....	204
Figura IV-47. Topografía de las ranuras fabricadas para los texturizados en Al ₂ O ₃ + wSiC....	205
Figura IV-48. Montaje experimental para los ensayos de Al ₂ O ₃ + wSiC.	206
Figura IV-49. Cara de desprendimiento de los insertos tras los ensayos con Al ₂ O ₃ + wSiC. ..	207
Figura IV-50. Imágenes SEM de electrones BSE de la cara de desprendimiento de la herramienta de Al ₂ O ₃ + wSiC usada de referencia.	208
Figura IV-51. Imágenes SEM de electrones BSE de la cara de desprendimiento de la herramienta de Al ₂ O ₃ + wSiC con ranuras inclinadas 0°.....	210
Figura IV-52. Imágenes SEM de electrones BSE de la cara de desprendimiento de la herramienta de Al ₂ O ₃ + wSiC con ranuras inclinadas -25°.	212
Figura IV-53. Fuerzas de corte medias de los texturizados en Al ₂ O ₃ + wSiC.	213
Figura IV-54. Topografías de las superficies mecanizadas del estudio de texturizado en Al ₂ O ₃ + wSiC.	215
Figura IV-55. Mediciones de R _a y R _z tras los ensayos con los texturizados en Al ₂ O ₃ + wSiC.	215
Figura IV-56. Perfiles de rugosidad tras los ensayos con los texturizados en Al ₂ O ₃ + wSiC. ..	216
Figura IV-57. Microdurezas en función de la profundidad en las piezas mecanizadas tras los ensayos con los texturizados en Al ₂ O ₃ + wSiC.....	217
Figura IV-58. Muestra del Inconel® 718 sin afectación por mecanizado.	219
Figura IV-59. Metalografía de la pieza mecanizada con la herramienta de referencia.	220
Figura IV-60. Metalografía de la pieza mecanizada con la herramienta texturizada con ranuras a 0°.	221
Figura IV-61. Metalografía de la pieza mecanizada con la herramienta texturizada con ranuras a -25°.	222
Figura IV-62. Morfología y clasificación de la viruta obtenidas con las herramientas con texturizados en Al ₂ O ₃ + wSiC de acuerdo con la ISO 3685:1993.....	223
Figura IV-63. Imágenes SEM de la cara de la viruta en contacto con la herramienta de los insertos de Al ₂ O ₃ + wSiC de referencia y con ranuras a -25°.....	224
Figura IV-64. Imágenes SEM de la superficie libre de la viruta de los insertos de Al ₂ O ₃ + wSiC de referencia y con ranuras a -25°.	225

Figura V-1. Sección de una carcasa aeronáutica con detalle de las ranuras (a), buena preparación del filo que lleva a un buen acabado de la ranura (b) y un excesivo redondeo del filo que lleva a la rotura de la herramienta (c).	232
Figura V-2. DMZ durante el corte de ranuras en Inconel® 718 con $Al_2O_3 + wSiC$	233
Figura V-3. Esquema del corte ortogonal en el ranurado.	235
Figura V-4. Valores obtenidos del perfil con el software de Alicona® Infinite Focus G5.	236
Figura V-5. Modelo 3D del filo de las herramientas 11 (muescas) y 09 (sin muescas) tras escanearlas.	239
Figura V-6. Diseño experimental para el análisis de los radios de filo en las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$	241
Figura V-7. Esquema de la fabricación de las ranuras.	242
Figura V-8. Perfiles de las herramientas desgastadas (azul) frente a los perfiles de las mismas sin ensayar (negro a rayas).	243
Figura V-9. Cara de desprendimiento de los insertos tras los ensayos de ranurado.	244
Figura V-10. Longitud de contacto real frente al avance en los ensayos de ranurado.	245
Figura V-11. Desgaste de flanco de las herramientas tras una y cinco ranuras.	246
Figura V-12. Desgaste de las herramientas en función del volumen de viruta arrancado.	247
Figura V-13. Morfología y clasificación de la viruta obtenidas con las herramientas de ranurado de acuerdo con la ISO 3685:1993.	249
Figura V-14. Imágenes SEM de la viruta de las herramientas 01, 02 y 03.	251
Figura V-15. Imágenes SEM de la viruta de las herramientas 04, 05 y 06.	252
Figura V-16. Imágenes SEM de la viruta de las herramientas 07, 08 y 09.	253
Figura V-17. Segmentación de las virutas generadas con los insertos 01, 02 y 03.	255
Figura V-18. Segmentación de las virutas generadas con los insertos 04, 05 y 06.	256
Figura V-19. Segmentación de las virutas generadas con los insertos 07, 08 y 09.	257
Figura V-20. Representación de los parámetros medidos de la segmentación de la viruta: diferencia entre valle y pico (a), anchura segmentación (b), espesor mínimo (c), ángulo de segmentación (d), ratio de segmentación (e) y ángulo de cizalladura (f).	258
Figura V-21. Fuerzas de corte, avance y binormal generadas durante la primera ranura con la herramienta 01.	260
Figura V-22. Fuerzas de corte y de avance generadas a lo largo del ensayo con la herramienta 01.	260
Figura V-23. Fuerzas de corte tangencial (F_c) de todas las herramientas ensayadas.	261
Figura V-24. Fuerzas de avance (F_f) de todas las herramientas ensayadas.	263
Figura V-25. Comparación de las fuerzas de avance y tangencial de una herramienta con un buen acabado del filo (Hta 09) frente a otra con muescas en el filo (Hta 11).	264
Figura V-26. Diferencia de perfiles de una herramienta en forma de trompeta (Hta 02) frente a otra en forma de cascada (Hta 10) para un radio de filo similar.	265
Figura V-27. Comparación de las fuerzas de avance y tangencial de una herramienta en forma de trompeta (Hta 02) frente a otra en forma de cascada (Hta 10).	266

Figura V-28. Perfiles de las herramientas simuladas en corte ortogonal. 271

Figura V-29. Fuerzas generadas por MEF con un perfil real de herramienta, otro aproximado por una elipse y un tercero aproximado por un radio. 272

Figura V-30. Esquema de las fuentes de origen de las componentes de la fuerza generada en el proceso de corte propuesta para el segundo modelo. 275

Figura V-31. Esquema de la fuerza distribuida en la zona de deslizamiento. 277

Figura V-32. Comparación de la fuerza real y la predicha (a), error relativo de la componente tangencial (b) y error relativo de la componente del avance (c) para el modelo tradicional. ... 279

Figura V-33. Comparación de la fuerza real y la predicha (a), error relativo de la componente tangencial (b) y error relativo de la componente del avance (c) para el modelo de rozamiento y cizalladura modificado con ablandamiento por el avance. 280

Figura V-34. Comparación de la fuerza real y la predicha (a), error relativo de la componente tangencial (b) y error relativo de la componente del avance (c) para el modelo dividido por zonas. 281

Índice de tablas

<i>Tabla I-1. Características del centro de torneado CMZ TC25 BTY.</i>	7
<i>Tabla II-1. Productividad para diferentes herramientas (Fernández-Lucio et al., 2021 a)</i>	16
<i>Tabla II-2. Límites de la profundidad de pasada según tipo de inserto. Adaptado de (Coromant (Firm), 1994)</i>	19
<i>Tabla II-3. Diferentes geometrías de rompevirutas en función de la operación a realizar. Adaptado de (Coromant (Firm), 1994)</i>	21
<i>Tabla II-4. Cálculo del número Pécelet para corte ortogonal teórico y real.</i>	27
<i>Tabla II-5. Recomendaciones del criterio de fin de vida de una herramienta según (ISO Standard 3685:1993, 1993).</i>	33
<i>Tabla II-6. Velocidades de corte con diferentes materiales de herramienta para mecanizar una pieza de acero medio al carbono con duración de vida de la herramienta de aproximadamente 20 minutos (Trent y Wright, 2000)</i>	45
<i>Tabla II-7. Principales propiedades mecánicas y térmicas de diferentes materiales de corte (Richards y Aspinwall, 1989; Trent y Wright, 2000).</i>	46
<i>Tabla II-8. Tipos de viruta según la norma ISO 3685:1993 (ISO Standard 3685:1993, 1993)</i> ... 59	
<i>Tabla II-9. Propiedades de los principales recubrimientos («MatWeb», s. f.).</i>	68
<i>Tabla II-10. Propiedades mecánicas y físicas y composición química del AISI P20.</i>	71
<i>Tabla II-11. Tipos de acabado de filos de corte en herramientas de torneado.</i>	94
<i>Tabla II-12. Parámetros de los filos de las herramientas y radio de filo aproximado.</i>	115
<i>Tabla II-13. Parámetros de los filos de las herramientas y radio de filo aproximado.</i>	119
<i>Tabla II-14. Propiedades y composición química del AISI D2.</i>	119
<i>Tabla III-1. Composición química y principales propiedades mecánicas del Ti6Al4V.</i>	129
<i>Tabla IV-1. Características de la estación de marcado.</i>	148
<i>Tabla IV-2. Parámetros de láser ensayados para la caracterización del PCD.</i>	152
<i>Tabla IV-3. Mediciones de S_a y S_z tras los ensayos.</i>	153
<i>Tabla IV-4. ANOVA del parámetro S_z.</i>	153
<i>Tabla IV-5. ANOVA de la rugosidad de los texturizados de PCD.</i>	165
<i>Tabla IV-6. Composición química y principales propiedades mecánicas del acero endurecido X100CrMoV8.</i>	167
<i>Tabla IV-7. Parámetros de láser ensayados para la caracterización de la $Al_2O_3 + TiC$.</i>	168
<i>Tabla IV-8. ANOVA del área de la rebaba.</i>	169
<i>Tabla IV-9. Mediciones del área de la rebaba tras los ensayos en $Al_2O_3 + TiC$.</i>	170
<i>Tabla IV-10. Parámetros de los texturizados de las herramientas de $Al_2O_3 + TiC$.</i>	175
<i>Tabla IV-11. Valores de la fuerza radial para los puntos de cambio de pendiente.</i>	190
<i>Tabla IV-12. Valores de la fuerza de avance para los puntos de cambio de pendiente.</i>	192
<i>Tabla IV-13. Composición química y principales propiedades mecánicas del Inconel® 718.</i> ... 197	
<i>Tabla IV-14. Parámetros de láser ensayados para la caracterización de la $Al_2O_3 + wSiC$.</i>	199
<i>Tabla IV-15. Mediciones del área de la rebaba tras los ensayos en $Al_2O_3 + wSiC$.</i>	201

Tabla IV-16. Parámetros de los texturizados de las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$	204
Tabla IV-17. Análisis EDS de la herramienta de $Al_2O_3 + wSiC$ usada de referencia.	209
Tabla IV-18. Análisis EDS de la herramienta de $Al_2O_3 + wSiC$ con ranuras inclinadas 0° respecto al filo de corte.	211
Tabla IV-19. Análisis EDS de la herramienta de $Al_2O_3 + wSiC$ con ranuras inclinadas -25° respecto al filo de corte.	213
Tabla V-1. Dimensiones de los insertos de ranurado para los ensayos.	236
Tabla V-2. Parámetros de los filos de las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$ ensayadas.	238
Tabla V-3. Condiciones de corte y principales parámetros para cada herramienta ensayada.	240
Tabla V-4. Coeficientes de correlación con el desgaste de flanco.	248
Tabla V-5. Mediciones y cálculos de la segmentación de la viruta tras los ensayos de ranurado con las nueve herramientas.	254
Tabla V-6. Datos medidos en los ensayos utilizados para la modelización.	273
Tabla V-7. Coeficientes del modelo mecanístico tradicional de fuerzas.	273
Tabla V-8. Coeficientes del modelo de rozamiento y cizalladura modificado con ablandamiento por el avance.	274
Tabla V-9. Coeficientes del modelo dividido por zonas.	278

Índice de ecuaciones

<i>Ecuación II-1</i>	15
<i>Ecuación II-2</i>	15
<i>Ecuación II-3</i>	15
<i>Ecuación II-4</i>	16
<i>Ecuación II-5</i>	18
<i>Ecuación II-6</i>	18
<i>Ecuación II-7</i>	20
<i>Ecuación II-8</i>	20
<i>Ecuación II-9</i>	20
<i>Ecuación II-10</i>	22
<i>Ecuación II-11</i>	26
<i>Ecuación II-12</i>	27
<i>Ecuación II-13</i>	29
<i>Ecuación II-14</i>	29
<i>Ecuación II-15</i>	33
<i>Ecuación II-16</i>	35
<i>Ecuación II-17</i>	36
<i>Ecuación II-18</i>	36
<i>Ecuación II-19</i>	60
<i>Ecuación II-20</i>	61
<i>Ecuación II-21</i>	79
<i>Ecuación II-22</i>	100
<i>Ecuación II-23</i>	101
<i>Ecuación II-24</i>	101
<i>Ecuación II-25</i>	101
<i>Ecuación II-26</i>	110
<i>Ecuación II-27</i>	110
<i>Ecuación II-28</i>	110
<i>Ecuación II-29</i>	110
<i>Ecuación II-30</i>	110
<i>Ecuación II-31</i>	111
<i>Ecuación II-32</i>	119
<i>Ecuación IV-1</i>	189
<i>Ecuación V-1</i>	237
<i>Ecuación V-2</i>	237
<i>Ecuación V-3</i>	237
<i>Ecuación V-4</i>	237
<i>Ecuación V-5</i>	237

Índice de ecuaciones

Ecuación V-6.....	237
Ecuación V-7.....	237
Ecuación V-8.....	237
Ecuación V-9.....	237
Ecuación V-10.....	241
Ecuación V-11.....	248
Ecuación V-12.....	254
Ecuación V-13.....	268
Ecuación V-14.....	268
Ecuación V-15.....	269
Ecuación V-16.....	269
Ecuación V-17.....	269
Ecuación V-18.....	270
Ecuación V-19.....	273
Ecuación V-20.....	273
Ecuación V-21.....	274
Ecuación V-22.....	274
Ecuación V-23.....	275
Ecuación V-24.....	275
Ecuación V-25.....	276
Ecuación V-26.....	276
Ecuación V-27.....	276
Ecuación V-28.....	276
Ecuación V-29.....	277
Ecuación V-30.....	277
Ecuación V-31.....	277
Ecuación V-32.....	277
Ecuación V-33.....	277
Ecuación V-34.....	278
Ecuación V-35.....	278
Ecuación V-36.....	278
Ecuación V-37.....	278

Nomenclatura

Acrónimos

ANOVA	Análisis de varianza
BCT	Tetragonal centrada en el cuerpo
BSE	Backscattered Electrons
BUE	Built-Up Edge
CPR	Cost Performance Ratio
CBN	Cubic Boron Nitride
CTE	Coefficiente de expansión térmica
CVD	Chemical Vapour Deposition
DMZ	Dead Metal Zone
EBSD	Electron Backscatter Diffraction
EDM	Electrical Discharge Machining
EDS	Energy Dispersive Spectroscopy
FCC	Cúbica centrada en las caras
FFT	Transformada rápida de Fourier
HSM	High Speed Machining
HSS	High Speed Steel
MCD	Monocrystalline Diamond
MEF	Método de Elementos Finitos
MQL	Minimum Quantity Lubrication
MRR	Material Removal Rate
MT	Moderate Temperature

PBF-LB	Laser Based Powder Bed Fusion
PCBN	Polycrystalline Cubic Boron Nitride
PCD	Polycrystalline Diamond
PVD	Physical Vapour Deposition
SEM	Scanning Electron Microscope
UE	Unión Europea
UPV/EHU	Universidad del País Vasco
ZAT	Zona Afectada Térmicamente

Variables

A	Constante ecuación de Taylor	$[m^c \cdot \text{min}^{(1-c)}]$
a_p	Profundidad de pasada	[mm]
a_w	Anchura de viruta	[mm]
b_n	Anchura del chaflán en la cara de desprendimiento	[mm]
c	Constante ecuación de Taylor	[-]
c_{pw}	Calor específico del material a cortar	$[J \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}]$
c_t	Longitud del chaflán del filo de las herramientas	[mm]
CTE	Coefficiente de expansión térmica	$[^{\circ}\text{C}^{-1}]$
d	Profundidad de la ranura texturizada	[μm]
D	Diámetro de los insertos redondos	[mm]
f	Avance por revolución	$[\text{mm} \cdot \text{rev}^{-1}]$
f_p	Frecuencia del pulso del láser	[kHz]
F_b	Fuerza de corte en la dirección radial	[N]
F_c	Fuerza de corte en la dirección tangencial	[N]

F_{cd}	Fuerza de deslizamiento en la dirección tangencial	[N]
F_{cp}	Fuerza de <i>ploughing</i> en la dirección tangencial	[N]
F_{cs}	Fuerza de cizalladura en la dirección tangencial	[N]
F_{cVB}	Componente de la fuerza de corte debida al desgaste	[N]
F_f	Fuerza de corte en la dirección del avance	[N]
F_{fd}	Fuerza de deslizamiento en la dirección de avance	[N]
F_{fp}	Fuerza de <i>ploughing</i> en la dirección de avance	[N]
F_{fs}	Fuerza de cizalladura en la dirección de avance	[N]
F_{fVB}	Componente de la fuerza de avance debida al desgaste	[N]
F_h	Fuerza de corte debida al espesor de viruta	[N]
F_{hc}	Componente de F_h en la dirección de corte	[N]
F_{hf}	Componente de F_h en la dirección de avance	[N]
F_p	Fuerza de corte debida al efecto <i>ploughing</i>	[N]
F_{pc}	Componente de F_p en la dirección de corte	[N]
F_{pf}	Componente de F_p en la dirección de avance	[N]
G_s	Ratio de segmentación	[-]
h	Espesor de viruta cortada	[mm]
H	Constante de Colding	[-]
H_1	Espesor mínimo de viruta	[μ m]
H_2	Espesor máximo de viruta	[μ m]
h_m	Espesor de viruta sin cortar	[mm]
h_e	Espesor de viruta equivalente	[mm]
k	Coste de pieza	[€]
K	Ratio de asimetría de un perfil redondeado	[-]

Nomenclatura

k_A	Precio de la herramienta	[€]
K_c	Constante de Colding	[-]
k_{ci}	Coeficientes del modelo de la fuerza de corte	[N·mm ^{-(1,2)}]
k_{CP}	Tasa horaria de máquina	[€/min]
k_{fi}	Coeficientes del modelo de la fuerza de avance	[N·mm ^{-(1,2)}]
$k_{machineON}$	Coste derivado por máquina en funcionamiento	[€]
$k_{machineOFF}$	Coste derivado por máquina parada	[€]
$k_{material}$	Coste de material	[€]
$k_{operators}$	Coste derivado de los operarios	[€]
KT	Profundidad del desgaste de cráter	[mm]
k_{tool}	Coste herramienta por el mecanizado realizado	[€]
k_w	Conductividad térmica del material a cortar	[W·(m·K) ⁻¹]
l	Longitud del filo	[mm]
L	Longitud de la superficie no deformada de la viruta	[μm]
L_c	Constante de Colding	[-]
L_d	Longitud de deslizamiento de la viruta	[mm]
L_p	Longitud del filo de corte afectada por el <i>ploughing</i>	[mm]
L_s	Longitud del filo de corte no afectada por el <i>ploughing</i>	[mm]
L_t	Longitud total del filo de corte	[mm]
l_a	Longitud útil máxima del filo	[mm]
l_{cr}	Longitud de contacto herramienta-viruta real	[mm]
l_{ct}	Longitud de contacto herramienta-viruta teórica	[mm]
M	Constante de Colding	[-]
MRR	Caudal de viruta extraída	[cm ³ ·min ⁻¹]

n	Número de ranuras en contacto con la viruta	[-]
N	Velocidad de giro	[rpm]
N₀	Constante de Colding	[-]
P	Potencia del láser	[%]
p_d	Carga distribuida en la zona de deslizamiento	[N·mm ⁻¹]
Pe	Número de Péclét	[-]
q_q	Tasa de costes de calidad	[-]
q_{rem}	Tasa de tiempo restante	[-]
q_{tct}	Tasa de los cambios de herramienta	[-]
r	Radio de redondeo del filo de corte	[μm]
R_a	Rugosidad media aritmética	[μm]
R_z	Altura media de la rugosidad	[μm]
r_ε	Radio de punta de la herramienta	[mm]
s	Separación entre las ranuras texturizadas	[mm]
s_{ce}	Separación de la primera ranura con el filo de corte	[mm]
S_c	Sección de viruta cortada	[mm ²]
S_α	Distancia del filo teórico a la cara de incidencia	[μm]
S_v	Distancia del filo teórico a la cara de desprendimiento	[μm]
T	Temperatura	[°]
t	Tiempo/Vida útil herramienta	[min]
t_e	Tiempo de mecanizado	[min]
t_p	Tiempo de pulso del láser	[ns]
VB	Desgaste de flanco medio	[mm]
VB_{max}	Desgaste de flanco máximo	[mm]

Nomenclatura

VB_N	Desgaste de entalla	[mm]
v_c	Velocidad de corte	[m·min ⁻¹]
v_f	Velocidad de avance	[mm·min ⁻¹]
v_L	Velocidad de escaneo del láser	[mm·s ⁻¹]
V_v	Volumen de viruta extraída	[cm ³]
w	Espesor de las ranuras texturizadas	[mm]
z	Número de filos útiles de la herramienta	[-]
α	Ángulo de incidencia	[°]
α_t	Ángulo de las ranuras del texturizado respecto al filo	[°]
α_w	Difusividad térmica del material a cortar	[m ² ·s ⁻¹]
β	Ángulo interno entre incidencia y desprendimiento	[°]
γ	Ángulo de desprendimiento	[°]
γ_n	Ángulo del chaflán	[°]
μ	Coeficiente de rozamiento herramienta-viruta	[-]
κ_r	Ángulo de posición del filo principal	[°]
λ_c	Paso de curvatura de la viruta	[mm]
λ_s	Anchura de segmentación	[μm]
ρ_w	Densidad del material a cortar	[kg·m ⁻³]
φ	Ángulo apex	[°]
Δr	Distancia mínima entre el filo teórico y el perfil	[μm]
Ø	Diámetro de la pieza	[mm]
Ø_c	Diámetro de curvatura de la viruta	[mm]
Φ	Ángulo de cizalladura	[°]
Φ_s	Ángulo de cizalladura de segmentación	[°]

Capítulo I. Introducción

Capítulo I. Introducción.

En este capítulo se presenta el marco en el cual se lleva a cabo esta investigación. En primer lugar, se describe el contexto y las motivaciones en los que se desarrolla esta tesis. A continuación, se definen la finalidad y los objetivos específicos del presente trabajo de investigación. Finalmente, se presenta la estructura seguida a lo largo del documento junto a una breve descripción del contenido de cada capítulo.

I. 1. Contexto

En el sector de la fabricación, los procesos de mecanizado por arranque de viruta han sido (y lo siguen siendo) una de las técnicas más utilizadas a la hora de fabricar componentes complejos metálicos, ya sea desde un material en bruto o desde una preforma venida de fundición o forja. Dentro de la gran variedad de técnicas existentes dentro de los procesos de mecanizado, el torneado es una de las técnicas más importantes y utilizadas. Es más, como se puede ver en la Figura I-1 obtenida de un análisis realizado en el sector, más del 25% de las operaciones realizadas en la industria del arranque de viruta son operaciones de torneado, y se espera que siga en aumento de 2023 a 2030 (GMI, 2023).

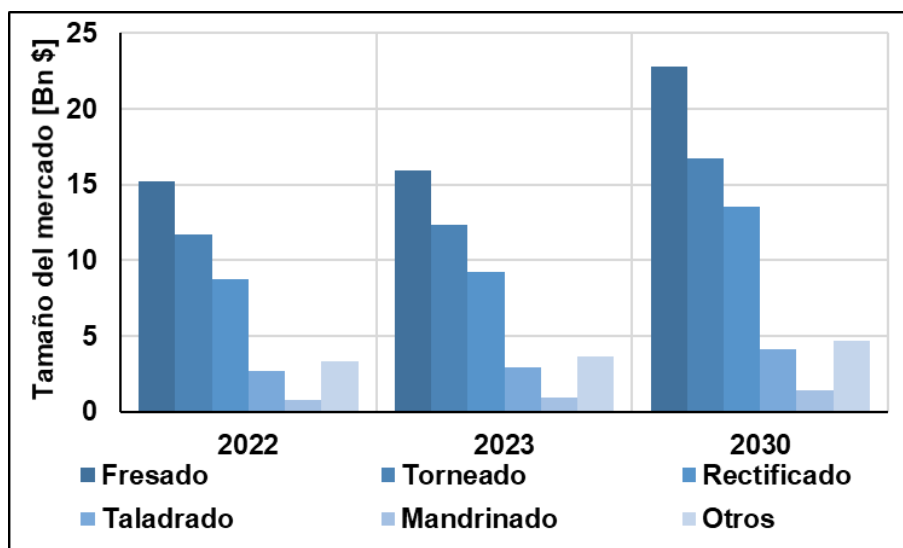


Figura I-1. Tamaño del mercado de las operaciones del sector de arranque de viruta y previsiones de crecimiento. Adaptado de (GMI, 2023).

Detrás de este sector de operaciones de arranque de viruta hay un mercado en constante crecimiento a pesar de haberse visto mermado en el año 2020 por la pandemia COVID-19. Dicho mercado incluye a todas las compañías que diseñan, fabrican y venden herramientas y/o equipamientos utilizados para cortar, moldear y dar

forma a componentes metálicos. En el año 2022 este sector tuvo un tamaño de mercado que superaba los 76 billones de dólares. De hecho, se espera que tenga una tasa de crecimiento compuesto del 6,2% anual desde el año 2023 hasta 2030, llegando a superar los 120 billones de dólares, tal y como puede verse en la Figura I-2 (FBI, 2022).

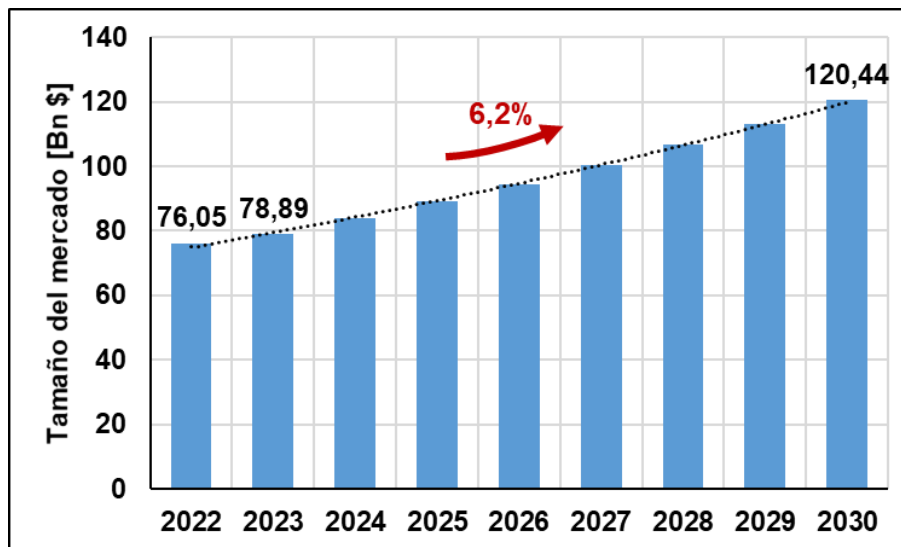


Figura I-2. Tamaño y crecimiento del sector de las herramientas de corte metálico. Adaptado de (FBI, 2022).

De forma particular, la producción y venta de las herramientas utilizadas para el corte supone, aproximadamente, el 25% del mismo, alcanzando los 18,8 billones de dólares en 2022. Se espera que llegue a alcanzar los 30,3 billones de dólares para 2030 (ver Figura I-3) según estudios realizados en el sector (Gupta, 2020).

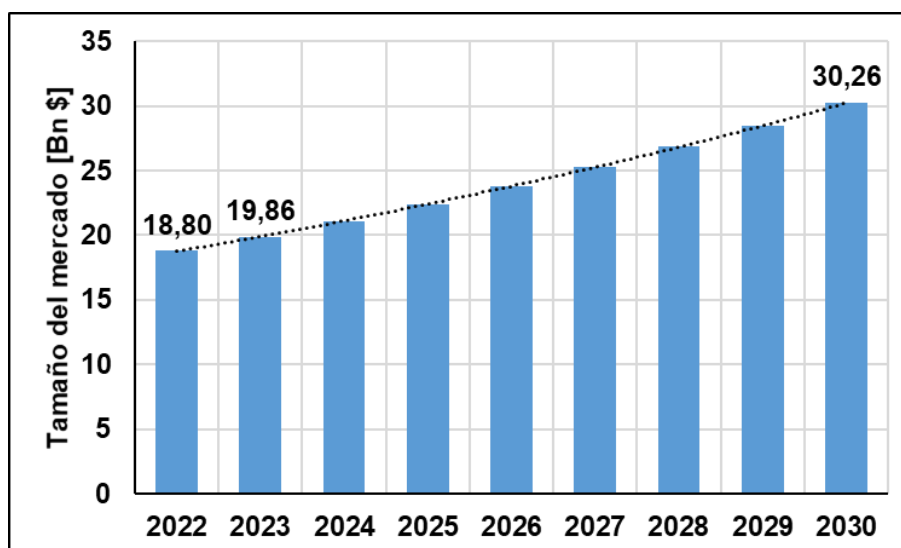


Figura I-3. Tamaño y crecimiento del mercado de las herramientas de corte. Adaptado de (Gupta, 2020).

Las herramientas de corte suelen clasificarse en función del material del que estén hechas. Dicha clasificación sería: metal duro o carburo de wolframio, acero rápido o

HSS, cerámicas, cermets, materiales ultra-duros sintéticos y diamantes. De esta forma, en 2018 la distribución global de las herramientas de corte se correspondía con lo mostrado en la Figura I-4. Se resalta el nada desdeñable 9% de cuota que tienen las herramientas cerámicas. Asimismo, se ha de tener en cuenta que su uso se restringe prácticamente en su totalidad al torneado debido a las condiciones de estabilidad en lo que al propio proceso de corte se refiere.

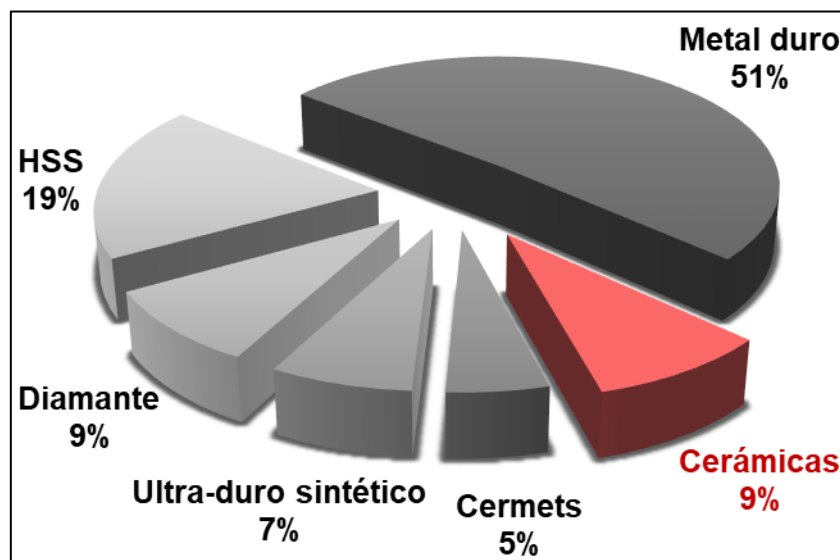


Figura I-4. Distribución del mercado global de herramientas de corte clasificadas por material en 2018. Adaptado de (Bobzin, 2017).

Desde que la Unión Europea (UE) incluyó en 2011 al wolframio y al cobalto en la lista de materias primas fundamentales, lista de actualmente 30 materiales críticos para la UE debido a su importancia económica y al riesgo de suministro, se buscan nuevas formas de fabricar herramientas de corte que puedan sustituir la gran demanda existente de herramientas de metal duro, haciendo que ese 9% de las cerámicas vaya en aumento a costa del metal duro (Comisión Europea, 2020). La tendencia más destacada del mercado de las herramientas de corte es el crecimiento de la demanda de materiales avanzados, como las cerámicas, el diamante y materiales ultra-duros sintéticos. Estos materiales poseen mayor dureza, resistencia al desgaste y estabilidad térmica que las herramientas convencionales, como el acero rápido y el metal duro. Dicha demanda de materiales avanzados está impulsada por su capacidad para mejorar el rendimiento de las herramientas de corte, aumentar su vida útil y reducir los costes de mecanizado.

Uno de los sectores que mayor demanda de estas clases de materiales avanzados es el de motores aeronáuticos. Los materiales utilizados para esta clase de motores son considerados de muy baja maquinabilidad debido a las excelentes propiedades mecánicas que tienen a elevadas temperaturas necesarias para el funcionamiento de

los mismos. Como se puede ver en la Figura I-5a, los materiales cercanos a la cámara de combustión y tras ella son aleaciones base níquel y cobalto para poder soportar las elevadas temperaturas generadas durante la combustión. No obstante, las aleaciones de titanio de la parte delantera también son consideradas de baja maquinabilidad debido a su gran afinidad química con otros materiales y a su gran resistencia a la corrosión y al desgaste.

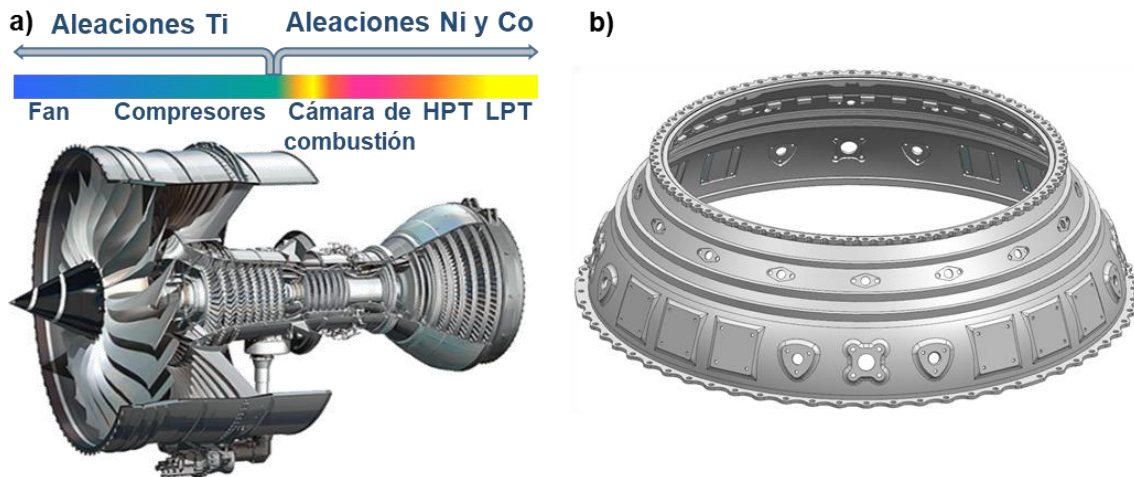


Figura I-5. Motor aeronáutico con las aleaciones usadas por zonas (a); carcasa de turbina aeronáutica (b).

En vista de la importancia que están cogiendo en la industria de la fabricación por arranque de viruta el uso de las herramientas cerámicas, en esta tesis doctoral se abordan diferentes estudios acerca de cómo aumentar la productividad de las herramientas cerámicas en procesos de torneado. Dicho proceso de arranque de viruta es muy utilizado en el sector aeronáutico para el mecanizado de discos, carcasas (ver Figura I-5b), IBRs y piezas que precisan de una operación para dejar superficies de revolución inicialmente para, posteriormente, obtener formas más complejas con otras tecnologías. Por ello, el fin de la tesis es optimizar el proceso de corte con esta clase de herramientas a través de incluir pequeñas mejoras, como lo son los recubrimientos, el texturizado sobre la superficie de desprendimiento de los insertos y la preparación del filo de corte.

Por ello, de cara a realizar todos los ensayos que se han llevado a cabo a lo largo de esta tesis, se ha utilizado un centro de torneado CMZ TC 25 BTY de 35 kW de potencia del husillo principal situado en el taller mecánico del Grupo de Fabricación de Alto Rendimiento de la Universidad del País Vasco (UPV/EHU) en la Escuela de Ingenieros de Bilbao. Las principales características de este centro de torneado pueden verse en la Tabla I-1.

Tabla I-1. Características del centro de torneado CMZ TC25 BTY.

Nombre y Modelo		CMZ TC25 BTY
Tipo		Centro de Torneado
Nº de ejes		4
Diámetro de garras		250/210 mm
Rango de trabajo	X	315 mm
	Z	800 mm
	Y	De +80 mm a -60 mm
	C	0° - 360°
Control numérico		Fanuc 31iT
Curvas de potencia		35 kW (máx.); 19 kW (S6 40%)
Curva de par		900 N·m (máx.); 363 N·m (S6 40%)
Velocidad de husillo máxima		4000 rpm
Cavidad portaherramientas		Cuadradillo de 25x25
		

I. 2. Objetivos

En esta tesis doctoral se ha realizado una investigación experimental del proceso de torneado con insertos cerámicos con el objeto de aumentar la productividad con esa clase de insertos. Con ese fin, se aborda la optimización de esa clase de herramientas desde tres focos diferentes: el uso de recubrimientos de última generación, texturizar la cara de desprendimiento con la técnica de *laser engraving* y la preparación del filo de corte. De forma resumida, los objetivos planteados en esta tesis doctoral se enumeran en los siguientes puntos:

- a. Análisis de rendimiento de dos recubrimientos diferentes, uno convencional y otro con alto contenido en vanadio, frente a una herramienta sin recubrir al mecanizar una aleación de titanio bajo diferentes velocidades de corte con insertos cerámicos.

- b. Desarrollo de una metodología para la caracterización de los parámetros del *laser engraving* de diferentes materiales de herramienta.
- c. Análisis de rendimiento de diferentes inclinaciones de ranuras texturizadas en diferentes materiales de herramienta (PCD, $Al_2O_3 + TiC$ y $Al_2O_3 + wSiC$) al mecanizar aleaciones de baja maquinabilidad.
- d. Análisis de rendimiento de diferentes preparaciones del filo de corte en una operación de corte ortogonal en una superaleación bajo diferentes avances.
- e. Desarrollo de un modelo predictivo de las fuerzas de corte generadas en el corte ortogonal de una aleación aeronáutica teniendo en cuenta la preparación del filo de la herramienta.

I. 3. Estructura de la tesis

La estructura de la tesis doctoral presentada en este documento está dividida en una serie de capítulos cuyo contenido se describe a continuación.

En el **Capítulo I** se realiza una introducción al sector del mecanizado y al de las herramientas para situar el contexto en el que se encuentra esta tesis doctoral. Asimismo, se detallan los objetivos y la estructura que se seguirá en el documento.

En el **Capítulo II** se estudia en profundidad el estado del arte en lo que a la productividad de las herramientas se refiere. Una vez establecidas las variables que intervienen en su definición, se han destacado los efectos que tienen sobre el proceso dichas variables desde el punto de vista de cómo afecta a la herramienta y a la pieza fabricada. Finalmente, se han estudiado los modos que existen tanto en la literatura como en la industria de optimizar dichas variables. Se ha prestado especial atención en los que pueden resultar atractivos para juntarlos con las herramientas cerámicas. Por ello, se han buscado las carencias existentes en la literatura referida a ellos.

En el **Capítulo III** se muestra un análisis del mecanizado de Ti6Al4V con una herramienta cerámica de $Al_2O_3 + wSiC$ sin recubrir frente a dos recubiertas con un recubrimiento tradicional, TiSiN, y otro auto-lubricado, TiSiVN. Tras los ensayos utilizando diferentes velocidades de corte y en seco en los que se han medido las fuerzas generadas durante el corte, se ha procedido con el análisis del desgaste de los insertos, así como de las temperaturas alcanzadas en el mecanizado, de las rugosidades obtenidas en la pieza y de la viruta resultante del proceso.

En el **Capítulo IV** se presenta una metodología para la caracterización de los parámetros del *laser engraving* de los diferentes materiales de herramienta de corte.

Además, se ha estudiado el efecto de los texturizados en tres materiales diferentes de herramienta (PCD, $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$ y $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$) en el mecanizado de tres aleaciones de baja maquinabilidad (Ti6Al4V, X100CrMoV8 e Inconel® 718, respectivamente). En estos ensayos se ha puesto el enfoque en ver el efecto que produce sobre el proceso de corte la inclinación respecto al filo de la herramienta de las ranuras texturizadas. Para ello, se han analizado diferentes aspectos del corte entre los que destacan las fuerzas generadas durante el mecanizado, la cara de desprendimiento de las herramientas, la viruta generada y la integridad superficial del componente.

En el **Capítulo V** se desarrolla un algoritmo con el que obtener los parámetros de una elipse que mejor define un perfil de herramienta a partir de los parámetros de Denkena. Además, se realiza un estudio de la influencia de la preparación del filo de corte de una serie de herramientas de corte de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$ en el mecanizado de la superaleación aeronáutica Inconel® 718. Para ello se propone simplificar el ya de por sí complejo proceso de corte al recurrir al corte ortogonal que ofrece el ranurado. Para estudiar el rendimiento de las diferentes preparaciones de filo utilizadas bajo diferentes avances, se ha estudiado su efecto sobre las fuerzas de corte, la viruta generada y el desgaste de las herramientas. Asimismo, se realiza la modelización de las fuerzas de corte con el objeto de predecirlas únicamente con los datos de corte y la geometría del filo de corte del inserto, así como la validación de dicha modelización.

Por último, en el **Capítulo VI** se presentan las principales aportaciones derivadas de la tesis doctoral realizada, así como las posibles líneas futuras de preguntas que no han podido resolverse o que han surgido de la realización del mismo, las cuales permitirán profundizar aún más en el conocimiento del torneado con herramientas cerámicas para aumentar la productividad con las mismas.

Capítulo II. Estado del arte

Capítulo II. Estado del arte.

En este capítulo se presenta una revisión de la influencia de los parámetros de corte en la productividad. Se realizará para ello una breve introducción de las líneas de investigación actuales de cara a aumentar la productividad de los procesos de corte desde el punto de vista de las herramientas. A continuación, se hará una descripción de los métodos existentes para poder optimizar los parámetros de corte entre los que se encuentran los procesos de alto avance como opción de aumentar la productividad. Después se efectuará una mención de los nuevos recubrimientos auto-lubricados que han surgido. Finalmente, se hará una revisión bibliográfica del estado del arte de técnicas de acabado de filos y su influencia e importancia durante el mecanizado, así como las ventajas que pueden ofrecer las herramientas texturizadas a la hora de realizar un mecanizado en materiales de baja maquinabilidad.

II. 1. Introducción

Desde el siglo XIX los procesos de corte tradicionales, como el torneado, taladrado y fresado, llevan siendo utilizados en la industria de fabricación de forma ininterrumpida y en constante crecimiento. Debido a ello, son tecnologías que están en permanente desarrollo en la búsqueda de optimizar los procesos (Coromant (Firm), 1994). En el caso del mecanizado, hay diferentes áreas susceptibles de ser abordadas con el fin de obtener ese deseado desarrollo.

En la Figura II-1 se presentan los costes aproximados de un proceso de mecanizado agrupados por algunas de esas áreas (Elahi et al., 2015). Cabe resaltar que no se incluyen los costes del material ni costes de procesos previos como pueden ser forja o fundición. Como se puede apreciar, los costes derivados de las herramientas de corte representan un 10% del total, un porcentaje nada desdeñable siendo el tercero de los mayores costes del proceso de mecanizado. Los fluidos de corte suponen el 15%, aunque puede variar entre un 16 y un 30% (Davim et al., 2007; Pusavec et al., 2010). Además, están muy relacionados con el rendimiento de las herramientas ya que, en muchos casos, aumentan su durabilidad y optimizan el proceso de corte. En el caso de las máquinas, 54% del coste total del mecanizado, se incluyen costes como amortización de la máquina, energía eléctrica o el alquiler/amortización de la planta en la que está situada la empresa. Todo ello hace de las herramientas un reto para los fabricantes con el fin de aumentar sus vidas útiles o incrementar su productividad, en

términos de condiciones de corte, para poder seguir ofreciendo soluciones a problemas de los fabricantes de componentes y poder así seguir siendo competitivos en el mercado global.

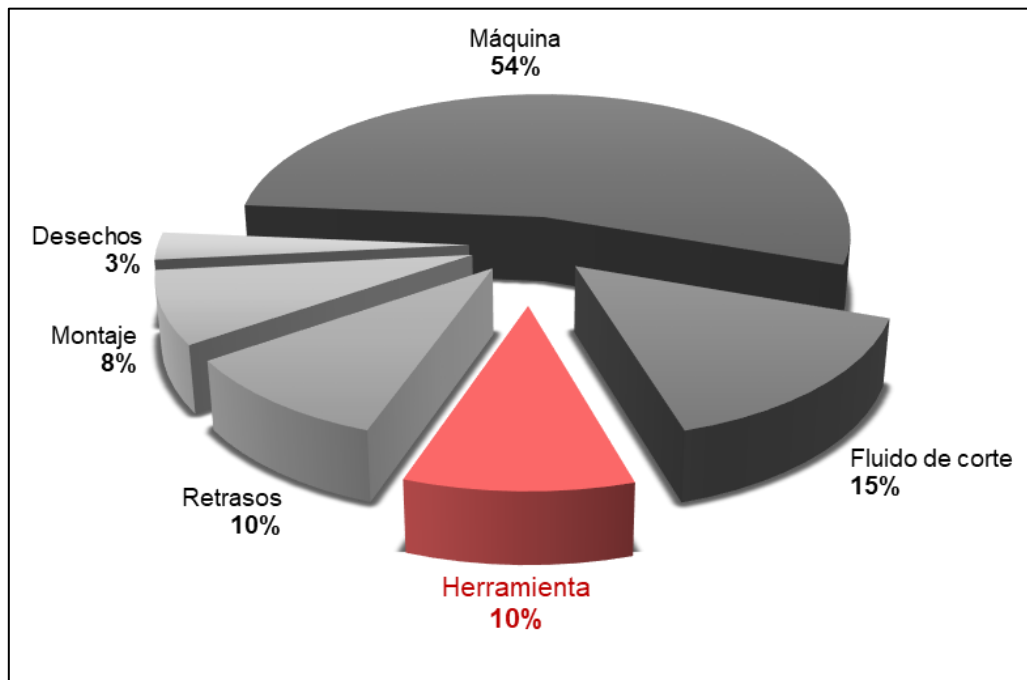


Figura II-1. Costes derivados del mecanizado. Adaptado de (Elahi et al., 2015)

Debido a la alta competitividad existente en el mercado, aumentar el rendimiento de las herramientas de corte para obtener mayores vidas útiles o mecanizar a mayores velocidades es el reto de todo fabricante de herramientas. Por ello, están en continuo desarrollo buscando la optimización de sus geometrías, materiales y recubrimientos para poder ofrecer herramientas que aumenten la productividad de sus clientes.

Según la Real Academia de Ingeniería, el término productividad se define como la “relación existente entre la producción y cualquiera de los factores que hayan intervenido para conseguirla, tales como tiempo, superficie, tamaño o peso” («Diccionario RAING», s. f.). Por tanto, aumentar la productividad de una herramienta implica realizar más con los mismos recursos o incluso menos. Esto se traduce en menores cambios de herramienta con lo que hay menos paradas de la máquina para cambiarlas y/o mayores condiciones de corte, reduciendo tiempos de fabricación y aumentando el volumen de componentes fabricados (Coromant (Firm), 1994).

Una forma de medir la capacidad de corte que tiene una herramienta es a través del *Material Removal Rate* (MRR). Dicha ratio se define por las condiciones de corte utilizadas en el mecanizado. En la Ecuación II-1 se puede ver cómo se calcula este parámetro para el caso de operaciones de torneado pues es el proceso principal que se

tratará en este trabajo. Para otros procesos varía ligeramente, pero el concepto fundamental es el mismo.

$$MRR = a_p \cdot v_c \cdot f \quad \text{Ecuación II-1}$$

donde a_p es la profundidad de pasada; v_c la velocidad de corte; y f el avance por revolución (Sandvik Coromant, s. f.). Sin embargo, la Ecuación II-1 queda falta de información para definir la productividad ya que no tiene en cuenta el factor vida útil de la herramienta, un factor primordial a la hora de tener que seleccionar una herramienta para un proceso de corte (no es lo mismo que una herramienta sea capaz de evacuar $3 \text{ cm}^3 \cdot \text{min}^{-1}$ con una vida útil de 30 segundos a que evacue un caudal de viruta de $0,5 \text{ cm}^3 \cdot \text{min}^{-1}$ durante 20 min), y no tiene en cuenta las características que puede aportar la herramienta, pues se obtiene de parámetros de catálogo proporcionados por el fabricante o por propia experiencia. Por ello, se propone añadir este término a la anterior ecuación de cara a completar mejor el término de productividad en cuanto a lo que a la herramienta se refiere.

$$V_v = a_p \cdot v_c \cdot f \cdot t \quad \text{Ecuación II-2}$$

donde t es la vida útil de la herramienta. Mediante la Ecuación II-2 se define el volumen de viruta extraída (V_v) y, de esta forma, la productividad asociada a la herramienta queda mejor definida. Es cierto que, cuando se escoge una herramienta para un proceso concreto, no se tiene únicamente en cuenta este parámetro, ya que factores como el precio de herramienta, el coste de máquina y muchos otros se deben de tener en cuenta.

Es por ello por lo que surge el concepto de *Cost Performance Ratio* (CPR) para evaluar la viabilidad de las herramientas y poder así escoger la óptima en términos monetarios para el proceso concreto de estudio. Ese modelo de costes fue introducido por Ståhl et al. con el objetivo de analizar la influencia de las diferentes tecnologías de producción que aparecen durante el desarrollo de la producción de un componente (Ståhl et al., 2007). Johansson et al. presentaron una versión simplificada (Ecuación II-3) del modelo inicial en la que el coste de la pieza (k) se dividía en cinco términos: costes de herramienta (k_{tool}), costes de material ($k_{material}$), costes del operario ($k_{operators}$), costes de la máquina en funcionamiento ($k_{machineON}$) y coste de la máquina parada ($k_{machineOFF}$) (Johansson et al., 2019).

$$k = k_{tool} + k_{material} + k_{machineON} + k_{machineOFF} + k_{operators} \quad \text{Ecuación II-3}$$

En un análisis de rendimiento de una herramienta en comparación con otra, únicamente se tienen en cuenta los costes derivados de la misma y de la máquina utilizada para el

funcionamiento. Por ello, la ecuación anterior se puede simplificar quedando de la siguiente manera:

$$k = \frac{k_A \cdot t_e}{z \cdot t} + \frac{k_{CP} \cdot t_e}{60 \cdot (1 - q_{rem}) \cdot (1 - q_{tct}) \cdot (1 - q_Q)} \quad \text{Ecuación II-4}$$

donde k_A es el coste de la herramienta, z el número de filos de corte que se pueden utilizar (dependerá del inserto a utilizar), t la vida útil de la herramienta, k_{CP} los costes de la máquina mientras está funcionando, q_{rem} es la tasa de tiempo restante, q_{tct} la tasa de cambios de herramienta, q_Q la tasa de costes de calidad y t_e el tiempo de mecanizado. Los valores de k_A , q_{rem} , q_{tct} y q_Q se obtienen del catálogo del fabricante y de la bibliografía (Johansson et al., 2019). La vida útil de la herramienta (t) y el tiempo de mecanizado (t_e) se obtienen a partir de realizar pruebas de mecanizado. El coste de mecanizado por hora (k_{CP}) se calcula sumando el consumo eléctrico, el consumo de refrigerante y el coste de utilización de la máquina.

Como se puede observar, hay diversas maneras de medir la productividad de una herramienta y, en un estudio realizado por Fernández-Lucio et al (2021 a), se puede ver las diferencias entre las tres formas. En ese estudio se ensayaron cuatro herramientas de dos materiales diferentes, dos de SiAlON y dos de metal duro EMT612, con diferentes condiciones (las de SiAlON se ensayaron con dos velocidades de corte y las de metal duro una sin recubrimiento y la otra con un recubrimiento de AlTiN) para compararlas entre sí y ver cuál es mejor de cara a realizar una operación de desbaste en la superaleación Inconel® 718 (Fernández-Lucio et al., 2021 a).

En la Tabla II-1 se presentan las tres formas vistas de medir la productividad de las herramientas ensayadas en dicho trabajo. Cabe resaltar que las condiciones de corte usadas para la realización de ese estudio son las recomendadas por los fabricantes de las herramientas. Entre otros resultados, se llegó a la conclusión de que la herramienta cerámica a 18.000 rpm es la mejor opción en términos económicos, pero es la herramienta de metal duro recubierta la que mayor volumen de viruta extrae a lo largo de su vida útil.

Tabla II-1. Productividad para diferentes herramientas (Fernández-Lucio et al., 2021 a).

	SiAlON		EMT612	
	18.000 rpm	12.000 rpm	AlTiN	Sin recubrir
MRR [cm³·min⁻¹]	12,096	8,064	0,554	0,554
V_v [cm³]	28,00	16,80	30,24	16,80
k [€·cm⁻³]	4,92	8,18	4,98	6,50

Por consiguiente, definir con números la productividad es complejo y depende de cuál sea el fin último de esa productividad. Por ello, en esta tesis se ha profundizado en la idea de aumentar la productividad a través de la herramienta, es decir, únicamente se va a tratar la productividad según la Ecuación II-2, sin tener en cuenta el aspecto económico.

En el diagrama presentado en la Figura II-2 se muestra de forma desglosada un esquema de los temas que se van a tratar en este capítulo. En primer lugar, se enunciarán los principales parámetros de corte y se mostrarán sus efectos sobre la productividad en mecanizado. A continuación, se describirán los diferentes métodos disponibles para optimizar los parámetros de corte. Finalmente, se hará una revisión de las diferentes áreas de mejora para abordar dichos métodos haciendo especial énfasis en las carencias existentes en la literatura.

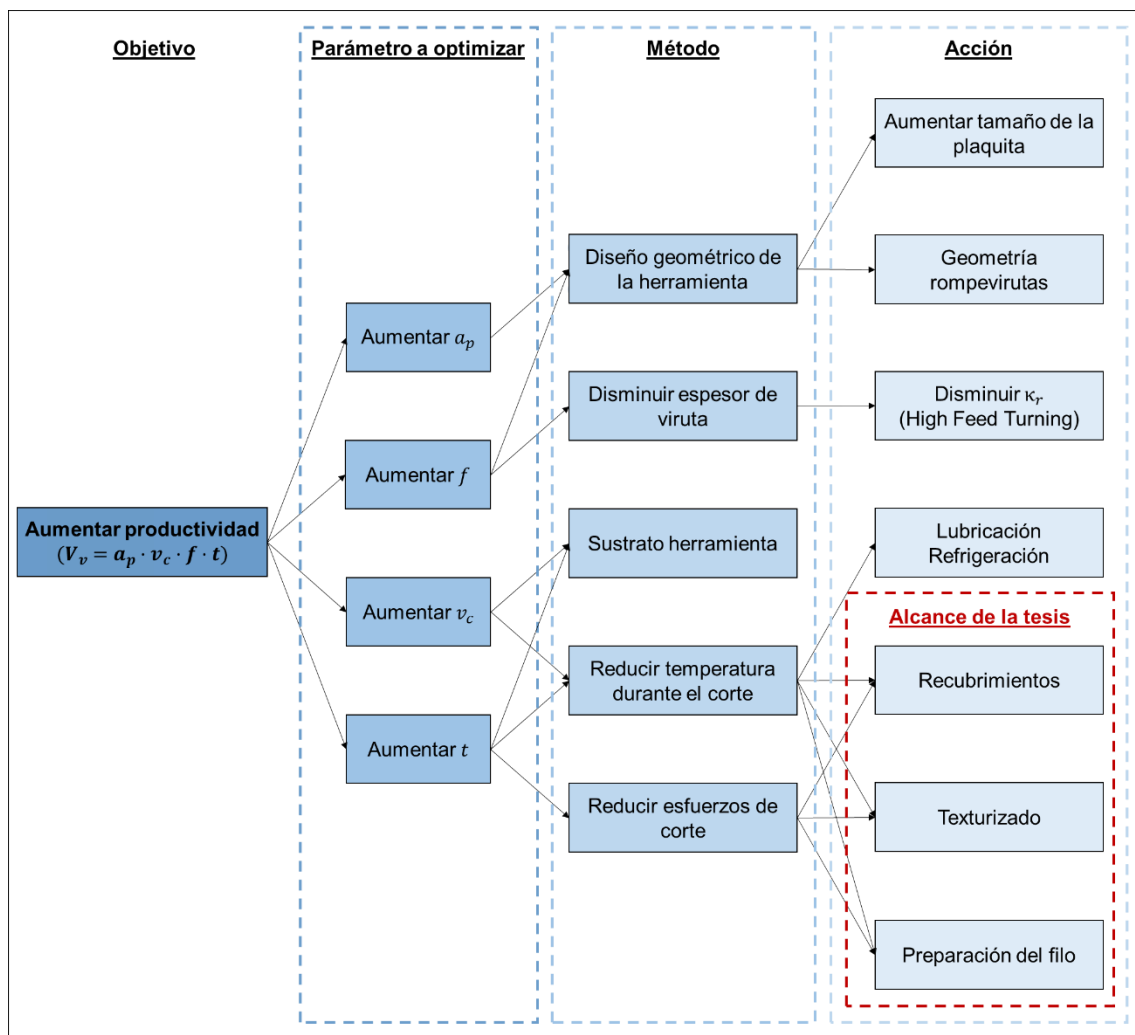


Figura II-2. Diagrama del estado del arte.

II. 2. Efectos de los parámetros de corte en la productividad

Como se ha visto en la Ecuación II-2, para poder aumentar la productividad de una herramienta es necesario aumentar la vida útil de la misma y/o las condiciones de funcionamiento en el corte. Por tanto, para el caso de torneado los parámetros a optimizar son la profundidad de pasada (a_p), el avance por revolución (f), la velocidad de corte (v_c) y la vida útil (t). A continuación, se procederá a analizar cada uno de esos cuatro parámetros por separado.

II. 2. 1. Profundidad de pasada

Aumentar la profundidad de corte durante la fabricación de un componente es algo muy codiciado pues, además de aumentar la productividad tal y como se ha visto anteriormente, es posible reducir el número de pasadas de la herramienta, lo cual implica grandes reducciones de tiempo de fabricación. Además, al aumentar la profundidad de pasada en operaciones como el torneado aparece una ventaja adicional que puede pasar desapercibida a primera vista para operaciones como la de un cilindrado.

En este tipo de operaciones, la velocidad de corte se mantiene constante a lo largo de todo el corte. Por tanto, como es directamente proporcional a las rotaciones por minuto y al diámetro de la pieza (ver Ecuación II-5), al disminuir el diámetro a mecanizar (\emptyset) por el aumento de la pasada de corte, aumentan las rotaciones de la pieza (N). Asimismo, la velocidad de giro de la pieza está relacionada de forma directa con la velocidad de avance (v_f) según la Ecuación II-6. De esta forma, al avanzar la herramienta con mayor velocidad, los tiempos de mecanizado disminuyen, aumentando la productividad.

$$v_c = \frac{N \cdot \pi \cdot \emptyset}{1000} \quad \text{Ecuación II-5}$$

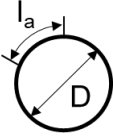
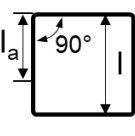
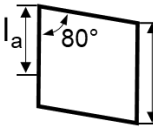
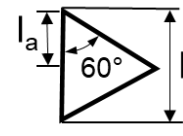
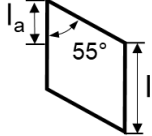
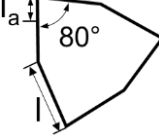
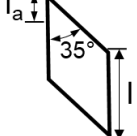
$$v_f = N \cdot f = \frac{v_c \cdot 1000}{\pi \cdot \emptyset} \cdot f \quad \text{Ecuación II-6}$$

Sin embargo, aumentar la profundidad de corte conlleva una serie de desventajas en lo relativo a las fuerzas generadas durante el corte. Las fuerzas están estrechamente relacionadas con la sección de viruta cortada, que depende a su vez del avance y de la profundidad de pasada. Por consiguiente, aumentar cualquiera de esos dos parámetros implica una acentuación en las fuerzas de corte. Si ese aumento de profundidad de

pasada es considerable, un par de milímetros, por ejemplo, las fuerzas resultantes pueden ser muy superiores. Por ello, los diferentes insertos existentes en el mercado para operaciones de torneado están limitados, en lo que a profundidad de corte se refiere, de primeras por la forma de las mismas.

En la Tabla II-2 se pueden ver las recomendaciones que no deben superar cada una de las geometrías existentes, donde l_a es la longitud de filo máxima que puede ser usada, es decir, la profundidad de pasada máxima admisible por tipología de inserto; D es el diámetro para los insertos redondos; y l es la longitud del filo principal para el resto de formas de las herramientas. Resaltar que el límite del tamaño del inserto a utilizar lo impone la potencia de la máquina donde se va a llevar a cabo la operación de mecanizado, pues la potencia está relacionada con las fuerzas generadas durante el corte y la velocidad de corte utilizada.

Tabla II-2. Límites de la profundidad de pasada según tipo de inserto. Adaptado de (Coromant (Firm), 1994).

R	S	C	T	D	W	V
						
$l_a=2/5 \cdot D$	$l_a=2/3 \cdot l$	$l_a=2/3 \cdot l$	$l_a=1/2 \cdot l$	$l_a=1/2 \cdot l$	$l_a=1/2 \cdot l$	$l_a=1/2 \cdot l$

No obstante, analizando catálogos de fabricantes de herramientas se puede ver que la misma geometría y tamaño de inserto tiene diferentes límites máximos y mínimos de profundidad de pasada. La diferencia entre esos límites reside en el uso de esa herramienta: si es una herramienta para acabado, las profundidades de pasada serán inferiores, mientras que, si es de desbaste, serán mayores. Lo que varía entre una herramienta y otra, geoméricamente hablando, es el rompevirutas. Esto se debe a que la viruta generada en operaciones de acabado y desbaste es completamente diferente y el rompevirutas debe adaptarse a cada una de ellas con el fin de romperla y extraerla de la zona de corte, mejorando así el proceso de corte.

Por consiguiente, para poder aumentar la profundidad de pasada en una operación de torneado únicamente lo podemos hacer mediante un cambio geométrico de la herramienta de corte. Este cambio puede ser aumentando el tamaño de la herramienta hasta lo que te permite la potencia de la máquina utilizada y/o variando la geometría del rompevirutas.

II. 2. 2. Avance

En el torneado la herramienta genera una hélice a lo largo de la pieza. Al paso de esa hélice se le llama avance, es decir, el avance es el desplazamiento que hace la herramienta por cada vuelta que da la pieza en la dirección programada. Es un parámetro crítico pues, junto a la profundidad de pasada, define la sección de viruta cortada S_c (ver Figura II-3) y, con ello, las fuerzas de corte generadas en el proceso.

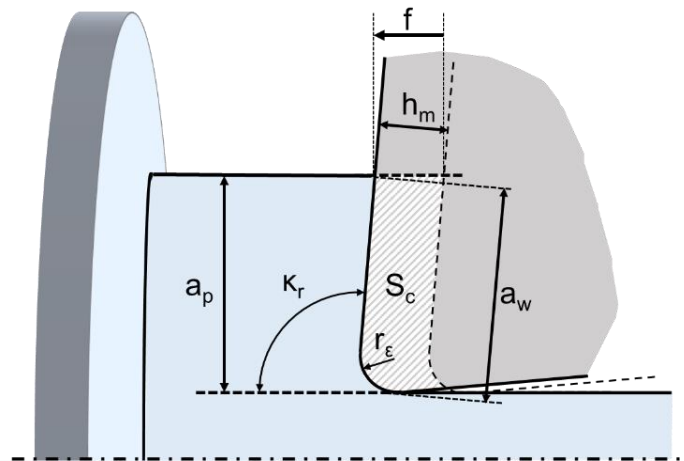


Figura II-3. Esquema de la sección de viruta.

Del esquema anterior se pueden deducir la relación entre la profundidad de pasada a_p y el avance f con la sección de viruta. En la Ecuación II-9 queda reflejada la relación directa entre las tres variables, donde S_c es la sección de viruta, a_w es la anchura de la viruta a cortar, h_m es el espesor de viruta a cortar y κ_r es el ángulo de posicionamiento o del filo principal. Resaltar que en las ecuaciones se ha obviado el efecto que el radio de punta r_ϵ tiene en la definición del espesor de viruta, aunque dicho efecto es mayor cuanto menor es la profundidad de pasada utilizada.

$$h_m = f \cdot \sin \kappa_r \quad \text{Ecuación II-7}$$

$$a_w = \frac{a_p}{\sin \kappa_r} \quad \text{Ecuación II-8}$$

$$S_c = h_m \cdot a_w = f \cdot \sin \kappa_r \cdot \frac{a_p}{\sin \kappa_r} = f \cdot a_p \quad \text{Ecuación II-9}$$

Por tanto, a primera vista no es posible aumentar el avance infinitamente, pues al igual que ocurría con la profundidad de pasada, hay un máximo para cada herramienta que el fabricante recomienda no superar para evitar posibles fracturas durante el corte. Normalmente los fabricantes tienen una gráfica como la de la Figura II-4 especificando los límites de la herramienta y facilitan unas condiciones de corte a modo recomendación.

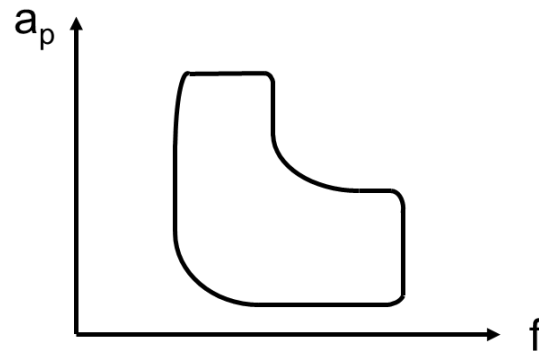
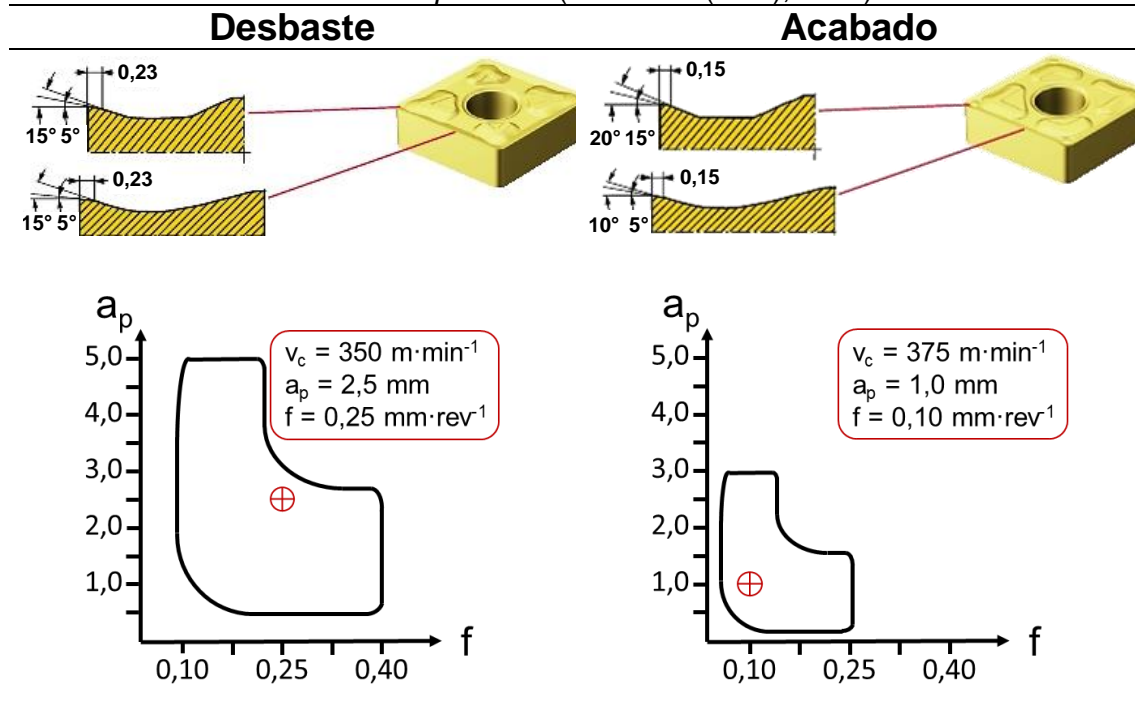


Figura II-4. Tipología de gráfica de los límites recomendados por el fabricante.

Para hacerlas se tiene en cuenta tanto la geometría de la herramienta (redonda, cuadrada, rómbica, etc.) como la geometría del rompevirutas. En la Tabla II-3 se puede ver un ejemplo de cambios en la geometría del rompevirutas, manteniendo la misma geometría del inserto y sustrato de la herramienta, para adaptarse a diferentes operaciones de torneado.

Tabla II-3. Diferentes geometrías de rompevirutas en función de la operación a realizar. Adaptado de (Coromant (Firm), 1994).



A pesar de ello, es posible aumentar el avance de la herramienta sin llegar a perjudicar el filo disminuyendo el ángulo de posicionamiento del filo principal (κ_r) con lo que las fuerzas generadas quedan repartidas en mayor longitud del filo de corte. A este tipo de operaciones se les llama *High Feed Turning* y se hablará con mayor detenimiento de ello en el apartado II. 3. 2.

A diferencia de la profundidad de pasada, el parámetro del avance no solo tiene influencia en la productividad y las fuerzas generadas durante el corte. En la Figura II-5 se puede ver de forma esquemática cómo queda la ola formada al pasar sucesivamente la herramienta, afectando a la rugosidad final del componente fabricado.

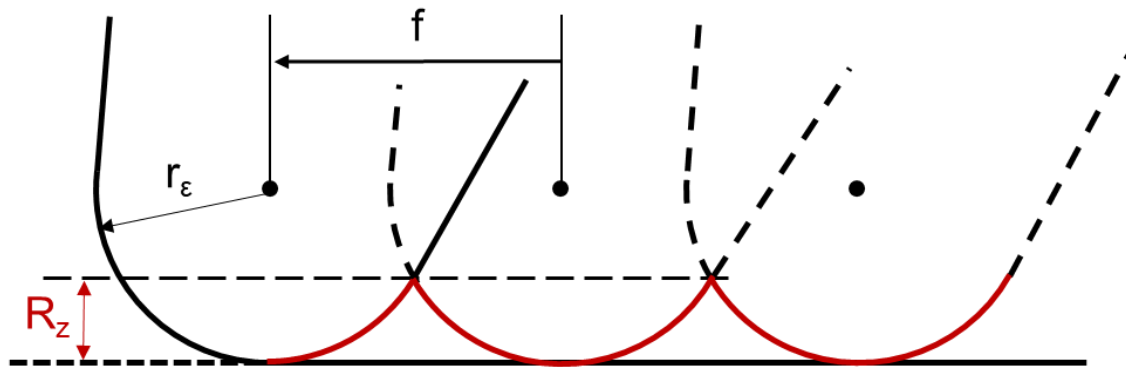


Figura II-5. Rugosidad teórica en una operación de torneado.

De la figura anterior se puede deducir, de manera geométrica, la rugosidad final, R_z en este caso, resultante del proceso de mecanizado. Haciendo los cálculos y simplificaciones oportunos se obtiene la Ecuación II-10, donde f es el avance por revolución y $r_ε$ es el radio de la punta de la herramienta.

$$R_z \approx \frac{f^2}{8 \cdot r_ε} \quad \text{Ecuación II-10}$$

Consecuentemente, teóricamente hablando, aumentar el avance de la herramienta implica empeorar el acabado superficial del componente. En la práctica, no se cumple la Ecuación II-10, pues otros parámetros de corte como velocidad de corte y profundidad de pasada intervienen en la rugosidad final, pero es el avance el parámetro que más influencia tiene (Ezilarasan et al., 2013; Thakur y Gangopadhyay, 2016).

Por ello, en operaciones de acabado es muy común realizar la operación con avances muy bajos en comparación con una operación de desbaste. Sin embargo, bajar en exceso el avance puede producir el efecto contrario, ya que llega un punto en el que el filo de corte deja de cortar y empieza a bruñir. Este efecto se verá con mayor detenimiento más adelante y, para poder evitarlo, los fabricantes también incluyen este límite inferior en sus gráficas (ver Figura II-4).

Por consiguiente, para poder aumentar el avance en torneado existen dos maneras. En primer lugar, con el cambio geométrico de la herramienta bien por aumento del tamaño del inserto o por variaciones en la geometría del rompevirutas. En segundo lugar, disminuyendo el ángulo de posicionamiento del filo principal.

II. 2. 3. Velocidad de corte

A diferencia de la profundidad de pasada y del avance que intervienen de forma explícita en la generación de las fuerzas de corte, la velocidad de corte, a primera vista, no está relacionada con dichas fuerzas. Por ello, aumentar la velocidad de corte es algo que se lleva buscando desde el inicio del mecanizado, pues resulta muy atractivo aumentarla sabiendo que no es necesario tener una máquina robusta capaz de soportar los esfuerzos generados.

Fue a principios del siglo XX de manos del Dr. Salomon cuando surgió el concepto de mecanizado de alta velocidad (*High Speed Machining* o HSM) y su relación con la temperatura generada durante el corte. En su patente sacada en 1931 (ver Figura II-6) demuestra que la temperatura aumenta con el aumento de la velocidad de corte hasta llegar a una velocidad crítica a partir de la cual la temperatura disminuye (Salomon, 1931).

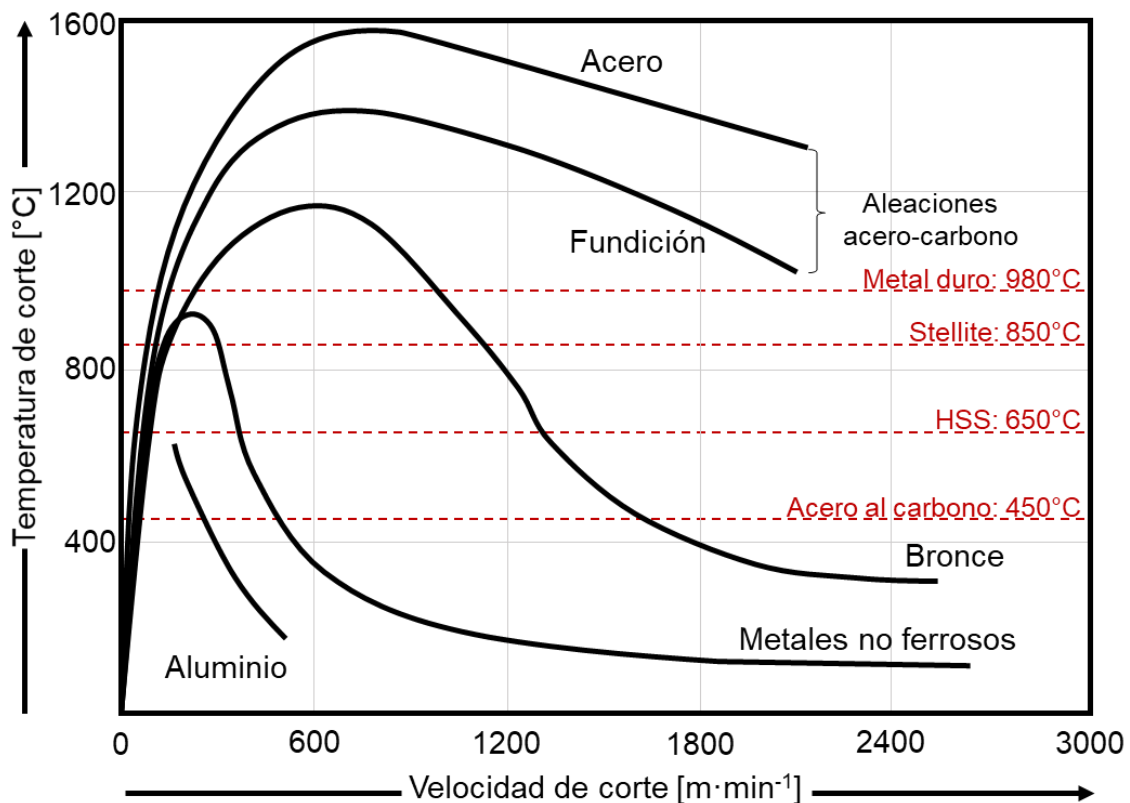


Figura II-6. Curvas de Salomon. Adaptado de (Salomon, 1931).

Sin embargo, en la época donde surgió la patente no era posible alcanzar las velocidades de corte propuestas debido a las limitaciones de las máquinas. A día de hoy, también es difícil alcanzar dichas velocidades debido a la fractura de las herramientas. Por ello, en la literatura las opiniones acerca de las curvas de Salomon, así se les ha llamado, está muy dividida.

Por un lado, algunos autores defienden que las temperaturas siempre crecen hasta llegar a una temperatura crítica, temperatura cercana a la de fusión del material, donde tienden a estabilizarse (ver Figura II-7) y, por tanto, no se ha podido demostrar la postura de Salomon (McGee, 1979; Trent y Wright, 2000; Denkena et al., 2003; Jiang et al., 2013). Todos esos autores midieron la temperatura en la herramienta o en la viruta. Esas temperaturas alcanzadas hacen del sustrato de la herramienta un material no apto para cortar produciendo su rotura o un desgaste elevado y muy prematuro (Longbottom y Lanham, 2006; List et al., 2012).

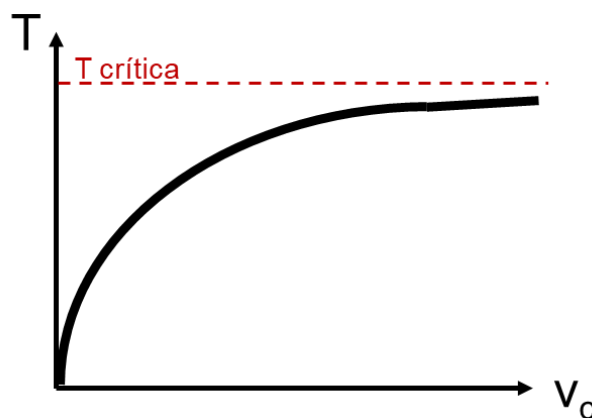


Figura II-7. Temperatura en función de la velocidad de corte. Adaptado de (McGee, 1979; Trent y Wright, 2000).

Por otro lado, otros autores argumentan que la temperatura reflejada en las curvas de Salomon se refieren a la temperatura de la superficie de la pieza mecanizada mientras se produce el corte y no a la viruta o a la herramienta en sí (Shaw, 1996; O'Sullivan y Cotterell, 2001; Longbottom y Lanham, 2006). De hecho, hay investigadores que afirman que la temperatura en la viruta y en la cara de desprendimiento de la herramienta aumenta al incrementar la velocidad de corte, mientras que la temperatura en la pieza y en la zona de cizalladura disminuye (Dagiloke et al., 1995).

En ese estudio atribuyen esa disminución de la temperatura de la pieza a que, a medida que aumenta la velocidad de corte, hay menos tiempo disponible para que el calor generado pase a la pieza de trabajo, por lo que el calor es arrastrado con mayor eficacia con la viruta (Dagiloke et al., 1995). Esto es apoyado por muchos autores obteniendo gráficas como la de la Figura II-8 (Coromant (Firm), 1994; López de Lacalle Marcaide et al., 2004; Jiang et al., 2013; Di et al., 2017).

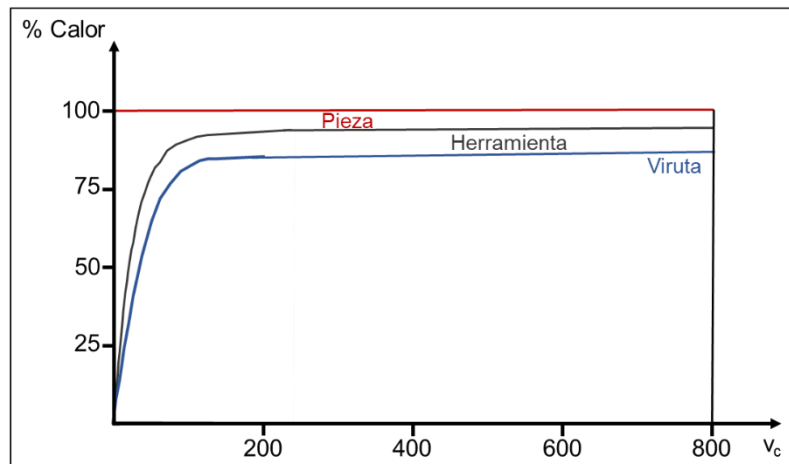


Figura II-8. Velocidad de corte vs generación de calor. Adaptado de (Coromant (Firm), 1994).

De la figura se puede deducir que, a mayor velocidad de corte, el proceso se vuelve más adiabático haciendo que no se dañe la superficie mecanizada. Autores indican que ese calor arrastrado por la viruta puede llegar a ser un 90% del calor total y el 10% restante se divide en partes iguales por la herramienta y la pieza (Shaw, 1996; Astakhov, 1999). Otros indican que ese porcentaje que se lleva la viruta es de un 80% y la pieza y la herramienta absorben un 10% cada uno (López de Lacalle Marcaide et al., 2004; Kumar et al., 2015).

Por tanto, se puede concluir que la velocidad de corte es el parámetro que mayor influencia tiene en la temperatura generada durante el corte, haciendo que aumente al incrementar la velocidad de corte (Kumar et al., 2015; Zhao et al., 2018; Lubis et al., 2019; Jamil et al., 2023). Esto se debe a que, durante el proceso de generación de la viruta, el material sufre una serie de fenómenos en tres zonas en los que se genera gran cantidad de calor. En la Figura II-9 se puede ver un esquema de un corte ortogonal teórico, en el que el filo de corte está de punta, donde se muestran las tres zonas donde se genera el calor (zona I, II y III).

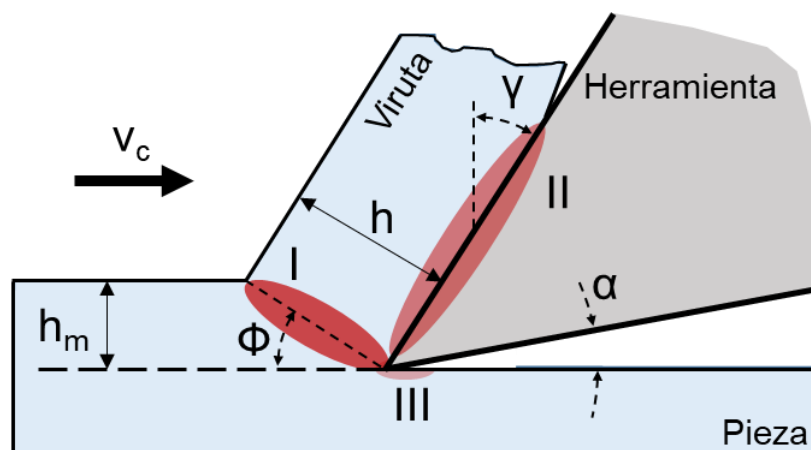


Figura II-9. Esquema de la formación de la viruta. Adaptado de (Kumar et al., 2015).

La zona I recibe el nombre de zona primaria o de cizalladura. En esta zona se genera una gran cantidad de calor debida a la deformación del material que sale en forma de viruta en la dirección de la cara de desprendimiento. El plano de cizalladura se sitúa a una inclinación Φ sobre la superficie mecanizada. A esa inclinación Φ se le llama ángulo de cizalladura. Autores defienden que en el plano de cizalladura el 99% de la energía de deformación se transforma en calor, mientras que el 1% restante es parte de la deformación elástica del material (Trent y Wright, 2000; Kumar et al., 2015). Esta zona de cizalladura puede representar el 80% del calor generado durante el corte (López de Lacalle Marcaide et al., 2004).

Como consecuencia de ello, al aumentar la velocidad de corte, el material en esa zona de cizalladura se reblandece y se disminuyen los esfuerzos generados, haciendo que sea más fácil cortarlo (O'Sullivan y Cotterell, 2001, 2002). No obstante, al ser esta zona la principal fuente de generación de calor durante el corte es importante saber cómo se evacua ese calor. Viktor P. Astakhov propone en sus estudios utilizar para ello el número de Péclet (Pe), un número adimensional usado en la mecánica de fluidos que indica la relación entre la velocidad de un fluido (v) y una longitud característica (a) con el coeficiente de difusión térmica (α_w). Con ese número Astakhov defiende que es posible saber si el calor generado durante el corte es evacuado por la viruta o no (Astakhov, 1998).

Para el caso de un corte ortogonal como el mostrado en la Figura II-9, es posible obtener el número de Péclet mediante la Ecuación II-11, donde v_c es la velocidad de corte en $m \cdot s^{-1}$, h_m es el espesor de viruta sin cortar en metros y α_w , k_w , ρ_w y c_{pw} son la difusividad térmica en $m^2 \cdot s^{-1}$, la conductividad térmica en $W \cdot (m \cdot K)^{-1}$, la densidad en $kg \cdot m^{-3}$ y el calor específico en $J \cdot (kg \cdot K)^{-1}$, respectivamente, del material a cortar.

$$Pe = \frac{v \cdot a}{\alpha_w} = \frac{v_c \cdot h_m}{\alpha_w} = \frac{v_c \cdot h_m}{\frac{k_w}{\rho_w \cdot c_{pw}}} \quad \text{Ecuación II-11}$$

Con este número se puede saber si la difusión ocurre con mayor rapidez que el movimiento de la viruta ($Pe < 1$), si la difusión y el movimiento suceden igual de rápido ($Pe = 1$) o si el movimiento de la viruta predomina sobre la difusión térmica ($Pe > 1$). Un número de Péclet superior a 10 indica que la viruta se evacua más rápido de lo que el calor puede expandirse y dicho calor es despreciable (Yevtushenko et al., 1996). Valores de Péclet entre 2 y 10 indican que el calor, a pesar de ser más lenta su propagación que el movimiento del fluido, sigue teniendo una gran influencia en el proceso de deformación plástica (Astakhov y Shvets, 2004).

Sin embargo, en un corte ortogonal como el de la Figura II-9 la herramienta solo pasa una vez por cada punto, mientras que, en una operación de torneado ortogonal, la herramienta pasa por el mismo punto en más de una ocasión, haciendo que el calor residual de la anterior revolución afecte al corte de las siguientes vueltas. Por ello, para un corte real la definición dada en la Ecuación II-11 no es tan fiel a la realidad como la presentada en la Ecuación II-12 (Astakhov y Shvets, 2001).

$$Pe = \frac{v \cdot a}{\alpha_w} = \frac{v_f \cdot h_m}{\alpha_w} = \frac{\frac{v_c \cdot 1000}{\pi \cdot \emptyset} \cdot f \cdot h_m}{\frac{k_w}{\rho_w \cdot c_{pw}}} \quad \text{Ecuación II-12}$$

La diferencia entre ambas ecuaciones es que para el segundo caso se considera la velocidad de avance (v_f) en $m \cdot s^{-1}$ como velocidad de desplazamiento de la fuente de calor. En la Tabla II-4 se pone un ejemplo para ver esas diferencias entre un corte ortogonal teórico y una operación de torneado ortogonal de Inconel® 718. Se recuerda que, en un corte ortogonal, el espesor de viruta sin cortar coincide con el avance.

Tabla II-4. Cálculo del número Péclet para corte ortogonal teórico y real.

	v_c [m·s ⁻¹]	f [mm·rev ⁻¹]	\emptyset [mm]	v_f [m·s ⁻¹]	α_w [m ² ·s ⁻¹]	Pe [-]
Teórico	0,67	0,20	-	-	$3,84 \cdot 10^{-6}$	34,896
Real	0,67	0,20	50	0,85	$3,84 \cdot 10^{-6}$	0,044

Se puede ver que, al cambiar el concepto del movimiento de la fuente de calor, el número de Péclet disminuye de forma considerable, pasando de un corte en el que la difusión del calor generado no tiene influencia ($Pe=34.896 \gg 10$) a un corte en el que el calor es primordial a lo largo del mismo ($Pe=0,044 \ll 1$). Este cambio en el concepto de velocidad de la fuente de generación de calor es más apropiado para el torneado convencional.

No obstante, utilizar el número de Péclet para este tipo de operaciones no es acertado debido a dos razones principales. En primer lugar, el número de Péclet es utilizado en mecánica de fluidos y, por tanto, al utilizarlo para analizar el corte de un metal se está asumiendo que la viruta se comporta como un fluido cuando en ningún momento se alcanza la temperatura de fusión del material mecanizado. En segundo lugar, en el modelo de corte ortogonal únicamente se tiene en cuenta el calor generado en la zona de cizalladura para el cálculo del número de Péclet, ignorando el efecto del calor generado en las otras dos zonas que, a pesar de tener un menor peso sobre el total, su papel en el mecanizado es igual de importante. Aun así, el número de Péclet ayuda a hacerse una idea de lo que está ocurriendo durante el corte.

La zona II recibe el nombre zona secundaria (ver Figura II-9). En esta zona prima el rozamiento generado por el contacto entre la herramienta y la viruta en la cara de desprendimiento. Dicho rozamiento, debido a las grandes presiones inducidas por el propio corte, hace que a lo largo de la longitud de contacto se genere gran cantidad de calor, aunque no tanta como en la zona de cizalladura. Ese calor puede llegar a ser un 18% del total (López de Lacalle Marcaide et al., 2004). Es en esta zona donde se generan las mayores temperaturas durante el mecanizado, pues la viruta llega a la zona secundaria tras pasar por la zona de cizalladura (Filice et al., 2007; Liang et al., 2023).

Al ser una zona donde predomina el rozamiento, un incremento de la velocidad de la viruta implica un aumento en la temperatura de la viruta y de la cara de desprendimiento (Abukhshim et al., 2005; Artozoul et al., 2015). Además, al estar a continuación de la zona de cizalladura, está muy influenciada por la temperatura que se genera en esa zona. En la literatura hay dos posturas en lo relativo a la influencia de la zona de cizalladura sobre el rozamiento existente entre viruta y herramienta.

Por un lado, investigadores defienden que un aumento de la temperatura de la zona de cizalladura debida a un aumento en la velocidad de corte implica un descenso en el coeficiente de rozamiento debido al ablandamiento térmico de la viruta (Abouridouane et al., 2021). Por otro lado, otros autores postulan que el coeficiente de fricción aumenta con el incremento de la temperatura debido al incremento de la fricción interna al aumentar la temperatura (Peng et al., 2020).

A diferencia de la zona de cizalladura, el calor generado en esta zona apenas tiene efecto sobre la superficie mecanizada. No obstante, ese calor afecta de forma considerable a la cara de desprendimiento de la herramienta, lo que puede llevar a elevados y prematuros desgastes de cráter en esa zona (List et al., 2012).

La fricción generada en el contacto herramienta-viruta sigue siendo objeto de investigación a pesar de llevar años estudiándose. Esto se debe a que los parámetros que interviene en la definición de la viruta son muchos y de difícil modelización. Entre ellos destacan la presión de contacto herramienta-viruta, las condiciones de corte utilizadas, la lubricación y/o refrigeración usada, los materiales involucrados, la geometría de la herramienta y la geometría de esta (Abouridouane et al., 2021).

Los estudios realizados para entender cómo ocurre la fricción y poder modelizarla van desde análisis puramente geométricos, como el propuesto por M. Eugene Merchant (ver Ecuación II-13) (Merchant, 1945), hasta complejos modelos empíricos en los que

interviene la temperatura, la velocidad de deslizamiento de la viruta o la presión del contacto (ver Ecuación II-14) (Peng et al., 2020).

$$\mu = \frac{F_c \cdot \sin \gamma + F_f \cdot \cos \gamma}{F_c \cdot \cos \gamma - F_f \cdot \sin \gamma} \quad \text{Ecuación II-13}$$

$$\mu = C_1 \cdot V^{C_2} \cdot T^{C_3} \cdot \sigma^{C_4} \quad \text{Ecuación II-14}$$

Cabe resaltar que el comportamiento del rozamiento entre viruta y herramienta no puede ser caracterizado por las hipótesis de Coulomb debido a las altas presiones existentes por la naturaleza del corte. Por ello, está bastante extendido en la literatura asumir que existen dos zonas en la longitud de contacto entre viruta y herramienta.

La primera de las zonas se caracteriza por tener una tensión constante causada por las altas presiones de contacto haciendo que la viruta fluya de forma plástica debido a las altas deformaciones de la viruta. Esta primera zona recibe el nombre de *sticking* (ver Figura II-10). En ella, la tensión cortante es constante. A cierta distancia del filo, la presión disminuye apareciendo así la zona de *sliding*, zona en la que la viruta empieza a deslizarse por la cara de desprendimiento de la herramienta. Esta segunda zona sí puede caracterizarse por la hipótesis de Coulomb (El-Zahry, 1987; Abouridouane et al., 2021; Liang et al., 2023). Autores definen la aparición de la zona de *sticking* mediante el criterio de fluencia de von Mises ($\mu_s=0,577$): por encima del límite se da *sticking* y *sliding*, mientras que por debajo del límite únicamente existe el *sliding* (Abouridouane et al., 2021).

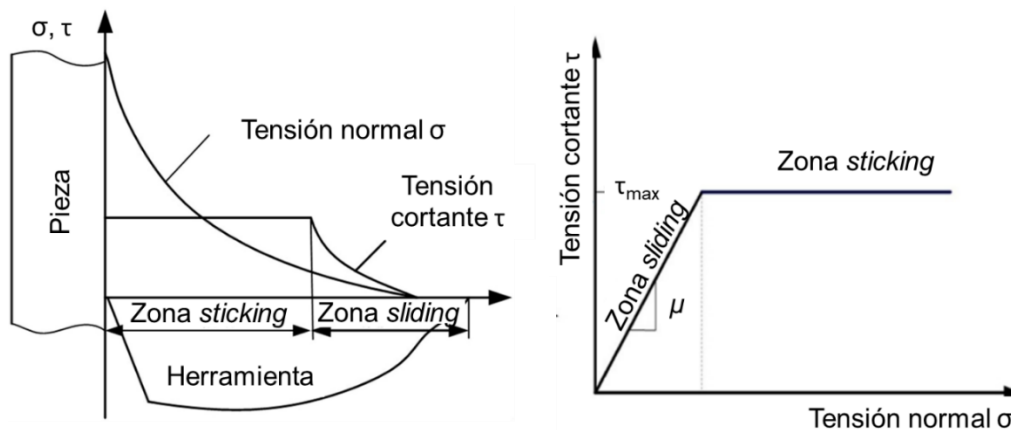


Figura II-10. Modelo de fricción basado en el de Zorev. Adaptado de (El-Zahry, 1987; Liang et al., 2023).

Debido a ese comportamiento herramienta-viruta, se puede asumir que el calor generado en esta zona no es constante a lo largo de toda la zona de contacto. El calor generado en la zona de *sticking* no es constante por la existencia de la cizalladura del material en contacto con la herramienta (menor que en la zona de cizalladura) y por el

rozamiento existente al deslizar la viruta por la superficie de desprendimiento. En la zona de *sliding* el calor es generado por rozamiento, haciendo que dicha generación de calor vaya disminuyendo a medida que la tensión en la longitud de contacto disminuye (Abukhshim et al., 2006). Por ello, modelar el rozamiento existente durante el corte es muy complicado y depende de multitud de variables.

A la zona III se llama zona terciaria (ver Figura II-9). Es el resultado de un rozamiento entre la punta de la herramienta y la superficie mecanizada, así como deformación del material mecanizado por el efecto llamado *ploughing*. El calor generado en esta zona es muy pequeño en comparación con las otras dos pudiendo llegar a ser de un 2% del calor generado en el corte (López de Lacalle Marcaide et al., 2004). Sin embargo, el calor generado en la zona terciaria, a pesar de ser una pequeña fracción del total, puede llegar a afectar a la calidad final del componente (Kumar et al., 2015).

Que aumente la temperatura en esa zona de corte no es beneficioso. Se ha visto que la velocidad de corte es la principal variable que afecta a la integridad superficial de la pieza mecanizada (Wang et al., 2021). Un aumento no controlado puede inducir a cambios de la microestructura del material mecanizado debido al elevado calor que absorbe la pieza o a defectos en la superficie mecanizada que empeoran la rugosidad superficial. Esa capa de material modificado recibe el nombre de capa blanca.

Es cierto que, como se ha mencionado anteriormente, el avance es la variable crítica a la hora de definir la rugosidad superficial del componente. Aun así, la velocidad de corte es un parámetro importante que determina la rugosidad de la superficie acabada, ya que afecta al comportamiento y a las condiciones de contacto entre la herramienta de corte y la superficie acabada (Wang et al., 2021). Estudios reconocen que la rugosidad superficial es inducida por micro-olas formadas en la superficie, algo que es determinado principalmente por el grado de serrado de la viruta: un serrado de viruta completo genera la menor rugosidad superficial (Su et al., 2015).

En lo relativo a defectos superficiales, un exceso de temperatura induce en la superficie de la pieza marcas de defectos de flujo plástico o de flujo lateral. Por ello, las velocidades de corte a las que se generan temperaturas de corte más bajas y menos deformación plástica pueden ayudar a suprimir la formación de defectos superficiales en materiales dúctiles. No obstante, a partir de una velocidad crítica, la calidad superficial de la pieza mecanizada se deteriora (Wang et al., 2021).

La zona terciaria también tiene influencia en la microestructura de la pieza mecanizada tal y como se ha podido ver en diversas investigaciones. Un incremento de la velocidad

de corte incrementa el grosor de la capa blanca. Además, una severa deformación plástica causada por altas velocidades de corte genera un refinamiento en la superficie mecanizada. Estudios demuestran que aumentando la velocidad de corte se aumenta la microdureza hasta un punto a partir del cual la microdureza disminuye (Thakur et al., 2014).

Por tanto, aumentar la velocidad de corte es un arma de doble filo pues trae consigo numerosos beneficios en algunos aspectos del corte (reducción de tiempos y aumento de productividad, menores fuerzas de corte, etc.), pero también genera problemas en otros (menor vida útil de la herramienta, aumento de la temperatura durante el corte, peor rugosidad a partir de un valor, cambios microestructurales, etc.). Por ello, aumentar la velocidad de corte no se puede tomar a la ligera. Requiere de un estudio previo para poder analizar y ver cómo afecta a cada operación para ver si es más beneficioso que perjudicial.

Para ello, está muy extendido el acudir a la simulación por el Método de Elementos Finitos (MEF). El problema del MEF reside en la definición de las variables de contorno. Un claro ejemplo de ello, como se ha visto anteriormente, es el coeficiente de rozamiento entre viruta y herramienta o la definición de las propiedades de los materiales a cortar bajo elevadas temperaturas de corte y altas tasas de deformación. Sin embargo, las simulaciones pueden ser usadas de modo cualitativo, es decir, sin tomar los valores que dan como solución a rajatabla, pero sí usarlos a modo comparación entre dos cortes diferentes.

Teniendo todo esto en cuenta, para poder incrementar la productividad aumentando la velocidad de corte, el fabricante puede realizar dos acciones. Por un lado, acudir a materiales de herramienta que puedan mantener sus propiedades mecánicas y térmicas a las altas temperaturas que van a sufrir durante el corte y que sean de alta dureza para que el desgaste no cause estragos en la superficie mecanizada. Por otro lado, disminuyendo la temperatura generada durante el corte a través de lubricar y refrigerar la zona de corte, usar herramientas recubiertas para reducir la fricción, utilizar texturizados que reduzcan la longitud de contacto entre viruta y herramienta y mediante la correcta preparación del filo de corte.

II. 2. 4. Vida útil de la herramienta

Obtener largas vidas útiles de las herramientas es el sueño de todo usuario de herramientas. Ello implica menores cambios de herramienta y, por tanto, menores

interrupciones en el proceso de fabricación, menores stocks de herramientas, etc. A fin de cuentas, una larga vida útil de herramienta aumenta el rendimiento de esta. Sin embargo, se debe tener cuidado a la hora de poner límites a esa vida útil, pues un elevado desgaste de esta puede llevar a graves defectos en la pieza o una rotura de la herramienta dañando así el componente o el propio portaherramientas.

Por ello, existe una normativa internacional que da una serie de recomendaciones para declarar cuándo una herramienta ha llegado al final de su vida útil. Para el caso de torneado, esa norma es la *ISO 3685:1993 – Tool-life testing with single-point turning tools*. Esta norma define los tipos de desgaste que pueden darse en la herramienta durante su vida útil. En la Figura II-11 se pueden ver los principales tipos de desgaste según esa norma.

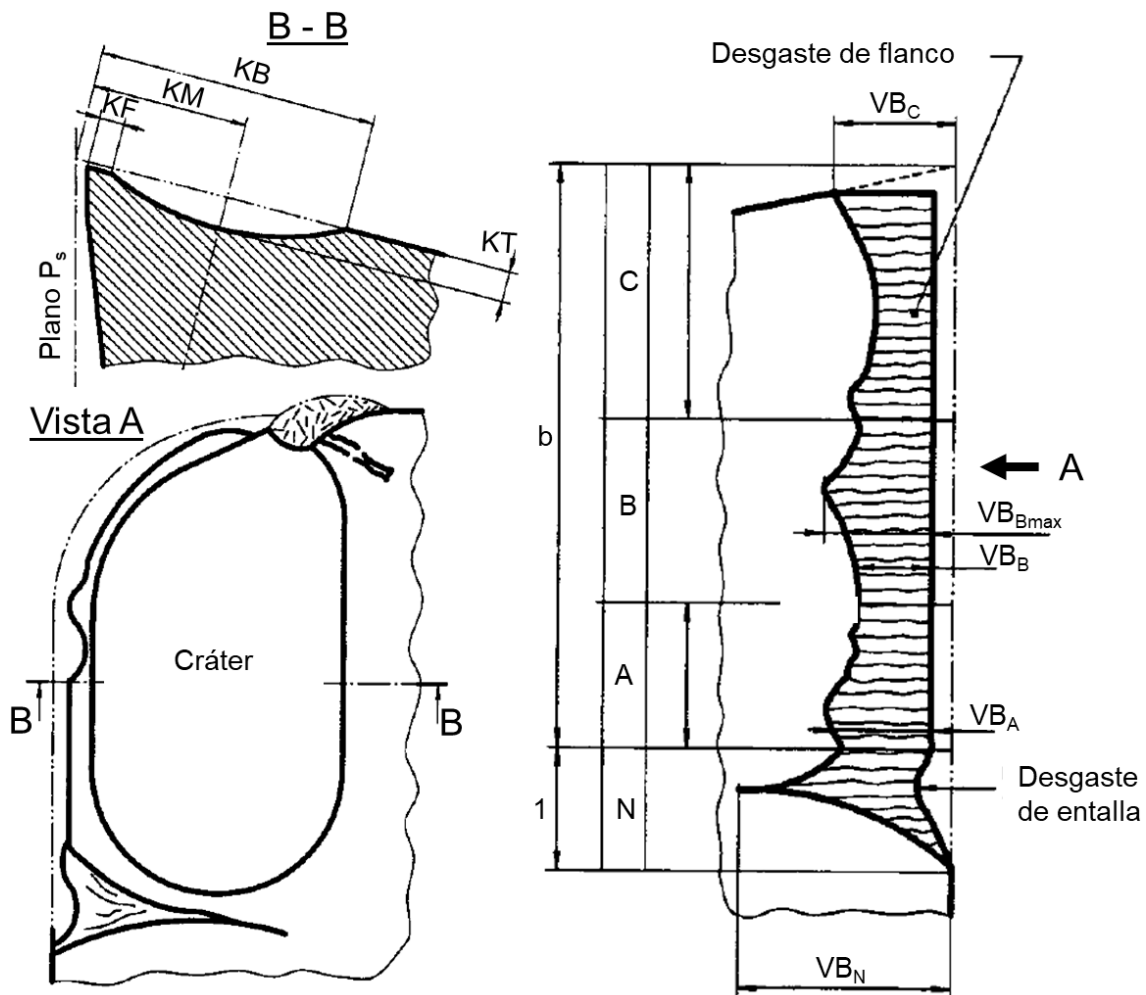


Figura II-11. Principales tipos de desgaste en herramientas de torneado. Adaptado de (ISO Standard 3685:1993, 1993).

Según la ISO 3685:1993, los desgastes más comunes para el mecanizado con herramientas de metal duro y cerámicas son el desgaste medio de flanco (VB), el desgaste de flanco máximo (VB_{max}), el desgaste de entalla (VB_N) y la profundidad del

desgaste de cráter (KT), aunque existen cuatro más que son más difíciles de medir. Esos cuatro son el filo recrecido o *Built-Up Edge* (BUE), el astillamiento o *chipping*, la deformación plástica de la herramienta y las grietas de origen termo-mecánico. Resaltar que el *chipping* es más frecuente en el fresado y apenas aparece en el torneado y las grietas de origen termo-mecánico tienen mucha relevancia en el mecanizado de aleaciones de titanio.

Las principales recomendaciones de la ISO 3685:1993 del criterio de fin de vida de herramienta para el metal duro y las cerámicas se vienen dadas en la Tabla II-5. Resaltar que, debido a la dificultad de realizar la medición de la profundidad del cráter en un taller, ese criterio no se suele utilizar para definir el fin de vida de una herramienta.

Tabla II-5. Recomendaciones del criterio de fin de vida de una herramienta según (ISO Standard 3685:1993, 1993).

Herramientas de metal duro	Herramientas cerámicas
<ul style="list-style-type: none"> • 0,300 mm de desgaste de flanco medio para un desgaste regular. • 0,600 mm de desgaste de flanco máximo para un desgaste irregular. • Fallo catastrófico de la herramienta. • Profundidad de cráter superior al dado por la Ecuación II-15. 	<ul style="list-style-type: none"> • 0,300 mm de desgaste de flanco medio para un desgaste regular. • 0,600 mm de desgaste de flanco máximo para un desgaste irregular. • Longitud del desgaste de entalla cuando predomina este desgaste. • Fallo catastrófico de la herramienta.
$KT = 0,06 + 0,3 \cdot f$ Ecuación II-15	

Sin embargo, hay industrias, como la aeronáutica, que tienen criterios de calidad de sus componentes más estrictos y no pueden permitirse desviaciones en sus tolerancias tan grandes como las que pueden proporcionar un desgaste de 0,300 mm. Por ello, suelen tener normas internas de criterio de fin de vida de herramienta mucho más limitantes. En cambio, hay otras industrias en los que un desgaste de flanco de 0,300 mm en sus herramientas para operaciones de desbaste puede resultar en una infrautilización de la herramienta.

En consecuencia, saber predecir cuál va a ser la vida útil de la herramienta que se vaya a usar es algo muy atractivo para el fabricante, pues se podrían obtener los parámetros de corte que optimicen la vida útil de la herramienta a la vez que se optimiza el tiempo de fabricación. Por ello, los investigadores buscan relaciones entre los parámetros de corte y la vida útil de la herramienta que faciliten ese trabajo. Para ello, es necesario conocer bien cómo afecta a la vida útil cada uno de los parámetros que interviene, cómo es el mecanismo principal de desgaste y el tipo de desgaste que predomina para la combinación herramienta-material estudiada.

En el contacto herramienta-viruta-pieza se dan cuatro mecanismos diferentes que desgastan la herramienta en mayor o menor medida pues depende de la combinación de materiales que haya en contacto y de la temperatura de corte (ver Figura II-12). Dichos mecanismos son la oxidación, la difusión, la abrasión y la adhesión.

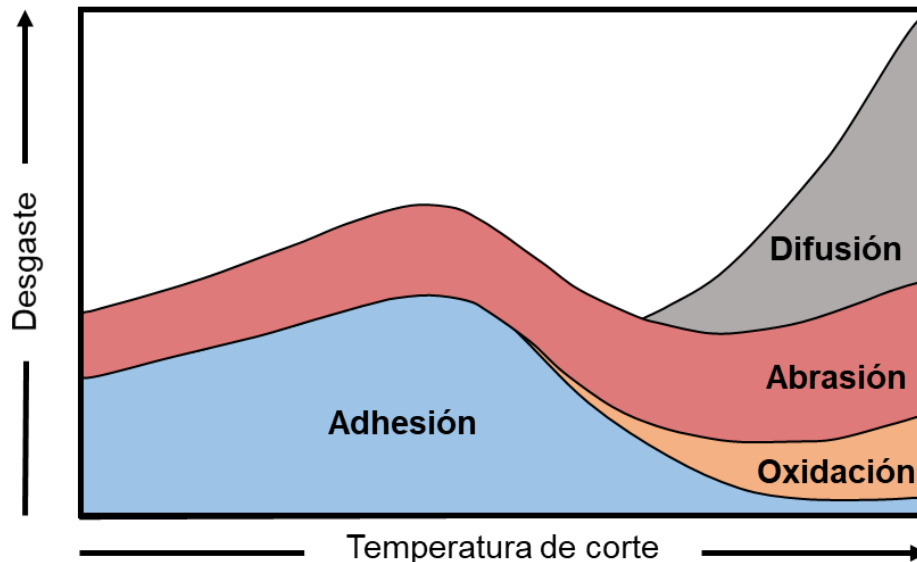


Figura II-12. Mecanismos de desgaste en función de la temperatura de corte. Adaptado de (Oduola et al., 2016).

La oxidación se da en la superficie de la herramienta que está en contacto con el oxígeno del aire o con el refrigerante y se ve favorecido por las altas temperaturas. El oxígeno se une a los átomos del recubrimiento o del sustrato generando una película frágil o partículas que se desprenden. Esto puede causar el decapado del recubrimiento o que se genere un cráter en la cara de desprendimiento de la herramienta. La difusión ocurre entre los materiales de la herramienta y los de la pieza y cobra mayor importancia con las altas temperaturas, llegando a ser el principal mecanismo a muy elevadas temperaturas de corte. Un claro ejemplo donde ocurre es en el mecanizado de aceros con herramientas de diamante. También es muy frecuente que ocurra en el mecanizado de aleaciones de titanio debido a la gran afinidad que tiene el titanio con muchos de los elementos usados como recubrimiento o sustrato (Oduola et al., 2016).

La abrasión es el más común de los mecanismos ya que ocurre por el mero hecho de estar en contacto la herramienta con la viruta y pieza a cualquier temperatura (ver Figura II-12). Este mecanismo provoca la pérdida de material de la herramienta. La adhesión entre viruta y herramienta es debida a las altas presiones generadas en el contacto y ocurre cuando hay bajas temperaturas de corte, aunque puede darse también a elevadas temperaturas como, por ejemplo, en el mecanizado de Inconel® 718 con cerámicas. Aparece con frecuencia, y siendo el principal mecanismo, en el mecanizado

de aleaciones dúctiles como las de aluminio (López de Lacalle Marcaide et al., 2004; Oduola et al., 2016). En la Figura II-13 se muestran los tipos de mecanismo de desgaste y las zonas del filo de corte donde tienen lugar.

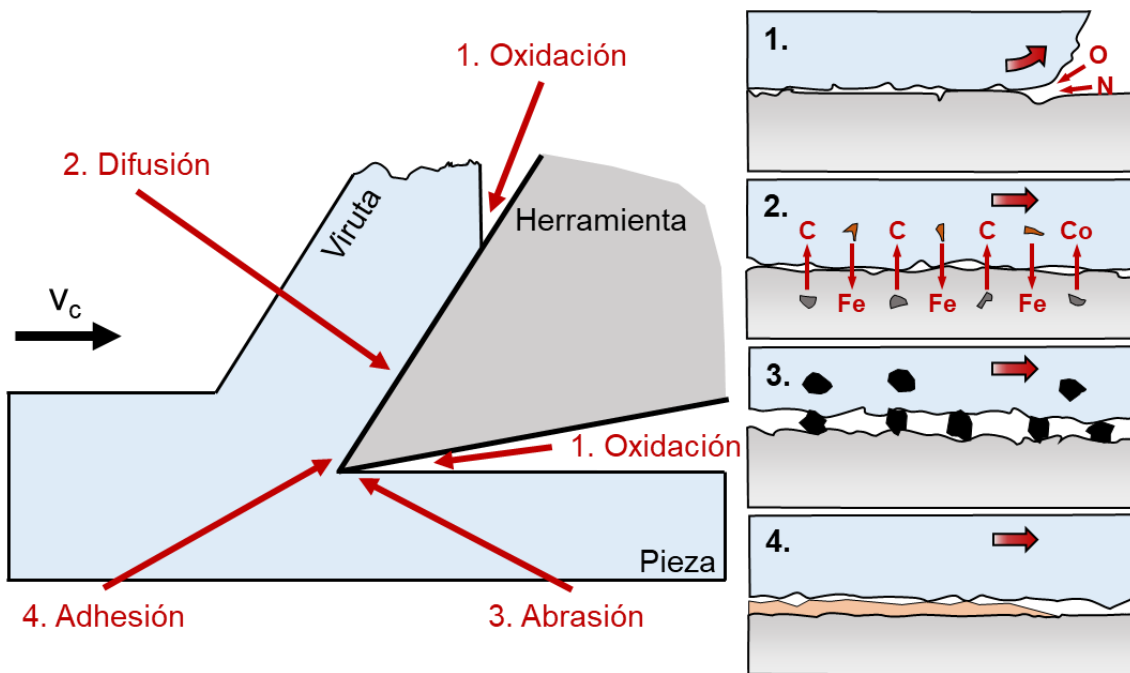


Figura II-13. Tipos de mecanismo de desgaste y zonas en las que tienen lugar. Adaptado de (Oduola et al., 2016).

Como es prácticamente imposible simular o predecir cómo actúan los mecanismos de desgaste, lo más común es realizar predicciones empíricas de la vida útil de una herramienta. El primero que realizó este tipo de estudio obteniendo una fórmula empírica que relaciona parámetros de corte con vida útil fue Frederick Winslow Taylor a principios del siglo XX. En su libro *On the art of cutting metals* Taylor, entre otras muchas cosas, define a la velocidad de corte como el parámetro más crítico para la vida útil de una herramienta. Por ello, hace una relación entre la velocidad de corte y el tiempo de vida de una herramienta resultando en la Ecuación II-16, donde A y c son constantes que depende del binomio material-herramienta y se obtienen de forma experimental y t y v_c son el tiempo de vida de la herramienta y la velocidad de corte a utilizar, respectivamente (Taylor, 1906). Como se puede ver, la velocidad de corte y la vida útil son inversamente proporcionales, es decir, a mayor velocidad de corte, la vida útil disminuye.

$$t = A \cdot v_c^{-c} \quad \text{Ecuación II-16}$$

No obstante, esa fórmula propuesta por Taylor se ha visto que no es muy exacta debido a que no tiene en cuenta otros parámetros importantes del proceso de corte como son la geometría de la herramienta u otros parámetros de corte. Estudios indican que ese modelo se ajusta bien para pequeños rangos de espesor de viruta, pero tiene un mal

comportamiento cuando se aleja de esos valores (Johansson et al., 2017). Por ello, a lo largo de los años se han ido proponiendo diferentes modelizaciones experimentales de la vida útil a partir de los parámetros que involucran el corte. Uno de los más extendidos es el modelo propuesto por Bertil N. Colding (ver Ecuación II-17) en el que incluye los parámetros de corte y la geometría de la herramienta (Colding, 1981).

$$\ln t = - \frac{H^2 - 2 \cdot H \cdot \ln h_e + \ln h_e^2 - 4 \cdot K_c \cdot M + 4 \cdot M \cdot \ln v_c}{4 \cdot M \cdot (N_0 - L_c \cdot \ln h_e)} \quad \text{Ecuación II-17}$$

A diferencia de la fórmula de Taylor, en el modelo propuesto por Colding se han de obtener cinco constantes de forma experimental (H , N_0 , M , K_c y L_c) para poder completarlo. Las variables que se conocen y que se varían para poder obtener las constantes son la vida útil de la herramienta t , la velocidad de corte utilizada v_c y el espesor de viruta equivalente h_e . Las constantes H y K_c determinan cuál es el punto máximo que da una vida útil de un minuto. N_0 y L_c indican la pendiente de la curva de Taylor y su variación con el espesor de viruta equivalente. La constante M se define como la distancia vertical entre el punto máximo de cualquier relación v_c - h_e , a vida útil constante, y una línea horizontal del valor v_c (Colding, 1991).

De los modelos de predicción de vida útil de una herramienta se ha visto que el de Colding es el que mejores resultados ofrece. En un estudio realizado en 2017 se comparó el modelo de Colding con los propuestos por Taylor y Coromant frente a 11 materiales diferentes. La conclusión principal es que el de Colding fue el que menores errores tuvo, por debajo del 6% para todos los materiales incluidos los aceros inoxidable (Johansson et al., 2017).

Pese a todo, el modelo de Colding presenta un problema. Los valores de tiempo de vida y velocidad de corte son fáciles de definir, pues uno se mide de forma experimental y el otro se elige entre los rangos que facilita el fabricante de la herramienta. Sin embargo, definir el concepto de espesor de viruta equivalente es más complejo. Utilizar, por ejemplo, el concepto de espesor de viruta sin cortar definido en la Ecuación II-7 queda falto de información, pues no tiene en cuenta la geometría de la herramienta ni la posición del filo con respecto a la pieza. Colding propuso utilizar para su fórmula el espesor de viruta equivalente definido por Ragnar Woxén según la Ecuación II-18 (Woxén, 1932).

$$h_e = \frac{a_p \cdot f}{\frac{a_p - r_\epsilon \cdot \cos(1 - \kappa_r)}{\sin \kappa_r} + \kappa_r \cdot r_\epsilon + \frac{f}{2}} \quad \text{Ecuación II-18}$$

Como se puede apreciar, todos los parámetros son definidos y necesarios para la realización del corte, con lo que obtener el espesor equivalente mediante esa fórmula es sencillo. Sin embargo, al ser una forma geométrica de definir el espesor de viruta, el método propuesto por Woxén y escogido por Colding presenta una serie de inconvenientes.

En primer lugar, no tiene en cuenta cómo es la superficie antes de ser mecanizada lo cual tiene un alto impacto al definir dicho espesor. En segundo lugar, se asume que el filo secundario no tiene participación en la definición del espesor de viruta equivalente cuando, para avances bajos y ángulos del filo secundario pequeños, es un parámetro crítico para definir el final del espesor de viruta. En tercer lugar, tampoco tiene en cuenta la geometría que tiene el rompevirutas, característico en las herramientas de metal duro. Por último, a la hora de realizar el cálculo se da por hecho que el corte es ortogonal y, por tanto, no tiene en cuenta el ángulo de inclinación de la herramienta.

Además, con la propuesta dada por Woxén para el cálculo del espesor de viruta equivalente se puede dar el caso de que, para un mismo valor de h_e , haya diferentes combinaciones de a_p y f . Estudios han demostrado que las diferentes relaciones de a_p/f dan diferentes resultados para la predicción de la vida útil (Ståhl, 2012; Johansson et al., 2018). Por lo que aún queda mucho que estudiar para obtener un modelo de predicción de vida útil teniendo en cuenta los parámetros de corte y herramienta utilizados. Aun así, estudios han demostrado que, aplicando la Ecuación II-18 para definir el espesor de viruta para el modelo propuesto por Colding (Ecuación II-17), se obtienen resultados de predicción muy acertados con un bajo número de ensayos (Johansson et al., 2017; Hrechuk et al., 2018).

Los modelos propuestos por Taylor o Colding indican la vida útil de una herramienta bajo unas condiciones de corte determinadas para un material concreto. Sin embargo, no tienen en cuenta cómo evoluciona el desgaste de la herramienta. Es cierto que se están desarrollando modelos de predicción que tienen en cuenta el desgaste de la herramienta, pero no se contemplan las diversas tipologías de desgaste ni cómo interaccionan entre ellas (Johansson et al., 2014; Ståhl et al., 2014).

Por consiguiente, conocer cómo evoluciona el desgaste de una herramienta es fundamental para anticipar posibles fracturas y poder retirar la herramienta antes de que pueda estropear la pieza fabricada o para ver si es posible aumentar los parámetros de corte debido a una baja tasa de desgaste. En la Figura II-14 se presentan dos curvas de desgaste de flanco para la misma herramienta, pero con condiciones de corte diferentes,

siendo la curva de la herramienta con mayor velocidad de corte la que antes alcanza el final de su vida útil.

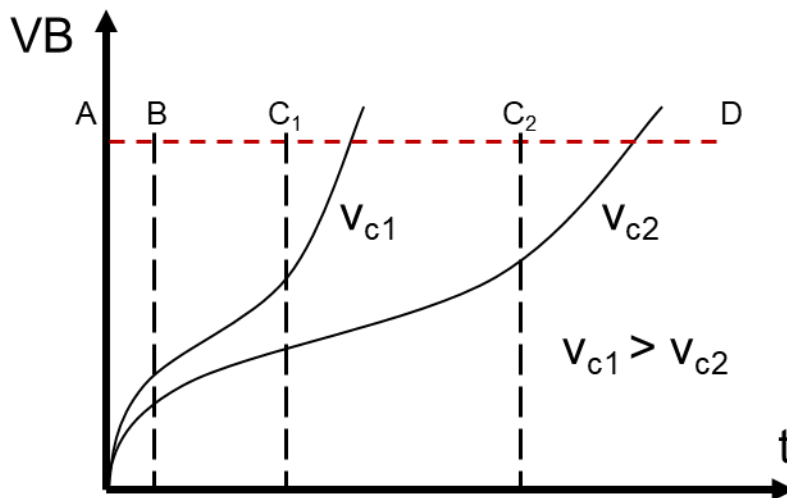


Figura II-14. Curvas de desgaste de flanco para dos velocidades de corte. Adaptado de (López de Lacalle Marcaide et al., 2004).

Se suele usar la curva de desgaste de flanco debido a que es el desgaste que con mayor facilidad se puede medir sobre la herramienta, además de ser el más habitual de los desgastes. Como se puede observar en la Figura II-14, las curvas de desgaste de flanco VB suelen tener tres zonas bien diferenciadas.

En primer lugar, una zona de desgaste inicial (zona A-B) en la que se descascarilla el filo de la herramienta y aparece un desgaste fijo. A continuación, la región B-C₁ para la condición de corte 1 y B-C₂ para la condición de corte 2 en la que el desgaste avanza de forma uniforme. Por último, la zona C-D donde el desgaste crece de manera más rápida, llegando la herramienta al final de su vida útil. En esta última zona hay que tener especial cuidado, pues puede producirse una rotura de la herramienta debido a los altos esfuerzos generados durante el corte y dañar al componente que se está fabricando. De ahí que conocer la forma que tiene la curva de desgaste sea importante para el fabricante de componentes.

Además, se ha de tener en cuenta que el desgaste que sufre la herramienta conlleva una modificación geométrica de esta, haciendo que el corte se modifique y pudiendo alterarse las tolerancias geométricas del componente fabricado si ese desgaste no se tiene en consideración. En la Figura II-15 se presenta dicha variación geométrica que trae consigo el desgaste de flanco. Resaltar que únicamente se indica el desgaste de flanco y que no se han incluido otros tipos de desgaste como puede ser el de cráter o la adhesión de material a la herramienta.

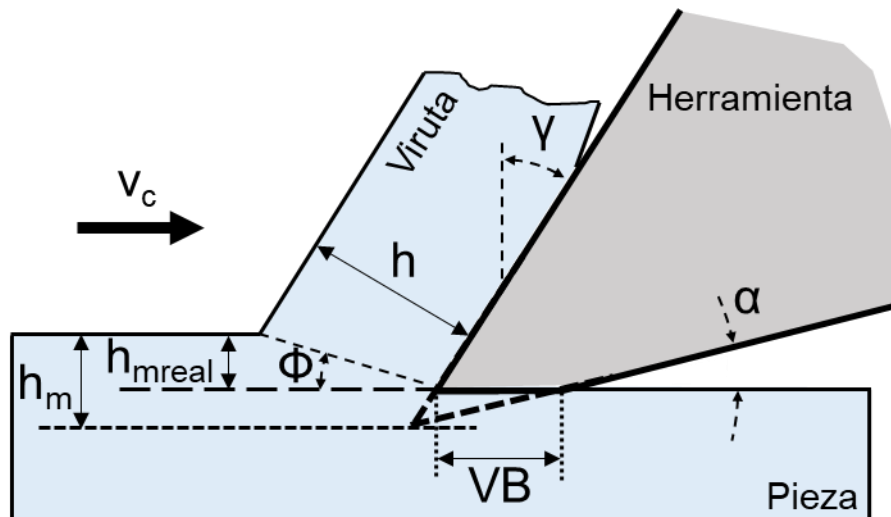


Figura II-15. Variación geométrica de la herramienta debido al desgaste de flanco.

Se puede observar que, al no tenerse en cuenta el desgaste de flanco de la herramienta, el espesor de viruta a cortar (h_m) no es el que realmente está cortando (h_{mreal}). Ese error se puede obtener de forma geométrica y, dependiendo de los valores del ángulo de incidencia α y de desprendimiento γ y el valor del desgaste de flanco VB , dicho error aumentará o disminuirá. En el caso de un filo de corte afilado con un ángulo de desprendimiento elevado como el presentado en la figura, el error de mecanizado aumenta, pudiendo darse el caso de que un componente fabricado con dicha herramienta no entre en tolerancias.

En lo relativo al proceso de corte, este se ve modificado a la hora de aparecer los distintos tipos de desgaste y, además, dependiendo del desgaste, el corte se modifica de una u otra forma. El desgaste de *chipping* o astillamiento del filo hace que el corte sea irregular a lo largo del filo y debilita el propio filo. Un desgaste del tipo entalla o *notch* no influye tanto en el propio proceso de corte pues queda fuera de la zona de corte, pero debilita el filo pudiendo surgir grietas que provoquen el fallo prematuro de la herramienta. En el caso del desgaste de cráter, el proceso se ve afectado de forma considerable, principalmente por la modificación de la superficie de desprendimiento haciendo que el flujo de viruta tenga un comportamiento diferente a una herramienta sin ese desgaste y, además, debilita en exceso el filo de corte.

Por último, el desgaste que mayor influencia tiene en el proceso de corte es el de flanco. Al perderse parte del filo de corte, mayor superficie de la herramienta está en contacto con la pieza ya mecanizada haciendo que la zona III del corte (anteriormente descrita en el subapartado "Velocidad de corte") aumente y cobrando mayor importancia en el efecto que puede causar a la superficie mecanizada. Sabiendo lo sencillo que es de medir el desgaste de flanco y su importancia durante el proceso de corte, investigadores

han analizado el efecto que tiene este desgaste en la integridad superficial del material. En la Figura II-16 se puede observar el mencionado efecto.

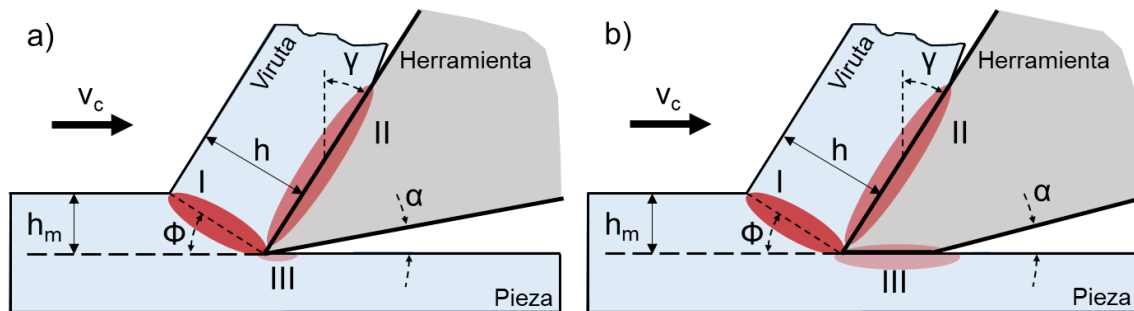


Figura II-16. Comparación del corte entre herramienta nueva (a) y desgastada (b). Adaptado de (Liang et al., 2018).

Como se puede apreciar en la figura, al pasar de una herramienta nueva a una desgastada, el calor generado en la zona terciaria es mayor y cobra mayor peso en el calor generado total. De hecho, según aumenta el desgaste de flanco también lo hace la temperatura en la superficie mecanizada y en la propia herramienta (O'Sullivan y Cotterell, 2001, 2002; Liang et al., 2018). Es más, se ha visto que justo antes de que se produzca la rotura de la herramienta por un excesivo desgaste de flanco, la temperatura aumenta de forma considerable (Han et al., 2020).

Sin embargo, el aumento de la temperatura no es la única consecuencia de un desgaste en la cara de incidencia de la herramienta. Es bien conocido que las fuerzas de corte aumentan según avanza el tiempo de mecanizado de la herramienta pues, al perderse parte del filo, el propio filo se vuelve menos eficiente siendo más costosa la cizalladura del material (O'Sullivan y Cotterell, 2001; Liang et al., 2018; Amigo et al., 2020, 2023 a; Fernández et al., 2021; Fernández-Lucio et al., 2021 b; Fernández-Valdivielso et al., 2021).

Debido a estos dos fenómenos causados por el desgaste de la herramienta, se originan unas deformaciones plásticas tan elevadas sobre la sub-superficie mecanizada que puede darse el caso que el material sufra una recristalización (Liang et al., 2018; Wang et al., 2021). En el caso de las superaleaciones, este efecto se acentúa al ser materiales donde las tensiones plásticas y las ratios de deformación que surgen durante el corte favorecen las condiciones para que se dé un cambio de fase de la microestructura, dando lugar a la aparición de la capa blanca o *White layer*, o a una capa de material deformado (Ulutan y Ozel, 2011; Wang et al., 2021).

La profundidad del material afectado por la recristalización o la deformación plástica aumenta al tener la herramienta un mayor desgaste de flanco (Ulutan y Ozel, 2011;

Thakur et al., 2014; Liang et al., 2018). A su vez, el darse deformaciones plásticas tan elevadas trae consigo la aparición de tensiones residuales en la pieza mecanizada (Pan et al., 2017). Estas pueden resultar perjudiciales para la vida a fatiga de un componente si son tractivas y mejorarla si son a compresión (Avilés et al., 2013). En consecuencia, es crítico en componentes de alto valor añadido, como pueden serlo las partes que forman un motor aeronáutico, por lo que es clave tener controlado el desgaste de la herramienta para evitar o minimizar la aparición de capa blanca y deformación plástica del material.

Por esa razón, además de por limitar la vida útil de una herramienta y de no mecanizar de menos haciendo que se puedan salir de tolerancias algunos de los componentes mecanizados, la norma ISO 3685:1993 y normas similares desarrolladas por empresas limitan el desgaste de flanco, por ejemplo, a 0,300 mm. De esta forma, el proceso de corte no daña en exceso la sub-superficie del componente alterando su integridad superficial y, con ello, sus propiedades mecánicas pudiendo resultar en desechar la pieza, algo que resultaría en una pérdida económica considerable en piezas costosas de alto valor añadido.

Al igual que en el caso de la velocidad de corte, para poder incrementar la productividad aumentando la vida útil de la herramienta, el fabricante puede realizar dos acciones que van de la mano con las expuestas en el anterior apartado. En primer lugar, elegir con detenimiento el material de la herramienta que mejor se adapte a su proceso para poder soportar mejor las extremas condiciones de corte a las que están sometidas las herramientas. En segundo lugar, disminuyendo la temperatura generada durante el corte a través de la lubricación y la refrigeración de la zona de corte, usar herramientas recubiertas para reducir la fricción, utilizar texturizados que reduzcan la longitud de contacto entre viruta y herramienta y/o mediante la correcta preparación del filo de corte, para poder optimizar la propia herramienta de corte.

Además, es recomendable tener controlado el desgaste de las herramientas para evitar posibles fracturas de las mismas que hagan desechar el componente fabricado. Esto se puede realizar a través de comprobaciones del filo de la herramienta mediante cámaras microscopio o a través de la monitorización del proceso ya sea por las fuerzas de corte generadas, la temperatura de corte que se genera o por el consumo de potencia del husillo principal de la máquina. Esta última es la más común en la industria gracias a la facilidad que tiene de ser implantado en una máquina.

II. 3. Acciones para aumentar la productividad del corte

Para aumentar la productividad de una herramienta, en la industria se ha tendido de forma histórica a mejorar tres aspectos del corte: en primer lugar, el uso de sustratos cada vez más duros; en segundo lugar, la búsqueda de procesos que varíen la cinemática; y, en tercer lugar, optimizar la refrigeración y lubricación de la zona de corte.

II. 3. 1. Actuación para la mejora del material del sustrato de herramienta

A lo largo de los años los materiales de herramienta han ido evolucionando de la mano de las innovaciones tecnológicas en las máquinas que realizan el proceso de corte. Es decir, según se han ido perfeccionando los elementos de las máquinas, permitiendo así grandes aumentos en las velocidades de corte, avance y precisiones de las mismas, las herramientas han evolucionado para adaptarse a esos cambios.

En la Figura II-17 se puede ver cómo, a lo largo del siglo pasado, la introducción en el mercado de los materiales de herramienta hizo posible reducir los tiempos de corte de una pieza test. Se resaltan únicamente el momento en el que los cambios se produjeron, es decir, la primera vez que se introdujeron en el mercado. Una vez que se usaron por primera vez en la industria, cada uno de los materiales de herramienta ha sido mejorado de forma progresiva. Un ejemplo de ello es el del metal duro (WC-Co) ya que, en los primeros años de su comercialización, llegaron a surgir más de 134 calidades diferentes para adaptarse a los diferentes materiales a mecanizar (Coromant (Firm), 1994).

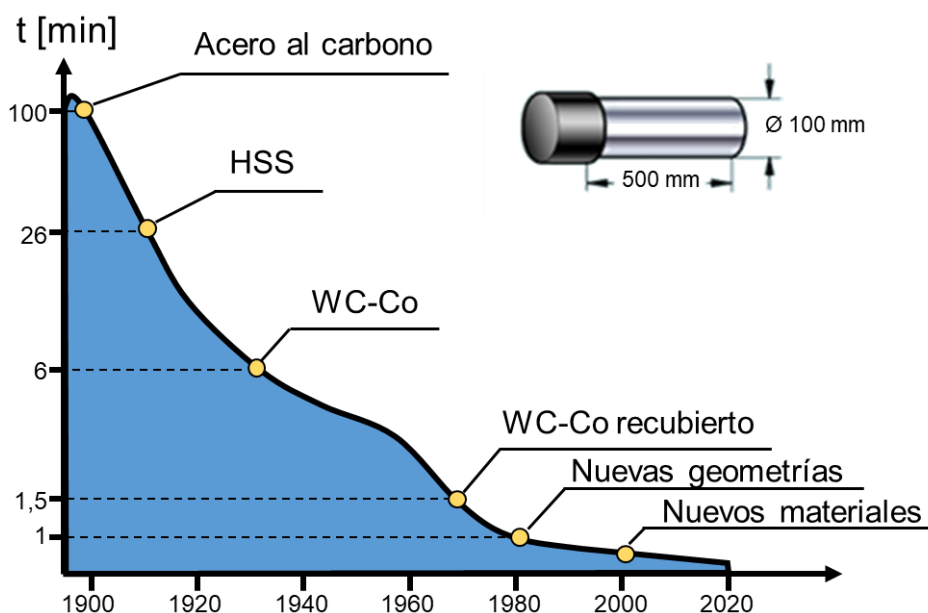


Figura II-17. Evolución de las herramientas de corte. Adaptado de (Kirchoff y Nava, 2016).

En el inicio del mecanizado en el siglo XIX, las herramientas estaban hechas de aceros de alto contenido de carbono. Sin embargo, las herramientas de estos aceros perdían rápidamente su filo debido a las temperaturas que, sin ser muy altas, eran suficientes para disminuir la dureza de las mismas. Con el descubrimiento del acero Mushet, un tipo de acero al carbono que recibe el nombre de su descubridor Robert Mushet, se obtuvo un acero aleado con capacidades de mecanizado mayores. De hecho, con este nuevo material de herramienta se lograron doblar velocidades de corte en algunos procesos llegando a alcanzar los $10 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$.

Con la entrada al mercado a principios del siglo XX de las herramientas de acero rápido, o *High Speed Steel* (HSS), las velocidades de corte logradas en el mecanizado de aceros se vieron aumentadas ampliamente hasta llegar a los $30 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$. Esto se debió, en gran medida, a los desarrollos realizados tanto en la metalurgia como en los tratamientos térmicos de las herramientas. Gracias a su fácil propensión a ser rectificado, las herramientas de acero rápido eran el núcleo central del mecanizado de inicios del siglo veinte. Con ellas se consiguieron realizar herramientas de forma para lograr mecanizados de radios, ranuras y formas complejas en una sola operación (Coromant (Firm), 1994; Trent y Wright, 2000).

Con la adición de cobalto al acero rápido a finales de la década de los veinte surgió el denominado acero súper-rápido, pasando a llamarse HSS+Co. De hecho, herramientas de corte de estas aleaciones aún siguen vigentes hoy en día. Ejemplos de su uso son los machos de roscar que, debido a lo crítico que suele ser la operación de roscar, se siguen fabricando de este material, las brocas para el taladrado de aceros de bajo contenido en carbono o trabajos manuales y las brochas para procesos de acabado de componentes aeronáuticos (del Olmo et al., 2022).

A inicios de los años treinta, fabricantes de herramienta de corte alemanes comenzaron a desarrollar un nuevo material de corte, el llamado carburo cementado o metal duro. A este material se le llamó WIDIA (*Wie Diamant*, “como diamante”). El uso de este material como herramienta de corte supuso grandes reducciones de tiempos de mecanizado debido, en gran medida, a las altas velocidades de corte que podían aguantar en comparación con las herramientas de HSS. Sin embargo, debido a la precariedad de las máquinas de aquel entonces, falta de rigidez, fuerza y resistencia, los metales duros tuvieron que esperar hasta los finales de los treinta inicios de los cuarenta para poder ser introducidos en la producción. Años después se añadieron partículas de TiC y TaC a las de WC manteniendo la matriz de cobalto, lo que hizo que fueran herramientas más duras y con mayor resistencia a altas temperaturas que las de WC-Co. Además, estas

herramientas eran más resistentes a la difusión, principal causante del desgaste de cráter y de flanco (Coromant (Firm), 1994; Trent y Wright, 2000).

A pesar de usarse en investigación desde los años treinta, no fue hasta la década de los sesenta cuando las herramientas cerámicas comenzaron a desarrollarse de verdad y a comercializarse. En aquel entonces únicamente se usaba la alúmina (Al_2O_3). Es un material difícil de usarse en el mecanizado debido en gran parte a su baja tenacidad. Sin embargo, gracias a su alta resistencia al desgaste incluso a altas temperaturas, las cerámicas se convirtieron en un material con un futuro prometedor. Hoy en día, en la industria se utilizan diferentes clases de cerámicas. Además, su uso está muy extendido, aunque, para poder usarlas, el proceso ha de ser muy estable y usando altas velocidades de corte con las que sacar partido a sus características.

Años después, en la década de los setenta, aparecieron en la industria las primeras herramientas hechas de materiales ultra-duros sintéticos. Estos materiales son el diamante policristalino o *Polycrystalline Diamond* (PCD) y el nitruro de boro cúbico policristalino o *Polycrystalline Cubic Boron Nitride* (PCBN). Son materiales de muy elevado precio debido a su proceso de fabricación ya que, en el caso del PCBN, el nitruro de boro cúbico es un material que no existe en la naturaleza y su producción a elevadas presiones para su sinterizado tienen costes elevados. Debido a ello, no se fabrican herramientas enterizas de estos materiales. Normalmente se comercializan como pequeñas placas soldadas con platino a una base de metal duro o de HSS (Trent y Wright, 2000).

Posteriormente surgieron el diamante monocristalino o *Monocrystalline Diamond* (MCD) y el nitruro de boro cúbico monocristalino o *monocrystalline Cubic Boron Nitride* (CBN) gracias a mejores técnicas de fabricación de los mismos. Son materiales con mayor dureza que sus homólogos policristalinos al estar toda la herramienta con la misma orientación cristalina, pero son aún más caros. Tanto los monocristalinos como los policristalinos se usan con bajos avances, pequeñas profundidades de corte y evitando los cortes interrumpidos para lidiar con su alta fragilidad, además de usar elevadas velocidades de corte, así como herramientas rígidas para evitar vibraciones que puedan romper los filos. En consecuencia, el uso de estos materiales de herramienta está muy extendido en procesos como el torneado y, en el caso de fresado, bajo condiciones muy estables (Coromant (Firm), 1994).

Como se ha podido observar, los fabricantes de herramientas han ido adaptando los productos que ofrecen para que se pueda cortar cada vez más rápido. En la Tabla II-6 se puede ver un ejemplo de las velocidades de corte utilizadas para mecanizar un acero

medio al carbono con los diferentes tipos de materiales de herramienta. Resaltar que el diamante no se utiliza para el mecanizado de los aceros debido a la afinidad del carbono con el hierro que desgastaría la herramienta muy rápidamente (Trent y Wright, 2000).

Tabla II-6. Velocidades de corte con diferentes materiales de herramienta para mecanizar una pieza de acero medio al carbono con duración de vida de la herramienta de aproximadamente 20 minutos (Trent y Wright, 2000).

Material de herramienta	Velocidad de corte [m·min ⁻¹]
Acero al carbono	5
HSS	30
Metal duro	150
Cerámica	600

Este aumento de la velocidad de corte genera durante el proceso ambientes cada vez más extremos y, por tanto, los materiales utilizados para cortar tienen que mantener las propiedades mecánicas a esas elevadas temperaturas. En la Figura II-18 se presenta un ejemplo de la evolución de una de las propiedades mecánicas, en este caso la dureza, de los materiales de herramienta principales en función de la temperatura a la que están, justificando de esta forma el porqué de su uso.

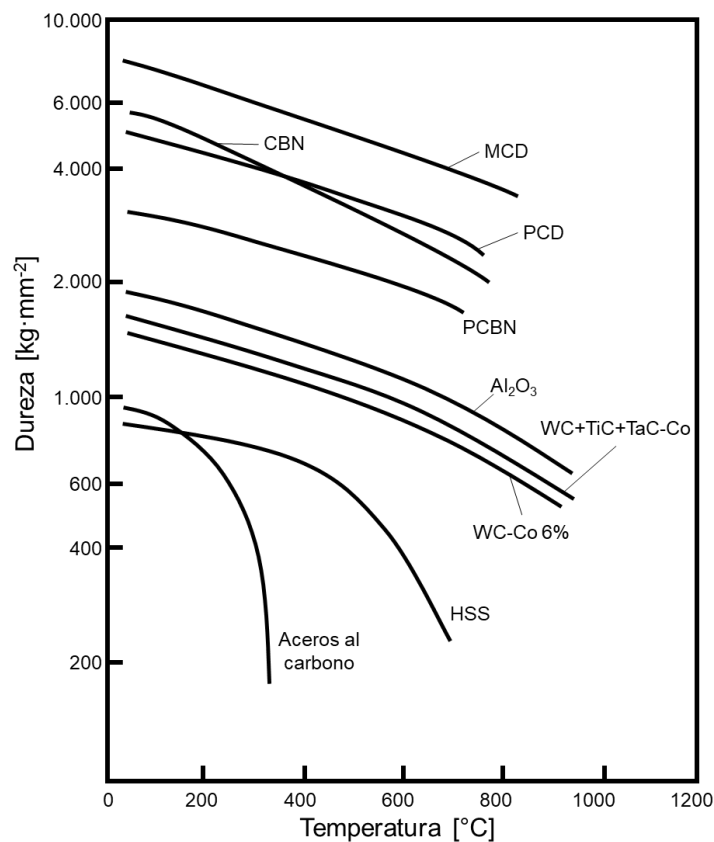


Figura II-18. Dureza de materiales de herramienta en función de la temperatura. Adaptado de (Mali y Unune, 2017).

El conseguir materiales cada vez más duros y que mantengan sus propiedades mecánicas en ambientes extremos para afrontar el reto de obtener bajos tiempos de fabricación han hecho que los costes de las herramientas se disparen. Aun así, la utilización de materiales tan caros como el PCD o el PCBN se justifican por la alta dureza y propiedades mecánicas que ofrecen incluso a muy elevadas temperaturas. Gracias a ello, materiales como el Ti6Al4V, un material que trae grandes quebraderos de cabeza a la hora de mecanizar debido a la alta afinidad química que tiene con muchos de los elementos utilizados para recubrir las herramientas o de los propios sustratos de las mismas, pueden ser mecanizados a altas velocidades de corte.

En la Tabla II-7 se exponen las principales propiedades mecánicas y térmicas a temperatura ambiente de diferentes materiales de herramienta con las que hacerse una idea de las ventajas y desventajas del uso de cada material. Resaltar que CTE es el coeficiente de expansión térmica.

Tabla II-7. Principales propiedades mecánicas y térmicas de diferentes materiales de corte (Richards y Aspinwall, 1989; Trent y Wright, 2000).

Material	Tenacidad a la fractura [MPa·m ^{-0,5}]	Dureza [HV]	CTE [°C ⁻¹]	Conductividad térmica [W·(m·°C) ⁻¹]
WC	10,0	1500	5,0·10 ⁻⁶	100,0
Al ₂ O ₃	4,0	1600	8,2·10 ⁻⁶	10,5
Al ₂ O ₃ + TiC	4,5	2200	8,0·10 ⁻⁶	16,7
Al ₂ O ₃ + wSiC	8,0	1925	6,4·10 ⁻⁶	13,0
SiAlON	6,0	1870	3,2·10 ⁻⁶	22,5
PCBN	4,5	28 GPa Knoop	4,9·10 ⁻⁶	100,0
PCD	8,8	50 GPa Knoop	3,8·10 ⁻⁶	560,0

No obstante, el ser materiales que tienen mayor dureza y buenas propiedades mecánicas a altas temperaturas trae consigo alguna desventaja con la que lidiar como fabricante. Los materiales usados para las herramientas de corte, al aumentar su dureza, en general pierden tenacidad. Por ello, se ha de tener cuidado a la hora de mecanizar con esos materiales y no deben usarse con altas profundidades de corte y altos avances. La fuerza generada podría romper las herramientas de dichos materiales que, por si esto fuera poco, son mucho más costosos que los más tenaces. En la Figura II-19 se muestran los principales materiales usados para las herramientas de corte posicionadas en función de su dureza y tenacidad.

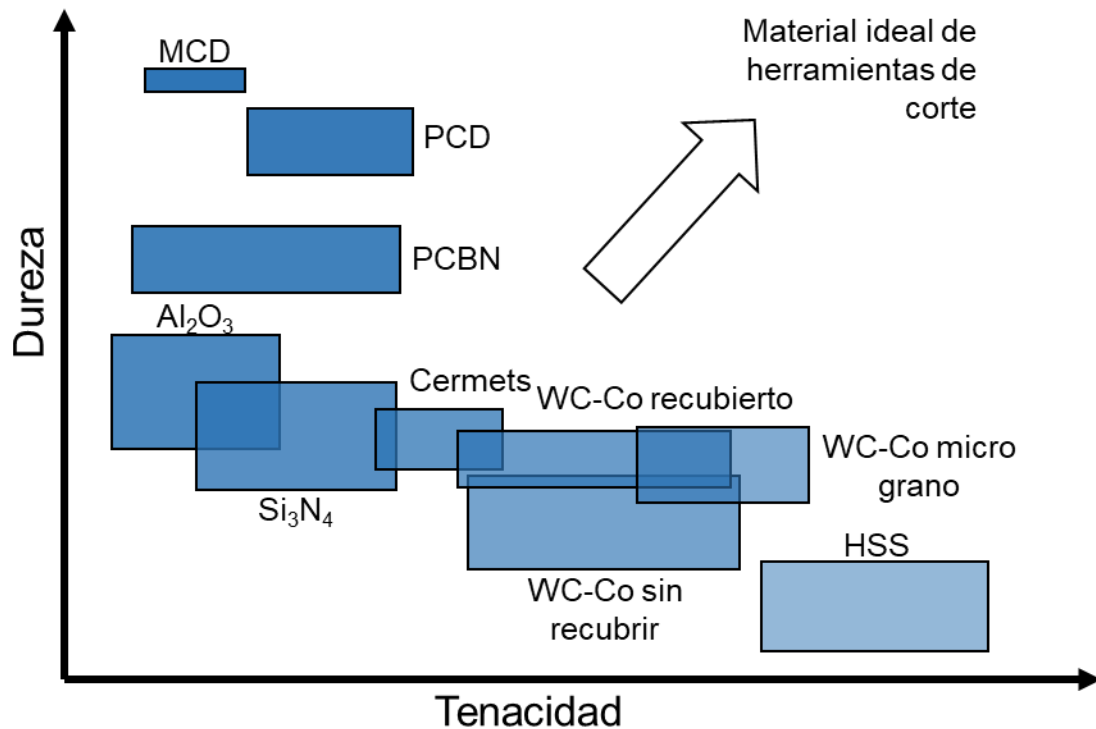


Figura II-19. Dureza de los materiales de herramienta en función de su tenacidad. Adaptado de («Shaping Aerospace and Automotive Machining with Synthetic Diamond Solutions», 2019).

Se puede ver como los materiales más duros, como el MCD son poco tenaces en comparación con los menos duros, como el HSS. Debido a esa fragilidad característica de esos materiales tan duros, el uso del PCD, del PCBN y de sus homólogos monocristalinos está más extendido en el torneado, proceso que es más estable al ser ininterrumpido que en el fresado que cada diente corta de forma interrumpida (López de Lacalle Marcaide et al., 2004). Además, suelen usarse en procesos de acabado donde las profundidades de corte y los avances que se usan son relativamente pequeños, lo que lleva a esfuerzos de corte no muy elevados.

Lo ideal sería utilizar un material que sea muy duro y con buenas propiedades mecánicas a altas temperaturas a la vez que tenga una tenacidad elevada. Sin embargo, por ahora eso es algo idílico. Lo que lleva al fabricante de componentes a buscar un compromiso entre buenas propiedades mecánicas, tenacidad y condiciones de corte para cada uno de sus procesos de mecanizado. Por tanto, la elección del sustrato de la herramienta por parte del fabricante es algo crítico pues depende en gran parte del tipo de operación a realizar y, sobre todo, del material a mecanizar.

Actualmente, las herramientas de metal duro son las más usadas en la industria. En 2018 representaron el 51% del mercado global de herramientas según el informe realizado por la empresa *Dedalus Consulting* frente al 9% de las cerámicas (Bobzin, 2017). Esto se deba a su gran versatilidad debido a la gran cantidad de calidades

diferentes que existen en el mercado y a la posibilidad de recubrir dichas herramientas, mejorando así sus propiedades para con el corte. Por ello, a continuación, se va a hablar más en profundidad tanto del metal duro, ya que es el “material a batir”, como de las cerámicas y el PCD pues son las herramientas que se han utilizado para el desarrollo de esta tesis.

Metal duro

El metal duro es un material compuesto hecho de partículas de carburo de wolframio sobre una matriz dúctil de cobalto a modo de aglomerante (Bonvalet et al., 2019). Para mejorar sus propiedades frente al desgaste de cráter, pues el carbono tiene una gran afinidad con la fase austenítica de los aceros, además del WC se añaden otros tipos de carburo como TaC, NbC, TiC o TiCN. Gracias a ello, se constituye una triple fase del carburo cementado más favorable para el mecanizado a altas temperaturas (Ortner et al., 2015; García et al., 2019).

Las herramientas se obtienen sinterizando partículas de carburo de tungsteno y demás carburos pulverizados con un aglomerante de cobalto a muy altas temperaturas. El porcentaje de aglomerante frente al número de partículas de carburos utilizados indican qué propiedades mecánicas tendrán las herramientas de metal duro (García et al., 2019). En la Figura II-20 se muestran las propiedades que se potencian al elegir un contenido de aglomerante y un tamaño de partícula de grano de WC concretos.

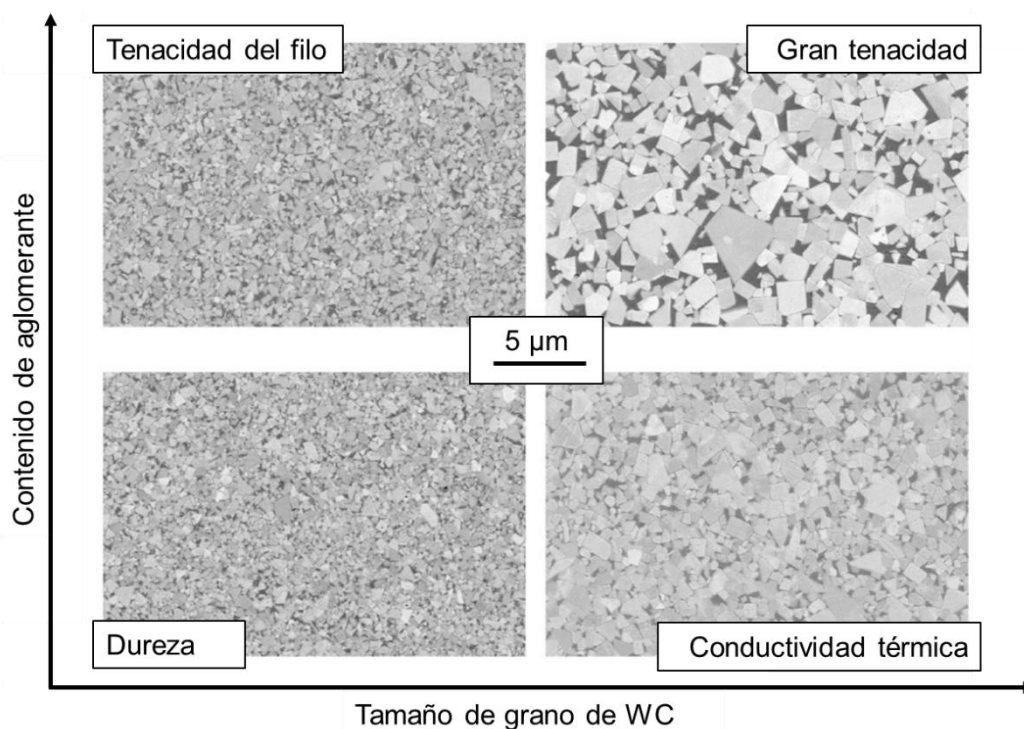


Figura II-20. Propiedades mecánicas del metal duro acrecentadas según tamaño de grano y contenido de aglomerante. Adaptado de (García et al., 2019).

La clasificación de los metales duros es heterogénea. En la literatura hay diversas formas de clasificar a los metales duros. Las más simples, por ejemplo, únicamente distinguen el tamaño de los granos de carburo. Un ejemplo de ello se puede ver en la Figura II-21.

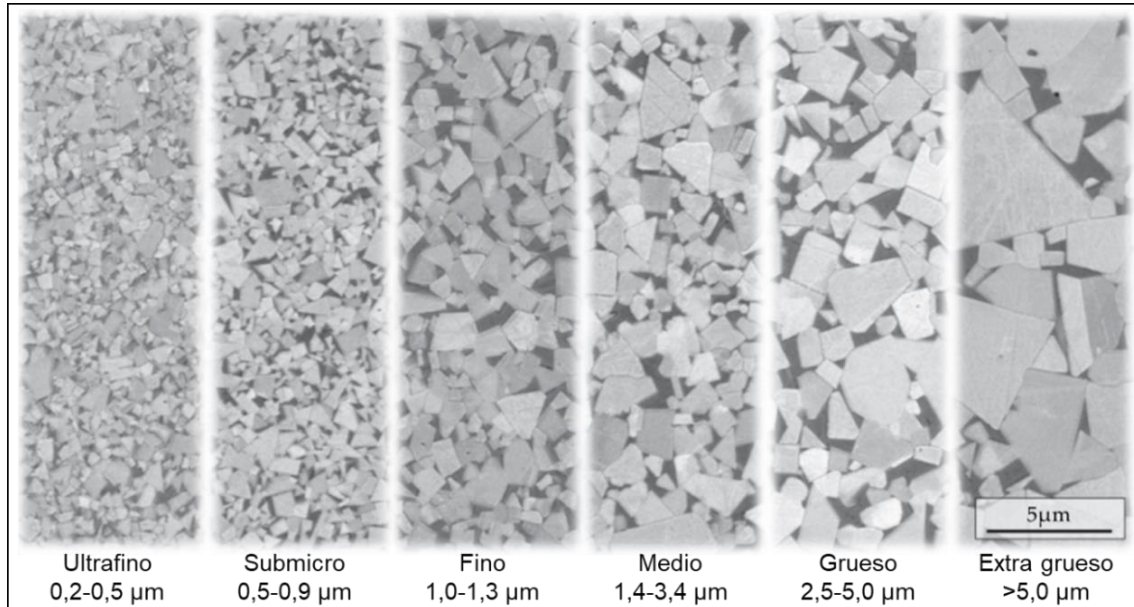


Figura II-21. Clasificación del metal duro según el tamaño de grano de WC. Adaptado de (García et al., 2019).

Sin embargo, es posible hacer la clasificación más compleja al analizar diferentes propiedades metalográficas de los tipos de metales duros. En la Figura II-22 se pueden ver dos de esas clasificaciones. Para esos dos casos se toman como característica el tipo de WC (si es hexagonal, con forma de plaquetas, fino, etc.) y los tipos de carburos que se han añadido (CBN, tipo γ , tipo η , etc.).

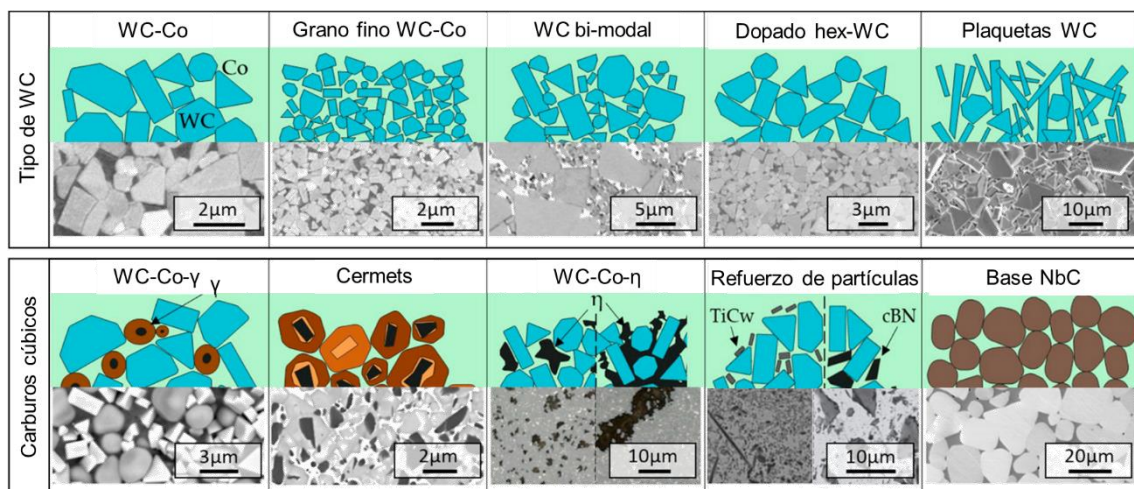


Figura II-22. Clasificación del metal duro según el tipo de WC y de los tipos de carburos cúbicos. Adaptado de (García et al., 2019).

Desde el punto de vista del fabricante, existe la norma ISO 513:2012 en la que categoriza los tipos de metales duros dependiendo de su aplicación. Esta división está formada por seis grupos cada uno de ellos identificado por una letra y un color asociados a un tipo de material a mecanizar. Los grupos son: el grupo P identificado con el color azul para el mecanizado de toda clase de aceros no endurecidos a excepción de los aceros inoxidable austeníticos; el grupo M representado con el color amarillo que refiere a los aceros inoxidable austeníticos; el grupo K asociado al color rojo para mecanizar todo tipo de funciones de hierro; el grupo N simbolizado con el color verde englobando a los materiales no ferrosos, principalmente los aluminios y el cobre; el grupo S descrito por el color marrón que abarca las superaleaciones termorresistentes y el titanio y sus aleaciones; y, por último, el grupo H distinguido con el color gris ligado al mecanizado de materiales endurecidos. Dentro de cada grupo están definidas diferentes calidades numeradas con el propósito de distinguir los materiales más duros de cada grupo (menor número) frente a los más tenaces (mayor número) (ISO Standard 513:2012, 2012).

Cerámicas

Las cerámicas técnicas son un material de gran dureza y con alta resistencia a temperaturas elevadas. No obstante, son herramientas poco tenaces por lo que normalmente se usan en procesos estables como lo es el torneado, pues es un corte continuo (Bitterlich et al., 2008; Sørby y Vagnorius, 2018). A pesar de ello, el desarrollo de las cerámicas en los últimos años ha supuesto que haya un sustituto rentable, económicamente hablando, al metal duro. Es cierto que son herramientas más caras, pero ofrecen unas prestaciones a altas velocidades que salen rentables a largo plazo (Fernández-Lucio et al., 2021 a).

Con las cerámicas, a diferencia de los metales duros, se busca que la herramienta trabaje de la forma más adiabática posible. Para ello, se requiere que la herramienta se mantenga lo más caliente posible durante el proceso de mecanizado. Como la principal ventaja de las cerámicas es su gran aguante a altas temperaturas (superiores a los 1200°C) sin apenas perder su gran dureza, se buscan mecanizados a elevadas velocidades de corte. Al conseguirse esto, la mayor parte del calor generado en el proceso se va con la viruta, transmitiendo una pequeña fracción a la herramienta y apenas ninguna a la pieza. Las cerámicas se utilizan normalmente en mecanizado en seco debido a que se pretende alcanzar ese estado adiabático en el proceso de mecanizado.

En el mercado de las herramientas pueden encontrarse tres tipos diferentes de cerámicas. En primer lugar, las cerámicas con base de nitruro de silicio (Si_3N_4). Son las más tenaces de las cerámicas con una tenacidad similar a los metales duros y con una alta resistencia a la oxidación (Rizzo et al., 2020; Tan et al., 2020). Gracias a ello, pueden ser utilizadas en procesos de corte tanto ininterrumpidos como procesos interrumpidos, como el fresado (Bocanegra-Bernal y Matovic, 2010). Sin embargo, tienen una baja estabilidad química, por lo que su uso como material de corte está limitado al mecanizado de fundiciones y aleaciones especiales con alto contenido en níquel (Rizzo et al., 2020).

En segundo lugar, las cerámicas llamadas SiAlON. Estas cerámicas son una mezcla de los otros dos tipos de cerámica ($\text{Si}_3\text{N}_4+\text{Al}_2\text{O}_3$) junto a un metal, por ejemplo, el itrio (Trent y Wright, 2000; Molaiekiya et al., 2019). En comparación con el Si_3N_4 , esta cerámica presenta un mayor sinterizado y, por tanto, ofrece mejores posibilidades para el desarrollo de composites con partículas duras como el SiC, haciendo que las herramientas de SiAlON mejoren su resistencia al desgaste, pero a costa de ser más susceptibles del desgaste por solución (Richards y Aspinwall, 1989; Bitterlich et al., 2008). Además, gracias a sus propiedades térmicas y mecánicas (ver Tabla II-7) el SiAlON ofrece mayor resistencia al choque térmico y a la fatiga térmica que las herramientas de alúmina (Al_2O_3).

El SiAlON se utiliza para herramientas tanto en corte ininterrumpido como interrumpido. De hecho, es posible encontrar en el mercado fresas de SiAlON enterizas (ver Figura II-24b), comercializadas por diferentes fabricantes, para el mecanizado de aleaciones termorresistentes como el Inconel® 718 (Molaiekiya et al., 2019; Fernández-Lucio et al., 2021 a). De este modo, es posible, bajo las condiciones de corte adecuadas, incrementar la productividad en comparación al metal duro con un MRR de hasta cinco veces superior (Molaiekiya et al., 2019).

Por último, las cerámicas con base de óxido de aluminio o alúmina. Estas, a su vez, se dividen en tres tipos: la alúmina pura, llamada también alúmina blanca; la alúmina compuesta con TiC, denominada alúmina negra; y la alúmina reforzada con *whiskers* de carburo de silicio.

Las herramientas hechas con alúminas se sinterizan mediante *Hot Isostatic Pressing* (HIP), donde son sometidas a temperaturas de 1250-2000°C bajo una presión de 28-69 MPa en un vacío de 1,3 MPa durante una hora (Richards y Aspinwall, 1989; Ezugwu, 1994). Consecuentemente, es difícil darles una forma compleja por lo que normalmente las herramientas de estos materiales tienen formas sencillas como insertos triangulares,

circulares, rómbicas o cuadradas sin geometría de rompevirutas en su cara de desprendimiento (Rizzo et al., 2020). Además, su precio es mayor que en el caso de las herramientas de metal duro.

Las alúminas, son cerámicas puras de alta densidad, ya que tienen menos de un 3% de porosidad gracias a las elevadas presiones que se alcanzan en su proceso de sinterizado. Presentan un color blanco que es el que les da nombre (ver Figura II-24c). Dentro de sus características se resalta la resistencia a compresión y la dureza a elevadas temperaturas, aunque la dureza en frío es muy similar a la de las herramientas de metal duro. Además, son prácticamente inertes a los aceros hasta temperaturas cercanas a la de fusión. Así pues, se han utilizado durante muchos años para el mecanizado de fundiciones y aceros con durezas inferiores a 38 HRC. Su mayor desventaja, aparte de su baja tenacidad, es su baja resistencia al choque térmico, lo que limita su uso a procesos en seco. Aun así, el uso de este material como herramienta de corte supuso un avance en la industria del arranque de viruta tan grande como el del metal duro frente al HSS (Richards y Aspinwall, 1989; Trent y Wright, 2000; Rizzo et al., 2020).

Las alúminas compuestas contienen aproximadamente un 30% de TiC, TiN o de (Ta, Ti) C siendo el resto alúmina y se obtienen sinterizando estos materiales a altas presiones y temperaturas. Estas presiones y temperaturas son mayores que en el caso de las alúminas puras, lo que dificulta su proceso de fabricación. Debido a la introducción de TiC, el color de estas cerámicas es negro (ver Figura II-24d). En el caso de TiN, el color es marrón oscuro. En lo que respecta al mecanizado, son herramientas idóneas para fabricar piezas de acero con durezas de 55-65 HRC, composites con matriz metálica o aleaciones de alta densidad de tungsteno gracias a que tienen una mayor tenacidad y conductividad térmica que la alúmina pura (Richards y Aspinwall, 1989; Ezugwu, 1994; Trent y Wright, 2000; Rizzo et al., 2020).

Las cerámicas reforzadas con *whiskers* de SiC (wSiC) fueron el último material cerámico que se incorporó al mercado de las herramientas con el propósito de mecanizar aleaciones base níquel como el Inconel® 718, aunque también tienen su nicho en el torneado de aceros endurecidos y en el fresado de fundiciones (Rizzo et al., 2020). Están compuestas de un 25% o más de carburo de silicio que actúa como refuerzo de la estructura cerámica. Los *whiskers* son pequeñas fibras, en este caso de carburo de silicio, de entre 10 y 50 μm de longitud con un diámetro de 0,5 μm (ver Figura II-23) que aumentan la tenacidad de las cerámicas (Tiegs, 2005). De esta forma, se obtiene un

incremento de la resistencia a tracción y de la tenacidad a la fractura en comparación a la alúmina pura (Ezugwu, 1994).

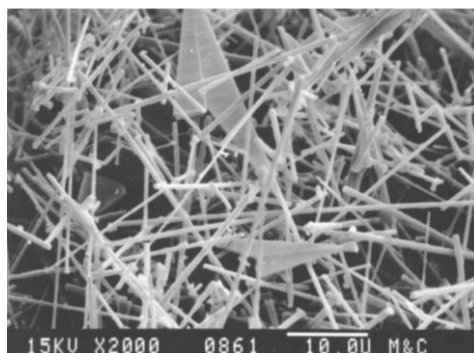


Figura II-23. Metalografía de $Al_2O_3 + wSiC$ (Tiegs, 2005).

Asimismo, este material tiene un bajo coeficiente de expansión térmica y una mejor conductividad térmica en comparación con la alúmina pura (un 25% de *whiskers* de SiC aumenta la conductividad aproximadamente un 40%). Gracias a esas mejores propiedades térmicas, las alúminas reforzadas con *whiskers* son las alúminas más resistentes al choque térmico, lo que hace que sea recomendable usar refrigerante para prevenir distorsiones en el componente fabricado (Richards y Aspinwall, 1989).

Al igual que en el resto de las cerámicas, el mecanismo de fallo de las herramientas de las alúminas reforzadas con *whiskers* se da por el progresivo resquebrajamiento de la matriz cerámica. Sin embargo, en este caso la matriz cerámica se mantiene unida gracias a las fibras de SiC que tiene embebidas en ella. Por tanto, hasta que no hayan desaparecido los *whiskers*, no se da el fallo de la herramienta (Tiegs, 2005).

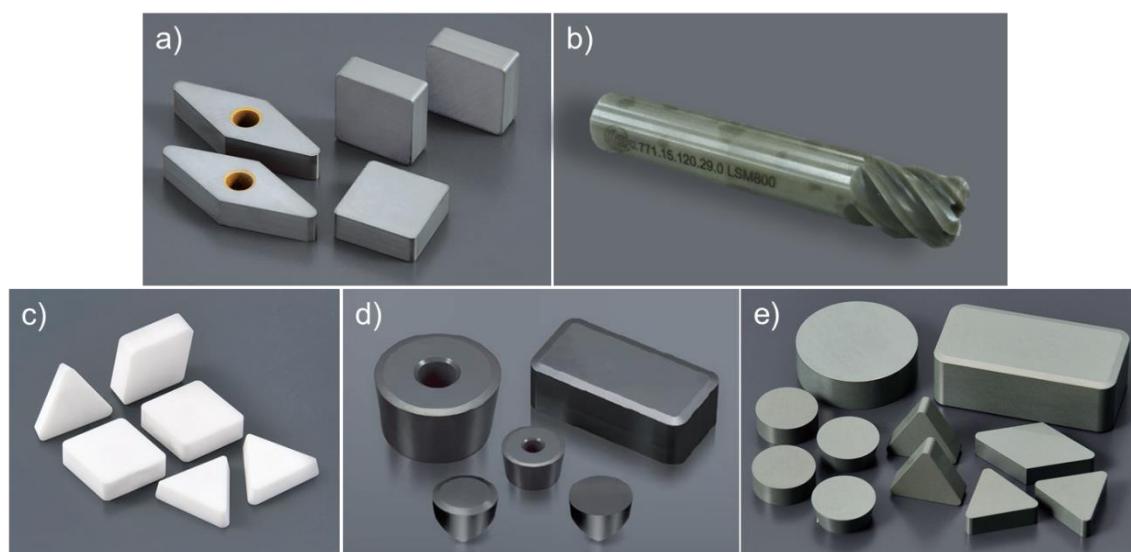


Figura II-24. Herramientas cerámicas de: (a) Si_3N_4 de NTK Cutting Tools (NTK Cutting Tools, s. f.-a); (b) $SiAlON$ de Ceramtec; (c) Al_2O_3 de NTK Cutting Tools (NTK Cutting Tools, s. f.-b); (d) $Al_2O_3 + TiC$ de NTK Cutting Tools; (e) $Al_2O_3 + wSiC$ de NTK Cutting Tools (NTK Cutting Tools, s. f.-c).

PCD

El PCD es un sustrato compuesto por microgranos policristalinos de diamante en un aglutinante de cobalto, sinterizados entre sí, y de gran dureza. De hecho, es el material más duro que existe para fabricar herramientas de corte, por detrás del MCD, incluso a temperaturas altas. Al igual que las cerámicas, el PCD es un material con baja tenacidad, aunque menos que las cerámicas, por lo que su uso está también extendido en operaciones de fresado. El gran problema del PCD es su estabilidad térmica, pues a elevadas temperaturas se produce la grafitización del carbono en atmósfera inerte, es decir, el diamante se transforma en grafito, que es la forma más estable del carbono a temperatura ambiente. Eso se traduce en un desgaste muy precipitado de la herramienta de corte, haciendo que no sea productivo su uso (Rizzo et al., 2020).

La reversión a grafito se produce a temperaturas superiores a 1500°C y no a temperatura ambiente. Sin embargo, en el caso de estar en contacto con acero, la grafitización se produce a temperaturas que rondan los 750°C por la afinidad entre hierro y carbono. Como secuencia, el PCD no se usa en el mecanizado de aceros ni de materiales en los que la temperatura de contacto herramienta-viruta-pieza sean elevadas, cercanas a la temperatura de fusión del metal cortado, como es el caso de las aleaciones termorresistentes base níquel (Trent y Wright, 2000).

Debido a la capacidad de producir diferentes tamaños de filo de corte la versatilidad de las herramientas de PCD permite un amplio abanico de posibilidades. Su principal nicho está en el mecanizado de aleaciones de aluminio, sobre todo en las hipereutectoides, y en las aleaciones de titanio, aunque también se incluyen otra clase de materiales no férricos y operaciones de microacabado de materiales de baja maquinabilidad (Oliaei et al., 2018). El uso del PCD en estos materiales implica no sólo un incremento de la velocidad de corte sino también un drástico aumento de la vida útil de la herramienta, obteniendo un incremento real de la productividad en los procesos de torneado.

II. 3. 2. Actuación sobre la cinemática y la geometría del proceso

De cara al corte, lo que tiene relevancia es el espesor de viruta y no el avance. Teóricamente hablando, al inclinar la herramienta, las fuerzas de corte no varían de módulo. Únicamente cambia su distribución en las direcciones de avance y radial. La fuerza de corte principal no se ve afectada ya que la sección de viruta es independiente de la inclinación del filo de la herramienta (Ecuación II-9). Al inclinarla, cada diferencial de filo corta un espesor de viruta de menor longitud, tal y como se puede ver en la Figura II-25, quedando la fuerza de corte distribuida en una mayor longitud del filo de corte de

la herramienta. Por tanto, para bajos ángulos de filo principal es posible aumentar el avance, pues, a pesar de ser una fuerza de corte mayor, esta se distribuye a lo largo del filo en contacto con el material que aumenta al disminuir el ángulo (Ecuación II-8), haciendo que la herramienta pueda trabajar sin romperse bajo esos grandes esfuerzos.

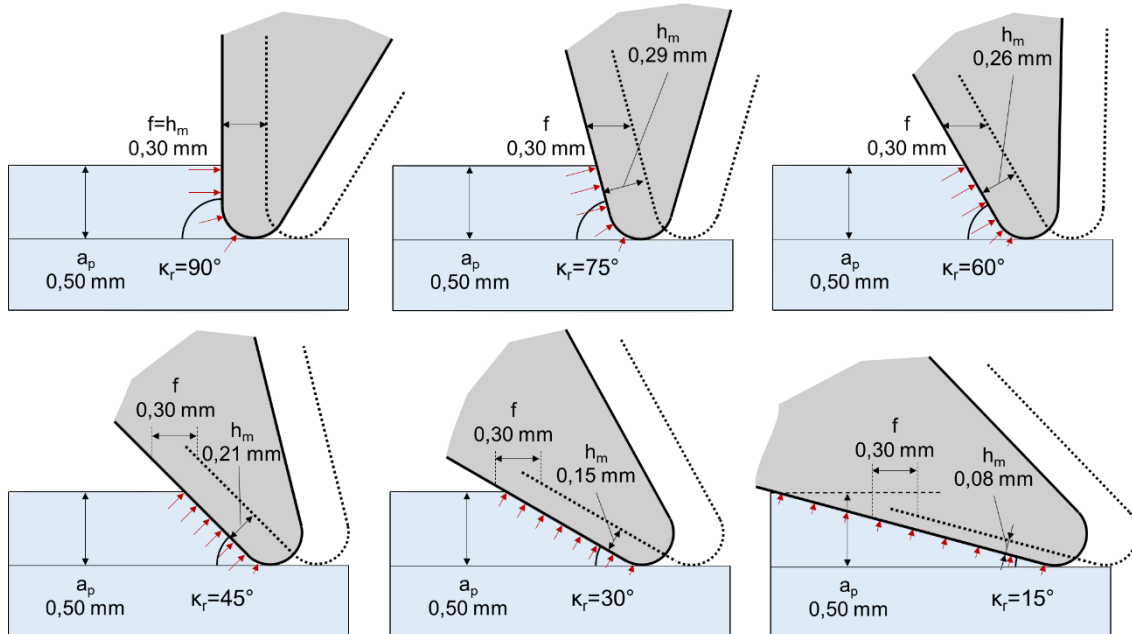


Figura II-25. Espesor de viruta y distribución de fuerzas de corte en función de κ_r .

Por ello, en el *High Feed Turning* se busca inclinar la herramienta para disminuir el ángulo del filo principal con el fin de reducir el espesor de viruta a cortar (Ecuación II-7). Aunque en los siguientes párrafos se va a hablar del *High Feed* aplicado proceso de torneado, existe también el mismo concepto para fresado.

Debido a las grandes inclinaciones del filo que ofrecen algunos fabricantes de herramientas, la estrategia de corte *High Feed Turning* está extendida para el uso en operaciones de desbaste. Esto se debe a la poca flexibilidad que ofrece el filo de corte de adaptarse a las geometrías de un componente (conos, cambios de diámetro, etc.) pues la herramienta sufriría un talonamiento con altas probabilidades de romperse. Un ejemplo de ello es el portaherramientas que comercializa ISCAR en el que el ángulo del filo principal es de $10,5^\circ$.

No obstante, otros fabricantes ofrecen soluciones no tan extremas con ángulos κ_r mayores. Este es el caso de Sandvik Coromant con sus herramientas para *Prime Turning™* en las que el ángulo del filo principal es de 30° , ofreciendo así la posibilidad de adecuarse al perfil de gran cantidad de geometrías. Una herramienta para *Prime Turning™* ha de adaptarse a diferentes geometrías (ver Figura II-26), por lo que es importante saber cómo es su comportamiento al variar el ángulo del filo principal.

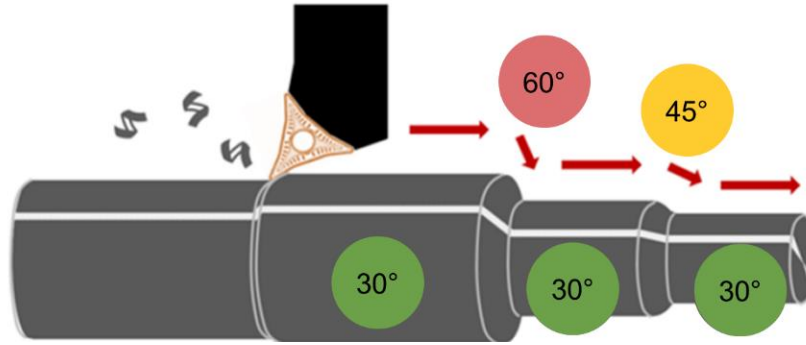


Figura II-26. Variación del ángulo κ_r en una operación de Prime Turning™ al variar la geometría de la pieza. Adaptado de (Amigo et al., 2023 b).

En relación con esto, el Grupo de Fabricación de Alto Rendimiento de la Universidad del País Vasco (UPV/EHU) realizó un estudio en el que se analiza la influencia del ángulo de filo principal en las fuerzas y en la rugosidad en el mecanizado de Inconel® 718. Dada la configuración de la herramienta, se decidió realizar ensayos con dos aumentos del κ_r respecto a los 30° que tiene la herramienta de partida, probando un total de tres ángulos diferentes: 30°, 45° y 60°. Esto se hizo puesto que son más críticos los ángulos mayores, pues se aumenta el espesor de viruta. Para cada ángulo de posicionamiento del filo principal se hicieron ensayos hasta llegar al final de la vida útil de la herramienta en los que se probaron dos condiciones de corte diferentes: una de acabado (Cond. 1) y otra de semiacabado (Cond. 2). Resaltar que, debido al cambio del ángulo κ_r , los límites de la herramienta recomendados por el fabricante se modifican, tal y como se puede ver en la Figura II-27, por la variación del espesor de viruta.

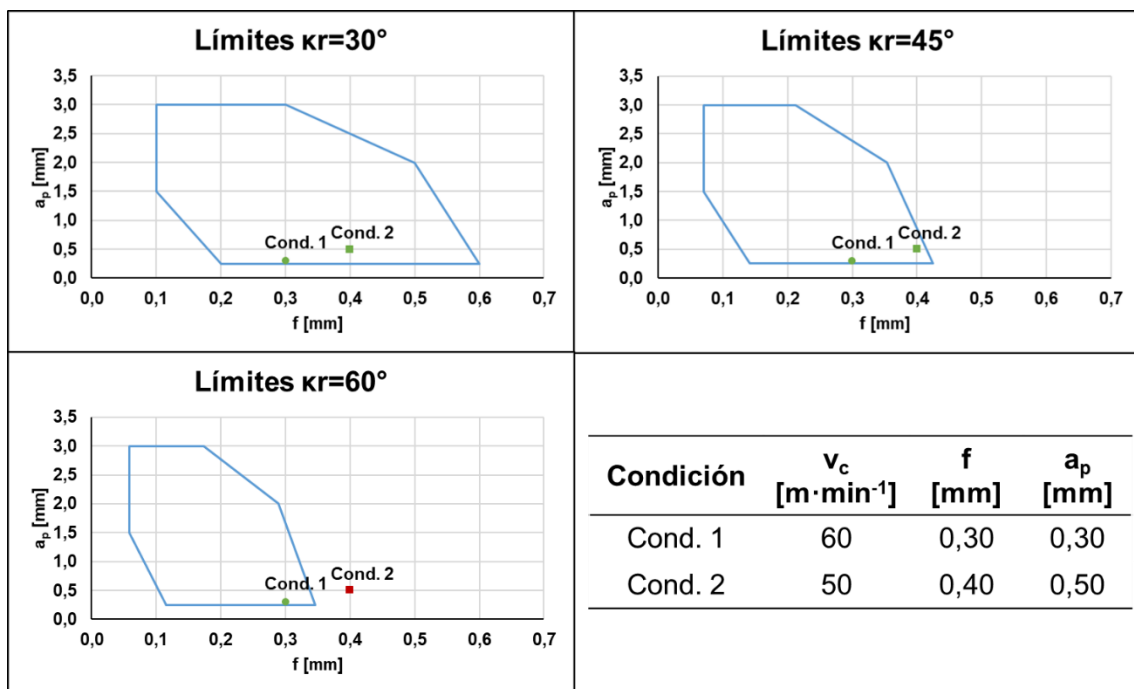


Figura II-27. Límites para una herramienta de Prime Turning™ en función del ángulo del filo principal y condiciones usadas por Amigo et al. (2023 b).

Tanto la condición de corte de acabado como la de semiacabado funcionaron sin problema para los casos de ángulo de posicionamiento de 30° y 45°. Sin embargo, los parámetros de corte de semiacabado se salen de los límites recomendados por el fabricante para la herramienta al posicionarla con ángulo κ_r de 60°. De hecho, en los ensayos realizados en ese estudio, la herramienta sufrió una rotura prematura en la primera pasada, demostrando la importancia de conocer los efectos que tiene inclinar más o menos la herramienta con respecto a la pieza y que lo que tiene influencia en el corte es el espesor de viruta a cortar y no el avance de la herramienta (Amigo et al., 2023 b).

En estos ejemplos de aplicación del mismo concepto por parte de dos fabricantes de herramientas diferentes, la herramienta no varía su posición a excepción del movimiento de avance. Es decir, si la herramienta al mecanizar varía de diámetro de la pieza, el ángulo de posicionamiento del filo principal variaría también tal y como se puede ver en la Figura II-26. Para poder extender el concepto de *High Feed Turning* a operaciones de acabado y que no talonee la herramienta es necesario que la posición del eje de la herramienta con respecto a la pieza varíe adaptándose a la geometría de la pieza. De esta forma el ángulo de posicionamiento puede mantenerse constante haciendo que el espesor de viruta sea menor y pudiendo aprovecharse sus ventajas.

Esta forma de mecanizar recibe el nombre de torneado dinámico y empresas como Ceratizit® ya las comercializan. Sin embargo, para poder utilizar esta tecnología se requiere de una máquina que permita modificar las características del proceso de corte dentro de la misma operación mediante giros del ángulo del cabezal para poder adaptarse a la geometría del componente a fabricar. Además, si la geometría de la pieza implica la variación de muchos de sus diámetros, es necesario recurrir a programar mediante un ordenador para poder lograr la interpolación correcta entre el giro del cabezal y el avance del mismo.

Importancia del control de la viruta

Como se ha mencionado anteriormente, la viruta juega un papel fundamental a la hora de extraer el calor que se genera durante el proceso de corte. En un proceso ideal en el que el corte fuera perfectamente adiabático, la viruta se llevaría todo el calor generado durante el proceso de corte. Sin embargo, al no ser un proceso ideal, se debe buscar aproximarse lo máximo posible a él y, para ello, se tienen que lograr dos cosas: que la viruta se rompa para llevarse consigo la mayor parte del calor y que no pase a la pieza o a la herramienta y hacerlo de la forma más rápida posible (M'Saoubi et al., 2015; Wang et al., 2021).













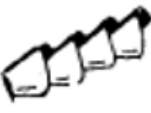







No obstante, el torneado es un proceso estable en lo que a fuerzas de corte se refiere. Esto se debe a que, al ser un proceso de corte ininterrumpido, las fuerzas generadas tienden a ser o constantes o con una leve variación. Por tanto, a la hora de mecanizar materiales de alta ductilidad, como lo pueden ser las aleaciones usadas en los motores aeronáuticos, la viruta generada durante el mecanizado tiende a ser continua y a no romperse. Esto trae consigo la posibilidad de problemas de calidad superficial o en la propia vida útil de la herramienta (Grzesik y Kwiatkowska, 1997). Por consiguiente, romper la viruta en las operaciones de torneado es fundamental.

Zhou (2001) afirma que existe una condición para que se dé la rotura de la viruta. Dicha condición es que la profundidad de corte y el avance utilizados para el proceso de corte superen una profundidad de corte crítica y un avance crítico. Si uno de los dos no supera ese valor crítico, la viruta no se romperá. Estos valores críticos pueden ser modificados de una herramienta a otra gracias a la geometría de las herramientas. De esta forma, existen herramientas de corte de torneado para operaciones de acabado en las que la profundidad de corte y el avance es bajo y la viruta se rompe sin problema alguno. Claro es que el poder romper la viruta o no depende a su vez del material a mecanizar, siendo diferentes las geometrías para el mecanizado de aleaciones de aluminio a los del acero o las fundiciones.

Por otro lado, Wang et al. (2021) afirman que la rotura de la viruta puede estar influenciada también por la velocidad de corte. Los materiales a cortar tienen diferentes comportamientos dinámicos en el régimen de HSM en comparación al régimen estático. Por ello, con el incremento de la velocidad de corte la morfología de la viruta evoluciona de continua a serrada y, finalmente, a fragmentada (Su et al., 2015; Gao et al., 2016). Este efecto se debe a que, al ir a una velocidad de corte muy elevada, al material no le da tiempo a absorber la gran cantidad de energía generada en el proceso de corte y, por tanto, se rompe de forma frágil.

Para garantizar condiciones de proceso óptimas, la morfología de la viruta es una variable crítica (M'Saoubi et al., 2015). Por ello, la norma ISO 3685:1993 clasifica las formas de las virutas resultantes del proceso de torneado en ocho grandes grupos (ver Tabla II-8). Algo clave en la forma final de la viruta generada en el proceso de torneado es cómo se empieza a formar la misma. Saber cómo se generan las primeras virutas y sus curvaturas es algo fundamental para poder controlarlas. Varios estudios indican que esta curvatura se ve afectada por parámetros como la velocidad de corte, el ángulo de inclinación de la herramienta, la profundidad de corte o la geometría de la herramienta y del propio filo de corte (ISO Standard 3685:1993, 1993; Yilmaz et al., 2020).

Tabla II-8. Tipos de viruta según la norma ISO 3685:1993 (ISO Standard 3685:1993, 1993).

1. Rectas	2. Tubulares	3. Espirales	4. Helicoidales planas	5. Helicoidales cónicas	6. Arqueadas	7. Elementales	8. Ahusadas
<p>1.1 Larga</p> 	<p>2.1 Larga</p> 	<p>3.1 Plana</p> 	<p>4.1 Larga</p> 	<p>5.1 Larga</p> 	<p>6.1 Conexa</p> 		
<p>1.2 Corta</p> 	<p>2.2 Corta</p> 	<p>3.2 Cónica</p> 	<p>4.2 Corta</p> 	<p>5.2 Corta</p> 	<p>6.2 Inconexa</p> 		
<p>1.3 Enredada</p> 	<p>2.3 Enredada</p> 	<p>4.3 Enredada</p> 	<p>5.3 Enredada</p> 				

Sin embargo, la rotura de la viruta no es ni la única característica ni la más importante. A fin de cuentas, la viruta, junto a la herramienta y a la superficie mecanizada, tiene un papel protagonista en el proceso de corte y, por tanto, tiene información de lo que ha ocurrido en la zona de corte. Analizar esa información puede ayudar a entender cómo ha sido el proceso de corte y ver cómo puede mejorarse.

La segmentación en la viruta es un fenómeno muy común en el corte de materiales dúctiles como el Ti6Al4V. La inestabilidad al corte debido al ablandamiento térmico frente al endurecimiento por deformación a alta velocidad y la condición adiabática a baja velocidad son las principales causas de la formación de la segmentación (Vasumathy y Meena, 2017). En la Figura II-28 se pueden ver las principales dimensiones que se pueden extraer de la viruta.

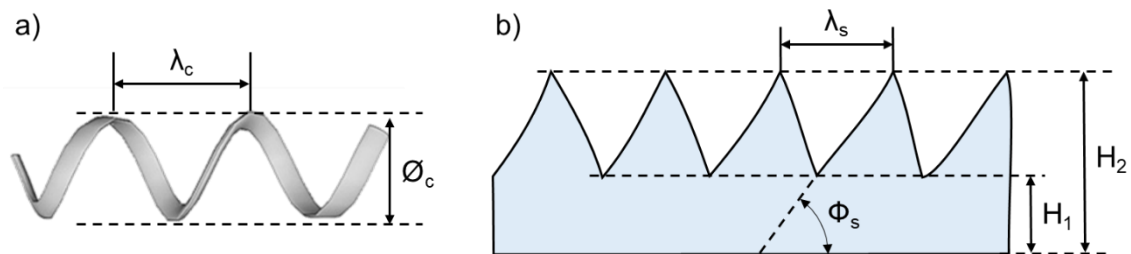


Figura II-28. Macrogeometría (a) y microgeometría (b) de la viruta.

La macrogeometría de la viruta se define con el diámetro \varnothing_c , que es el diámetro de curvatura de la viruta, y con λ_c , que es el paso de curvatura de la viruta. El rizado de la viruta se produce porque la fuerza resultante en la cara de desprendimiento es igual, opuesta y no colineal a la fuerza resultante en el plano de corte, lo que hace que la viruta se curve con un diámetro \varnothing_c . Un menor diámetro implica una mayor curvatura de la viruta. Con λ_c se puede obtener la frecuencia de curvatura de la viruta.

La microgeometría de la viruta tiene gran cantidad de formas de acotarse. Sin embargo, con unas pocas variables pueden explicarse muchos fenómenos que ocurren durante el corte. H_1 y H_2 son el mínimo y máximo espesor de viruta, respectivamente. Con esos espesores se obtiene la ratio de segmentación G_s (ver Ecuación II-19). Esta ratio define el nivel viruta segmentada. Un valor alto implica que la viruta que los segmentos están muy poco unidos, lo que aumenta la probabilidad de rotura de viruta. Resaltar que, si H_1 y H_2 son iguales, la morfología de la viruta sería continua. Φ_s es el ángulo de cizalladura de segmentación y disminuye al aumentar la velocidad de corte.

$$G_s = \frac{H_2 - H_1}{H_2} \quad \text{Ecuación II-19}$$

Por último, λ_s es la anchura de segmentación y, con ella, se obtiene la frecuencia de segmentación de la viruta (f_s) mediante la Ecuación II-20, donde v_c es la velocidad de corte y L es la longitud de superficie no deformada. Es un parámetro muy relacionado con el espesor de viruta (Tamil Alagan et al., 2021).

$$f_s = \frac{v_c}{L} \quad \text{Ecuación II-20}$$

La segmentación de la viruta está muy relacionada con la temperatura que se alcanza en el proceso. A mayor temperatura, mayor segmentación. Es por ello por lo que, cuando aumenta la velocidad de corte, la segmentación de la viruta también lo hace. En su estudio, Hariprasad et al. (2022) vieron que al analizar el corte con una herramienta la segmentación de la viruta era mucho más severa que en otra herramienta ensayada. Esto los llevo a concluir que esa primera herramienta tenía una menor carga térmica, lo que llevo a mejorar la calidad superficial de la pieza fabricada.

Aun así, es recomendable mirar la viruta al microscopio si se quiere profundizar más en el proceso de corte pues, de esta forma, se pueden ver fenómenos sobre las superficies de la viruta. Haciendo esto se pueden ver, por ejemplo, las marcas que deja el corte derivativo de un mecanizado con texturizado (ver Figura II-29a) o la aparición de estructura laminar (ver Figura II-29b) consecuencia de las altas temperaturas causadas por ese corte derivativo (Duan et al., 2019).

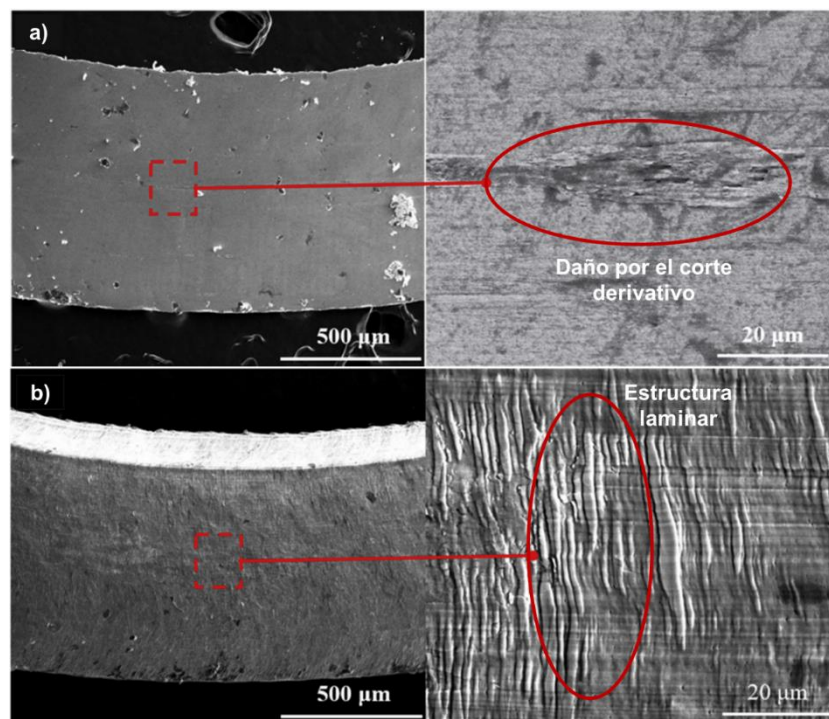


Figura II-29. Daño por el corte derivativo en la viruta (a) y formación de estructura laminar por exceso de temperatura (b). Adaptado de (Duan et al., 2019).

II. 3. 3. Actuación para la mejora de condiciones de lubricación y refrigeración

Hoy en día el uso de fluidos de corte es una de las estrategias más utilizadas para el control de sistemas tribológicos (Da Silva et al., 2019). Los fluidos de corte tienen un papel importante en los procesos de corte ya que tienen una quintuple función. En primer lugar, ayudan a la herramienta a aumentar su vida útil. Además, reducen las fuerzas de corte y ayudan a evacuar la viruta algo que, en procesos como el taladrado de agujeros ciegos, es crítico. Por último, se encargan de mejorar la integridad del componente fabricado, además de reducir las distorsiones dimensionales al ayudar a disminuir las temperaturas generadas durante el corte (Sartori et al., 2017). Usar condiciones de seco genera mayores temperaturas de corte que usando refrigeración, pues con refrigeración y lubricación se reduce el calor generado por fricción y por cizalladura (Jamil et al., 2023).

De hecho, las dos acciones que tiene que realizar un fluido de corte es refrigerar y lubricar. Al refrigerar se evacua calor de la zona de corte con lo que se ayuda a que la herramienta aumente su vida útil y a reducir distorsiones dimensionales en la pieza por las temperaturas. En cambio, al lubricar se disminuye el rozamiento entre herramienta y viruta, lo que contribuye a mejorar la calidad superficial del componente mecanizado. Sin embargo, la efectividad de cada una de esas acciones está influenciada por la velocidad de corte. En términos generales, a bajas velocidades de corte predomina la lubricación, mientras que la refrigeración cobra mayor importancia a altas velocidades de corte (Carvalho et al., 2019).

En la actualidad, el uso de los fluidos de corte ha cobrado mayor importancia debido a los riesgos medioambientales y de salud de los operarios que pueden traer consigo. Como la industria no se puede permitir deshacerse por completo de los fluidos de corte en vista de las ventajas no solo económicas (mayor productividad de las herramientas) sino también materiales (mantiene las propiedades superficiales de los componentes), se están descubriendo e investigando nuevas alternativas que minimicen el uso de esos fluidos de corte que pueden resultar perjudiciales (Sartori et al., 2017; Ranjan y Hiremath, 2019). A continuación, se van a describir los más extendidos en la literatura y a comentar sus ventajas e inconvenientes.

El fluido de corte más tradicional, y del que se quiere reducir su uso por motivos de salud y medioambientales, es la llamada taladrina. Se trata de una emulsión de aceite en agua en concentraciones de 1:10 aproximadamente. Su principal ventaja es que funciona bien para prácticamente cualquier combinación de materiales herramienta-pieza. Sin

embargo, estudios indican que el 80% de los problemas de piel en personas que opera con estos fluidos son debido a ellos (Lawal et al., 2012). Además, su tratamiento y eliminación tras ser retirada del uso puede llegar a doblar su precio de compra al ser un producto tan contaminante (Pereira et al., 2016). Como las restricciones en asuntos tan serios como el medioambiental son cada vez más estrictas, se hace necesario encontrar otras vías de refrigeración y lubricación.

La taladrina a alta presión, que está en expansión dentro de la industria gracias al desarrollo en la potencia de las bombas de alta presión, se presenta como una alternativa a la taladrina tradicional (Suárez et al., 2016). Como su nombre indica, se trata de introducir taladrina a muy alta presión en la zona de corte para mejorar la inserción de refrigerante y lubricante en el contacto herramienta-viruta (Suárez et al., 2016; Dubey et al., 2020). Además, gracias a las elevadas presiones, la viruta se rompe con mayor facilidad lo que facilita la evacuación de calor de la zona de corte (Sørby y Vagnorius, 2018). Sin embargo, sigue teniendo los inconvenientes que traía consigo la taladrina tradicional.

En este sentido, y con la idea de minimizar el uso de aceite, surgió el conocido *Minimum Quantity Lubrication* (MQL). Se trata de una técnica de lubricación que consiste en aplicar una cantidad muy pequeña de fluido de corte (entre 50 y 250 ml·h⁻¹) en forma de una nube pulverizada que va directa a la zona de corte. De esta forma el uso del aceite está más controlado y se asegura que va a la zona donde expresamente va a ser de utilidad (Dubey et al., 2020). La principal desventaja que tiene este sistema de lubricación es precisamente que no refrigera, únicamente lubrica.

El caso opuesto es el de la refrigeración criogénica en el que el fluido de corte refrigera y no lubrica. Se suelen usar como fluido criogénico el nitrógeno líquido o el CO₂ debido a que no dejan residuos sobre la pieza mecanizada y a que son seguros para el operario (Pereira et al., 2016; Dubey et al., 2020). Resaltar que el CO₂ es reutilizado de procesos donde resulta un residuo por lo que no está mal visto desde el punto de vista medioambiental.

En vista de las desventajas que tienen tanto el MQL como la refrigeración criogénica, varios investigadores han decidido combinar ambos procesos y así aprovechar las ventajas de las dos tecnologías en el mecanizado de algunos materiales. El objetivo es cuidar a la herramienta del desgaste de flanco con la lubricación que ofrece el MQL y evitar el desgaste de cráter mediante el uso de refrigeración criogénica (Sartori et al., 2017). Es común usar esta tecnología de Cryo-MQL en el mecanizado de aleaciones de

titanio, donde los mecanismos de desgaste favorecen la aparición de esos dos fenómenos.

En la literatura se pueden encontrar diversas investigaciones probando diferentes combinaciones de lubricación/refrigeración, material a cortar y material de herramienta. Un ejemplo de ello es el de Pereira et al.(2017) en el que realiza una operación de fresado de acabado en Inconel® 718 comparando diferentes técnicas de lubricación/refrigeración. Como resultados obtuvieron una pequeña mejoría al usar Cryo-MQL interno frente a la tradicional taladrina y un gran avance al comparar otras tecnologías. En cambio, con otro material como acero inoxidable AISI 304L, la taladrina por ahora no tiene posible sustituto al usarse como fluido de corte (Pereira et al., 2016).

Por ende, dependiendo de la combinación de materiales de herramienta y pieza y los objetivos que se busquen, el fabricante puede elegir una tecnología diferente de refrigeración/lubricación. En términos generales, la refrigeración criogénica mejora la vida de la herramienta en el mecanizado de aleaciones con alto desgaste de cráter como las aleaciones de titanio, además de tener muy bajo impacto medioambiental; la tecnología de MQL permite un consumo controlado de fluido de corte reduciendo costes, mejorando la lubricación entre herramienta-viruta-pieza y reduciendo el desgaste de flanco; la alta presión proporciona una mejor penetración del fluido de corte en la zona de contacto herramienta-viruta; el Cryo-MQL es una buena solución para el mecanizado de materiales que desgasten en exceso la herramienta tanto en la cara de incidencia como en desprendimiento, presentándose como una solución balanceada entre problemas medioambientales y técnicos (Pereira et al., 2017; Dubey et al., 2020).

II. 4. Áreas de mejora

En este apartado se van a comentar tres de los métodos en los que la industria está poniendo el foco de cara a aumentar la productividad de sus herramientas. Dichos métodos son los recubrimientos auto-lubricados para mejorar el rendimiento de las herramientas, el uso de texturizados para reducir la fricción y la temperatura de corte y el redondeo de los filos de corte para modificar el corte y la adhesión de los recubrimientos.

II. 4. 1. Recubrimientos auto-lubricados

Una posible solución para mejorar el proceso de corte y la durabilidad de la herramienta es reducir la fricción en el contacto herramienta-viruta, provocando una disminución de

la cantidad de calor generada en la zona de corte. La reducción de la fricción ayudaría a disminuir las temperaturas de corte en cualquier operación de mecanizado y, por tanto, mejoraría la durabilidad de la herramienta de corte, así como la integridad superficial del componente fabricado.

Con ese fin, en la segunda mitad del siglo XX surgieron los recubrimientos para las herramientas. Hoy en día, los recubrimientos no cumplen únicamente la función de reducir la fricción, ya que también se usan para poder trabajar con la herramienta a mayores temperaturas y/o para dar a la herramienta una capa exterior más dura que ayude a reducir el desgaste de la misma, protegiendo así a la herramienta del desgaste de abrasión y adhesión (Bobzin, 2017)

La entrada en el mercado de los recubrimientos dio lugar a un gran avance en las herramientas de corte. Con el desarrollo de los recubrimientos, las herramientas sin recubrir fueron mandadas a un segundo plano. De hecho, hoy en día están prácticamente en desuso salvo para aplicaciones muy concretas. Esto se debe a que, con una pequeña capa de recubrimiento de hasta 12 μm , las herramientas mejoran drásticamente su vida útil a pesar de aumentar las velocidades de corte (Klocke et al., 1998; Abdoos et al., 2019). Además, los recubrimientos protegen a las herramientas de la oxidación y la corrosión, con lo que se pueden alcanzar mayores velocidades de corte (Koseki et al., 2016). Actualmente los recubrimientos pueden ser de espesores de muy pocos micrómetros y de materiales y combinaciones diferentes.

Evolución de los recubrimientos

Las principales tecnologías para recubrir las herramientas de corte son las llamadas *Physical Vapour Deposition* (PVD) y *Chemical Vapour Deposition* (CVD). Ambos procesos se producen en fase de vapor, es decir, el recubrimiento se genera a partir de una fase de vapor que se condensa. En el caso del CVD, se parte de un gas y, a través de una reacción química, se genera un nuevo producto que se deposita en los sustratos, realizándose la deposición a una temperatura aproximada de 1000°C (Pierson, 1999). En el PVD, en cambio, alguno de los materiales que van a formar parte del recubrimiento se evapora desde un sólido depositándose sobre el sustrato a una temperatura de 500°C o inferior (Ohring, 2001).

Los recubrimientos generados mediante CVD tienen una mejor adhesión con el sustrato de la herramienta, mientras que los de PVD pueden lograr una mayor dureza y espesores más pequeños (Fernández De Larrinoa, 2015; Caliskan et al., 2017). Generalmente, en los procesos de torneado se prefiere los recubrimientos más gruesos generados por CVD debido a su mayor desgaste. Para el fresado, en cambio, son más

adecuados los recubrimientos más finos de PVD ya que generan tensiones residuales compresivas y filos de corte más afilados (Bobzin, 2017). Gracias a estas tecnologías se ha evolucionado desde los precarios recubrimientos en los sesenta hasta los complejos recubrimientos nanocomposites o los auto-lubricados. En la Figura II-30 se muestra la evolución de los recubrimientos desde su aparición a finales de los sesenta.

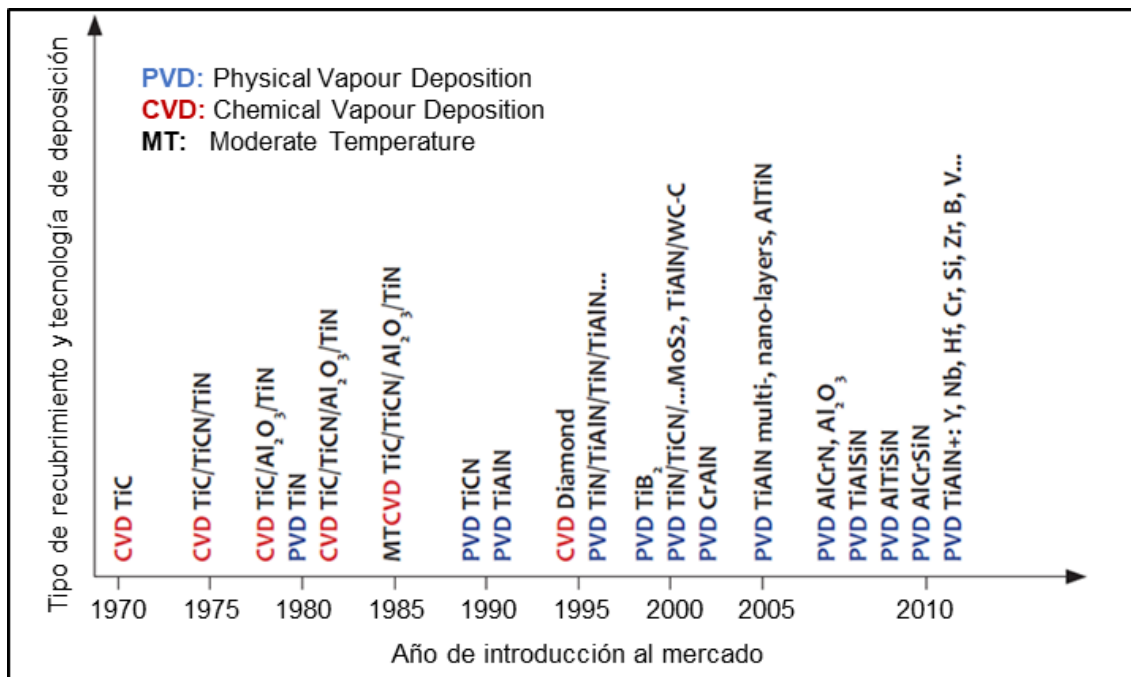


Figura II-30. Evolución de los recubrimientos. Adaptado de (Bouzakis et al., 2012).

Con el desarrollo de la tecnología de CVD surgieron los primeros recubrimientos monocapa de TiC y poco después fueron surgiendo otros como el TiN o el Al₂O₃. En 1979 se empezó a comercializar el primer recubrimiento de PVD que fue TiN. Desde entonces, una gran mayoría de los recubrimientos industriales para herramientas de corte se han basado en el nitruro. A continuación, salieron al mercado los recubrimientos de TiCN y CrN, que fueron considerados como la segunda generación.

Unos años después los recubrimientos dieron un paso adelante al incluir aluminio a recubrimientos de generaciones anteriores. De esta forma, se evolucionó al TiAlN al añadirlo al TiN. Con ello se consiguió un material más inerte con una mayor dureza y mejor resistencia a las altas temperaturas. Añadiendo más cantidad de aluminio se obtiene el AlTiN, que trajo consigo una mejor resistencia térmica que los recubrimientos de TiAlN. Esto también se aplicó al CrN, surgiendo así el recubrimiento AlCrN. Con ello se obtuvo un recubrimiento de dureza similar al TiAlN, pero con una mayor adhesión al sustrato de la herramienta y una mejor resistencia a la oxidación.

La incorporación de silicio a los recubrimientos como el AlCrSiN los ha dotado de una mayor resistencia a las elevadas temperaturas y a la oxidación. Hoy en día, las líneas de investigación en lo referido a nuevos recubrimientos tienden a añadirles dopantes (Zr, Y, V, etc.) a los recubrimientos ya existentes para aumentar sus propiedades tribológicas (Bouzakis et al., 2012; Fernández De Larrinoa, 2015; Bobzin, 2017; Caliskan et al., 2017).

No obstante, a lo largo de los años han aparecido no solo diferentes tipos de recubrimiento, sino que las estructuras de adhesión al sustrato de la herramienta han ido evolucionando para crear mejores recubrimientos. En la Figura II-31 se pueden ver las principales estructuras de recubrimientos que existen en el mercado.

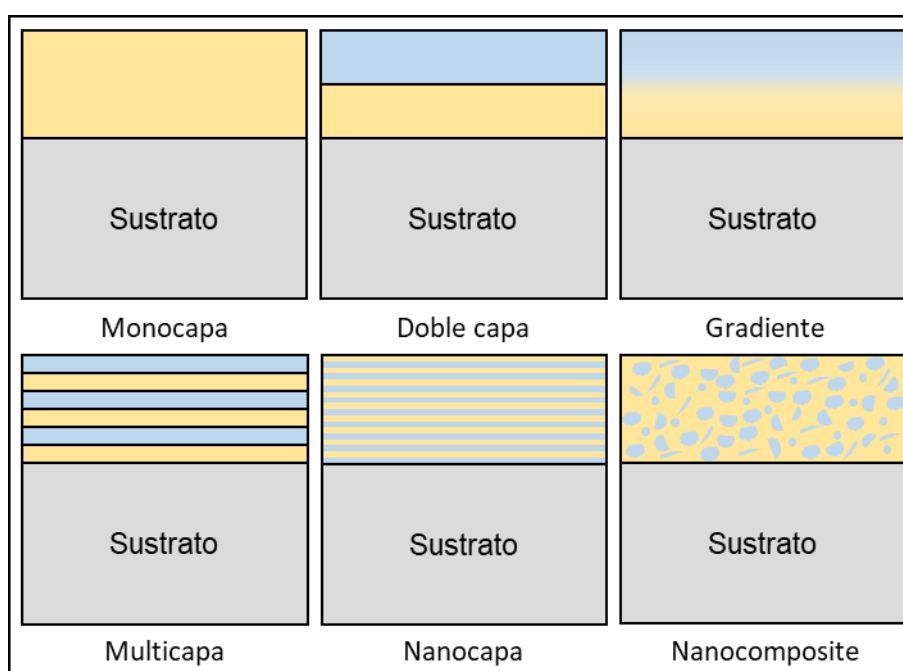


Figura II-31. Diseño de las estructuras de los recubrimientos. Adaptado de (Caliskan et al., 2017)

Los más sencillos de obtener y los primeros que salieron al mercado son los monocapa. Le siguieron los de doble capa que combinan dos tipos de recubrimiento diferente. De esta forma, se puede jugar con las propiedades tribológicas del recubrimiento resultante pues es posible poner un recubrimiento de alta dureza debajo y encima uno con un coeficiente de fricción bajo (Fernández De Larrinoa, 2015; Caliskan et al., 2017). Gracias a ello, la vida útil de las herramientas puede aumentar de forma considerable en comparación a cada uno de los recubrimientos por separado (Sampath Kumar et al., 2018). Si a lo largo del espesor del recubrimiento va variando de forma constante la composición del mismo, se obtiene una estructura gradiente. Son excelentes cuando se requiere una gran resistencia al choque térmico (Platit AG, s. f.).

Si en vez de usar dos capas grandes se alternan esos dos mismos recubrimientos, pero de espesores más pequeños, surgen los recubrimientos multicapa. Estos tienen más ventajas que los de doble capa ya que muestran un aumento de la dureza del recubrimiento al poner mayor resistencia a la propagación de grietas y mejoran la adhesión al sustrato lo que minimizan la delaminación del recubrimiento y la fractura frágil del mismo (Martinez et al., 2003). Disminuyendo aún más los espesores de esos recubrimientos, del orden de 10 nm, se obtienen los nanocapa. Esta estructura se presenta como una solución para aumentar la dureza de los recubrimientos de PVD buscando el espesor de las capas que maximice la dureza (Platit AG, s. f.).

Cómo obtener ese espesor óptimo no es una tarea sencilla, la estructura nanocomposite surgió como alternativa a ellos. Los nanocomposites consisten en nanogranos de elevada dureza rodeados por una matriz que actúa como aglomerante. De esta forma se obtiene un recubrimiento tenaz, pero, a su vez, muy duro (Platit AG, s. f.; Fernández De Larrinoa, 2015). A día de hoy es posible encontrar en el mercado combinaciones de estas estructuras. Esto, sumado a las nuevas líneas de investigación que se dedican a dopar a recubrimientos tradicionales, hace que la ciencia de los recubrimientos este siempre en constante desarrollo.

Propiedades de los recubrimientos

Además de la dureza y el óptimo espesor, los recubrimientos deben tener ciertas propiedades para poder cumplir de forma óptima con su cometido. Las más importantes son la rugosidad del recubrimiento, la conductividad térmica, resistencia a la propagación de grietas, estabilidad térmica y química, resistencia a la oxidación y bajo coeficiente de fricción. En la Tabla II-9 se muestran algunas de las propiedades de varios recubrimientos ampliamente utilizados en la industria.

Tabla II-9. Propiedades de los principales recubrimientos («MatWeb», s. f.).

Recubrimiento	Dureza [HV]	Coef. fricción [-]	Temp. Máx. [°C]
TiN	2300	0,65	600
TiCN	3000	0,45	400
TiAlN	2500	0,70	750
AlTiN	2800	0,45	750
ZrN	2500	0,50	600
CrN	2000	0,40	700
AlCrN	2900	0,45	1100

La rugosidad del recubrimiento se reduce mediante tratamientos posteriores a la deposición del mismo. De esta forma, además de reducir la rugosidad, se eliminan los *droplets*. Con ello se consigue reducir la adhesión del material cortado al recubrimiento y se aumenta la resistencia a la fractura y a la fatiga. La conductividad térmica ha de ser lo más baja posible para evitar la adhesión del material y la deformación plástica. La estabilidad térmica indica la capacidad del recubrimiento a reaccionar al calor y a las temperaturas elevadas con cambios estructurales, mientras que la química señala la capacidad del recubrimiento a establecer enlaces químicos con los materiales a cortar. La resistencia a la oxidación es la capacidad que tiene el recubrimiento a no oxidarse en un ambiente de calor y oxígeno.

En la Figura II-32 se muestra la resistencia a la oxidación de varios recubrimientos en función de la temperatura de exposición. La fricción como tal no es una propiedad del recubrimiento ya que involucra al sistema tribológico recubrimiento-material a cortar. Aun así, se busca minimizar el coeficiente de fricción para facilitar el deslizamiento de la viruta en su evacuación, reduciendo las fuerzas de corte, previniendo la adhesión entre las superficies de contacto y reduciendo la generación de calor (Fernández De Larrinoa, 2015; Vetter et al., 2018).

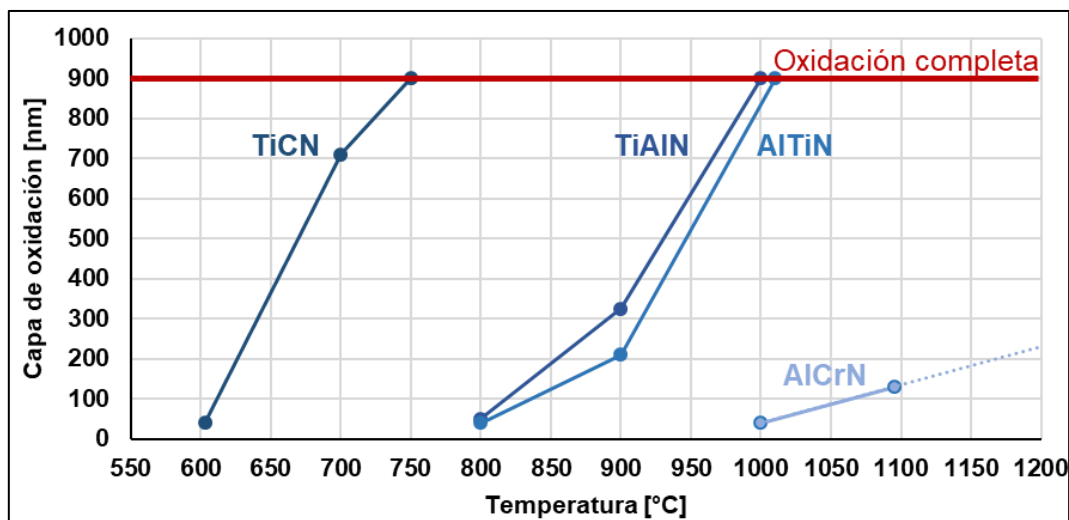


Figura II-32. Comparación de la resistencia a la oxidación de diferentes recubrimientos en función de la temperatura (Vetter et al., 2018).

No obstante, lo más importante de un recubrimiento es que mantenga sus propiedades a elevadas temperaturas, sobre todo su dureza. Puede darse el caso de que un recubrimiento a temperatura ambiente tenga mayor dureza que otro, pero, en cuanto sube la temperatura de corte, su dureza cae en picado. Este es el caso, por ejemplo, del TiCN en comparación con el TiAlN o AlTiN (ver Figura II-33).

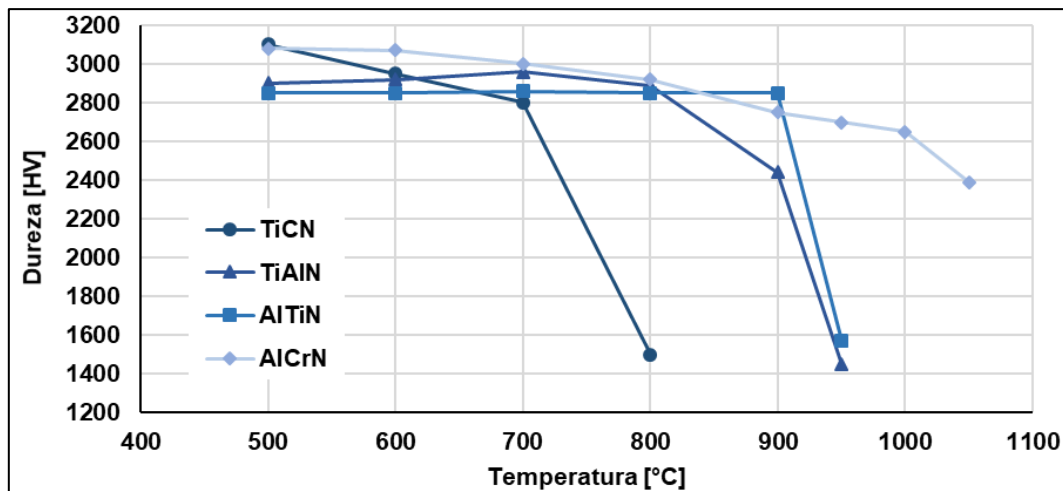


Figura II-33. Disminución de la dureza de diferentes recubrimientos al aumentar la temperatura (Vetter et al., 2018).

Recubrimientos auto-lubricados

Como se ha visto, muchos investigadores han probado la posibilidad de utilizar diferentes sistemas de recubrimiento sobre las herramientas de corte durante el mecanizado para mejorar la durabilidad de la herramienta de corte. En este sentido, Sui et al. (2016) informaron de que el recubrimiento TiSiAlN, debido a su alta dureza y superior resistencia al desgaste, mejoraba sustancialmente la durabilidad de la herramienta de corte durante el mecanizado de la aleación Ti6Al4V. Estos recubrimientos convencionales, como TiAlN, TiSiN, AlTiN, etc., proporcionan una resistencia superior al desgaste y a la oxidación sobre el sustrato (Kalss et al., 2006). Además, estos recubrimientos presentan un menor coeficiente aparente de fricción debido a sus propiedades antiadherentes (Sateesh Kumar y Patel, 2017).

Sin embargo, no existen medios para generar lubricación en la interfaz herramienta-viruta, que es una solución esencial para la mejora de la maquinabilidad de las aleaciones de titanio. Para ello podrían ser útiles los recubrimientos auto-lubricados que proporcionan una resistencia superior al desgaste y a la oxidación debido a la generación de fases lubricantes a temperaturas elevadas (Cavaleiro et al., 2021). Debido a sus planos cristalográficos con energía de enlace reducida, las fases de óxido Magnéli de Ti, W, V o Mo actúan como agente lubricante sólido y, por tanto, reducen la fricción (Al-Rjoub et al., 2022).

La adición de vanadio a los nitruros de metales de transición a temperaturas elevadas da lugar a una rápida oxidación de los recubrimientos (por ejemplo, AlCrSiVN, TiSiVN) causando la formación de fases lubricantes V_nO_{3n-1} de bajo punto de fusión. Gracias a estas fases se consigue reducir el coeficiente de fricción entre herramienta y viruta (Franz y Mitterer, 2013). Estos recubrimientos se aplican en diversos procesos a

alta temperatura en los que intervienen superficies deslizantes, como el mecanizado (Sateesh Kumar et al., 2020).

El recubrimiento TiSiVN es de mayor interés debido a su capacidad para formar una rápida tribo-capa en la superficie que podría reducir la fricción (Fernandes et al., 2015). Desafortunadamente, no se dispone de mucha bibliografía que estudie el rendimiento de los recubrimientos auto-lubricados con vanadio. Es más, la bibliografía carece de investigaciones sobre la oxidación y la difusión que tienen lugar durante el mecanizado mientras se mecaniza con herramientas de corte con recubrimientos auto-lubricados.

Ensayos preliminares de recubrimientos

A pesar de todos los años que llevan los recubrimientos en el mercado, se sigue haciendo investigación de base para saber qué recubrimiento es mejor para una operación-herramienta concreta. Por ello, en el Grupo de Fabricación de Alto Rendimiento de la UPV/EHU se realizan gran cantidad de ensayos con herramientas para comparar distintos recubrimientos, estructuras y tecnologías de deposición. Se presentan, a continuación, dos de esos estudios, uno en taladrado y el otro en fresado.

Análisis de recubrimientos para brocas de HSS para el mecanizado de AISI P20

El AISI P20 es un acero bonificado para trabajar en frío y de moldes para plástico, teniendo, además, una buena capacidad de pulido y aptitud para el ataque químico. Es un material altamente templable y, con un revenido posterior, adquiere una resistencia uniforme en las piezas. Puede alcanzar una dureza de trabajo aproximada de 32 HRC pudiendo alcanzar hasta 50 HRC bajo tratamiento térmico. Este material posee una microestructura martensítica con carburos finamente dispersos. La composición química se detalla en la Tabla II-10, así como las propiedades del mismo.

Tabla II-10. Propiedades mecánicas y físicas y composición química del AISI P20.

Composición Química (%)							
Fe	C	Cr	Mn	Mo	P	Si	S
Balance	0,40	1,84	1,37	0,16	<0,035	0,23	<0,035
Propiedades Mecánicas y Físicas							
Dureza	Módulo de Young	Tensión de Rotura	Densidad	Conductividad Térmica			
300 HBN	205 GPa	0,99 GPa	7861 kg·m ⁻³	34 W·(m·K) ⁻¹			

Se han ensayado tres herramientas de diámetro 8 mm (ver Figura II-34). La primera de ellas, usada a modo de referencia, es una broca comercial sin recubrir. Las otras dos brocas tienen la misma geometría que la de referencia, pero distintos recubrimientos. En un caso se ha utilizado un recubrimiento AlTiN y en el otro uno TiN.



Figura II-34. Brocas ensayadas con sus recubrimientos.

Para los ensayos, se han utilizado las mismas condiciones para las tres brocas. La velocidad de corte ha sido de $45 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ con un avance de $0,14 \text{ mm} \cdot \text{rev}^{-1}$. El criterio de fin de ensayos ha sido alcanzar un desgaste de flanco de $0,35 \text{ mm}$ o la rotura de la herramienta. Para analizar su rendimiento se han medido tanto el desgaste como el par y la fuerza axial generada durante el corte. En la Figura II-35 se muestra la evolución del desgaste de cada una de las brocas ensayadas en función del número de agujeros realizado.

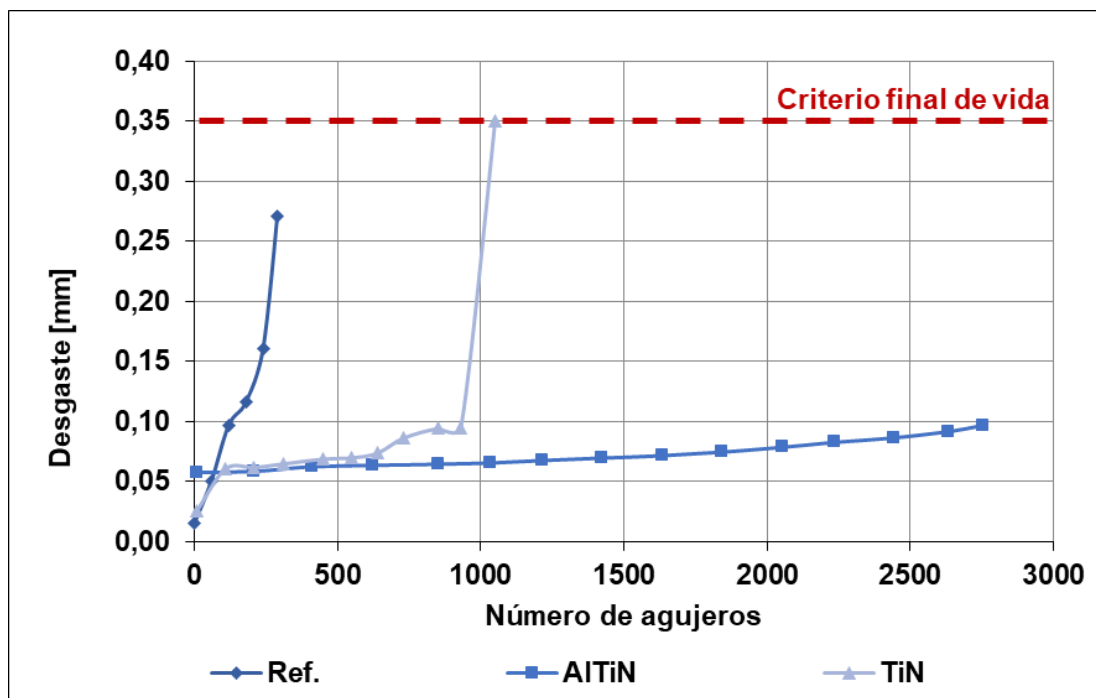


Figura II-35. Evolución del desgaste en función del número de agujeros.

La broca sin recubrir ha realizado un total de 292 agujeros, mientras que la recubierta con AlTiN ha mecanizado 2753 agujeros y la recubierta por TiN 1050 agujeros. Resaltar

que la broca de referencia y la recubierta con AlTiN no alcanzaron el desgaste del criterio de final de vida porque la de referencia presentó rotura en el agujero 293 y la recubierta quedó inservible pues el filo transversal sufrió un aplastamiento.

Para el análisis de la fuerza axial y del par (ver Figura II-36) únicamente se ha medido el generado en el primer agujero para que ni el desgaste ni posibles roturas del filo ni el material adherido al mismo influyan en los esfuerzos generados.

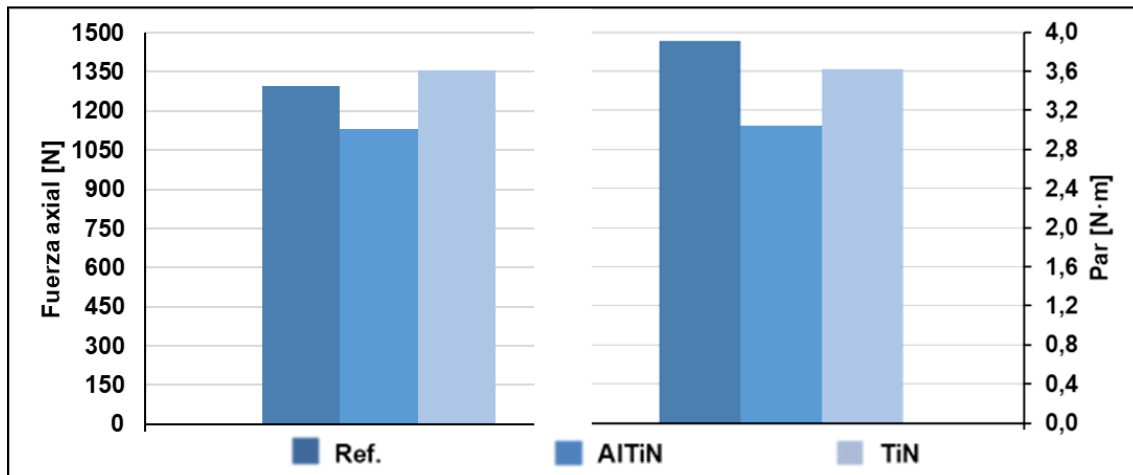


Figura II-36. Fuerza y par medio en el primer agujero.

Como se puede ver, tanto el par como la fuerza axial generada por la broca con el recubrimiento AlTiN son los menores de las herramientas ensayadas. Esto se debe a que el AlTiN presenta un menor coeficiente de rozamiento y una mayor dureza combinada con una mayor resistencia a la oxidación que hace que no pierda sus propiedades hasta superar unos rangos de temperaturas superiores a los soportados por las otras dos herramientas.

Se concluye, a la vista de los resultados obtenidos, que el uso de los distintos recubrimientos reduce los esfuerzos de corte sobre las herramientas gracias al menor coeficiente de rozamiento que hace que la vida útil de las herramientas sea mayor.

Análisis de recubrimientos para fresas de WC-Co para el mecanizado de Inconel® 718

El Inconel® 718 es una superaleación base níquel utilizada en el sector aeronáutico y de las turbinas de gas. Al igual que en el caso de las brocas, con este estudio se busca encontrar el recubrimiento que mejor proteja a la herramienta del desgaste, así como reducir las fuerzas para minimizar las tensiones residuales en la pieza.

Para estos ensayos, se han utilizado tres fresas de diámetro 20 mm con seis fillos y del mismo metal duro. Cada herramienta estaba recubierta de un recubrimiento distinto: la

primera de ZrN + AlTiN, la segunda de TiSiN y la tercera de AlTiN. El objetivo es analizar el desgaste que se da en las herramientas y la fuerza axial y el par generados durante la vida útil de la herramienta. Se ha establecido como final de los ensayos que la herramienta llegue a un desgaste de flanco de sus filos de 0,35 mm o que mecanice más de 35 minutos. La velocidad de corte utilizada ha sido de $40 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ con un avance por diente de $0,20 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$, una profundidad de corte radial de 8 mm y una de profundidad de corte axial de 0,5 mm. En la Figura II-37 se puede ver la evolución del desgaste de las tres fresas ensayadas en función del tiempo mecanizado.

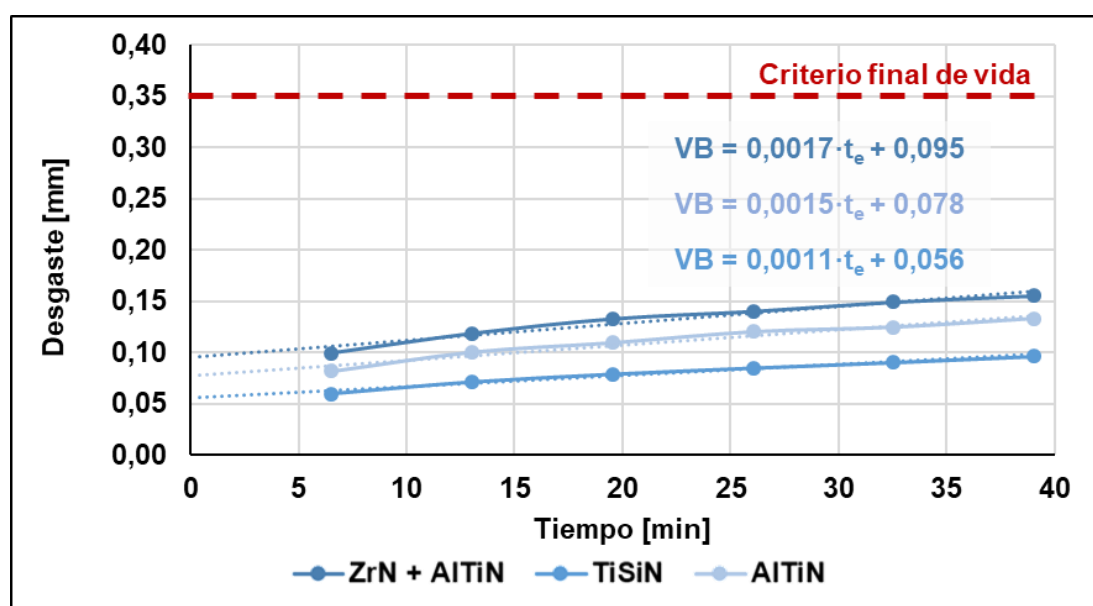


Figura II-37. Evolución del desgaste de flanco en función del tiempo de mecanizado.

Tras casi 40 minutos de mecanizado ninguna de las herramientas alcanzó el criterio de fin de vida de 0,35 mm. La herramienta recubierta de ZrN + AlTiN ha sido la que ha presentado un mayor desgaste inicial y, como se puede ver en la tendencia del desgaste, es la que con mayor rapidez se desgasta. El recubrimiento de AlTiN ha mostrado un mejor comportamiento que el de ZrN + AlTiN tanto en el inicio como a lo largo del ensayo, mostrando una menor pendiente en su tendencia. No obstante, el recubrimiento que tuvo mejor rendimiento ha sido el de TiSiN cuya herramienta no llegó a alcanzar un 0,10 mm de desgaste de flanco al final del ensayo. Además, la pendiente de la tendencia del desgaste es la menor de las herramientas ensayadas.

A continuación, se muestran dos imágenes obtenidas con un SEM (*Scanning Electron Microscope*), una de los electrones secundarios y otra de los BSE (*Backscattered Electrons*), y dos análisis EDS (*Energy Dispersive Spectroscopy*) de las herramientas tras los ensayos.

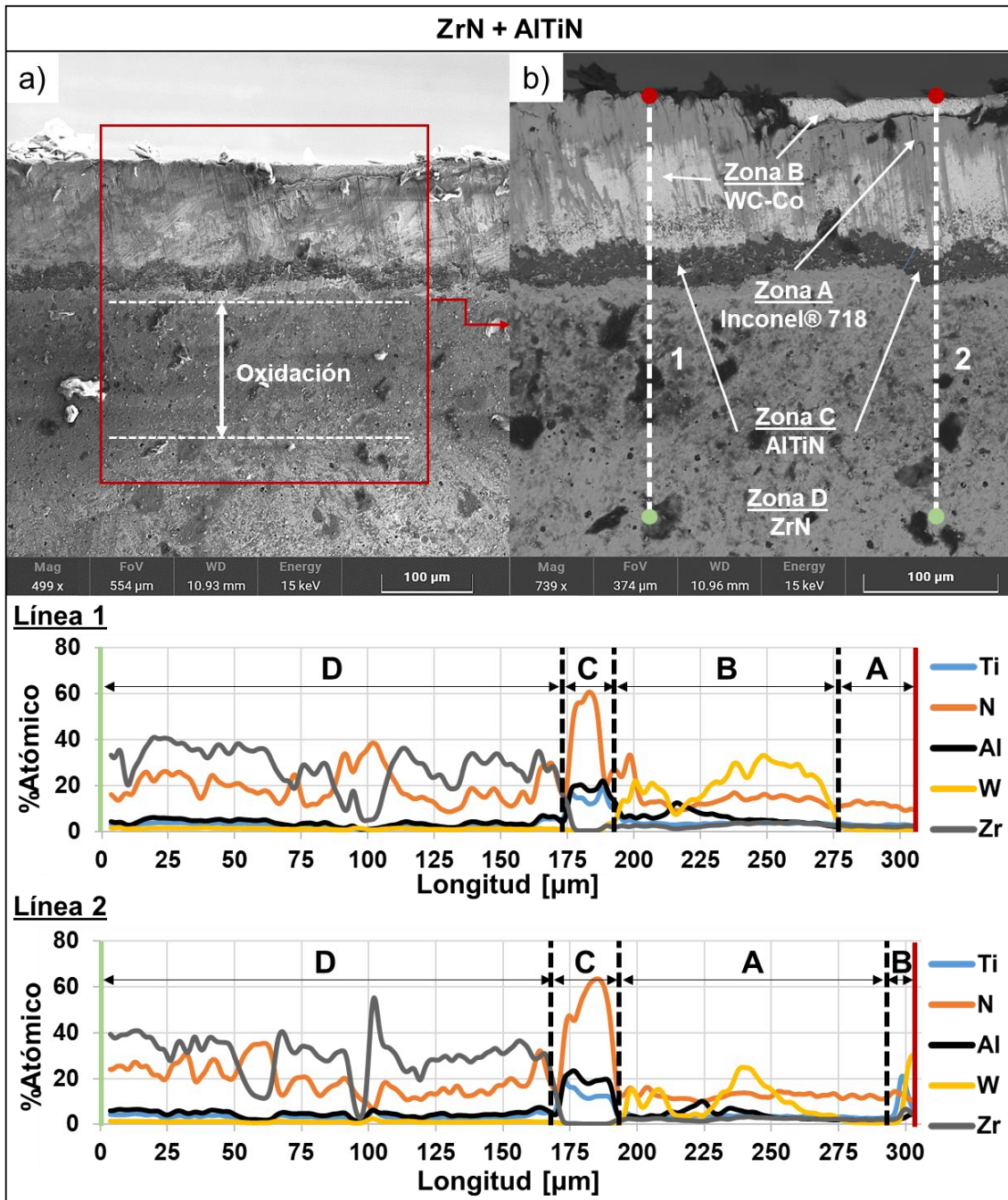


Figura II-38. Imágenes SEM de electrones secundarios (a), electrones BSE (b) y análisis EDS del filo de corte de la fresa recubierta con ZrN + AlTiN.

Tras analizar en el SEM la herramienta recubierta con ZrN + AlTiN, se ha visto que tiene cuatro zonas claramente diferenciadas: una zona de material adherido (A), otra de metal duro (B) y las de los recubrimientos (C y D). Además, en la Figura II-38a se puede apreciar una capa de recubrimiento oxidado (oscurecida en la imagen y comprobado con un análisis EDS) de aproximadamente 150 μm . A pesar de ser la herramienta con mayor desgaste de flanco, esta es la que menor adhesión de material ha tenido en sus filos. Se puede apreciar también como no hay “escamas” de Inconel® 718 en la intersección entre el recubrimiento desgastado y la capa oxidada.

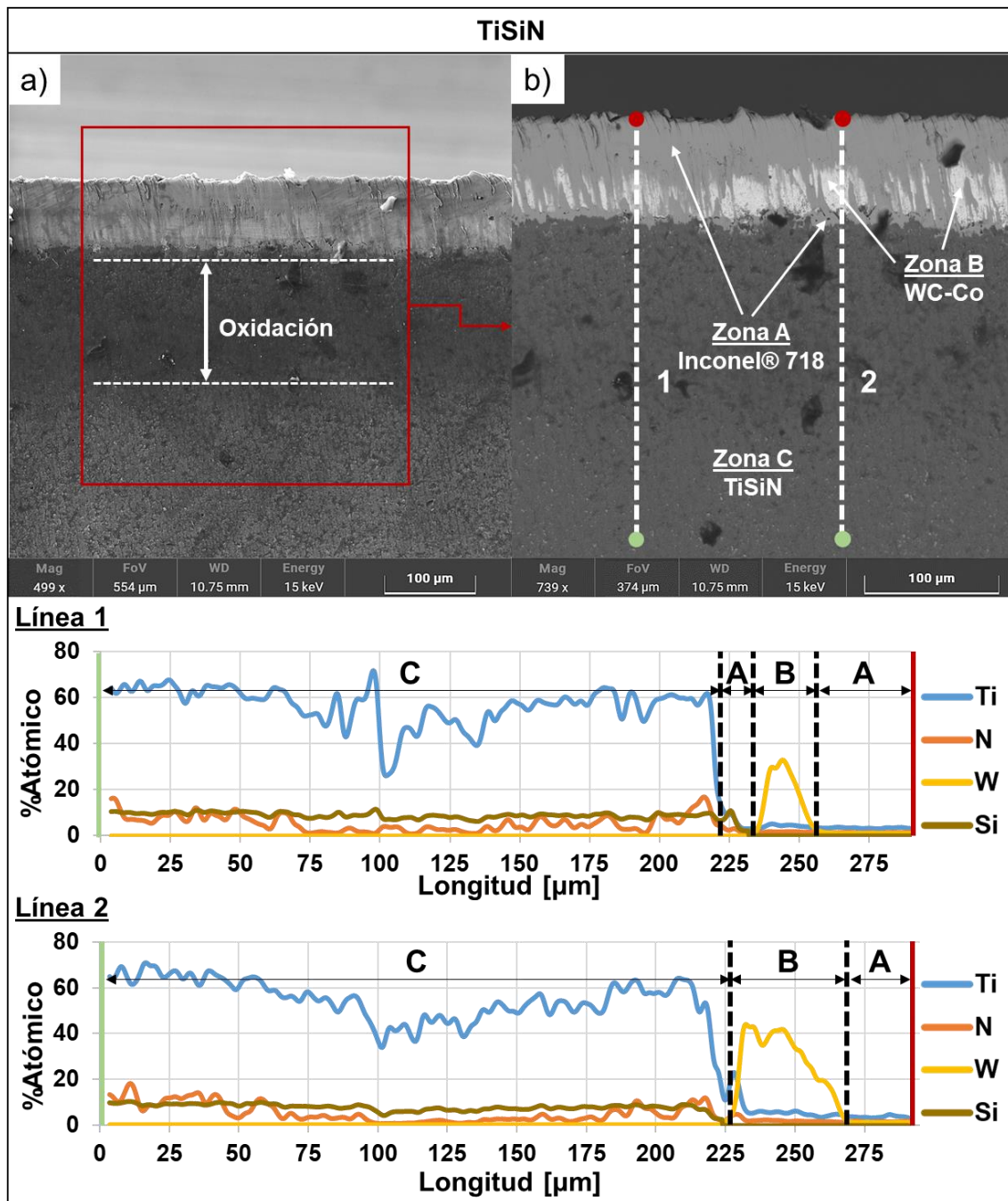


Figura II-39. Imágenes SEM de electrones secundarios (a), electrones BSE (b) y análisis EDS del filo de corte de la fresa recubierta con TiSiN.

A diferencia de la herramienta recubierta con ZrN + AlTiN, la recubierta con TiSiN únicamente tiene tres zonas: Inconel® 718 adherido (A), metal duro (B) y TiSiN (C). En la Figura II-39a se puede ver una capa de oxidación del recubrimiento de 132 μm, menor que en el anterior caso. En cuanto a la adhesión de material al filo, se puede observar que la punta del filo tiene mucho Inconel® 718. Además, se ven marcas de haber sido arrastrado a lo largo de la cara de incidencia, dejando “escamas” de material justo en la frontera de metal duro y recubrimiento, es decir, en la frontera del desgaste de flanco.

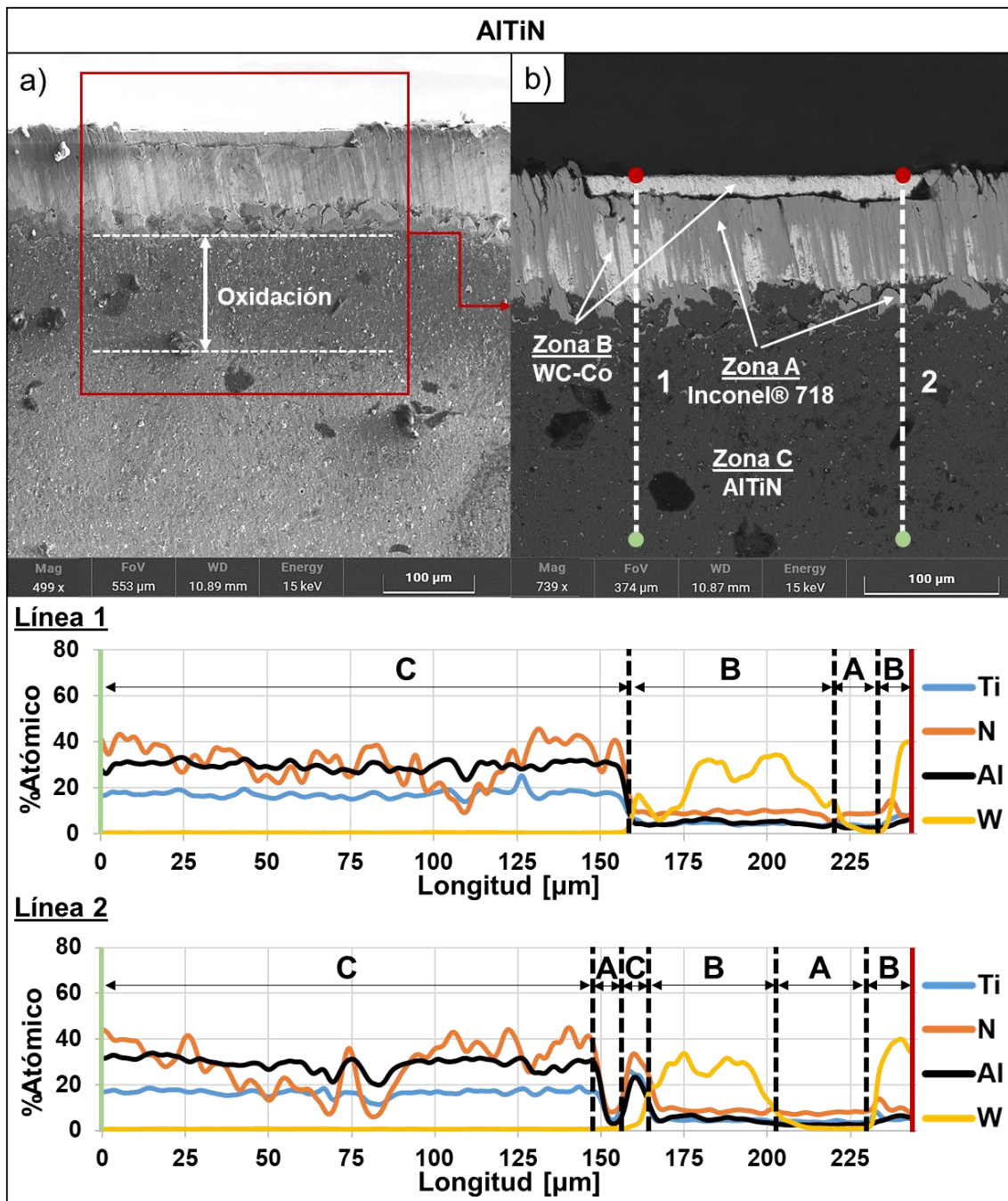


Figura II-40. Imágenes SEM de electrones secundarios (a), electrones BSE (b) y análisis EDS del filo de corte de la fresa recubierta con AITiN.

Al igual que con el recubrimiento de TiSiN, en las imágenes se pueden distinguir tres zonas: Inconel® 718 adherido (A), metal duro (B) y AITiN (C). Para este recubrimiento, la zona de recubrimiento oxidado es de 128 μm, algo menor que en la herramienta recubierta con TiSiN (ver Figura II-40a). En relación con el material adherido, la parte del filo tiene menor cantidad de Inconel® 718 que la herramienta de TiSiN, aunque mayor que en el caso del recubrimiento de ZrN + AITiN. Se puede ver como se ha desprendido parte del material adherido en la parte central de la imagen. Sin embargo, las “escamas” de Inconel® 718 son más grandes que en los casos anteriores.

Una vez analizados los desgastes de las tres herramientas se puede concluir que los mecanismos principales de desgaste en las herramientas de estos ensayos han sido la abrasión, la oxidación y, sobre todo, adhesión. Frente al desgaste de flanco, el recubrimiento que mejor comportamiento ha tenido es el TiSiN tanto desde el inicio del ensayo como a lo largo del mismo pues ha tenido la pendiente de la tendencia del desgaste más pequeña de los recubrimientos ensayados. En relación a la oxidación, la menor zona de recubrimiento oxidado ha sido con la herramienta recubierta de AlTiN. Por último, la herramienta que presentó una menor adhesión de Inconel® 718 fue la recubierta con ZrN + AlTiN.

Para el análisis de la fuerza axial y del par (ver Figura II-41) únicamente se han medido los generados en la primera pasada para que ni el desgaste ni el material adherido al filo, que como se ha visto es mucho en dos de las herramientas, influyan en los esfuerzos generados.

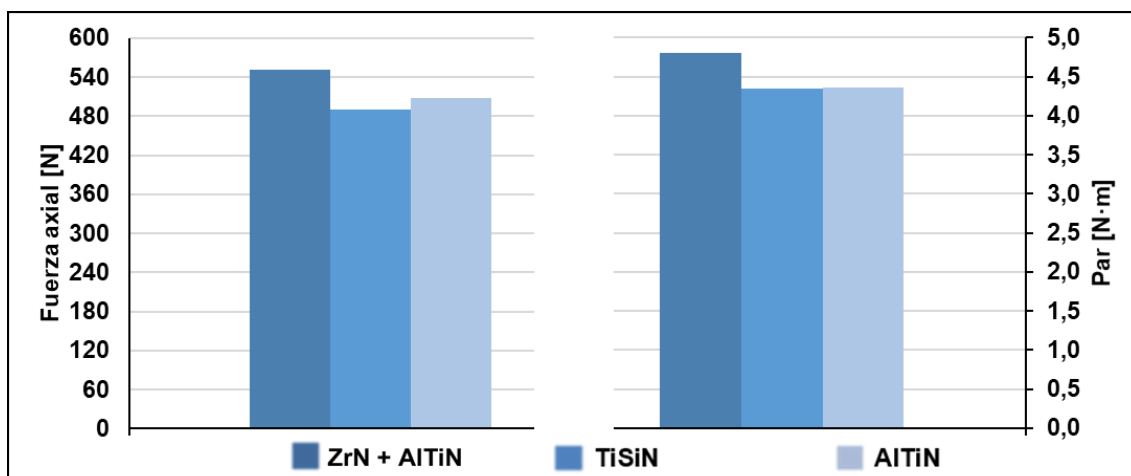


Figura II-41. Fuerza y par medio en la primera pasada.

Como se puede ver, tanto el par como la fuerza axial generada por la fresa con el recubrimiento TiSiN son los menores de las herramientas ensayadas. Esto se debe a que el TiSiN presenta un menor coeficiente de rozamiento y una mayor resistencia a las altas temperaturas. El elevado desgaste inicial que tuvo la herramienta recubierta con ZrN + AlTiN en comparación a las otras dos herramientas marcó la diferencia tanto en la fuerza axial generada como en el par.

II. 4. 2. Texturizados: macrogeometría del filo de corte

El texturizar las herramientas de corte, sobre todo en procesos de corte ininterrumpido como el torneado, ha surgido como una línea de investigación para mejorar las condiciones tribológicas del contacto herramienta-viruta. Gracias a las mejoras que

traen consigo ese nuevo comportamiento tribológico, los texturizados son un método para mejorar el rendimiento y la durabilidad de las herramientas de corte como las cerámicas o el PCD (Rajbongshi et al., 2018). Además, el texturizar herramientas puede tener beneficios a la hora de reducir las fuerzas y las temperaturas generadas durante el corte, pues se disminuye el área de contacto entre herramienta y viruta. Se puede texturizar la herramienta tanto en la cara de desprendimiento como en la de incidencia, aunque en la literatura está más extendido el texturizar la cara de desprendimiento de la herramienta por las mayores mejoras que puede traer consigo la modificación del contacto herramienta-viruta (Jianxin et al., 2008; Ze et al., 2012). Esto se puede ver en la Figura II-42.

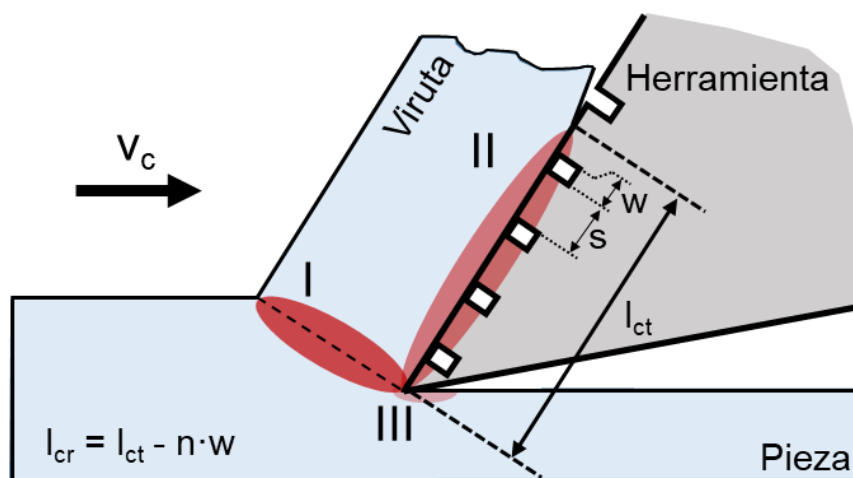


Figura II-42. Zona de corte de una herramienta texturizada y longitud de contacto herramienta-viruta. Adaptado de (Sharma y Pandey, 2016).

Se resalta en la figura la longitud de contacto herramienta-viruta real (l_{cr}) y la longitud de contacto herramienta-viruta teórica (l_{ct}). Ambas longitudes están relacionadas mediante la Ecuación II-21 (Sharma y Pandey, 2016).

$$l_{cr} = l_{ct} - n \cdot w \quad \text{Ecuación II-21}$$

donde n es el número de ranuras que están en contacto con la viruta y w es la anchura de la ranura. En su estudio Shatma et al. (2016) demostraron que el incluir esas ranuras disminuía la longitud de contacto herramienta-viruta y, con ella, las fuerzas de corte se redujeron aumentando la vida útil de la herramienta en comparación a otra herramienta sin texturizar. El disminuir la longitud de contacto implica una menor fricción en la superficie de desprendimiento de la herramienta, lo que lleva a la posibilidad de utilizar mayores velocidades de corte aumentando así la productividad. En el caso de las herramientas cerámicas y de PCD, el efecto que trae consigo los texturizados cobra mayor importancia al no tener las herramientas hechas de esos materiales un rompevirutas en la cara de desprendimiento.

Parámetros para definir el texturizado en una herramienta

Los texturizados pueden tener casi cualquier geometría. No obstante, en la literatura los más frecuentes son los texturizados de ranuras y los micro-agujeros (ver Figura II-43), aunque los texturizados con patrones en forma de ranuras se usan en más de la mitad de los trabajos publicados (Machado et al., 2021).

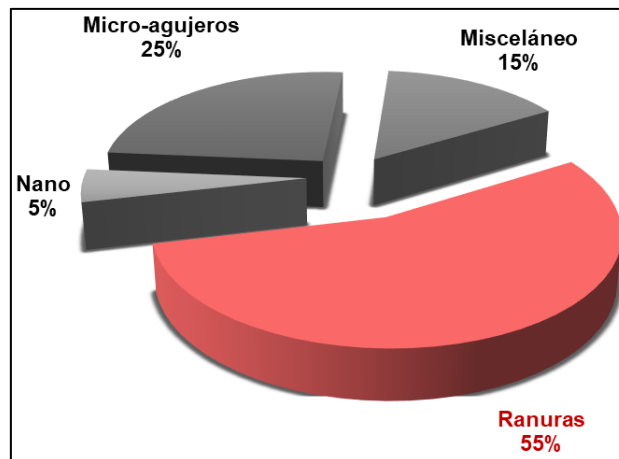


Figura II-43. Principales patrones de texturizados usado en la literatura. Adaptado de (Machado et al., 2021).

Saber definir cómo es el patrón de texturizado es clave para después poder analizar cuáles son los parámetros que mayor influencia tienen sobre el proceso de corte. En el caso de los texturizados de micro-agujeros, los parámetros son tres: el diámetro del agujero, la separación entre ellos y la distancia entre la primera fila y el filo de corte. Algunos autores afirman que el parámetro más influyente es el diámetro de los mismos (Yang et al., 2020). No obstante, otros autores proponen la densidad de agujeros como el más importante pues es lo que tiene influencia directa con la sección de contacto herramienta-viruta y, por tanto, con las fuerzas de corte (Mishra et al., 2018 a).

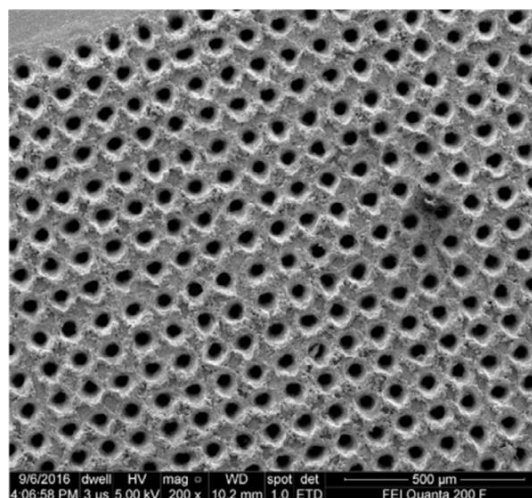


Figura II-44. Herramienta con texturizado de agujeros (Mishra et al., 2018 a).

Para los texturizados en ranura, los parámetros que definen a las ranuras son más y, por ende, mayor es la complejidad de su análisis, pues todos tienen gran influencia en el proceso (Ranjan y Hiremath, 2019). En la Figura II-45 se presentan un esquema con los parámetros para definir las.

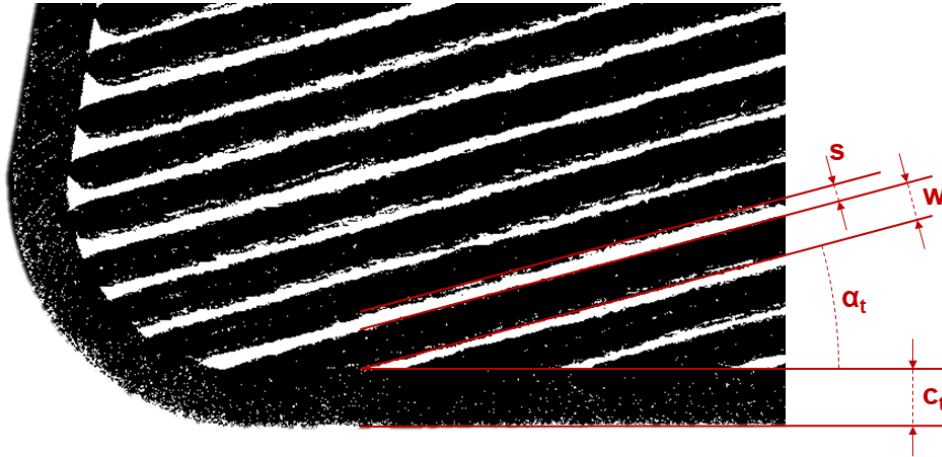


Figura II-45. Diagrama de los parámetros de las ranuras del texturizado.

Como se puede ver en la figura, los parámetros para definir un texturizado de ranuras son la separación entre ranuras s , la anchura de la ranura w , la inclinación respecto al filo de corte principal α_t y la anchura del chaflán c_t . En caso de que la ranura no tenga ninguna inclinación respecto al filo principal, habría que incluir un parámetro adicional en sustitución a α_t . Dicho parámetro es s_{ce} y se define como la separación entre la primera ranura y el filo principal de corte, que puede coincidir con c_t o ser mayor.

En lo relativo al proceso de corte con texturizados de ranuras, según Feng et al. (2019) y Arulkirubakaran et al. (2019) los parámetros con mayor influencia en la formación de la viruta, reducción de fuerzas y de temperatura son la dirección de las ranuras y la anchura de las mismas. En línea con esto, Kang et al. (2018) afirman en su estudio que, al realizar un texturizado en la dirección perpendicular al flujo de la viruta, el radio de rizado de la viruta disminuye, lo que provoca que esta se parta mejorando el proceso de corte.

Kumar y Patel (2018) realizaron un estudio analizando diferentes direcciones de texturizados. Como principal conclusión afirman que la dirección del texturizado es fundamental. Sostienen que, en el caso de que el texturizado sea perpendicular al flujo de viruta, el rozamiento en la cara de desprendimiento es menor que en una herramienta sin texturizado. Esto hace decrecer tanto la temperatura como las fuerzas. En cambio, con un texturizado paralelo al flujo de viruta se consigue el efecto contrario, resultando en un aumento del desgaste de la herramienta, de los esfuerzos de corte y temperatura.

Como última conclusión demostraron que, con una cierta inclinación respecto al flujo de la viruta, se mejora de forma considerable el proceso de corte.

Sin embargo, hay autores como Nagpal et al. (2022) que afirman que la distancia a la que empiezan las ranuras desde el filo de corte es crucial ya que afecta de forma directa al rendimiento de la herramienta. Empezar las ranuras en el propio filo hace que aumente la fricción y las fuerzas de corte. Se ha visto que la distancia idónea en la que empezar las ranuras es de 100 μm .

Otros autores, como Patel et al. (2019), afirman que son la anchura y el espaciado de las ranuras los parámetros claves en el texturizado para el mecanizado ortogonal de un acero AISI 4340. En su estudio certifican que la variación de estos parámetros supone un cambio más efectivo que el de la profundidad en lo referido al contacto entre viruta y herramienta. Sin embargo, resaltan que su estudio se ha realizado sobre texturizados perpendiculares al filo lo que hacía que se quedara material adherido en las ranuras.

Procesos para generar texturizados en herramientas de corte

En la última década, el analizar la influencia de los texturizados en el proceso de corte ha sido ampliamente estudiado. Decenas de autores han realizado diferentes formas de crear los patrones de texturizado. Sin embargo, más del 80% de esos autores realizan sus patrones mediante dos métodos: el conocido *Electrical Discharge Machining* (EDM) y el llamado mecanizado láser o *Laser Engraving* (ver Figura II-46). El resto de métodos de fabricación de texturizados son muy diversos entre los que destacan el rectificado o ensayos de dureza tipo Rockwell (Rajbongshi et al., 2018; Machado et al., 2021).

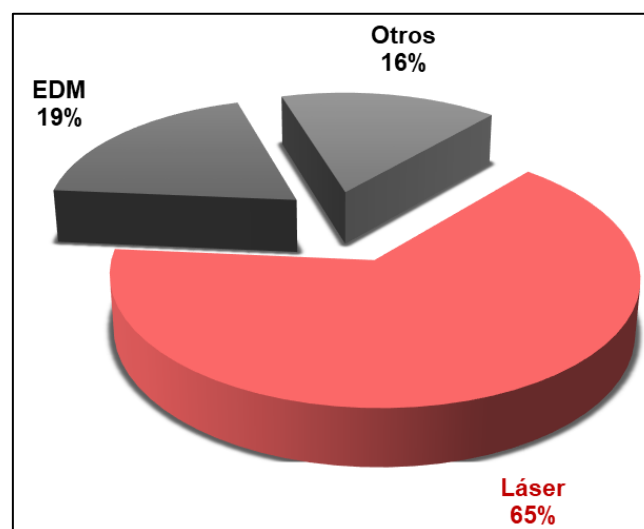


Figura II-46. *Métodos de producción de texturizados en herramientas en la literatura. Adaptado de (Machado et al., 2021).*

EDM

El EDM es un proceso basado en descargas eléctricas entre dos electrodos: la herramienta que hace las veces de cátodo y la pieza que es el ánodo. La ablación del material se realiza mediante la fundición y posterior evaporización del material. Además, pieza y herramienta están separados por un medio dieléctrico, como pueden ser el agua desionizada o un aceite dieléctrico.

Para realizar una descarga eléctrica, se aplica una tensión entre la herramienta y la pieza de trabajo y se reduce la distancia entre los electrodos. Al alcanzar la tensión de ruptura del medio dieléctrico, se produce una descarga, estableciéndose un canal de plasma que provoca un flujo de corriente. De esta forma, el material se funde y evapora, creando una burbuja de gas en expansión. La interrupción de la entrada de energía provoca el colapso del canal de plasma y, por lo tanto, el fin de la combustión del canal de plasma. La burbuja de gas formada también se colapsa y las partículas del material desplazado son arrastradas por el flujo del medio dieléctrico. Aplicando de nuevo una tensión entre la herramienta y la pieza, el proceso se repite de la misma manera. La sucesiva repetición de este proceso lleva a la eliminación de material haciendo que la herramienta deje su forma en el material.

Como es lógico, el proceso de electroerosión requiere que el material a mecanizar tenga una mínima conductividad eléctrica. Sin embargo, en los materiales no conductores como las alúminas no se puede generar ese canal de plasma entre herramienta y pieza, haciendo que el proceso de EDM no se dé lugar. Por ello, para esta clase de materiales se suele aplicar un dopante conductor para aumentar la conductividad o poniendo una capa al inicio de la pieza para que comience el proceso (Schubert et al., 2015).

Mecanizado láser o Laser Engraving

El mecanizado láser o *Laser Engraving*, es un proceso de fabricación sustractivo en el que un láser arranca material gracias a la alta frecuencia de la luz monocromática que es proyectada sobre la superficie, produciendo el calentamiento, la fusión y la vaporización del material (Dubey y Yadava, 2008). Por tanto, es un proceso térmico, por lo que su eficiencia depende de las propiedades térmicas, de la absorptividad y la reflectividad más que de las propiedades mecánicas del material. Por consiguiente, los materiales que tienen propiedades térmicas y ópticas favorables son especialmente adecuados para ser mecanizados por láser incluso si el material presenta un alto grado de dureza (Dubey y Yadava, 2008; Samant y Dahotre, 2009). Además, es un proceso flexible en el que, gracias a que la transferencia de energía se produce por irradiación, no se ejerce sobre el material ninguna fuerza ni hay vibraciones de máquina ni desgaste

de herramienta. Los láseres más utilizados para este proceso son de femtosegundos, aunque también se usan láseres de nanosegundos.

Los parámetros para controlar este proceso de cara a texturizar una herramienta son cuatro: la velocidad de barrido del haz láser (v_L) sobre la superficie a texturizar que, al no haber fuerzas de ningún tipo, la velocidad de escaneo máxima está limitada por el movimiento de las ópticas; la frecuencia de pulso (f_p) que indica la cantidad de pulsos que inciden en la superficie a texturizar por segundo; el tiempo de pulso (t_p) que es el tiempo que está encendido el haz láser durante cada pulso; y la potencia del láser (P) que se emite durante la realización del texturizado.

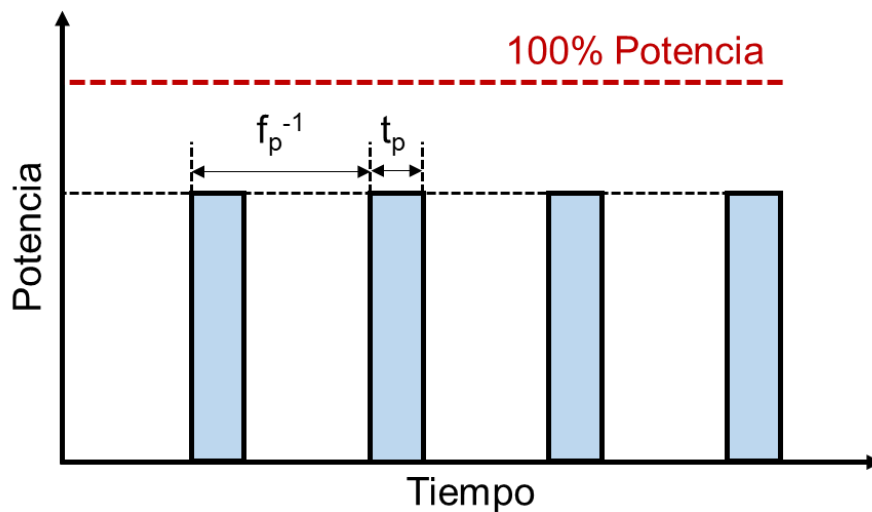


Figura II-47. Potencia, frecuencia de pulso y tiempo de pulso programados para un proceso de texturizado.

Incrementar la potencia, la frecuencia de pulso y el tiempo de pulso hacen que la cantidad de energía que llega al material a texturizar sea mayor y, por tanto, se vaporice más cantidad de material. Por el contrario, aumentar la velocidad de escaneo reduce la cantidad de energía que le llega al material porque el haz láser pasa menos tiempo por cada punto. Como consecuencia, se obtienen menores tasas de vaporización del material. Es importante conocer cómo afectan los parámetros a cada material para poder realizar un correcto proceso que deje buenos acabados a la pieza, minimizando los daños a la microestructura.

Importancia de los texturizados en el mecanizado

Los cambios tribológicos del sistema herramienta-viruta al texturizar la cara de desprendimiento afectan a las características del corte como son la fricción, la temperatura generada y las fuerzas de corte. Sin embargo, estas características tienen influencia en la integridad superficial del componente fabricado. Además, los texturizados modifican la interacción de la lubricación con el contacto herramienta-viruta.

Importancia desde el punto de vista de las fuerzas de corte y de la fricción

Obtener reducciones en las fuerzas de corte tiene como resultado una mayor vida útil de la herramienta y mejores acabados en los componentes fabricados. Dichas fuerzas de corte dependen del área de contacto entre la viruta y la herramienta. Por consiguiente, conseguir reducir el área de contacto implicaría disminuir la fricción entre herramienta y viruta y, con ello, las fuerzas generadas durante el corte (Jianxin et al., 2012; Sharma y Pandey, 2016; Ranjan y Hiremath, 2019).

En este sentido, autores como Xie et al. (2013) han conseguido grandes reducciones de las fuerzas de corte, aproximadamente un 33%, gracias a incluir texturizados en una herramienta plana. Además, concluyeron que una excesiva profundidad de las ranuras afecta negativamente a dichas fuerzas debido al mayor contacto entre herramienta y viruta. Resultados similares han obtenido autores como Jianxin et al. (2012), Xing et al. (2014 a) o Lian et al. (2013) al disminuir el área de contacto.

En su estudio, Lian et al. (2018) probaron cuatro herramientas de las que dos estaban recubiertas y las otras dos sin recubrir. Además, aplicaron texturizado a una de las herramientas recubiertas y a otra de las no recubiertas. Al analizar las fuerzas de corte, la fricción, el desgaste y la rugosidad final del componente, concluyeron que la herramienta recubierta con texturizado era la que mejores resultados ofreció para los cuatro parámetros analizados. La herramienta texturizada sin recubrir obtuvo un mejor rendimiento que la herramienta sin recubrir y sin texturizado.

Vasumathy y Meena (2017) analizaron la influencia de la dirección de los texturizados (ver Figura II-48) en comparación con una herramienta sin texturizar al mecanizar acero inoxidable AISI 316. Todos los texturizados tenían una profundidad de 8 μm , una anchura de 50 μm y una separación entre ranuras de 100 μm . Tras los ensayos, observaron que las fuerzas en las tres direcciones, avance, corte y rozamiento se redujeron, llegando a más de un 7% con el texturizado paralelo al filo de corte (Figura II-48a). El coeficiente de rozamiento también fue reducido gracias a las ranuras, siendo las paralelas al filo las que mayor disminución obtuvieron. La viruta resultante del proceso también fue analizada y concluyeron que los texturizados ayudaron a aumentar el ángulo de cizalladura, lo que está estrechamente relacionado con la reducción de las fuerzas generadas durante el corte.

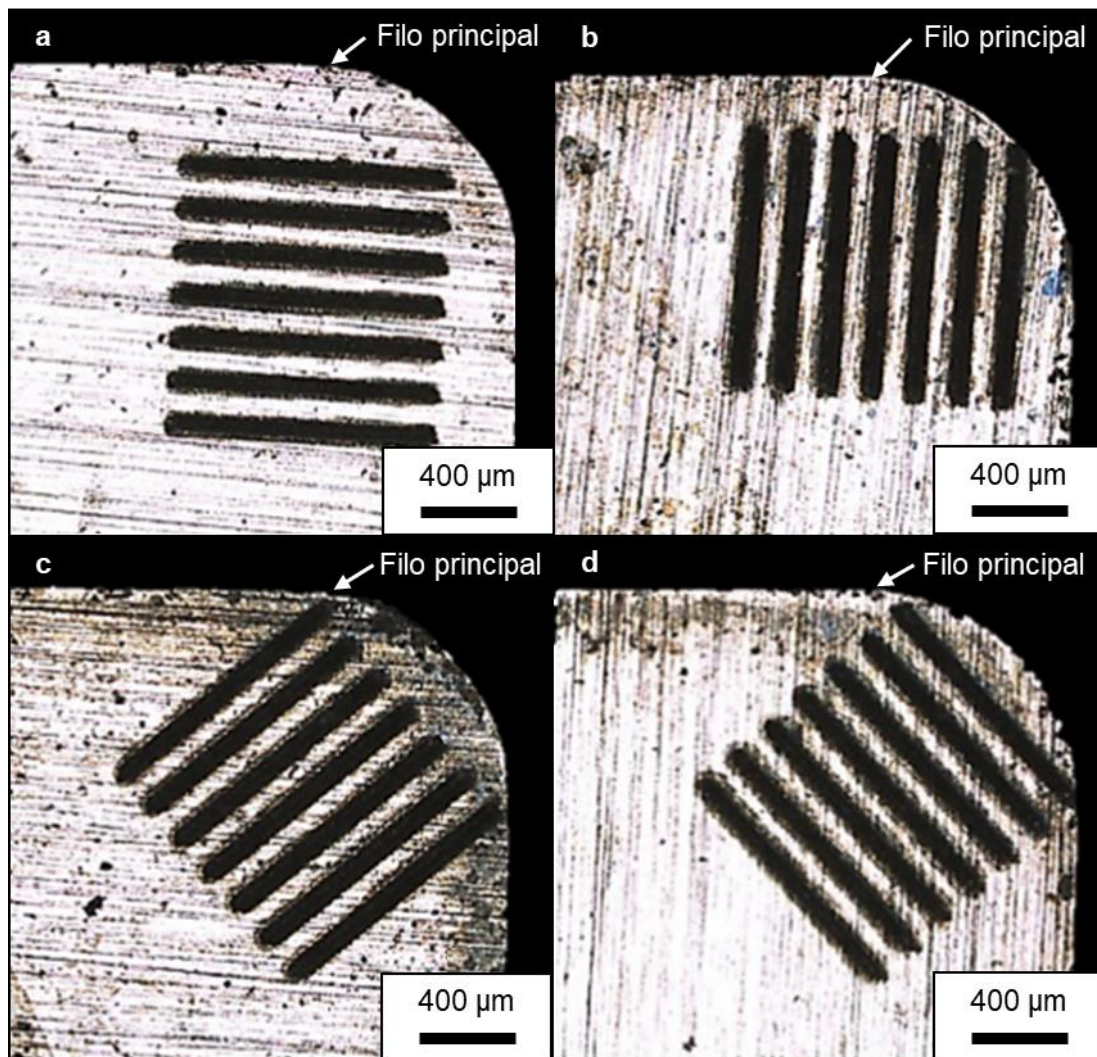


Figura II-48. Diferentes direcciones de texturizado propuestas por Vasumathy y Meena (2017).

Conclusiones similares obtuvieron en sus respectivos estudios Koshy et al. (2011), Ghosh y Pacella (2020) y Xing et al. (2016) al ver que los texturizados ensayados traían consigo una reducción en la fricción, aumentando el ángulo de cizalladura. Un ángulo de cizalladura mayor implica una menor energía específica para el corte, resultando en unas condiciones de corte más favorables (Sharma y Pandey, 2016). La viruta resultante es más fina que en el caso de mecanizar con la herramienta sin texturizar y, de esta forma, se reducen las fuerzas de corte. Además, en el estudio de Xing et al. (2016), se vio que a bajas velocidades de corte ese efecto era mayor ya que la viruta cuando es cortada a elevadas velocidades de corte tiende a fluir dentro de las ranuras aumentando así la fricción y, con ello, las fuerzas de corte.

Gajrani et al. (2018) analizaron texturizados parecidos a los expuestos anteriormente en una herramienta de metal duro recubierta y otra sin recubrir para el mecanizado de acero AISI H13. Al igual que en los estudios anteriores, las ranuras ayudaron a disminuir las

fuerzas de corte tanto en las herramientas recubiertas como en las no recubiertas. Sin embargo, en este estudio la dirección óptima para reducir los esfuerzos generados durante el corte fue con las ranuras perpendiculares al filo de corte.

Similar al caso anterior fue el estudio realizado por Arulkirubakaran et al. (2018) en el que analizaron la influencia de diferentes posicionamientos de texturizados en ranuras al mecanizar Ti6Al4V. A diferencia de los otros estudios, los texturizados van en la dirección paralela, perpendicular y oblicua al flujo de la viruta. Las ranuras tenían una separación entre ellas de 250 μm y una profundidad de 100 μm . Tras el análisis de las fuerzas de corte, se observó que el texturizado con las ranuras perpendiculares al flujo de viruta es el que mayor reducción obtiene, seguido de las ranuras en oblicuo.

Zhang et al. (2023) han analizado la influencia de ranuras en el mecanizado con herramientas cerámicas de Ti6Al4V. Las ranuras propuestas eran paralelas al filo de corte con una profundidad de ranura de 8 μm , una anchura de 30 μm y una separación entre ranuras de 150 μm . Con estos parámetros de texturizado, obtuvieron reducciones en los esfuerzos además de evitar la adhesión del material al filo de corte.

Siju et al. (2021) propusieron en su estudio una geometría de texturizado perpendicular al filo de corte con una profundidad de 80 μm , una separación entre ranuras de 150 μm y una anchura de ranura de 80 μm para mecanizar Ti6Al4V. Además, han obtenido un modelo para calcular la longitud de contacto herramienta-viruta a partir de los parámetros de corte y de los del texturizado para, posteriormente, relacionarlo con los esfuerzos de corte. Una vez analizados los resultados obtenidos, concluyeron que los texturizados mejoraban la fricción gracias a la variación en el contacto herramienta-viruta, lo que hizo disminuir las fuerzas de corte. Sin embargo, detectaron que en las herramientas texturizadas se adhería más material.

Cabe resaltar que no siempre se obtienen reducciones en las fuerzas de corte. Autores como Duan et al. (2017) han estudiado el uso de texturizados para el mecanizado de acero endurecido y han visto que los texturizados aumentaron la fricción entre herramienta y viruta además de las fuerzas de corte. En su propuesta, las ranuras tenían una anchura de 50 μm , una distancia al filo principal de 150 μm y una profundidad de 13 μm . El aumento de la fricción se debió a que la viruta entraba en las ranuras haciendo que el borde de salida de la ranura mecanizara la viruta tal y como se puede ver en la Figura II-49. Este efecto es conocido como corte derivativo y es común en este tipo de cortes en seco.

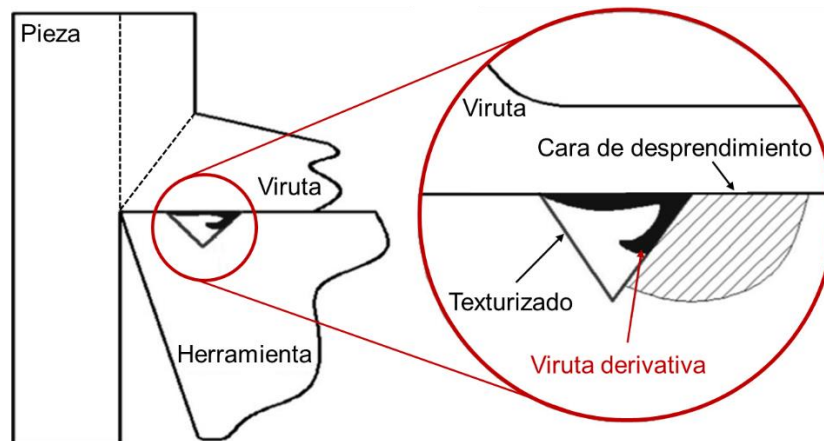


Figura II-49. Esquema de la generación del corte derivativo en una herramienta texturizada. Adaptado de (Duan et al., 2017).

Para evitar el efecto del corte derivativo o minimizarlo, investigadores como Kishawy et al. (2022) han optimizado el diseño de sus texturizados mediante métodos iterativos. Como consecuencia, en su estudio han diseñado unas ranuras con radios de salida de las mismas que evitan que se produzca el corte derivativo. Realizaron ensayos con una herramienta con el texturizado optimizado propuesto, otra con un texturizado similar, pero sin optimizar y otra sin texturizar. Como resultado, la herramienta con texturizado optimizado presentó menores fuerzas de corte que la herramienta sin texturizar, mientras que la otra herramienta con texturizado sufrió el fenómeno de corte derivativo que resultó en mayores esfuerzos de corte que las otras dos herramientas.

Importancia desde el punto de vista de la temperatura

Obtener una reducción en las temperaturas generadas durante el corte implica un aumento en la vida útil de la herramienta además de mejorar la calidad superficial del componente fabricado, aumentando de esta forma la productividad. Con los texturizados se busca reducir la fricción en el contacto herramienta-viruta para disminuir la temperatura y ayudar a disipar la gran cantidad de calor generado en esa zona del corte (Machado et al., 2021). No obstante, medir la temperatura de corte en el contacto herramienta-pieza es tarea complicada y no suelen obtenerse resultados coherentes. Por ello, el estudio de la temperatura no está tan extendido como el de las fuerzas de corte y tiende a ser analizado a través de los MEF. Este es el caso que presentan en su estudio Arulkirubakaran et al. (2016).

Buscando disminuir la temperatura en el contacto herramienta-pieza, Patel et al. (2020) realizaron diferentes texturizados variando la inclinación de las ranuras (perpendicular, paralelo y oblicuo al filo de corte), la anchura de las ranuras (de 50 a 100 μm), la separación entre las ranuras (15, 50 y 100 μm) y la distancia al filo principal (10, 20 y

30 μm). Entre sus conclusiones se destaca que, al aumentar la profundidad de las ranuras y la distancia al filo de corte, la temperatura de corte aumenta.

Sun et al. (2016) fabricaron ranuras en una herramienta de metal duro para mecanizar acero AISI 1045 en seco con una separación entre ranuras de 100 μm , una anchura de 40 μm , una profundidad de ranura de 50 μm y una separación con el filo de corte de 150 μm . Al finalizar los ensayos, llegaron a la conclusión de que la temperatura en el contacto disminuía en comparación a una herramienta sin texturizado. Además, la diferencia de temperaturas aumentaba al incrementarse la velocidad de corte. Resultados muy similares obtuvieron Lian et al. (2018) en su estudio al mecanizar ese mismo acero con un texturizado perpendicular al filo de corte.

Importancia desde el punto de vista de la integridad superficial

En materiales con baja conductividad térmica, como lo son las superaleaciones y los materiales avanzados, y en procesos donde la velocidad de corte es alta se generan elevadas temperaturas en la zona de corte que afectan al inserto y, por ende, al acabado superficial del componente. Un mal acabado implica tener que realizar una operación extra o incluso rechazar la pieza, lo que lleva a encarecer el proceso de fabricación.

No obstante, la rugosidad superficial no es el único parámetro que indica la buena calidad superficial de una pieza. Otros parámetros como las tensiones residuales, microroturas, marcado de la pieza, etc. tienen gran importancia al definir la integridad superficial, pero implica mucho trabajo, incluso, tener que hacer ensayos destructivos de las piezas. Al ser un parámetro que se puede medir con facilidad, es muy frecuente el uso de la rugosidad superficial como medida de la calidad de una superficie.

Palanisamy et al. (2019) estudiaron el comportamiento de un texturizado paralelo al flujo de la viruta para el torneado en seco de un acero inoxidable 17-4 PH. Gracias a estos texturizados, obtuvieron reducciones en las fuerzas de corte. Al disminuir los esfuerzos de corte, las vibraciones también disminuyeron haciendo que la rugosidad final de la pieza en comparación a una herramienta sin texturizar mejore de forma considerable.

En ese mismo material, Liu et al. (2019) realizaron ensayos con diferentes formas de las entradas y salidas de las ranuras (con redondeo y sin él). La separación entre ranuras fue de 50 μm , la anchura de las ranuras de 50 μm y la profundidad de 30 μm . Tras los análisis, vieron que las herramientas texturizadas tienen un mejor rendimiento que las sin texturizar. En concreto, se mejoró el proceso de formación de la viruta que, sumado a las menores temperaturas y fuerzas de corte, dejaron una mejor calidad superficial. Todo ello lo corroboraron con simulaciones realizadas con un programa de MEF 3D.

Sivaiah y Bodicherla (2020) realizaron un texturizado de ranuras a 45° del filo de corte con una separación entre las ranuras de 40 μm , una anchura de 50 μm y una profundidad de 20 μm para mecanizar un acero AISI 52100 y compararon su rendimiento con el de una herramienta sin texturizar. Gracias al texturizado, la superficie mecanizada tuvo menos restos metálicos pegados a la superficie. Además, hubo una menor cantidad de BUE pegada al filo, lo que conllevó a una reducción de la rugosidad superficial y del desgaste de la herramienta, mejorando de esta forma la calidad superficial del componente.

En su estudio, Zhang et al. (2017 a) analizaron la influencia de un texturizado en el mecanizado de acero endurecido AISI 1045. Para ello, variaron las velocidades de corte desde los 40 a los 200 $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ manteniendo el resto de parámetros de corte constantes. Tras los ensayos llegaron a la conclusión de que la herramienta texturizada tenía un menor coeficiente de fricción lo que hacía reducir las temperaturas y las fuerzas de corte. Con ello, la rugosidad superficial se vio mejorada. Este efecto se dio para todas las velocidades de corte ensayadas que, además, aumentaba la mejoría de la rugosidad y la reducción de la fricción, temperatura y fuerzas de corte al incrementar la velocidad.

Sin embargo, no todos los investigadores han obtenido buenos resultados a la hora de analizar la calidad superficial tras mecanizar con una herramienta texturizada. Un ejemplo de ello es el que investigaron Xing et al. (2014 b) al mecanizar un acero AISI 1045 endurecido con una herramienta de alúmina con TiC a diferentes velocidades de corte. Los texturizados ensayados fueron dos: uno con ranuras en paralelo al filo de corte y el otro en perpendicular al mismo. La distancia entre ranuras era de 150 μm con una anchura de 40 μm y una profundidad de 45 μm . Llegaron a demostrar que los texturizados propuestos influían negativamente sobre la superficie mecanizada con las cuatro velocidades probadas pues la rugosidad superficial fue mayor al mecanizar con las herramientas texturizadas. La explicación que dan de este fenómeno es que las ranuras presentes en la herramienta texturizada se reproducen en el material de trabajo aumentando su rugosidad superficial. Sin embargo, tanto las fuerzas de corte como la fricción y la temperatura disminuyeron para todas las velocidades ensayadas.

Importancia desde el punto de vista de la lubricación

Las ranuras o agujeros texturizados en las herramientas no solo reducen el área de contacto herramienta-pieza, sino que también hacen las funciones de depósito de lubricante, llegando a crear una película que ayude a reducir las temperaturas de corte y la fricción. Por ello, el estudio de los fluidos de corte junto a los texturizados en las herramientas tiene como objetivo mejorar la lubricidad del sistema tribológico. De esta

manera se puede saber cómo ayuda a reducir la interacción de la viruta sobre la herramienta y de la herramienta sobre la pieza. Lo bueno de los texturizados es que no tiene porqué usarse las lubricaciones tradicionales. Muchos investigadores rellenan las ranuras o agujeros texturizados con lubricantes sólidos como el MoS_2 (ver Figura II-50) con el objetivo de mejorar el rendimiento del mecanizado.

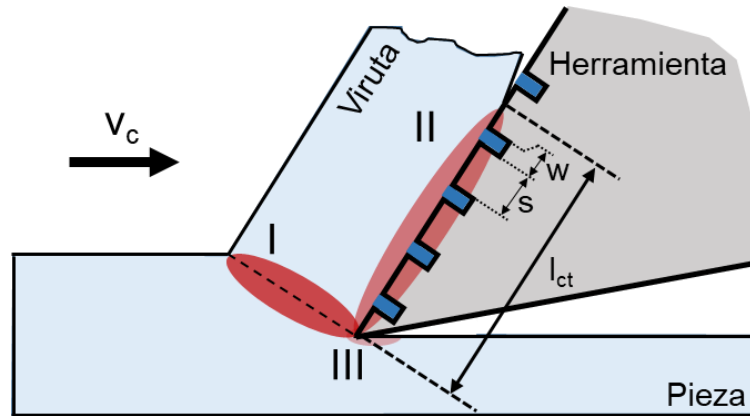


Figura II-50. Texturizado relleno de lubricante sólido.

La viruta, al deslizar sobre el texturizado, realiza una fuerza de sustentación hidrodinámica sobre las partículas de lubricante embebidas en las ranuras haciendo que salgan y proporcionando el efecto amortiguador al contacto herramienta-viruta (Singh et al., 2020). Gracias a la formación de esa fina capa, no hay contacto directo entre la herramienta y la viruta, que es lo que causa la reducción de la fricción ayudando a reducir las fuerzas de corte, la longitud de contacto herramienta-viruta y las temperaturas de corte (Ze et al., 2012; Ranjan y Hiremath, 2019).

En este sentido, al rellenar los texturizados con un lubricante, ya sea sólido o lubricantes más convencionales como taladrina o MQL, es crucial la profundidad de los texturizados. Debe de ser lo suficientemente grande como para albergar el lubricante, pero sin pasarse pues, a pesar de aumentar la capacidad de almacenar lubricante, también se deja más espacio para que entren restos de material o de la propia herramienta que impidan al lubricante quedarse en el texturizado (Obikawa et al., 2011). Al mismo tiempo, cabe resaltar que los texturizados micrométricos son mejores almacenes de lubricante que los nanométricos y, por tanto, son mejores para ser usados al mecanizar materiales endurecidos donde las fuerzas de corte tienen mayor relevancia que el desgaste de adhesión al filo (Nagpal et al., 2022).

Orra y Choudhury (2018) investigaron el efecto que tenían tres texturizados diferentes en una herramienta de alúmina con TiC durante el mecanizado de un acero endurecido AISI 4340. Los texturizados tenían 200 μm de anchura, una profundidad de 250 μm y una separación entre ranuras de 175 μm . Además, la mitad de las herramientas

texturizadas se impregnaron de un lubricante sólido, teniendo así un total de siete herramientas para ensayar: tres texturizadas y lubricadas, tres solo texturizadas y una sin nada a modo de referencia. Tras los ensayos, los investigadores concluyeron que la reducción de las fuerzas de corte y del desgaste a todas las velocidades de corte ensayadas fue debido a los texturizados. Sin embargo, el efecto del lubricante sólido se ve disminuido al aumentar la velocidad de corte debido a las altas temperaturas de corte alcanzadas que hacían que el lubricante se volviera inestable. De acuerdo con los autores, la mejora se debió a la aplicación de texturizados, que redujeron la longitud de contacto entre la herramienta y la viruta, y a la impregnación del lubricante sólido, que se extendió por la cara de desprendimiento de la herramienta, creando un medio lubricante seco, mejorando la vida útil de la herramienta.

Grguraš y Pušavec (2019) evaluaron el rendimiento de ocho diferentes patrones de texturizado en herramientas de metal duro en el mecanizado de un acero al carbono medio. Aunque el texturizado de la superficie no influyó en el rendimiento del mecanizado en comparación con las herramientas no texturizadas, el texturizado tuvo una influencia significativa en las fuerzas de mecanizado, obteniéndose los mejores resultados con las herramientas texturizadas en paralelo. Los autores explicaron que el mejor rendimiento de las texturas paralelas al filo de corte principal se debió a una mejor penetración del fluido de corte, ofreciendo un mejor sitio donde albergar ese refrigerante. Esto hizo que se mejorara la refrigeración y lubricación del contacto herramienta-viruta.

Mishra et al. (2020) texturizaron herramientas de metal duro sin recubrir para el mecanizado de Ti6Al4V. Después ensayaron cada una de esas cuatro herramientas en diferentes condiciones de lubricación que fueron en seco, con MQL y con nano-MQL (una mezcla de MQL y nanopartículas de alúmina) y bajo diferentes velocidades de corte. Los autores concluyeron que tanto el MQL como el nano-MQL reducían las fuerzas de corte y, así como el coeficiente de fricción entre herramienta y viruta. Los resultados obtenidos con el nano-MQL fueron aún mejores debido a la formación de una tribopelícula de nanopartículas depositadas en los texturizados, especialmente con las velocidades de corte más bajas. Además, gracias a esa película se consiguió reducir el efecto del corte derivativo.

Ensayos similares realizaron Singh et al. (2020) para el mecanizado de Ti6Al4V con metal duro sin recubrir. La diferencia es que, en vez de nano-MQL, usaron como lubricación MQL con grafeno. Al igual que otros autores, tras los ensayos concluyeron que las nanopartículas de grafeno mejoran el sistema de lubricidad, obteniendo mejores resultados en rugosidad, desgaste y viruta extraída que en el resto de herramientas.

Una variación a los texturizados con lubricación es la propuesta por Mishra et al. (2018 b) en la que recubren con dos recubrimientos distintos, AlTiN y AlCrN, una serie de herramientas texturizadas y otras sin texturizar y las comparan con dos herramientas sin recubrir una de las cuales estaba texturizada para mecanizar Ti6Al4V. Gracias a la superficie texturizada, el recubrimiento tuvo más superficie para la separación de las gotas, mejoró su crecimiento y redujo la cobertura de las gotas depositadas previamente, lo que a su vez ayudó a reducir los microdefectos del recubrimiento además de mejorar la adhesión del recubrimiento a la herramienta. En cuanto al mecanizado, con las herramientas texturizadas y recubiertas se obtuvieron reducciones en las fuerzas de corte y menores desgastes de flanco. Además, se disminuyeron los efectos del corte derivativo gracias al efecto del binomio recubrimiento-texturizado.

Resultados similares obtuvieron en otro estudio Mishra et al. (2019) al usar un recubrimiento de TiAlN para el mecanizado de Ti6Al4V. Al igual que con el AlTiN y el AlCrN, la herramienta recubierta y texturizada obtuvo las menores fuerzas de corte, el menor coeficiente de fricción, la menor longitud de contacto herramienta-viruta y los menores radios de curvatura de la viruta. En lo relacionado con el acabado superficial, concluyeron que las herramientas texturizadas y recubiertas y texturizadas presentaban una mejor calidad superficial que la herramienta sin texturizar y sin recubrir.

II. 4. 3. Preparación de filos: microgeometría del filo de corte

El filo de corte teórico de una herramienta se define como la intersección entre la cara de desprendimiento y la de incidencia. Hasta ahora, en el documento, se ha considerado que esa intersección es perfecta, formando un filo en punta. Esta asunción no es cierta, pues, debido al proceso de fabricación de los insertos, es muy complicado obtener un filo que acabe en punta (ver Figura II-51). No obstante, se ha tomado esa asunción de cara a simplificar las explicaciones. Por ello, en este apartado se va a hablar de la influencia del acabado de filo en el proceso de corte y derivados.

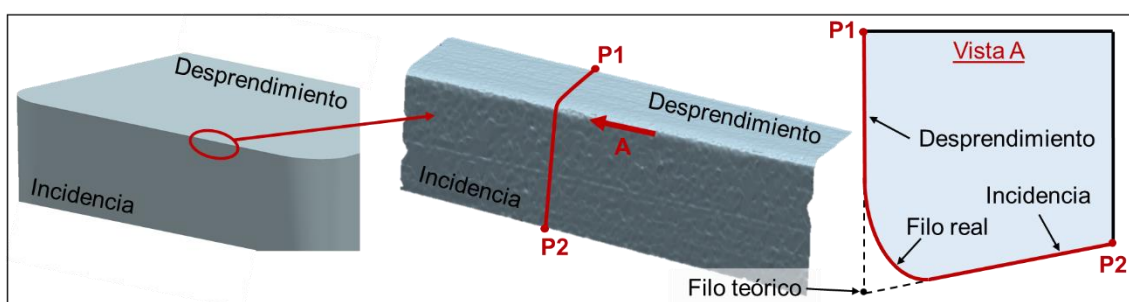


Figura II-51. Apariencia de un filo de corte real.

Para especificar la forma del filo de corte, en la industria se pueden encontrar diversidad de geometrías diferentes que definen cómo es el acabado del filo. En general, hay tres grandes grupos, tal y como se puede ver en la Tabla II-11, para definir los filos de corte: filos en punta, que apenas existe más que como modelo de aproximación; filos redondeados; y filos con chaflán. Además, existe la posibilidad de hacer combinaciones entre redondeos y chaflanes.

Tabla II-11. Tipos de acabado de filos de corte en herramientas de torneado.

Filo redondeado	Filo con chaflán	Otros
Radio simple	Chaflán simétrico	Filo teórico
Forma de trompeta	Chaflán asimétrico	Chaflán y redondeo
Forma de cascada	Doble chaflán	Doble chaflán y redondeo

Dentro de los filos redondeados existen tres tipos dependiendo de la forma que tenga el redondeo. Si es un arco de circunferencia perfecta o sin grandes variaciones, se puede asumir que el filo se puede aproximar por un radio (r). En el caso de que el filo

este curvado hacia la cara de desprendimiento, se le considera en forma de trompeta, mientras que, si está más curvado hacia la cara de incidencia, recibe el nombre de filo en forma de cascada. En el filo con forma de trompeta, la curvatura es mayor en el lado de incidencia. Por el contrario, en el filo con forma de cascada, la curvatura mayor ocurre en la cara de desprendimiento. En lo referido a los fillos con chaflanes, en vez de estar unidas las caras de desprendimiento e incidencia por una superficie curva, la unión se hace mediante una, en los casos del chaflán simétrico y del asimétrico, o varias caras planas, para el caso del doble chaflán.

Usar uno u otro tipo de filo de corte hace que el proceso cambie completamente, pues cada uno de ellos afecta de diferente manera a las fuerzas de corte, a la fricción del contacto herramienta-viruta, al material cortado, etc. Además, el tipo de acabado de filo afecta de forma considerable al posible recubrimiento que recubrirá la herramienta. Por ello, saber cómo afecta cada uno de ellos al proceso de corte y a la adhesión y posterior comportamiento del recubrimiento es fundamental. Debido a que en la industria está más extendido el uso de fillos de corte redondeados tanto en herramientas de fresado como en el torneado con metal duro y con cerámicas para procesos de acabado, en este apartado se hará un análisis de los fillos de corte con redondeo, aunque se hará una breve mención a los fillos achaflanados.

Definición del filo de corte

Para poder realizar un análisis en profundidad del efecto del filo de corte en el proceso de corte, es necesario tener definidos o parametrizados mediante variables la geometría de dicho filo. De esta forma, se pueden relacionar dichos parámetros del filo con el comportamiento de la herramienta durante el corte y optimizar la propia herramienta a través de la obtención de las mejores dimensiones del filo. Por consiguiente, en este apartado se van a describir las principales formas de parametrizar los fillos en función de si son achaflanados o redondeados. Aunque en el resto del apartado no se hable de los fillos con chaflán, se ha considerado de importancia describir cómo están parametrizados ya que su uso está muy extendido en la industria del torneado en duro, sector en el que el uso de herramienta cerámica está muy extendido.

Fillos de corte con chaflán

Definir un filo de corte con chaflán no tiene mucha complejidad pues únicamente con dos parámetros se puede definir, cuatro en el caso del doble chaflán, pero con la misma idea. El primero de los parámetros es la llamada anchura del chaflán, representado por b_n , y se mide en la dirección de la cara de desprendimiento tal y como se puede ver en la Figura II-52a. El otro parámetro es el ángulo del chaflán, γ_n , que se mide tomando

como referencia la cara de desprendimiento. En el caso de un chaflán simétrico, este ángulo es de 45° . Los chaflanes dobles se definen de la misma forma, pero el segundo chaflán, en vez de usar la cara de desprendimiento, se usa el chaflán previo como referencia para la toma de medidas (ver Figura II-52b), indicándose con un número al que se hace referencia empezando por el más cercano a la cara de desprendimiento.

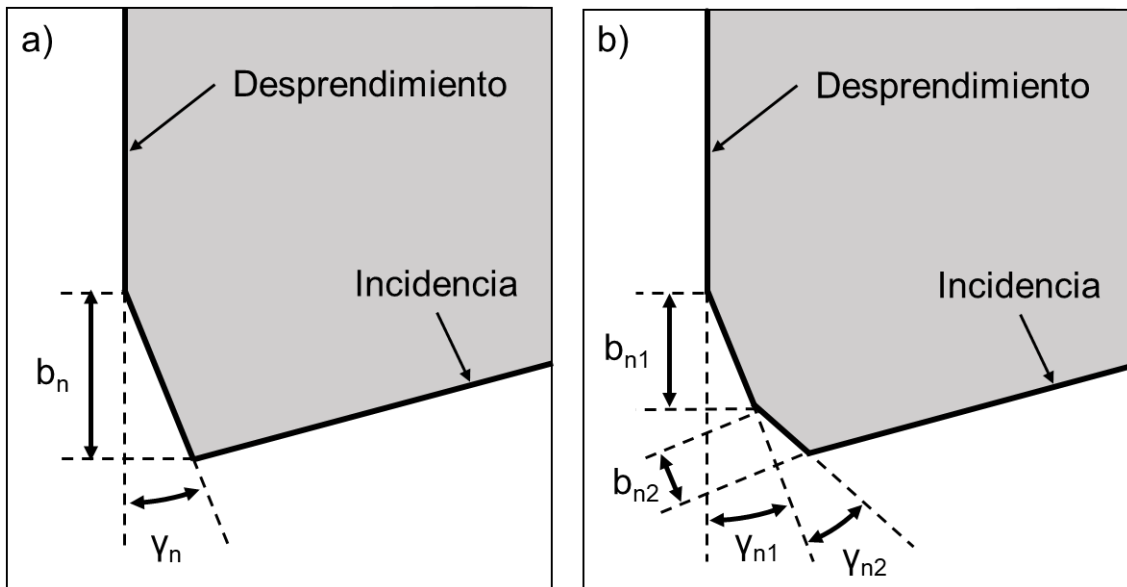


Figura II-52. Definición del filo de corte con un chaflán (a) o con doble chaflán (b).

En su estudio, Choudhury et al (2005) analizaron la influencia de estos dos parámetros en el mecanizado de aceros Assab 760. Probaron diferentes anchuras y ángulos bajo diferentes velocidades de corte. Concluyeron que el efecto del chaflán tiene mayor influencia en las fuerzas en la dirección del avance que en la fuerza de corte principal. Además, la anchura del chaflán resultó ser el factor más influyente en las fuerzas de corte pues, al aumentar su dimensión, las fuerzas de corte se incrementan. Por ello, con la herramienta con el filo en punta se obtuvieron las menores fuerzas de corte. En relación con la vida útil de la herramienta, el ángulo del chaflán tiene una mayor influencia que la anchura, siendo la herramienta con menor ángulo la que mayor vida útil obtuvo durante los ensayos.

Filos de corte redondeados

Desde los años 2000 la tendencia a estudiar los filos de corte redondeados ha incrementado, pues, tal y como Denkena y Biermann (2014) en su estudio, las publicaciones en este ámbito se han disparado. En la literatura muchos autores han propuesto formas de definir los filos redondeados, cada cual aplicando diferentes conceptos e ideas. A continuación, se va a hablar de los métodos más comunes, cómo se obtienen, y cuáles son sus ventajas e inconvenientes.

El primero de ellos es el propuesto por Tikal y Holsten (2008). Se basa en obtener una circunferencia a partir de cuatro radios aproximados de la curvatura del perfil curvo del filo. Para obtener esa circunferencia, proponen seguir una metodología que se detalla en los siguientes puntos (Tikal y Holsten, 2008):

1. Obtener el punto de corte P_t (ver Figura II-53a) entre la bisectriz del ángulo β y el perfil del filo.
2. Con una línea perpendicular a la línea bisectriz se corta la cara de incidencia y la de desprendimiento obteniendo los puntos P_α y P_γ respectivamente.
3. Se traza una circunferencia con centro P_t y radio la distancia P_t-P_γ . Los puntos de corte con el perfil son a y b .
4. Sobre los puntos a y b se trazan las tangentes al perfil curvo (ver Figura II-53b).
5. Se determinan los radios r_1 a r_4 de transición entre las tangentes o las tangentes y las caras de desprendimiento e incidencia.
6. Determinar el radio de referencia de la circunferencia que mejor se ajusta a las tangentes y a las caras de incidencia y desprendimiento y tiene su centro en la bisectriz del ángulo β .

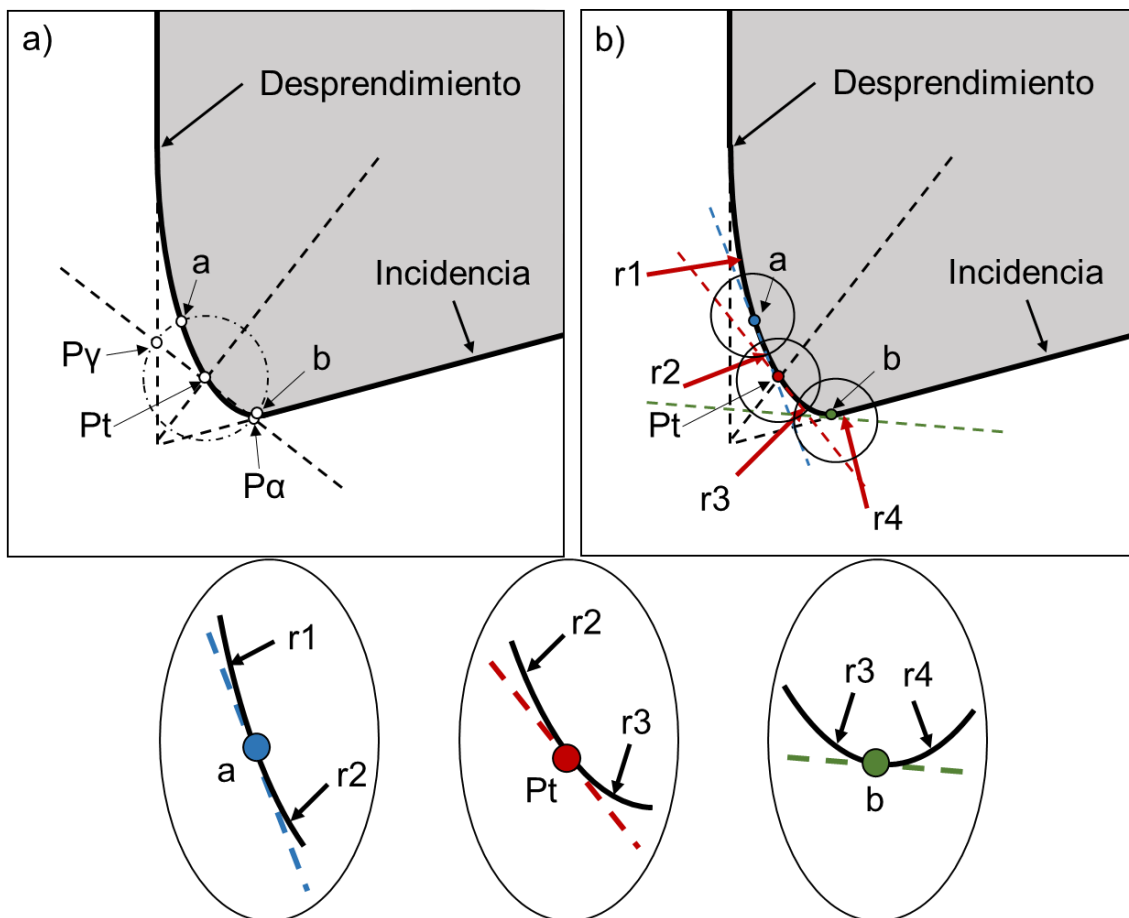


Figura II-53. Método para la definición del filo redondeado propuesto por Tikal y Holsten (2008).

Este método trae consigo varios inconvenientes y es que para la definición del filo de corte son necesarios cinco radios diferentes, además de ser un método complejo de realizar. Asimismo, con esos cinco radios es difícil imaginar cómo es el filo, es decir, es poco intuitivo. Para el ajuste de los radios, son necesarias pequeñas zonas de curvatura, lo que puede traer consigo problemas de ajuste de los radios (Wyen et al., 2012).

Otro de los métodos es el propuesto por Cortés Rodríguez (2009). En este caso, el perfil del filo de corte se aproxima por un polígono de grado seis. A partir de ese polinomio aproximado se realiza un ajuste para dar con el radio que mejor se adapte al perfil curvo. No obstante, es posible calcular cualquier parámetro que sirva para describir la curvatura del filo teniendo en cuenta los parámetros de corte para definir el filo (Cortés Rodríguez, 2009):

1. Aproximar la nube de puntos del filo a un polinomio de grado seis.
2. Obtener el punto n como el punto más bajo del perfil en la dirección de la bisectriz del ángulo β (ver Figura II-54a).
3. Se traza una recta paralela a la bisectriz de β por el punto n. A una distancia y_n se traza una recta perpendicular a la misma hasta cortar la cara de incidencia y la de desprendimiento. Desde la recta que pasa por el punto n hasta el corte con desprendimiento hay una distancia q y una distancia p hasta incidencia.
4. El valor de asimetría del perfil es la relación $S_{cortes} = \frac{p}{q}$.
5. El punto 1 (ver Figura II-54b) es la tangente del perfil con la superficie del componente mecanizado, mientras que el punto 2 está delimitado por el espesor de viruta sin cortar h .
6. Con los puntos 1, 2 y n se obtiene el valor h_n .

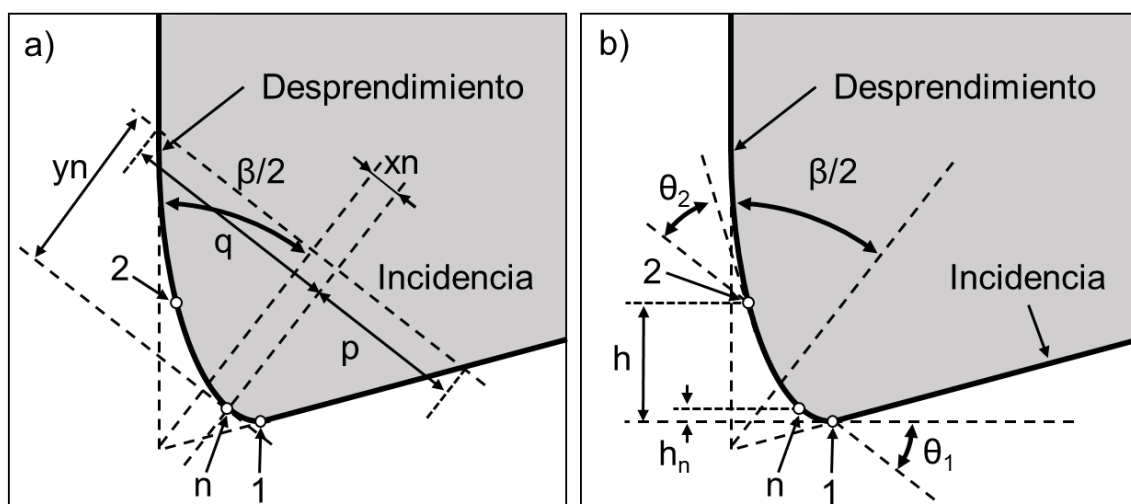


Figura II-54. Método para la definición del filo redondeado propuesto por Cortés Rodríguez (2009).

El valor de h_n está muy relacionado con el flujo de la viruta por el perfil curvado de la herramienta. Es un punto que se obtiene de forma geométrica de manera sencilla, lo cual es una gran ventaja respecto a otros métodos. Además, este método presenta una gran ventaja respecto a otros y es que, al usar los parámetros de corte, se evitan dificultades que tienen otros métodos de decir qué punto es el que separa la cara de desprendimiento o la de incidencia de la parte curvada del perfil.

Sin embargo, este método no tiene en cuenta el error de asumir el perfil real de la herramienta a un polinomio de grado seis ni tampoco del fenómeno de la oscilación, que, al ser de grado seis el polinomio aproximado, añade más riesgo de que ocurra. Como consecuencia, pueden surgir grandes desviaciones entre la función ajustada y el perfil real. Las desviaciones dependen sin duda de la forma real del filo y de la zona elegida para el ajuste polinómico. Por ello, en muchos casos hacer una aproximación a un polinomio de grado seis es peor que hacerlo a una circunferencia. Además, para una descripción general del filo de corte de una herramienta la cantidad de parámetros que propone el método puede resultar en inmanejable (Wyen et al., 2012).

Otros de los métodos para definir un filo de corte son los iterativos como el propuesto por Wyen et al. (2012). Se basan en hacer aproximaciones a partir de un primer círculo para después ir corrigiendo el radio del círculo hasta que el error entre el círculo y los puntos del perfil sea el mínimo. Estos procesos tienen dos inconvenientes. El primero de ellos es que el cálculo para obtenerlo no es algo inmediato ni hay uno general que se use en la industria. Cada programa tiene el suyo y dos programas diferentes pueden dar resultados muy diferentes. El segundo de ellos es que pocos filos de corte se pueden asemejar a un círculo, ya sea porque el propio filo tiene algún defecto o porque se adapta mejor a una elipse, algo mucho más frecuente. Al final un círculo es un caso particular de elipse en el que los semiejes miden lo mismo.

Por ende, dentro de los métodos iterativos también es posible encontrar los que adaptan el perfil de la herramienta a una elipse tal y como se puede ver en la Figura II-55. Al igual que en los casos de aproximar el perfil a un círculo, estos también presentan una serie de inconvenientes anteriormente comentados. No obstante, en este caso se añade una dificultad extra y es que el número de variables para definir una elipse es mayor que para el caso de un círculo. Sin contar el posicionamiento de esta, algo que tampoco se tiene en cuenta al usarse un círculo, para definir una elipse se necesitan tres variables, los dos semiejes y la inclinación de la elipse, frente a una única variable, el radio, para definir la circunferencia. Es por ello por lo que este tipo de método para definir el filo de corte redondeado no es muy utilizado, aunque en ocasiones se utiliza.

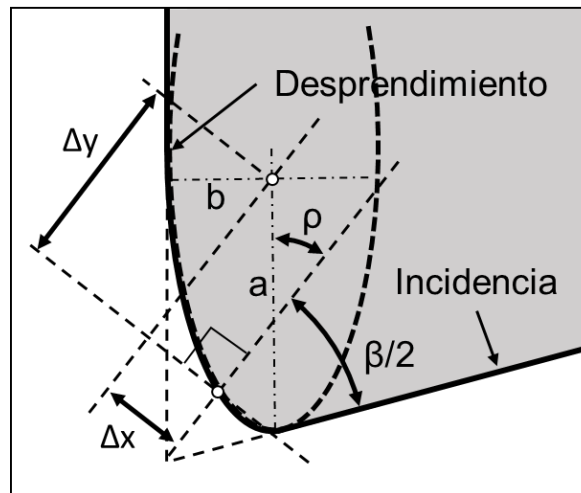


Figura II-55. Aproximación del redondeo de un filo con forma de elipse. Adaptado de Wyen et al. (2012).

El último de los métodos para definir el filo de corte de una herramienta del que se va a hablar es el que proponen en su investigación Denkena et al. (2005). En vez de aproximar el perfil a una cónica como en el resto de propuestas, en su estudio proponen utilizar cuatro parámetros para definir el filo, aunque con tres de ellos ya se puede hacer una idea de cómo es el filo. Dichos parámetros son las distancias S_α , S_γ y Δr y el ángulo φ tal y como se puede ver en la Figura II-56. El proceso para obtener esos parámetros es el siguiente (Denkena et al., 2005):

1. Alargar la cara de incidencia y de desprendimiento hasta que se corten.
2. Determinar la bisectriz del ángulo β .
3. Encontrar los puntos desde los que el perfil se separa de las caras de desprendimiento e incidencia.
4. Medir las distancias desde el punto intersección de las caras de incidencia y desprendimiento hasta los puntos de separación. S_α es la distancia en cara de incidencia y S_γ en la cara de desprendimiento.
5. Determinar la distancia Δr que es la mínima desde el punto intersección de las caras de incidencia y desprendimiento hasta el perfil de la herramienta.
6. Establecer el ángulo φ entre la bisectriz del ángulo β y la recta que pasa por el punto intersección de las caras de incidencia y desprendimiento hasta el punto de que determina el valor de Δr . A este ángulo φ se le llama ángulo ápex.
7. Calcular la ratio K entre S_γ y S_α (ver Ecuación II-22).

$$K = \frac{S_\gamma}{S_\alpha}$$

Ecuación II-22

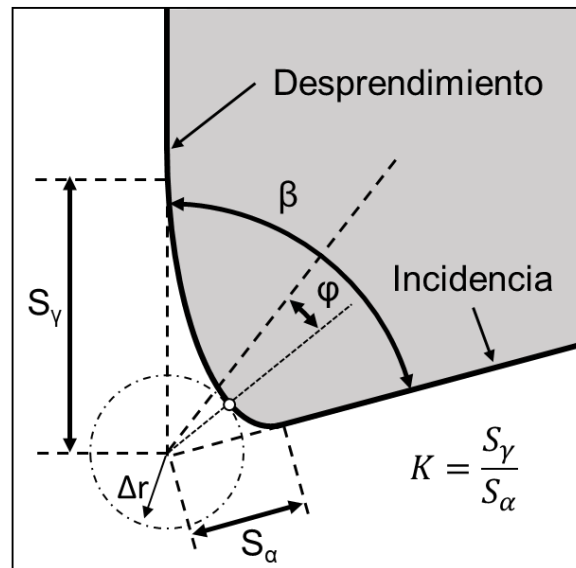


Figura II-56. Método para la definición del filo redondeado propuesto por Denkena et al. (2005).

Con la ratio de asimetría K es posible saber qué forma tiene el perfil. Un valor mayor que 1 implica un filo en forma de trompeta, mientras que si es inferior a 1 será en forma de cascada. Un valor de K igual a 1 indica un perfil simétrico, pero no por ello será circular pues ahí entra la influencia de la distancia Δr . Cuanto menor sea esta distancia, más afilado es el filo de corte. El ángulo ϕ describe también la asimetría del perfil ya que indica el desplazamiento del punto ápex a la bisectriz del ángulo β . Si es en la dirección de las agujas del reloj respecto a la bisectriz, el ángulo es negativo y es positivo cuando va en la dirección contraria a las agujas del reloj. Por ello, no se suele indicar al existir la ratio K .

Para que el perfil pueda ser aproximado a una circunferencia perfecta, se han de cumplir la Ecuación II-23 y la Ecuación II-24. En ese caso, el radio r de la circunferencia se puede obtener con la Ecuación II-25.

$$K = 1 \quad \text{Ecuación II-23}$$

$$\Delta r = \frac{S_\alpha}{\cos\left(\frac{\beta}{2}\right)} \cdot \left(1 - \sin\left(\frac{\beta}{2}\right)\right) \quad \text{Ecuación II-24}$$

$$r = S_\alpha \cdot \tan\left(\frac{\beta}{2}\right) \quad \text{Ecuación II-25}$$

Este método tiene ciertas ventajas en comparación con los anteriormente descritos. En primer lugar, los parámetros Δr , S_y y S_α son fácilmente imaginables gracias a su simplicidad y ayudan a hacerse una idea de cómo es el filo de corte de una forma rápida. En segundo lugar, al no aproximar el perfil a un radio o elipse, la magnitud de los

parámetros obtenidos es menos sensible a la incertidumbre de aproximar el perfil a dicha geometría.

No obstante, este método también presenta ciertas desventajas. Obtener el punto ápex desde una nube de puntos hace que no se obtenga el punto exacto pues podría encontrarse entre dos puntos de esa nube. Por ello, dependiendo de quién lo está midiendo la obtención de este parámetro variará. Por otro lado, aproximar las superficies de incidencia y desprendimiento a dos líneas rectas que se cortan trae consigo errores ya que las superficies reales pueden traer defectos de fabricación (Wyen et al., 2012).

Aun así, debido a la simplicidad, los pocos parámetros que intervienen y lo fácil que es hacerse una idea de cómo es el filo con esos parámetros, a lo largo de esta tesis se va a utilizar el método propuesto por Denkena et al. (2005) para describir el filo de corte además de aproximar el perfil a un radio para simplificar el propio filo. De esta manera, se podrá relacionar el radio y los parámetros de Denkena con el comportamiento de la herramienta durante el mecanizado.

Métodos de preparación del filo de corte redondeado

Una vez definido el filo de corte, ya es posible obtener correlaciones entre el filo y el comportamiento al mecanizar. Sin embargo, es importante saber cómo lograr ese filo de corte que optimice el proceso de mecanizado. Además, es necesario tener una tecnología que sea capaz de generar esas geometrías de los fillos y que lo reproduzca en todas las herramientas. Por consiguiente, conseguir una buena repetitividad a la hora de generar los fillos de corte que optimicen el proceso de mecanizado es fundamental. Es necesario tener una tecnología que sea capaz de repetir el mismo filo o dejarlos muy parecidos en todas las herramientas que reciban un tratamiento de filo y tener bien controlada dicha tecnología.

En la literatura, los investigadores realizan estos acabados de filo con ocho tecnologías diferentes. Dichas tecnologías son: el *Abrasive jet machining*, el cepillado, el *Drag finishing*, el mecanizado por abrasión magnética, el mecanizado por flujo abrasivo, el rectificado, el EDM y el mecanizado láser. En la Figura II-57 se puede ver un dibujo esquemático de cada una de las tecnologías. En lo que respecta al rendimiento y a la precisión del proceso, cada una de las tecnologías tiene su campo de aplicación, aunque las cuatro más utilizadas, y de los que se hará una descripción más detallada, son el *Drag finishing*, el cepillado, el *Abrasive jet machining* y el rectificado.

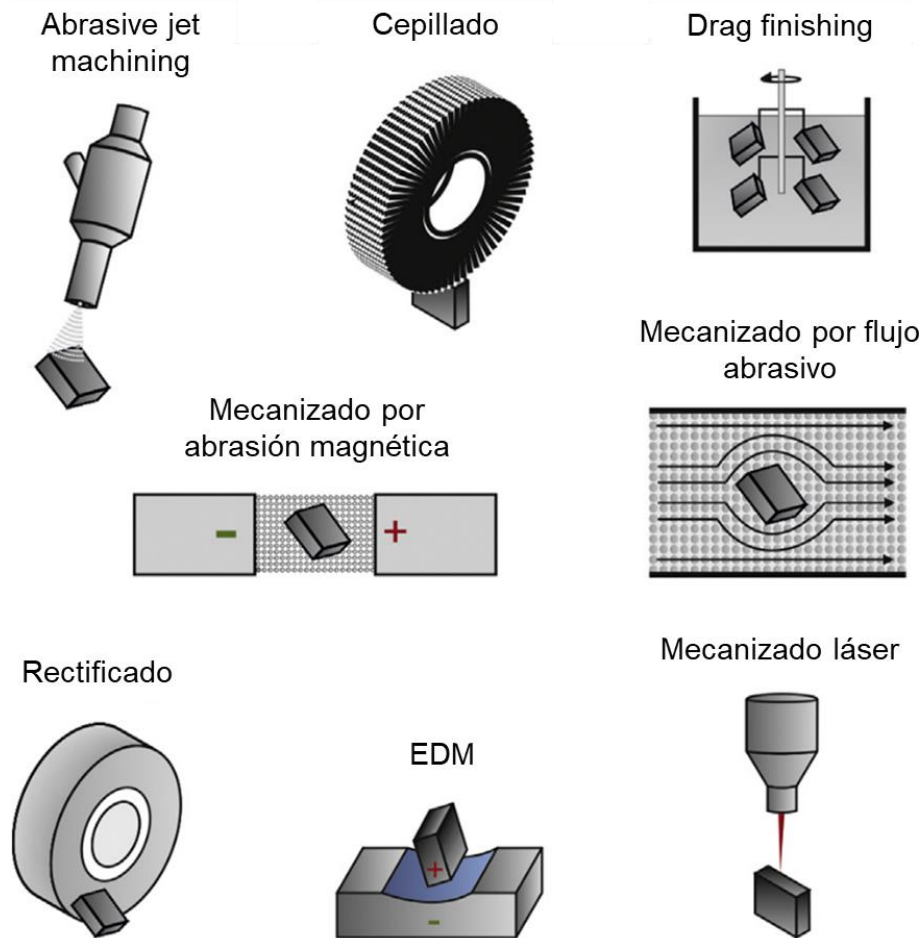


Figura II-57. Tecnologías para preparar los filos de corte. Adaptado de (Denkena y Biermann, 2014).

Una vez realizado el proceso de sinterizado en las herramientas de metal duro y en las cerámicas, las herramientas pasan por un proceso de rectificado para dejar la geometría de las herramientas en las tolerancias que precise cada una de ellas. También se usa este proceso para dejar chaflanes, simples o dobles, en los filos de corte. Sin embargo, el rectificado deja marcas del proceso en la superficie de la herramienta, haciendo que se introduzca en el filo micro daños que pueden resultar en perjudiciales para la herramienta. Por ello, el rectificado está limitado a geometrías simples o como proceso de semiacabado del filo de corte (Tönshoff y Mohlfeld, 1998; Denkena y Biermann, 2014).

Debido a ello, es común utilizar otros procesos que quiten esas marcas que deja el rectificado, así como redondear los filos para las aplicaciones que lo precisen. El *Abrasive jet machining* es una de esas tecnologías de acabado de filos redondeados. Consiste en lanzar un chorro de partículas abrasivas para modificar tanto la rugosidad como la redondez de los filos. Esas partículas están aceleradas por un medio conductor, aire, por ejemplo, que arrancan material de la matriz de la herramienta y/o carburos en

el caso de herramientas de metal duro. Gracias a ello y a la reducción de la rugosidad del filo, es posible obtener mejores adherencias de los recubrimientos. Para obtener una buena repetitividad y una alta precisión, la boquilla por donde sale el flujo de partículas abrasivas suele estar guiada por un dispositivo robotizado (Tönshoff y Mohlfeld, 1998; Bouzakis et al., 2014). No obstante, este proceso requiere controlar una gran cantidad de parámetros (material abrasivo, tamaño y forma de las partículas abrasivas, geometría de la boquilla, velocidad de salida, presión, distancia a la que posicionar, etc.) lo que hace que sea una tecnología compleja de ser usada (Cortés Rodríguez, 2009). Es requerido un alto conocimiento del proceso para lograr los radios de filo deseados.

El cepillado es otra de las tecnologías más utilizadas para el redondeo de filos. En este caso, como su nombre indica, el perfil de la herramienta es tratado con un cepillo. Este es un cepillo especial en el que las cerdas están hechas de filamentos de polímero o cable con granos abrasivos adheridos a lo largo de su superficie. En este proceso influyen la velocidad de avance y de giro del cepillo, así como la dirección en la que avanza, por lo que es posible generar gran cantidad de filos diferentes cambiando pocos parámetros y de una forma muy simple. Pese a ello, es complicado analizar el efecto del desgaste de los filamentos sobre las herramientas. Además, es un proceso de prueba y error debido al poco conocimiento de las fuerzas que influyen en el propio proceso (Bouzakis et al., 2014; Denkena y Biermann, 2014).

En el caso del *Drag finishing*, el proceso es algo diferente pues la herramienta está sumergida en un medio abrasivo hecho de partículas de diamante o cerámicas mezclada con partículas orgánicas, aunque pueden usarse únicamente abrasivos cerámicos (Pérez-Salinas et al., 2023). La herramienta a modificar se hace rotar en ese medio abrasivo mediante un brazo principal y unos satélites, gracias a lo cual se consigue esa extracción de material de la herramienta que redondea el filo (Vozar et al., 2019). Tanto esta tecnología como el cepillado son procesos de baja inversión en comparación con otros. En lo que respecta a los parámetros del *Drag finishing*, son cinco los que influyen en el proceso: velocidad de rotación, sentido de la rotación, tiempo del proceso, profundidad de inmersión y tipo de grano abrasivo. Sin embargo, los que mayor influencia tienen sobre el proceso, de acuerdo con Pérez-Salinas et al. (2023), son la profundidad de inmersión y el tiempo. Es cierto que en su estudio mantuvieron constantes la velocidad de giro y el tipo de abrasivo, pero es algo que puede ser común en un proceso industrial. Peter et al. (2020), en cambio, concluyeron que el parámetro con mayor influencia es la velocidad de rotación. Así pues, solo variando la velocidad de rotación y el tiempo se pueden obtener gran cantidad de redondeos diferentes, lo que lo hace un proceso muy interesante de cara a redondear filos (Jozef et al., 2020).

Además, es compatible y sencillo de implementar con geometrías de herramientas complejas como fresas o brocas (Vozár et al., 2020). Su principal desventaja es que requiere de mucha prueba y error, pero con un futuro prometedor si se le dedica mayor profundidad de estudio (Bouzakis et al., 2014; Denkena y Biermann, 2014).

Tanto el *Abrasive jet machining* como el cepillado y el *Drag finishing* son procesos que dejan tensiones compresivas en la propia herramienta de corte (Denkena y Breidenstein, 2011; Denkena et al., 2014). Otra gran ventaja de estos procesos es que reducen la rugosidad que deja el rectificado sobre el propio filo de corte (Bouzakis et al., 2001, 2014; Pérez-Salinas et al., 2023). No obstante, los tres procesos tienen sus hándicaps a la hora de ser implementados como tecnología para redondear filos: El *Abrasive jet machining* por su gran cantidad de parámetros y costosa inversión; el cepillado por requerir programación para 5 ejes (para interpolar del radio requerido) y por ser un proceso de prueba y error; y el *Drag finishing* por ser también un proceso de prueba y error y tener influencia de varios parámetros que se deben controlar.

No obstante, en la literatura se pueden encontrar diferentes estudios que analizan la influencia de cada una de las tres tecnologías en el mecanizado. Uno de estos estudios es el realizado por Wang et al. (2020). En él, realizaron un tratamiento de cepillado, de *Drag finishing* y de *Abrasive jet machining* sobre tres herramientas iguales de metal duro, dejando un radio final de filo de 20 μm aproximadamente, y lo compararon con una cuarta herramienta sin tratar que tenía un radio de 5 μm . Realizaron su investigación mecanizando un acero AISI 4140 con una dureza de 32 HRC y con una velocidad de corte de $300 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, un avance de $0,10 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ y una profundidad de corte de 3 mm.

Tras el tratamiento de filo se vio que el *Abrasive jet machining* fue el que menores desviaciones obtuvo en las medidas del filo, aunque en general las tres tecnologías dieron desviaciones bajas. En relación con la rugosidad del filo, la herramienta tratada con *Abrasive jet machining* tuvo la peor rugosidad de las cuatro herramientas, pero en la investigación no se comenta cómo estaba el filo antes del tratamiento.

En lo relativo al mecanizado, llegaron a la conclusión que el tratamiento de filo que mejores prestaciones tenía era el tratado por *Drag finishing*. Obtuvo las menores fuerzas de corte y mayor vida de herramienta. Comparada con la herramienta de referencia, las tratadas tuvieron mayor vida útil, pero fuerzas de corte mayores. Esto es lógico debido a que, al tener mayor radio, le cuesta más arrancar material, pero le da al filo una mayor resistencia. Otra conclusión que obtuvieron fue que, con el tratamiento de *Drag Finishing* las rugosidades de la pieza final fueron reducidas en comparación con todas las herramientas ensayadas, siendo la de referencia la que peores resultados obtuvo.

En otro estudio realizado por Straka y Vopat (2022) compararon las tecnologías de cepillado, *Drag finishing* y *Abrasive jet machining* entre sí al mecanizar Inconel® 718. En este caso utilizaron tres herramientas de metal duro idénticas y unos parámetros de corte de $40 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ de velocidad de corte, $0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ de avance y 1 mm de profundidad de corte. El radio de corte tras los tratamientos de filo era de $35 \text{ }\mu\text{m}$ y se partió de un radio de $10 \text{ }\mu\text{m}$. Hicieron únicamente un análisis de la vida útil de la herramienta que resultó en que los mejores resultados se obtuvieron tras el tratamiento de *Drag finishing*. Se obtuvo un incremento de la vida de la herramienta de más del 130% en comparación con el cepillado, que resultó ser el peor.

En vista de los estudios anteriores, de su facilidad de uso, de su alta versatilidad y de los pocos parámetros que influyen en el proceso, a lo largo de la tesis se usará la tecnología de *Drag finishing* para los estudios que precisen de un tratamiento de filo. Es cierto que es una tecnología que funciona por prueba y error, pero, al limitar el tipo y tamaño de grano abrasivo y la profundidad de inmersión de las herramientas a una concreta, es más sencillo obtener los parámetros de control del proceso.

Influencia de los redondeamientos de filo en el mecanizado

El redondeamiento de los filos tiene una función y una consecuencia. Por un lado, mejorar la adhesión de los recubrimientos a la herramienta y, por otro lado, influir en el propio proceso de corte al modificarse la geometría de la herramienta que interfiere con el material a cortar. Como se verá a continuación, se ha de buscar un equilibrio a la hora de diseñar la geometría del filo de corte ya que un filo muy afilado perjudica la adhesión del recubrimiento además de ser más frágil, mientras que uno excesivamente romo perjudica al proceso de corte. Dependiendo de la operación a realizar, de la combinación de materiales tanto de herramienta como de la pieza a mecanizar y de la tecnología usada para recubrir las herramientas, se ha de buscar el radio que optimiza la adhesión del recubrimiento y el comportamiento de la herramienta durante el corte.

Influencia del filo redondeado en el recubrimiento

Una correcta preparación del filo antes de recubrir la herramienta es clave para un buen funcionamiento de este durante el mecanizado (Tönshoff et al., 1998). La superficie a recubrir ha de estar libre de rebabas que puede dejar el proceso de rectificado previo al tratamiento de filos. Además, la rugosidad que queda en el filo de corte no ha de tener grandes ondulaciones. Una rugosidad incorrecta implica un fallo en la adhesión del recubrimiento en las crestas dejadas por el proceso de rectificado debido a la concentración de tensiones residuales (Fernández De Larrinoa, 2015).

En lo relativo al propio redondeo del filo, este tiene una serie de limitaciones en cuanto a su tamaño. El tamaño máximo que puede tener está acotado por el comportamiento durante el proceso de corte como se verá más adelante. Sin embargo, el tamaño mínimo lo limita el propio recubrimiento. Una herramienta que no vaya a ser recubierta no está acotada por ese radio mínimo y lo único que puede restringir el radio sería la resistencia y fragilidad del filo.

El proceso de recubrir la herramienta tiene dos limitaciones en lo que respecta a la geometría del filo. La primera de ellas es el llamado efecto gota. Cuando el radio del filo tiene un radio grande, tal y como se puede ver en la Figura II-58a, el recubrimiento se adhiere sin problema sobre la superficie de la herramienta. No obstante, si el radio de filo es muy pequeño (ver Figura II-58b) se produce una acumulación del material de recubrimiento, produciendo una protuberancia en el filo en vez de quedarse en el radio que le correspondería (línea de puntos de la Figura II-58b). Este saliente provoca que el recubrimiento se fragilice ya que es más sencillo que se rompa por esa zona al mecanizar. De esta forma, el recubrimiento no cumpliría con su objetivo de proteger a la herramienta.

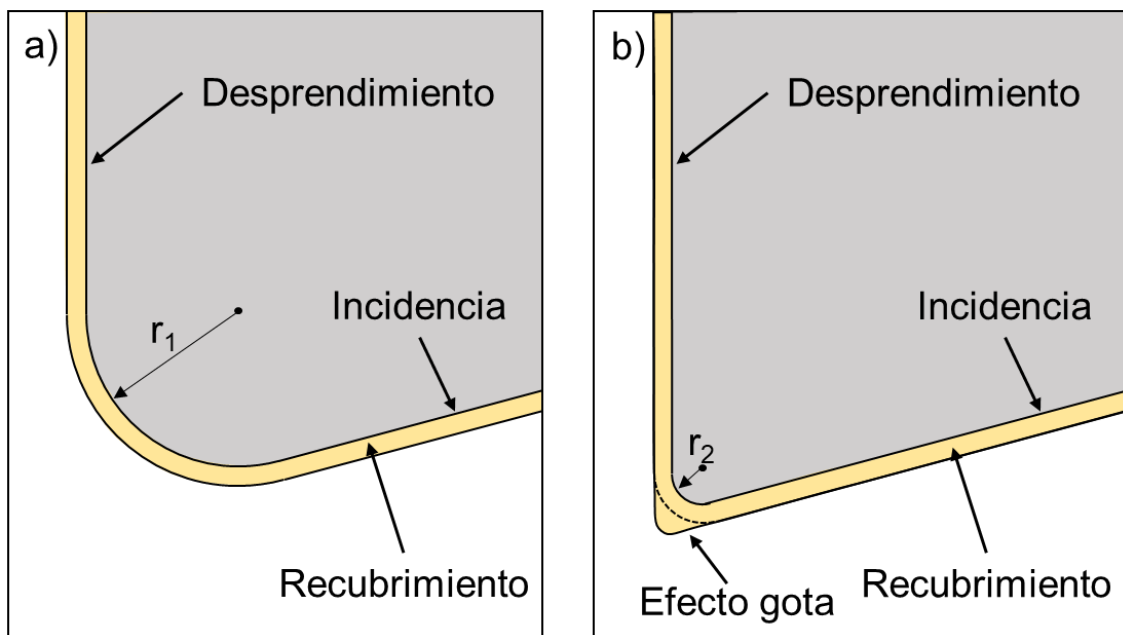


Figura II-58. Efecto del radio a la hora de recubrir una herramienta.

La segunda limitación tiene que ver con las propias tensiones residuales que deja el recubrimiento al enfriarse sobre la herramienta. Estas tensiones son compresivas y se neutralizan en las zonas planas de la herramienta como son la superficie de incidencia y la de desprendimiento. Sin embargo, en las zonas curvas la resultante de las tensiones residuales tiende a generar una delaminación del recubrimiento, efecto que se acentúa al disminuir el radio de esa zona curva (Fernández De Larrinoa, 2015).

Influencia del filo redondeado en el proceso de corte

Al incluir un filo redondeado en el esquema de la zona de corte, el propio mecanismo de corte se ve afectado. El contacto herramienta-pieza se ve modificado en comparación con un filo en punta. Una herramienta con un filo redondeado implica que el material a mecanizar es empujado hacia la viruta y hacia la superficie mecanizada. Al material empujado por el efecto del redondeo del filo se le llama *Dead metal zone* (DMZ). En la Figura II-59 se puede ver algunas de las diferentes formas de definir la DMZ que se pueden encontrar en la literatura.

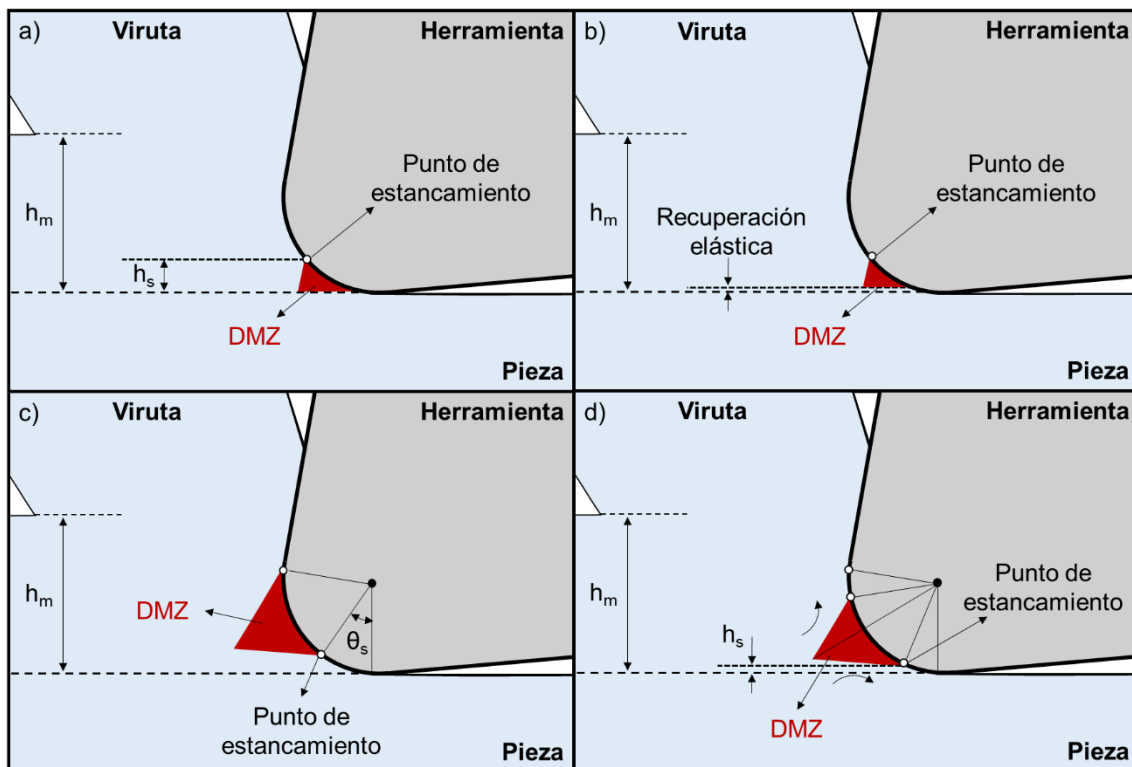


Figura II-59. Diferentes formas de definir la DMZ según (a) Basuray et al. (1977), (b) Abdelomoneim y Scrutton (1974), (c) Zhang et al. (2017) c) y (d) Cheng et al. (2021).

En los primeros estudios relacionados con la DMZ se creía que esta aparecía por debajo del punto de estancamiento (ver Figura II-59a y Figura II-59b), punto por debajo del cual no hay corte sino aplastamiento del material. Sin embargo, gracias a la simulación por MEF se ha visto que la DMZ no está debajo del punto de estancamiento. De esta forma, en los últimos años los investigadores tienden a definir la DMZ de forma parecida a las expuestas en la Figura II-59c y Figura II-59d. Aun no hay consenso de cómo acotar la zona de DMZ sin recurrir a la simulación. Tal y como se puede ver en la Figura II-60, se puede definir la DMZ como la zona en la que la viruta parece estancada, pero, al no tener velocidad cero, se deduce que hay una separación dentro de la zona DMZ (Agmell et al., 2016; Hu et al., 2021). Parte de esa zona fluirá con la viruta en los instantes siguientes y la otra parte quedará aplastada por la herramienta (Li y Chang, 2022 a).

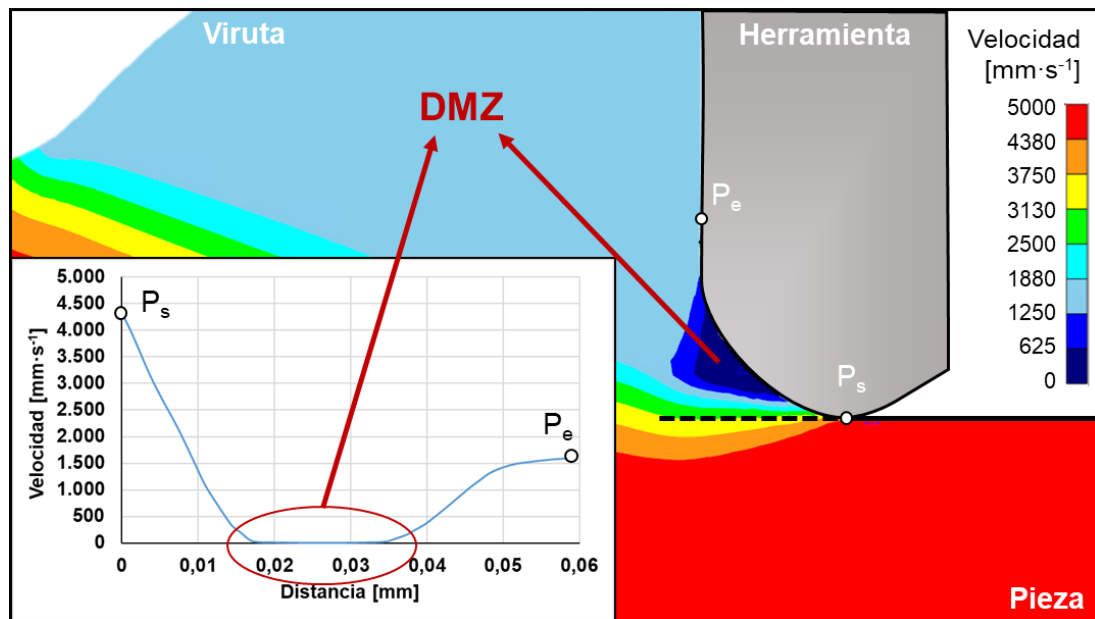


Figura II-60. Simulación MEF en la que se aprecia la DMZ.

Por ende, esta zona de material semi-estancado es la que produce el efecto de empuje del material. Este efecto recibe el nombre de *ploughing* y, debido a ese empuje, las fuerzas generadas durante el corte y la energía requerida para producirlo incrementan, pudiendo afectar a la integridad de la superficie mecanizada (Melkote y Subbiah, 2013). En los filos en punta el *ploughing* no tiene lugar, por lo que la distribución de fuerzas varía de forma significativa al incluir un filo redondeado. En la Figura II-61 se pueden ver las diferencias entre un filo y otro junto con la distribución de fuerzas asociada.

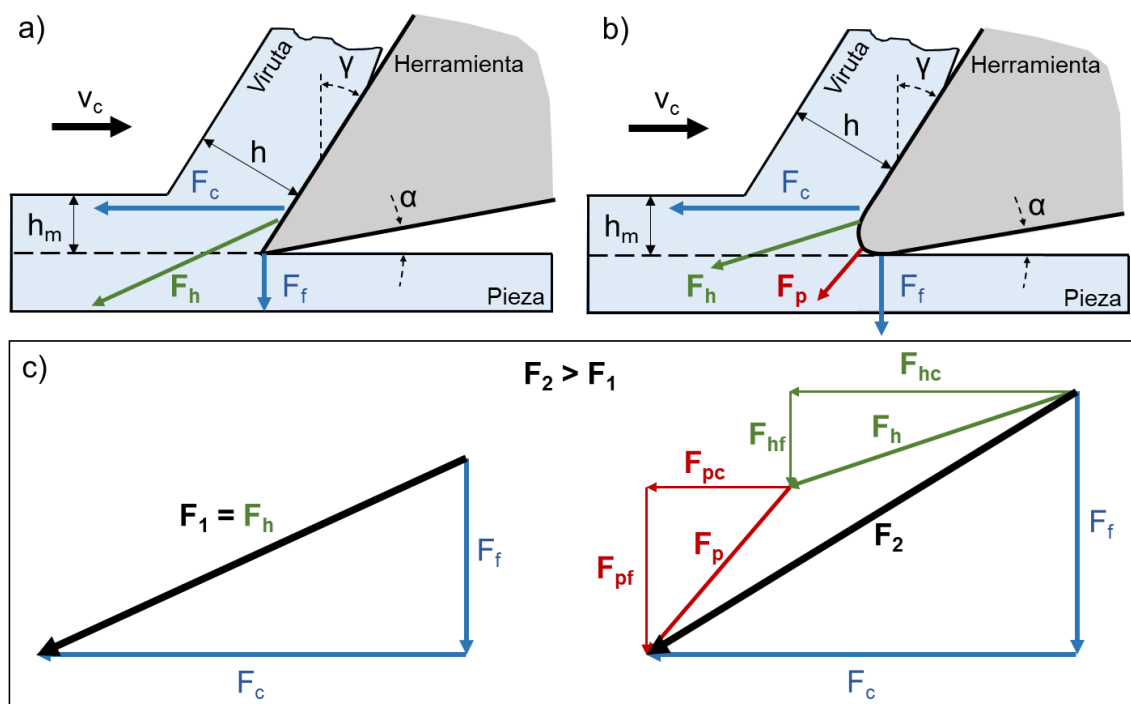


Figura II-61. Variación de la distribución de fuerzas de corte para herramienta en punta (a) y con filo redondeado (b). Diagrama de fuerzas para cada caso (c).

La F_h es la fuerza que se requiere para cortar el material debido al espesor de viruta sin cortar h_m . F_p es la fuerza requerida para el *ploughing* y, por ello, aparece cuando hay un filo redondeado. Juntas hacen la resultante de la fuerza generada en el proceso de cortar el material (ver Ecuación II-26). F_{hf} y F_{hc} son las componentes de la fuerza F_h en la dirección de la fuerza de avance (F_f) y en la de la fuerza de corte (F_c), respectivamente (ver Ecuación II-27). F_{pf} y F_{pc} son las componentes de la fuerza F_p en la dirección de la fuerza de avance y en la de la fuerza de corte, respectivamente (ver Ecuación II-28).

$$\vec{F} = \vec{F}_c + \vec{F}_f = \vec{F}_h + \vec{F}_p \quad \text{Ecuación II-26}$$

$$F_h = \sqrt{F_{hc}^2 + F_{hf}^2} \quad \text{Ecuación II-27}$$

$$F_p = \sqrt{F_{pc}^2 + F_{pf}^2} \quad \text{Ecuación II-28}$$

Viendo los diagramas de la Figura II-61c, la descomposición de las fuerzas involucradas en el proceso de corte, que son las más fácilmente medibles (F_c y F_f), pueden descomponerse como indican la Ecuación II-29 y la Ecuación II-30 con las componentes de las fuerzas F_h y F_p .

$$F_c = F_{hc} + F_{pc} \quad \text{Ecuación II-29}$$

$$F_f = F_{hf} + F_{pf} \quad \text{Ecuación II-30}$$

Sin embargo, a pesar de poder medir la fuerza de corte y la de avance de forma sencilla durante el mecanizado, saber cuánto se debe al efecto de *ploughing* y cuánto al propio corte no es posible sin más datos. Por ello, varios autores han propuesto diversas formas de obtener las componentes de la F_p y de la F_h . El primero de ellos es el planteado por P. Albrecht en la década de los sesenta (ver Figura II-62).

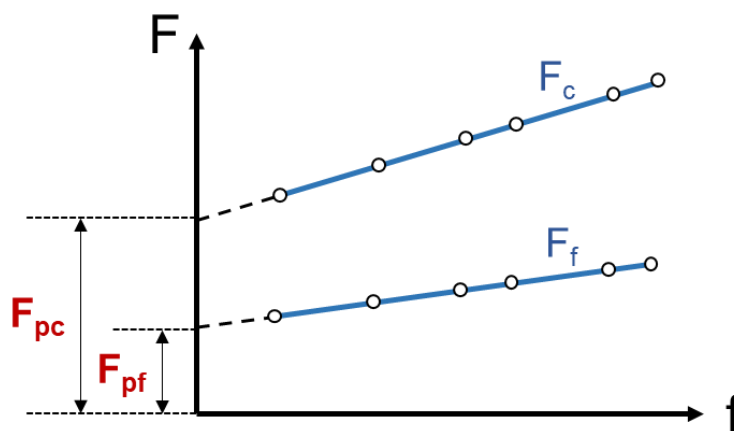


Figura II-62. Propuesta de obtención de F_{pc} y F_{ph} de P. Albrecht. Adaptado de (Albrecht, 1960).

Con las curvas de F_c y F_f en función de varios avances, se obtienen los valores de F_{pf} y F_{pc} al extrapolar dichas curvas hasta cortar el eje de ordenadas. El valor en el punto de corte de la F_f y la F_c con el eje indica la de F_{pf} y F_{pc} , respectivamente. Después, únicamente hay que sustituir esos valores en la Ecuación II-29 y la Ecuación II-30 para obtener las componentes de F_h (Albrecht, 1960).

Este procedimiento aun siendo sencillo, tiene varios inconvenientes. En primer lugar, no tiene en cuenta el efecto tamaño al reducir el avance, algo típico en operaciones de acabado o de micro-mecanizado (Wu et al., 2016). El efecto tamaño aparece cuando se asemejan en dimensiones el avance a utilizar y el radio de filo de la herramienta. En estos casos la tendencia de las fuerzas varía sustancialmente (Melkote y Subbiah, 2013). Otra de las desventajas que tiene el método es que únicamente se obtienen los valores de F_h y F_c para una única geometría de filo. Habría que repetir todo el procedimiento al variar la geometría redondeada del filo. Pese a ello, este método se considera como una buena aproximación del efecto *ploughing* en el mecanizado y es utilizado hoy en día.

Al variar el contacto herramienta-pieza y herramienta-viruta debido al redondeamiento del filo de corte, la fricción entre herramienta y viruta en la cara de desprendimiento también se ve modificada. Por ello, en la literatura se persigue relacionar la geometría del filo (sobre todo mediante aproximaciones con un radio) con el coeficiente de rozamiento y se ha visto que está influenciado por este (Wyen y Wegener, 2010). Autores como Wu et al. (2016) proponen formas de lograr el coeficiente de fricción mediante cambios del valor del mismo en función de la zona de contacto del filo en donde se sitúe, mientras que otros autores, como Zhuang et al. (2022), proponen modelos físicos con los que obtener dicho coeficiente. No obstante, la mayoría de autores utiliza fórmulas simples que ayuden a entender el proceso y a hacerse una idea de qué es lo que ocurre en la zona de corte. Una de esas propuestas es la dada por Albrecht (1960) según la Ecuación II-31.

$$\mu = \frac{\sin \gamma \cdot F_{hc} + \cos \gamma \cdot F_{hf}}{\cos \gamma \cdot F_{hc} - \sin \gamma \cdot F_{hf}} \quad \text{Ecuación II-31}$$

Hasta ahora solo se ha hablado de las diferencias que se dan en el proceso de corte entre usar un filo en punta (algo difícil de hacer) y otro redondeado. Sin embargo, el tamaño del radio de filo tiene una gran influencia sobre el efecto del *ploughing* ya que cuanto mayor sea el radio, mayor será el área de DMZ resultante y, por ende, el efecto *ploughing* que afecta al proceso de corte (Wu et al., 2016; Liu et al., 2021; Zhuang et al., 2022). Estudios indican que el efecto de *ploughing* tiene una mayor influencia sobre la

fuerza de avance que sobre la de corte. Por tanto, un mayor redondeamiento del filo hace que la F_f aumente en mayor medida que la F_c . (Wyen y Wegener, 2010; Uysal y Altan, 2015; Li y Chang, 2022 b; Zhuang et al., 2022)

Además de modificar las fuerzas de corte y la fricción en el contacto herramienta-viruta, los filos redondeados también tienen influencia en la vida útil de la herramienta, en la temperatura generada durante el corte y en la integridad superficial del componente fabricado. En lo relativo al aumento en la vida útil de la herramienta, el incluir un redondeamiento del filo ayuda a fortalecer el filo haciendo que se vuelva más resistente a las cargas termo-mecánicas (Zhuang et al., 2021). Esto está corroborado por investigaciones de autores como Bouzakis et al. (2003), Zhao et al. (2017), Vopat et al. (2022) o Hariprasad et al. (2022) donde lograron incrementar la vida útil de la herramienta al redondear los filos de corte. Aun así, también concluyen que un excesivo redondeamiento del filo puede ser perjudicial para la vida de la herramienta incluso llegando a ser peor que la herramienta sin redondear.

Desde el punto de vista de la integridad superficial, la simulación por MEF ha revelado que, al existir la zona de DMZ que empuja al material hacia la superficie mecanizada, el redondear el filo de corte afecta tanto a la rugosidad superficial como a la sub-superficie mecanizada. De hecho, al incrementar el redondeamiento del filo de corte la cantidad de material empujado hacia la superficie mecanizada que se recupera de forma elástica aumenta. Como consecuencia, tal y como afirma Zhuang et al. (2022) en su estudio, el perfil de la huella que deja la herramienta en la superficie mecanizada en la dirección de la velocidad de corte incrementa su amplitud al aumentar el radio de filo. Sin embargo, utilizar un redondeo de filo muy pequeño también puede ser perjudicial para la herramienta ya que pueden darse micro-roturas en la punta debido a las altas cargas mecánicas que desencadenen en la rotura prematura de la herramienta, empeorando de esta forma la rugosidad del componente (Lv et al., 2020; Zhuang et al., 2021; Hariprasad et al., 2022).

Autores como Denkena et al. (2015) han profundizado más en el efecto del redondeamiento sobre la sub-superficie concluyendo que, si bien es cierto que aumentar el redondeo del filo empeora la rugosidad de la superficie mecanizada, el efecto de *ploughing* genera grandes tensiones residuales compresivas sobre la superficie de la pieza al fluir material bajo la herramienta empujando dicha superficie. Ese material aplastado hace endurecer la superficie, aunque, si el efecto de *ploughing* es muy elevado, puede surgir la capa blanca. En ese mismo estudio Denkena et al. (2015) detallan que un mayor redondeo aumenta el espesor de dicha capa. Por consiguiente,

se ha de llegar a un valor de compromiso del redondeo del filo de corte para obtener una calidad superficial buena, así como unas tensiones residuales compresivas y lo más altas posible y una sub-superficie aceptable.

Analizando en mayor profundidad la literatura sobre el redondeamiento de filos, se pueden encontrar varios estudios relacionados con la influencia de la geometría del filo de corte sobre el propio proceso de corte. En este sentido, Hu et al. (2022) realizaron un estudio para analizar los efectos de la asimetría del filo de las herramientas de corte de metal duro en la microestructura y la calidad geométrica de la superficie mecanizada en una pieza de Inconel® 718. Utilizaron para definir la geometría del filo el método propuesto por Denkena et al. (2005). Tras los ensayos, concluyeron que el incrementar el factor K implica una disminución de la zona con aumento de la microdureza, aunque la diferencia del valor de la dureza sea mínima cerca de la superficie. Esto se debe a la modificación del DMZ al incrementar el valor de K que, al tener el filo una geometría en forma de trompeta no repercute tanto en la superficie mecanizada.

En línea con el anterior estudio, Pawade et al. (2008) estudiaron la influencia de los parámetros de corte y la geometría del filo en el mecanizado de Inconel® 718 con herramienta de metal duro. Hicieron especial hincapié sobre la influencia en las tensiones residuales y las microdurezas. Concluyeron que el efecto que tiene el redondeo del filo incrementa el efecto del *ploughing* haciendo que aumente la compresión del material deformado y, con ello, la microdureza y las tensiones residuales.

Vopát et al. (2018) realizaron una batería de ensayos para estudiar el efecto del radio de filo sobre la vida útil de brocas de metal duro al realizar agujeros en una fundición gris. Tras el tratamiento del filo, las brocas fueron recubiertas con AlTiN. Tras los ensayos vieron que el radio de 25 μm , el mayor radio ensayado, obtuvo la vida útil de herramienta más larga, llegando a casi triplicar el número de agujero sin defectos que la broca con el menor radio de filo.

Liu et al (2021) recurrieron a la simulación por MEF para estudiar el efecto de tres radios de filo diferentes sobre las cargas termo-mecánicas y la calidad de la superficie mecanizada en Inconel® 718. Tras las simulaciones vieron que un mayor radio de filo mejora la generación de calor debido a la mayor deformación plástica y a la fricción, aunque equivale a una mayor profundidad del efecto *ploughing* y, con ello, peor acabado superficial por el acumulamiento de material. También vieron que cuanto mayor es el radio del filo de corte, mayores son las fluctuaciones de las fuerzas.

Ensayos preliminares de preparación de filos de corte

En vista de la importancia que tienen los radios de filos en el proceso de corte y en la correcta adhesión del recubrimiento a la herramienta, dentro del Grupo de Fabricación de Alto Rendimiento de la UPV/EHU se ha abierto una línea de investigación para poder responder a la industria en este aspecto. Por ello, en este apartado se van a comentar dos de las investigaciones que se han realizado en relación con el radio de filo. Una de ellas se basa en encontrar el radio de filo óptimo para el fresado de componentes de Inconel® 718 fabricados por *Laser Based Powder Bed Fusion* (PBF-LB). La otra analiza la influencia del radio de filo en el fresado de acabado de un acero endurecido AISI D2 con herramienta recubierta.

Análisis del radio de filo para la reducción de vibraciones en el fresado de acabado de paredes delgadas de Inconel® 718 hechas con PBF-LB

El objetivo de este estudio es obtener el radio de filo óptimo en fresas de metal duro para el mecanizado de piezas de Inconel® 718 fabricadas por PBF-LB. Las piezas fabricadas mediante esta técnica son conocidas por ser *near net shape* y, por ello, presentan una complejidad añadida a la hora de mecanizarlas, pues son piezas con poco material que quitar en el proceso de mecanizado y, en muchos casos, son de muy pequeño espesor lo que puede hacer surgir vibraciones. Para ello, se van a evaluar las fuerzas generadas durante el corte y la rugosidad de la pieza, concluyendo el mejor radio de filo a la hora de mecanizar piezas delgadas fabricadas por PBF-LB.

Las herramientas analizadas son fresas de metal duro de 4 filos y diámetro 12 mm del fabricante OSG® Ibérica sin recubrir. La longitud del filo de corte es de 25 mm y la longitud total de la herramienta es de 70 mm. A estas fresas se les ha realizado un tratamiento del filo mediante la técnica de *Drag Finishing*.

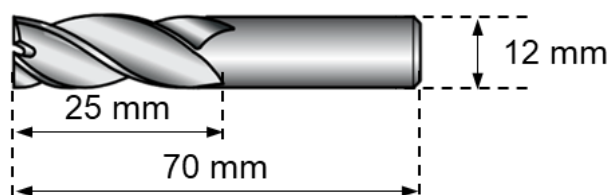


Figura II-63. Fresa de OSG® Ibérica ensayada.

Los radios de filo objetivo son 5, 7 y 10 μm y han sido generados mediante dos mezclas de abrasivos distintas. Por consiguiente, se han ensayado cuatro fresas distintas: una a modo de referencia según sale de la fabricación y otras tres tratadas con los radios objetivo. Una vez realizados los tratamientos del filo, las fresas se han analizado en el

microscopio Alicona® Infinite Focus G5. En la Tabla II-12 se detallan las mediciones de los radios de filo de cada herramienta.

Tabla II-12. Parámetros de los fillos de las herramientas y radio de filo aproximado.

	Radio objetivo [μm]	Radio [μm]	S _α [μm]	S _γ [μm]	Δr [μm]
Ref.	-	3,1	7,7	3,3	2,4
R05	5	5,3	10,5	6,6	4,0
R07	7	6,7	10,5	8,7	4,9
R10	10	10,0	14,0	13,6	7,4

Los ensayos se han realizado en placas de 80 mm de largo y 80 mm de alto con un espesor de 3 mm de Inconel® 718 fabricadas por PBF-LB. Para el mecanizado de las placas de Inconel® 718, se ha utilizado una mordaza para poder amarrarlas dejando un voladizo de 45 mm, lo cual favorece la aparición del fenómeno conocido como *chatter*. Para cada fresa se va a utilizar una placa nueva y se ha decidido dejar 40 mm de voladizo en la herramienta en todos los ensayos.

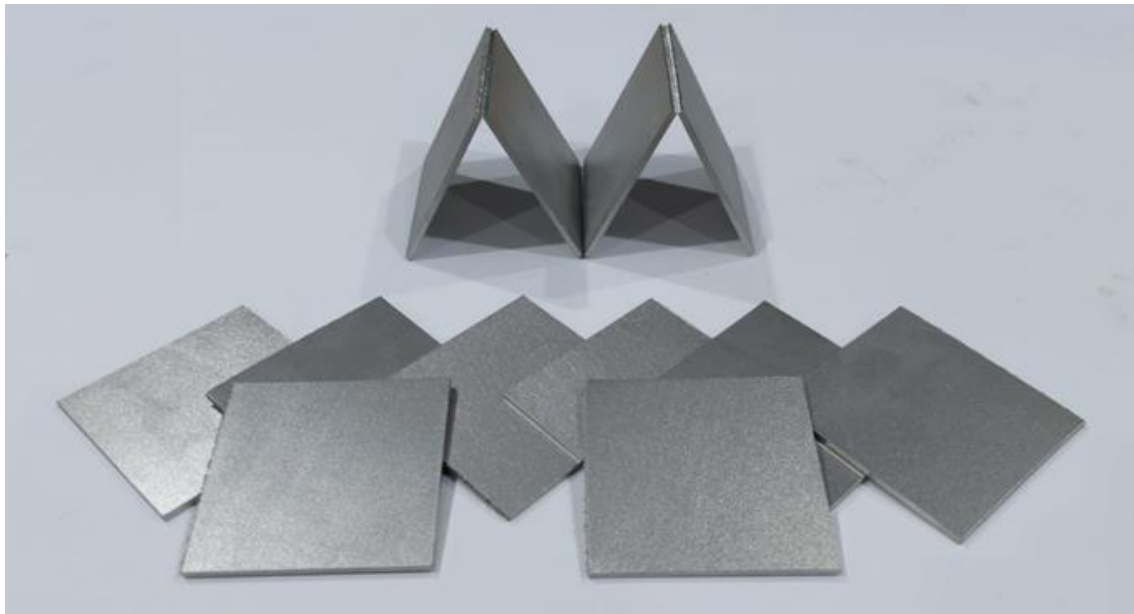
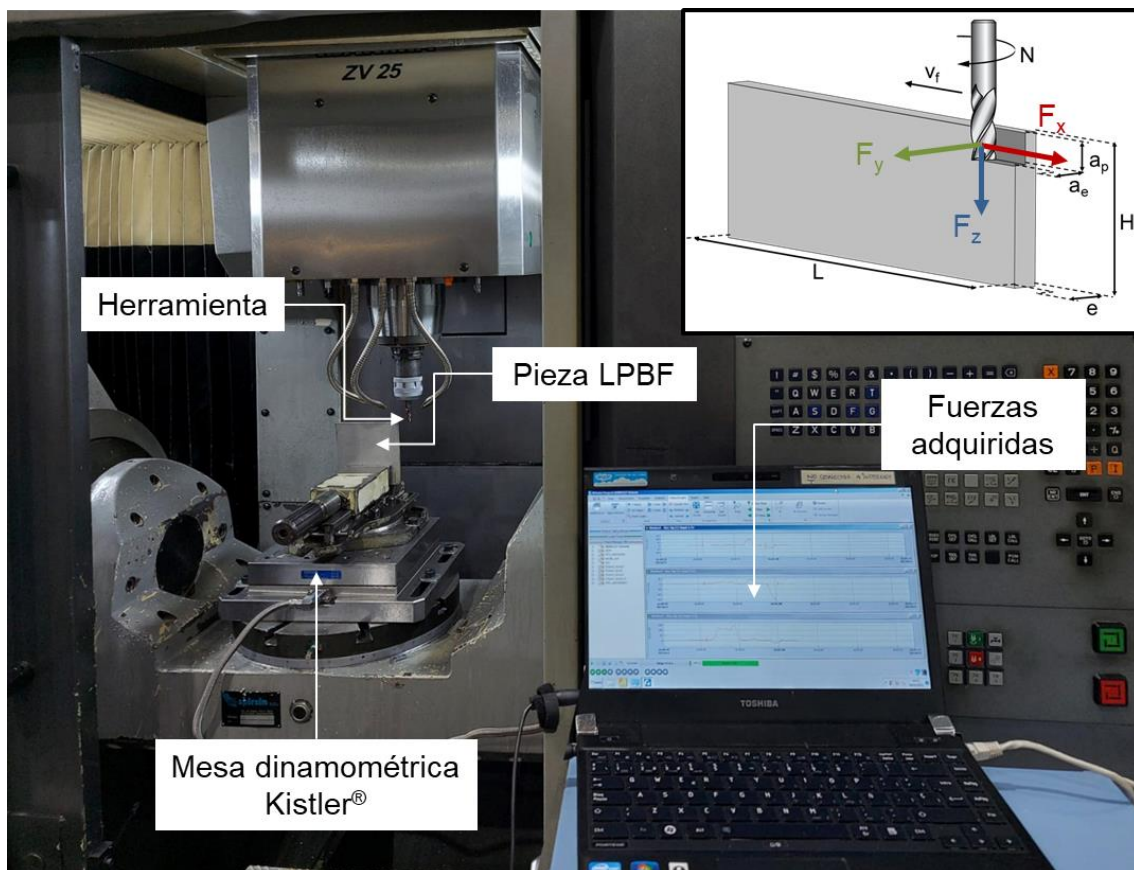


Figura II-64. Placas de Inconel® 718 fabricadas por PBF-LB.

Para la realización de los ensayos se ha utilizado una fresadora Ibarria ZV25. En la Figura II-65 se puede ver el montaje experimental utilizado durante la realización de los ensayos y las condiciones de corte utilizadas. Se han realizado un total de trece pasadas de 80 mm llegando a una longitud total mecanizada de 1040 mm. Cabe resaltar que de una pasada a otra se bajaban 2,5 mm analizando de esta forma cómo influye el aumento de rigidez de la pieza en el mecanizado. Entre pasada y pasada se ha medido la

rugosidad en la pieza y el desgaste de la herramienta. La rugosidad se ha medido con un rugosímetro del fabricante Mitutoyo® modelo SJ-210. A continuación, se ha hecho una pasada de limpieza con otra fresa para que la pared no afectara a la siguiente pasada del ensayo. Después de ocho pasadas se le da la vuelta a la placa para continuar con los ensayos ya que la fresa utilizada para la limpieza no puede estar mecanizando más de 20 mm de profundidad de pasada.



Condiciones de corte

v_c	N	f_z	v_f	a_p	a_e
[m·min ⁻¹]	[rpm]	[mm·z ⁻¹]	[mm·min ⁻¹]	[mm]	[mm]
120	3183	0,03	382	2,50	0,15

Figura II-65. Montaje experimental para la reducción de vibraciones mediante el filo de corte y condiciones de corte utilizadas en los ensayos.

En lo referido al desgaste, ninguna de las fresas ha presentado apenas desgaste en ninguno de sus filos (aproximadamente 30 μm en todas las fresas tras los 1000 mm mecanizados, tal y como se puede ver en la Figura II-66). Es por ello por lo que no se muestran resultados de desgaste. Para evaluar con mayor precisión el efecto del radio de filo en el mecanizado, únicamente se ha realizado un análisis de la rugosidad y la amplitud de la frecuencia de golpeo de la primera pasada de cada herramienta ensayada.

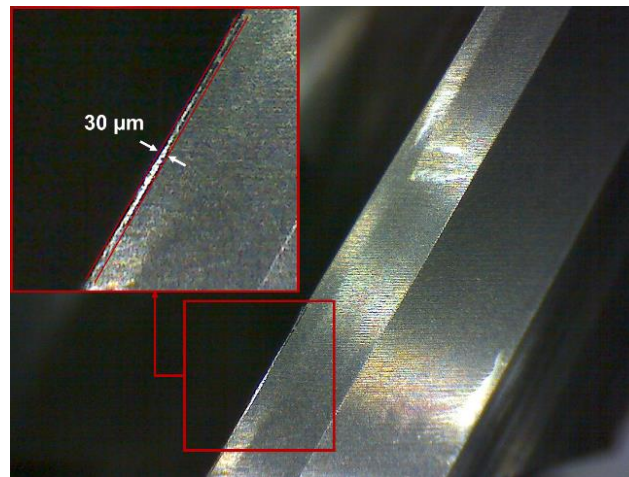


Figura II-66. Desgaste de las herramientas tras los 1000 mm de mecanizado.

Las fuerzas de corte, debido a las vibraciones de la placa al ser mecanizada, apenas se diferencian unas de otras. Por ende, se ha realizado un análisis de los armónicos de la señal. Para ello se ha aplicado la transformada rápida de Fourier (FFT) a las señales originales de las fuerzas sabiendo que la frecuencia de adquisición de datos fue de 16.384 Hz. La frecuencia de golpeo de las herramientas a esa velocidad de corte fue de 212 Hz. En la Figura II-67 se muestran los valores de la amplitud de la frecuencia de golpeo en la dirección Y, es decir, en la dirección perpendicular a la superficie mecanizada.

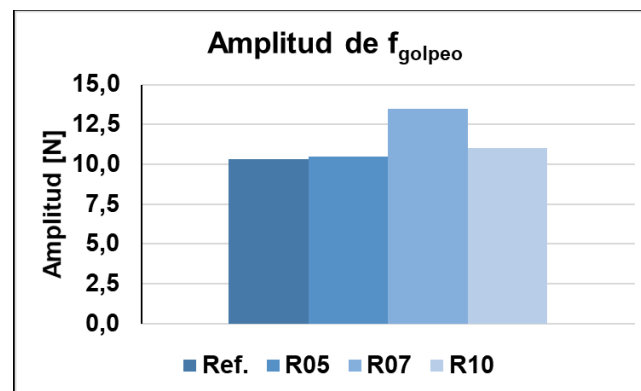


Figura II-67. Amplitud a la frecuencia de golpeo de la fresa.

Si bien es cierto que para las fresas con radios de 5 y 10 μm las amplitudes a la frecuencia de corte son muy parecidas a la fresa de referencia, la fresa de radio 7 μm tiene una mayor amplitud. Esto puede deberse a que el golpe del diente con ese radio es más amortiguado y, por tanto, es más estable el corte, haciendo que corte un espesor de viruta más parecido al teórico que en los otros casos.

En la Figura II-68 se presenta los valores de rugosidad R_a y R_z tras la primera pasada de cada herramienta. Para evaluar la rugosidad, se han medido los parámetros de R_a y R_z utilizando un rugosímetro del fabricante Mitutoyo® modelo SJ-210 con un radio de

punta de $2\ \mu\text{m}$ aplicando un filtro gaussiano con una longitud de corte de $0,8\ \text{mm}$ y una longitud de muestreo de $5\ \text{mm}$. Se han tomado tres muestras en cada pasada.

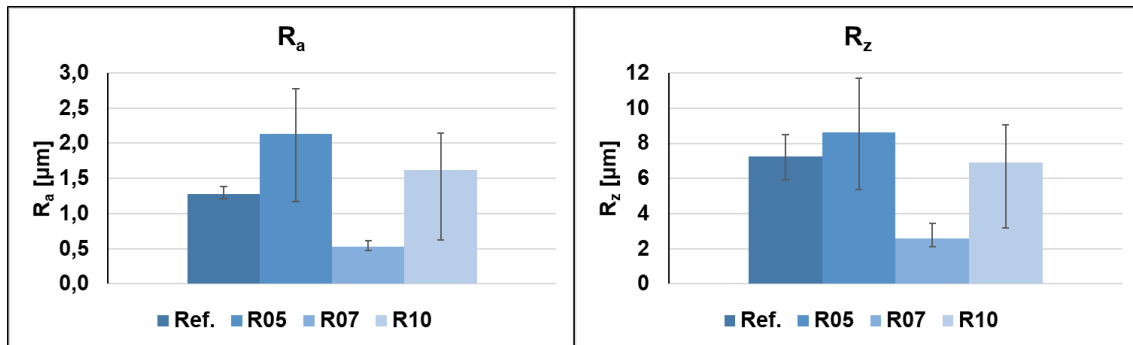


Figura II-68. Rugosidad R_a y R_z tras la primera pasada.

Debido a las altas vibraciones generadas durante el corte en la primera pasada, los valores de rugosidad no pueden ser considerados de superacabado, aunque en el caso de la fresa R07 presentan una gran mejoría respecto a los de referencia (reducción del 58,8%). Además, cabe resaltar que, al redondear a un radio de $7\ \mu\text{m}$, la desviación de las medidas disminuye dando valores en un rango más pequeño ($\pm 0,078\ \mu\text{m}$).

Análisis del radio de filo para la optimización del corte de herramienta de bola en el fresado de acero endurecido AISI D2

El objetivo de este estudio es analizar la influencia del radio de filo en fresas de bola de metal duro para el acabado de piezas de acero templado AISI D2. Para ello, se van a evaluar las fuerzas generadas durante el corte y la rugosidad de la pieza, concluyendo el mejor radio de filo a la hora de mecanizar acero templado en operaciones de acabado.

Las herramientas analizadas son fresas de bola de diámetro $10\ \text{mm}$ con 4 filos cada una (ver Figura II-69). Han sido proporcionadas por Elfer® S.C. y han sido sometidas a modificaciones en el radio de filo. Los radios de filo objetivo son 5 , 10 y $15\ \mu\text{m}$ y han sido generados mediante el proceso de *Drag finishing*.

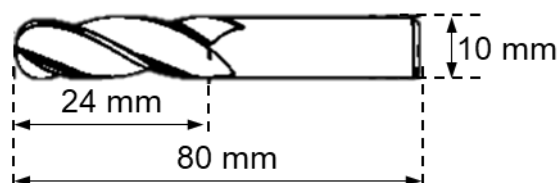


Figura II-69. Fresa de Elfer® S.C. ensayada.

Además, a todas las fresas tras el tratamiento de filo se les ha recubierto con un espesor de recubrimiento de AlTiSiN de $1,5\ \mu\text{m}$. Por consiguiente, se han ensayado cuatro fresas distintas: una a modo de referencia según sale de la fabricación y otras tres tratadas con diferentes radios de filo. Una vez realizados los tratamientos del filo y los distintos

recubrimientos, las fresas se han analizado en el microscopio *Alicona® Infinite Focus G5*. En la Tabla II-13 se detallan las mediciones de los radios de filo de cada fresa.

Tabla II-13. *Parámetros de los fillos de las herramientas y radio de filo aproximado.*

	Radio objetivo [μm]	Radio [μm]	S _α [μm]	S _γ [μm]	Δr [μm]	ε [-]
Ref.	-	3,5	6,8	4,6	2,5	0,862
R05	5	5,4	7,2	8,3	3,9	0,499
R10	10	6,5	9,7	9,8	4,7	0,629
R15	15	11,6	15,2	18,2	7,9	0,692

El parámetro ε está relacionado con la redondez del filo e indica cuánto se parece a una circunferencia pues es la llamada excentricidad de una elipse. Indica la forma de una elipse y depende de los semiejes de la elipse tal y como se expresa en la Ecuación II-32 donde *a* es el semieje mayor y *b* el menor. Una excentricidad de valor 0 implica que los semiejes tienen la misma longitud y, por consiguiente, la forma del filo es una circunferencia.

$$\varepsilon = \sqrt{1 - \frac{b^2}{a^2}} \quad \text{Ecuación II-32}$$

Los ensayos se han realizado en un bloque de 200 mm de largo (L) y 100 mm de alto (H) con un espesor de 200 mm (W) de AISI D2. Entre el ensayo con una fresa y con la siguiente fresa se ha realizado una limpieza de la superficie mecanizada para que no haya diferencias en la superficie de la pieza entre un ensayo y otro. Además, se ha decidido dejar 40 mm de voladizo en la herramienta en todos los ensayos. Las principales propiedades mecánicas y térmicas del material y su composición química se pueden ver en la Tabla II-14.

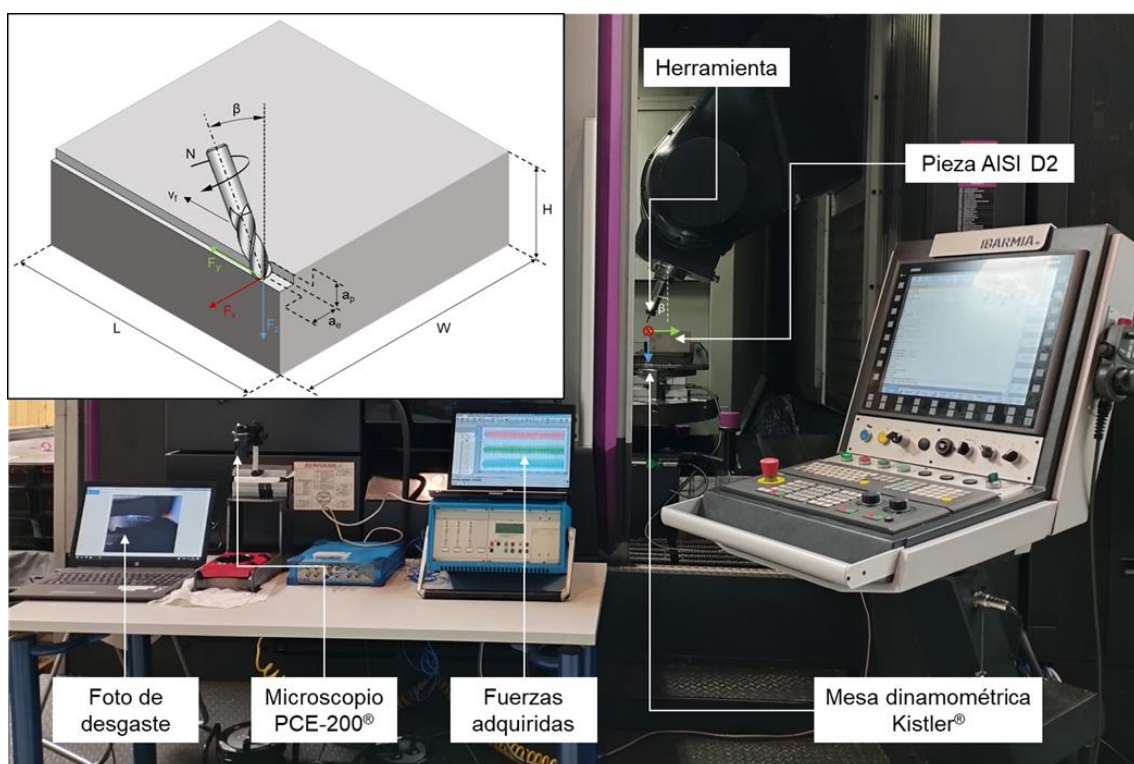
Tabla II-14. *Propiedades y composición química del AISI D2.*

Composición Química (%)								
Fe	C	Cr	Mn	Mo	P	Si	V	S
Balance	1,520	11,470	0,370	0,760	0,014	0,320	0,740	0,012
Propiedades Mecánicas y Físicas								
Dureza	Módulo de Young	Tensión de Rotura	Densidad	Conductividad Térmica.				
62 HRC	210 GPa	2100 MPa	7670 kg·m ⁻³	20 W·(m·K) ⁻¹				

Para la realización de los ensayos se ha utilizado una fresadora-torno Ibarria THR Multiprocess 16. En la Figura II-70 se puede ver el montaje experimental utilizado

durante la realización de los ensayos. La estrategia seguida durante los ensayos ha sido en Zig y se paraba para realizar mediciones de rugosidad y desgaste cada 25 metros de mecanizado. El criterio de fin de ensayo ha sido llegar a mecanizar 150 metros o superar un desgaste medio de flanco de todos los filos de 0,300 milímetros de acuerdo con la norma ISO 8688-2:1989.

Para medir el desgaste se ha utilizado un microscopio PCE-200® para sacar fotos de los filos. Durante los ensayos, se han medido las fuerzas generadas durante el corte mediante una mesa dinamoétrica Kistler® 9255B. Para las mediciones de rugosidad se tomaron negativos de la superficie con resinas para posteriormente analizarlas en el microscopio confocal Leica® DCM3D.



Condiciones de corte

v_c	N	f_z	v_f	a_p	a_e	Lead
$[m \cdot min^{-1}]$	$[rpm]$	$[mm \cdot z^{-1}]$	$[mm \cdot min^{-1}]$	$[mm]$	$[mm]$	$[^\circ]$
180	5730	0,10	2292	0,20	0,20	20

Figura II-70. Montaje experimental para la reducción de vibraciones mediante el filo de corte y condiciones de corte utilizadas en los ensayos.

En la Figura II-71 se presenta el desgaste medio de flanco de las herramientas variando los radios de filo. El desgaste se ha medido en cada uno de los filos de las herramientas ensayadas y en la figura se presenta la media entre los filos junto con la desviación de los mismos.

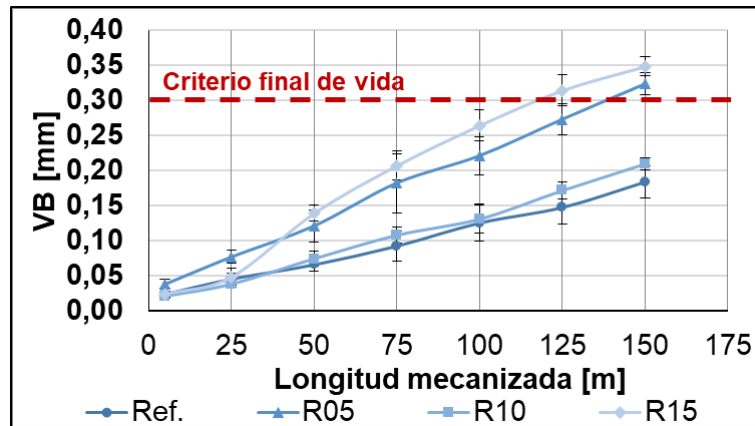


Figura II-71. Evolución del desgaste de las herramientas con diferentes radios.

La fresa usada a modo de referencia es la que menor desgaste ha tenido a lo largo de toda su vida útil. La herramienta con radio de filo de 10 μm tuvo un comportamiento muy similar a la de referencia. La tendencia del desgaste es prácticamente igual, siendo la de radio 10 μm la que menor desgaste obtuvo de entre las fresas tratadas. Las herramientas de radio 5 y 15 μm presentaron altos desgastes desde el inicio del ensayo, siendo la de radio 15 μm la que mayores desgastes obtuvo.

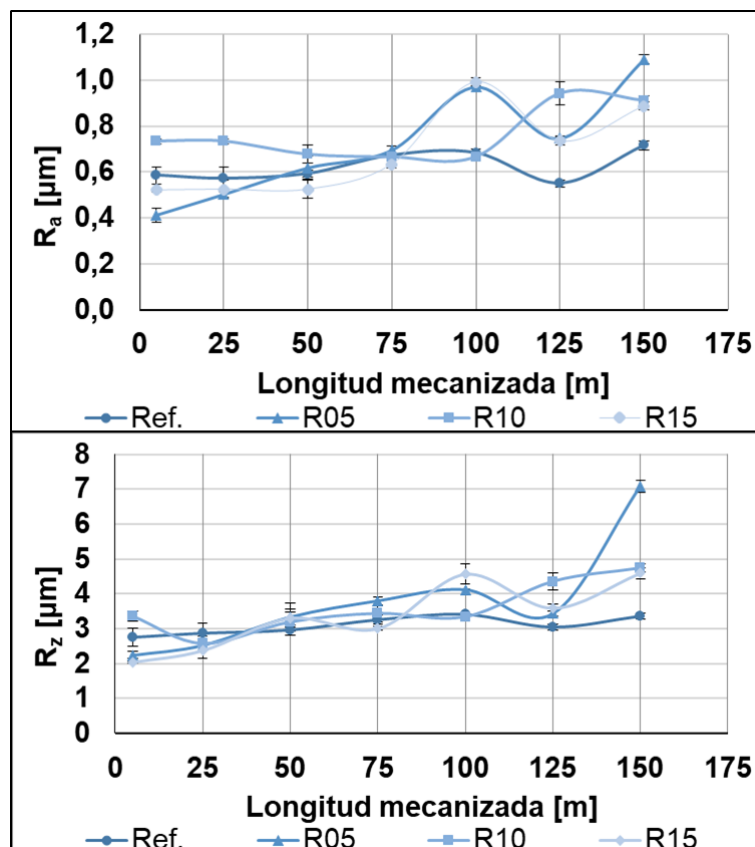


Figura II-72. Evolución de R_a y R_z de las herramientas con diferentes radios.

Para evaluar la rugosidad, se ha medido los parámetros de R_a y R_z utilizando un microscopio confocal Leica® DCM3D aplicando un filtro gaussiano con una longitud de

corte de 0,25 mm y una longitud de muestreo de 4 mm de acuerdo con la norma ISO 4288:1996. En la Figura II-72 se presenta la evolución de la rugosidad media (R_a) a lo largo del mecanizado para las tres fresas y el parámetro de rugosidad R_z . En la figura se presenta las medias de cinco mediciones junto con sus desviaciones.

A diferencia de lo ocurrido en los desgastes, el comportamiento de las rugosidades es muy similar con todas las fresas ensayadas, pues apenas varían a lo largo de la vida útil de la herramienta. Es cierto que en algunas de las otras fresas dejan mayores rugosidades en alguna pasada, pero después vuelve a su tendencia anterior. Esto se debe a pequeñas roturas que han ido apareciendo en los filos. Si se tiene en cuenta únicamente la primera pasada para evitar el efecto del desgaste sobre las fresas, la mejor rugosidad es la que proporciona las fresas de radio 15 μm , seguida por la que dejan las fresas de radio 5 μm y por la de referencia. Finalmente, la que peor rugosidad deja es la de radio 10 μm .

En la Figura II-73 se presenta la influencia de la evolución del desgaste de las herramientas en la resultante de la fuerza de corte. Debido a las roturas y el desgaste de los filos de corte, las fuerzas generadas durante el corte evolucionan de forma muy diferente en cada fresa de pasada a pasada, haciendo que en alguna de las fresas se llegue a quintuplicar la fuerza resultante de la primera pasada a la última.

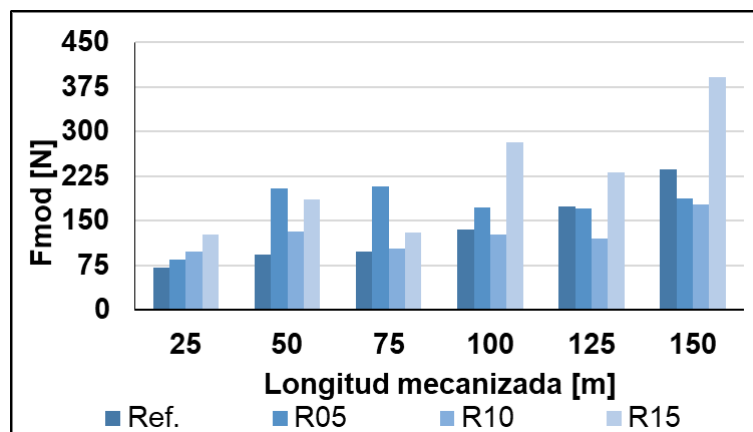


Figura II-73. Evolución de las fuerzas de las herramientas con diferentes radios.

Al principio del mecanizado las fuerzas generadas durante el corte tuvieron un comportamiento esperado: a mayor radio de filo, mayores fuerzas de corte (incremento del 19,4%, 38,4% y 78,8% para las fresas con radios 5, 10 y 15 μm , respectivamente). Después de esta primera fase de los filos, las fuerzas varían mucho de una medición a otra debido al desgaste y pequeñas roturas de la cara de desprendimiento de los filos. Por ende, a partir de dichas longitudes, las fuerzas de corte no siguen ninguna relación con el radio de filo, sino que es únicamente influencia del desgaste.

II. 5. Resumen del estado del arte y oportunidades

Como se ha visto a lo largo de este capítulo, aumentar la productividad del mecanizado desde el punto de vista de las herramientas puede ser abordado desde diferentes enfoques. Para ello, se ha de hacer especial énfasis en conseguir aumentar la velocidad de corte, la profundidad de pasada, el avance de la herramienta y/o la vida útil de la misma. En la literatura y en la industria, tradicionalmente, se ha puesto el foco en cuatro métodos para lograrlo.

En primer lugar, en mejorar la lubricación y refrigeración durante el corte para reducir la fricción y las temperaturas de corte aumentando así la vida útil del componente; en segundo lugar, en mejorar los materiales de corte existentes para poder aumentar la velocidad de corte sin disminuir con ello la vida útil de la herramienta; en tercer lugar, en variar la cinemática de proceso para buscar el espesor de viruta que optimice no solo el corte, sino también los tiempos de fabricación de las piezas; y, en cuarto lugar, el uso de recubrimientos para optimizar el contacto herramienta-viruta, ya sea por aumentar la dureza de la herramienta haciendo que se desgaste menos o reduciendo la fricción en el contacto o haciendo que tenga una mayor resistencia a la oxidación.

No obstante, en los últimos años se han abierto nuevas tendencias de investigación con el propósito de mejorar dicha optimización de las herramientas de corte que aumenten la productividad del proceso de corte. Esas tendencias son: el uso de recubrimientos auto-lubricados, el uso de texturizados en herramientas de metal duro y cerámicas, y el estudio de la geometría del filo desde el punto de vista de mejorar el corte y la adhesión del recubrimiento.

El uso de recubrimientos auto-lubricados ha empezado a ser investigado con el fin de analizar si al mecanizar se consigue reducir la fricción en el contacto herramienta-viruta. El principio de funcionamiento de estos lubricantes consiste en oxidarse debido a las altas temperaturas generadas por el corte y, con las fases oxidantes resultantes que tiene propiedades lubricantes, llegar a lubricar la zona menos accesible del contacto. Esta clase de recubrimientos deben sus propiedades al vanadio presente en su composición, que es el que logra reducir la fricción al mezclarse con oxígeno.

Los texturizados en herramientas se han popularizado entre los investigadores y cada vez hay más publicaciones respecto a este tema. En metal duro hay estudios que analizan la influencia en el corte de las inclinaciones de las ranuras con respecto al flujo de la viruta o al filo de corte, la profundidad de las ranuras, su anchura y su separación

entre ellas y entre el filo principal. Sin embargo, en herramientas cerámicas estos estudios son escasos, casi nulos.

El estudio del redondeo de filo lleva años estudiándose, aunque es en la década de los 2000 cuando se han incrementado las publicaciones en este ámbito. A día de hoy se conoce la importancia de tener un buen acabado del filo con el redondeo adecuado para poder depositar correctamente un recubrimiento, además de saberse de los efectos sobre el propio proceso de corte. Aun así, los estudios de la literatura están enfocados en el redondeo de herramientas de metal duro ya que son las herramientas que se recubren y que son las más utilizadas en la industria por excelencia. En muchos de ellos el criterio para definir el redondeo del filo de corte es aproximarlos a un radio, que se ha visto que simplifica mucho los estudios, pero no define bien la realidad del filo ni el proceso de corte.

Por consiguiente, una vez analizado el estado de la técnica en estos tres campos, se pueden encontrar oportunidades de estudios en los siguientes aspectos:

- El uso de recubrimientos auto-lubricados aún no está muy estudiado y, los pocos estudios que hay en la literatura, están enfocados a herramientas de metal duro. Por ello, en esta tesis se ha propuesto estudiar el comportamiento del recubrimiento auto-lubricado TiSiVN en el mecanizado de Ti6Al4V con una herramienta de alúmina con *whiskers* de SiC bajo diferentes velocidades de corte. Esta aleación de titanio es un material que hace sufrir a las herramientas de corte al aumentarse la temperatura durante el proceso debido a que se incrementa la afinidad química con muchos de los elementos presentes en las mismas. Además, se comparará su rendimiento con un inserto sin recubrir y con otra recubierta de un recubrimiento industrializado, TiSiN. El objetivo de ello es reducir la fricción en el contacto entre herramienta y viruta para disminuir temperaturas de corte generadas.
- El incluir un texturizado en herramientas cerámicas o de diamante policristalino no está muy extendido en la literatura, lo cual ayudaría a redirigir y facilitar la extracción de la viruta reduciendo así la fricción entre herramienta y pieza. Por ende, en esta tesis se han realizado una serie de estudios en diferentes materiales de herramienta (PCD, $Al_2O_3 + TiC$ y $Al_2O_3 + wSiC$) sobre el comportamiento de las inclinaciones de ranuras texturizadas en la superficie de desprendimiento de las mismas durante el mecanizado de aleaciones de baja maquinabilidad (Ti6Al4V, acero X100CrMoV8 e Inconel® 718, respectivamente) ya que se ha visto una carencia en la literatura en este aspecto.

- El análisis de los radios de filo no está extendido a procesos de corte bajo elevadas velocidades de corte como pueden ser el caso del torneado con herramientas cerámicas. Por tanto, en esta tesis se ha propuesto también analizar el efecto de diferentes radios de filo bajo distintas condiciones de corte en el ranurado de Inconel® 718 con el uso de herramienta de alúmina reforzada con *whiskers* de SiC. Se ha decidido usar el ranurado para simplificar el estudio ya que es un corte ortogonal y facilita la comprensión de lo que ocurre en el proceso de corte.

En la Figura II-74 se muestra un diagrama a modo resumen del estado del arte y las oportunidades encontradas al analizarlo en profundidad.

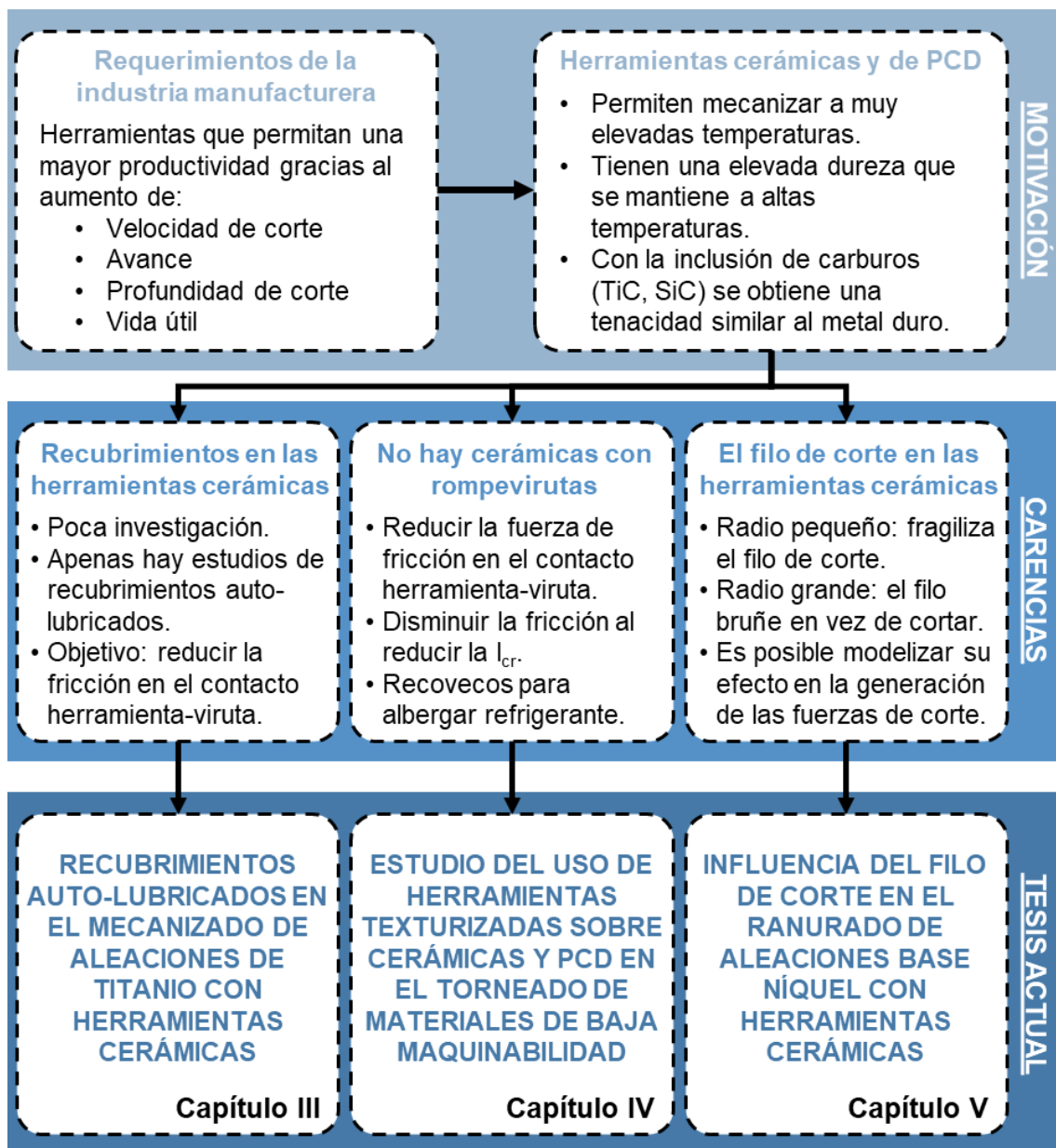


Figura II-74. Resumen del estado del arte y oportunidades encontradas.

**Capítulo III. Recubrimientos auto-lubricados en el
mecanizado de aleaciones de titanio con
herramientas cerámicas**

Capítulo III. Recubrimientos auto-lubricados en el mecanizado de aleaciones de titanio con herramientas cerámicas.

En este capítulo se presenta un estudio sobre el uso de recubrimientos auto-lubricados en herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$ para mecanizar en seco Ti6Al4V. Para analizar su rendimiento se han recubierto dos herramientas de ese material con dos recubrimientos distintos, TiSiN y TiSiVN. Con ello se busca comparar contra una herramienta sin recubrir las ventajas de incluirlo y entre ellas las mejoras que aporta el añadir vanadio al recubrimiento. La metodología que se ha seguido para este estudio ha sido la siguiente: tras recubrir las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$, se han realizado ensayos variando la velocidad de corte, posteriormente, se ha analizado el rendimiento de los recubrimientos con las tres herramientas desde el punto de vista de los esfuerzos de corte, la rugosidad superficial y el análisis de la viruta generada.

III. 1. Introducción

Las propiedades mecánicas favorables del Ti6Al4V como la resistencia al desgaste, la elevada relación resistencia-peso, la resistencia a la corrosión y la bio-compatibilidad, la convierten en una excelente elección como material para aplicaciones exigentes no sólo en la industria aeroespacial, sino también en las industrias del gas y el petróleo y la biomedicina (Yadav y Saxena, 2020). En la Tabla III-1 se presentan la composición química del Ti6Al4V y sus principales propiedades mecánicas.

Tabla III-1. Composición química y principales propiedades mecánicas del Ti6Al4V.

Composición química [%]							
Al	V	Fe	O	C	N	Y	Ti
6,50	4,17	0,24	0,27	0,01	<0,01	<0,0005	Balance
Propiedades mecánicas							
Dureza	Módulo de Young	Límite elástico	Calor específico	Temperatura de fusión	Conductividad térmica		
36 HRC	114 GPa	883 MPa	526 J·(kg·K) ⁻¹	1650 K	6,70 W·(m·°C) ⁻¹		

No obstante, el bajo módulo elástico, la alta reactividad química, la baja conductividad térmica y el endurecimiento debido a la deformación plástica y la alta difusión actúan como desventajas significativas durante el mecanizado de las aleaciones de titanio, clasificándolas como materiales de baja maquinabilidad (Strano et al., 2015). De esta forma, estos inconvenientes llevan a usar velocidades de corte bajas durante el

mecanizado del Ti6Al4V. Para minimizar los efectos adversos sobre la herramienta de corte al mecanizar esta clase de aleaciones, los fabricantes de herramientas recubren las herramientas. El fin de los mismos es provocar una disminución de la cantidad de calor generada en la zona de corte que es producida por la menor conductividad térmica de las aleaciones de titanio. De esta forma, es posible aumentar la vida útil de las herramientas.

Aparte de los recubrimientos, otra posible solución para aumentar la durabilidad pueden ser las herramientas de corte con altas temperaturas de funcionamiento que puedan soportar choques térmicos durante periodos prolongados. Las herramientas cerámicas a base de Al_2O_3 con refuerzos como TiCN, TiC o *whiskers* de SiC mejoran eficazmente la resistencia a los choques térmicos y la tenacidad a la fractura de la matriz cerámica de la alúmina, que es muy quebradiza con baja resistencia a la tracción.

Por consiguiente, el presente estudio tiene como objetivo investigar la influencia del recubrimiento auto-lubricante TiSiVN en comparación con el rendimiento de un recubrimiento tradicional, TiSiN, y una herramienta sin recubrir en las fuerzas de generadas durante el corte, el desgaste de la cara de desprendimiento, la viruta generada y la rugosidad final de la pieza mecanizada en una herramienta de corte de Al_2O_3 reforzada con *whiskers* de SiC durante el torneado de la aleación de titanio Ti6Al4V en condiciones de seco.

III. 2. Diseño experimental de los ensayos

Las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$ han sido provistas por *Sandvik Coromant®*. Los insertos tienen una geometría tipo SNGA 120408 T01020 con un filo de corte achaflanado y redondeado. El chaflán tiene una anchura de 100 μm y un ángulo de 20° y el redondeo del filo es de aproximadamente 10 μm . Las herramientas se han recubierto utilizando fuentes de corriente continua y un equipo de PVD de tipo semi-industrial de cuatro objetivos de *sputtering* TEER en la universidad de Coimbra, Portugal. Los ensayos se han llevado a cabo en un centro de torneado CMZ TC25BTY cuyas características principales vienen dadas en la Tabla I-1. El portaherramientas utilizado tiene como código ISO CSSNR 2525M-12 que deja a la herramienta con un ángulo de posición del filo principal de 45°, un ángulo de desprendimiento total de la herramienta de -6° y una inclinación de 6°.

Para la adquisición de las fuerzas de corte se ha utilizado un dinamómetro piezoeléctrico triaxial Kistler® 9129A junto con un analizador a tiempo real OROS® OR35 con una

frecuencia de muestreo de 12.800 muestras por segundo. Las temperaturas generadas durante el corte se han medido con un pirómetro Optris® CT LT 15B3 con una frecuencia de muestreo de 1000 muestras por segundo. Los parámetros de corte para la realización de los ensayos han sido un f de $0,20 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ y una a_p de $0,50 \text{ mm}$. Se han utilizado tres v_c ($50, 100$ y $150 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$) para probar los recubrimientos bajo tres condiciones de corte diferentes. Los ensayos se han realizado en condiciones de seco para poder analizar el efecto de los recubrimientos sin la influencia de refrigeración-lubricación y poder observar el efecto lubricante que trae consigo el añadir vanadio al TiSiN.

Los parámetros de corte de la profundidad de pasada y del avance han sido establecidos de acuerdo con lo recomendado por el fabricante de las herramientas. En el caso de la velocidad de corte, los ensayos se han realizado con velocidades menores a las recomendadas debido a los problemas que tiene mecanizar Ti6Al4V en seco a elevadas temperaturas. El diámetro inicial de la pieza sobre la que se han realizado los ensayos ha sido de 100 mm y su longitud 250 mm . En la Figura III-1 se muestra el montaje experimental usado para los ensayos de este estudio.

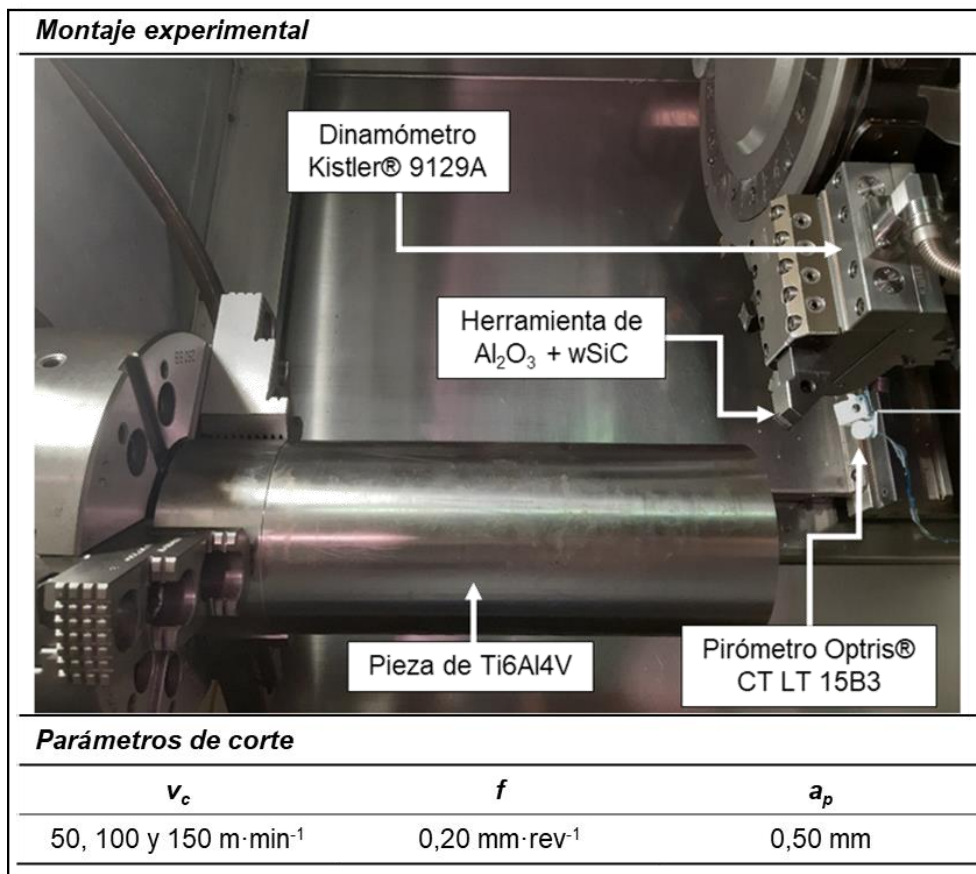


Figura III-1. Montaje experimental para el análisis de los recubrimientos en las herramientas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$.

III. 3. Análisis de la cara de desprendimiento

En primer lugar, se va a realizar un análisis de la cara de desprendimiento de las herramientas tras los ensayos para ver el comportamiento del recubrimiento con el paso de la viruta sobre esa superficie a diferentes velocidades de corte. En la Figura III-2 se pueden ver la cara de desprendimiento de los insertos tras el mecanizado.

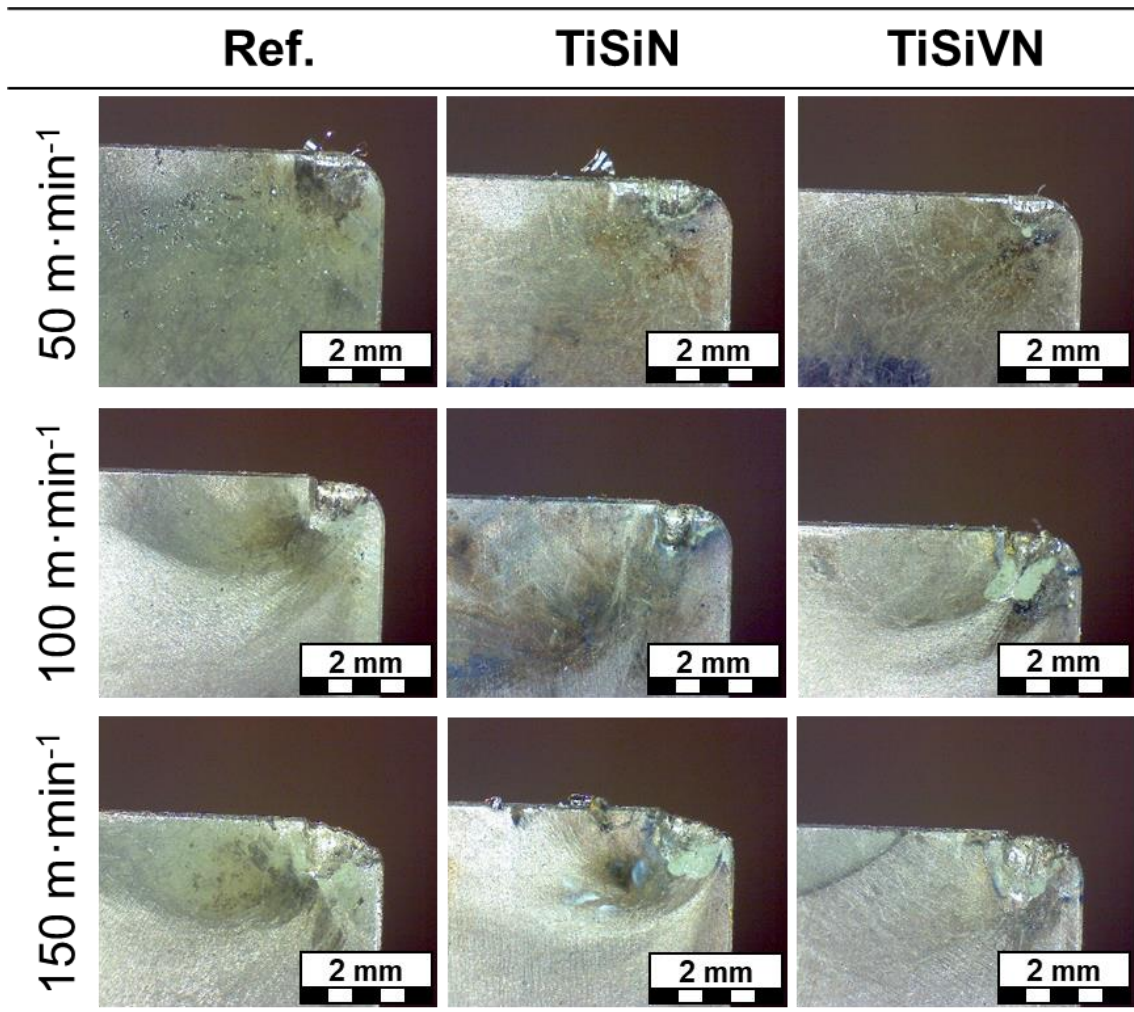


Figura III-2. Cara de desprendimiento de los insertos tras los ensayos de los recubrimientos en las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$.

En la figura se puede ver como a una velocidad de corte de 50 m·min⁻¹ el desgaste de la cara de desprendimiento es pequeño a pesar de haber sido un corte en seco y a una velocidad de corte muy inferior a la recomendada para este material de herramienta. Se puede ver también algo de viruta adherida a la propia herramienta salvo en la herramienta recubierta de TiSiVN. Además, no hay marcas de viruta sobre la cara de desprendimiento, lo cual indica que el flujo seguido por las virutas en las tres herramientas se ha alejado de la misma haciendo que no se dañe ni el propio inserto ni la superficie mecanizada. Este ha sido el caso en el que el corte ha sido más estable.

Con la velocidad de corte de $100 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, el comportamiento ha sido muy diferente. Lo primero que se puede ver es que el desgaste es más acusado en este caso, incluso con una zona de desgaste de entalla debida a la alta difusividad que se genera al mecanizar esta clase de aleación a elevadas temperaturas sin refrigeración. A diferencia del caso anterior, se pueden ver las marcas que ha dejado la viruta al pasar por la cara de desprendimiento. El ángulo de salida de la viruta es mayor en la herramienta recubierta con TiSiN seguida de la recubierta con TiSiVN a esta velocidad de corte. Esto implica que la temperatura durante el corte ha sido mayor en esos casos en comparación con la herramienta sin recubrir.

Finalmente, con la velocidad de corte de $150 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ las herramientas han sufrido un gran desgaste en la punta de la herramienta debido a la ausencia de refrigeración, indicando la importancia de refrigerar la zona de corte al mecanizar esta clase de aleaciones. No obstante, la herramienta de referencia y la recubierta de TiSiVN no han tenido un desgaste tan acusado como la recubierta con TiSiN. Por otro lado, con esta velocidad de corte también se han quedado marcas en la superficie de desprendimiento de la herramienta señalando el camino seguido por la viruta. Además, se puede ver como en el inserto con recubrimiento TiSiVN la salida de la viruta ha dejado una pequeña fractura en el filo principal, pero a cierta distancia de la zona del corte, debido al golpeo a alta velocidad de la viruta en esa zona. Viendo los diferentes ángulos de salida del flujo de la viruta, se puede concluir que estos son mayores que en el caso anterior, lo que tiene lógica al haber aumentado la velocidad de corte y con ello las temperaturas. Al igual que ha ocurrido con la velocidad de corte de $100 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, el mayor ángulo del flujo de viruta respecto al filo principal lo tienen la herramienta recubierta con TiSiN. Sin embargo, en este caso entre los ángulos de los flujos de salida en la herramienta de referencia y la recubierta con TiSiVN apenas hay diferencia.

III. 4. Análisis de la viruta y de las temperaturas

Tras analizar la cara de desprendimiento de las herramientas y las marcas del flujo de la viruta sobre la misma, se va a proceder con el análisis de las temperaturas y las virutas generadas durante el corte. Lo primero que se va a analizar son las temperaturas generadas en el corte y, para ello, en la Figura III-3 se presentan las temperaturas medias medidas con el pirómetro durante el mecanizado, junto a la desviación media de cada ensayo para cada una de las herramientas. Se resalta que, al realizar la medición con un pirómetro, se ha intentado focalizar el área de medición lo más cerca posible de la punta de la herramienta.

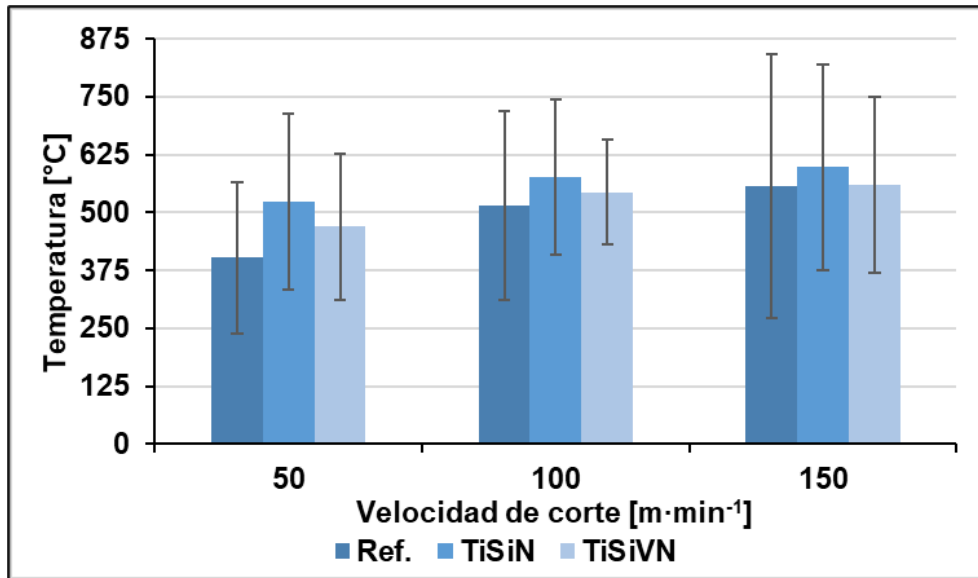


Figura III-3. Temperaturas generadas durante el corte de los ensayos de los recubrimientos en las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$.

Lo primero que se puede concluir tras ver la figura es que, como era de esperar, a mayor velocidad de corte mayor es la temperatura generada, aunque las diferencias entre una velocidad y otra con las herramientas recubiertas son cada vez menores. Se resalta que, a pesar de estar las herramientas recubiertas, a bajas velocidades de corte es el inserto sin recubrir la que menores temperaturas de corte ha generado. Además, para las tres velocidades de corte la herramienta recubierta con TiSiN es la que mayores temperaturas ha generado. Para la velocidad de corte de $150 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, la herramienta recubierta con TiSiVN ha generado durante el corte temperaturas similares a la de referencia sin recubrir. Todo esto corrobora lo deducido anteriormente al analizar las marcas del flujo de la viruta sobre la cara de desprendimiento de las herramientas.

No obstante, debido a la naturaleza del proceso de medición y a la falta de precisión a la hora de colocar el pirómetro en la zona ideal de la cara de desprendimiento de las herramientas ensayadas, las mediciones han sido muy irregulares, tal y como se puede ver en las grandes desviaciones de las medidas. De esta manera, afirmar que las temperaturas presentadas en la Figura III-3 son la realidad ocurrida durante el proceso es dudoso. Habría que realizar nuevas pruebas y con un sistema más fiable de medición de las temperaturas que no den tanta incertidumbre a la hora de recoger los datos como, por ejemplo, poner termopares por dentro de la herramienta en agujeros realizados por electroerosión.

En lo relativo a las virutas obtenidas en los ensayos realizados, estas se muestran en la Figura III-4. Según la clasificación de la morfología de la viruta propuesta por la norma ISO 3685:1993, la herramienta de referencia ha generado una viruta tubular y larga bajo

la velocidad de corte de $50 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ y tubular y enredada con las otras dos velocidades de corte. En el caso de los insertos recubiertos, las virutas han sido muy similares: tubular y corta en los ensayos con velocidad de corte de $50 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ y tubular y enredada bajo las otras dos velocidades.


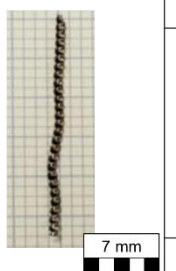
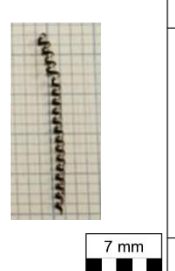




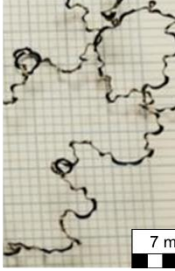







Ref.	TiSiN		TiSiVN	
$50 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$				
 7 mm	Tubulares	 7 mm	Tubulares	 7 mm
	 Larga		 Corta	
$100 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$				
 7 mm	Tubulares	 7 mm	Tubulares	 7 mm
	 Enredada		 Enredada	
$150 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$				
 7 mm	Tubulares	 7 mm	Tubulares	 7 mm
	 Enredada		 Enredada	

Figura III-4. Morfología y clasificación de la viruta obtenidas para el análisis de los recubrimientos en las herramientas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$ de acuerdo con la ISO 3685:1993.

La morfología de la viruta está muy relacionada con la forma que tiene la viruta de fluir por la cara de desprendimiento de la herramienta. Por consiguiente, al igual que en el análisis de la morfología de la viruta, en los ensayos realizados en este estudio la viruta ha tenido dos formas de fluir diferentes. En primer lugar, las virutas generadas con una velocidad de corte de $50 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, tal y como se ha mencionado anteriormente, se han alejado de la pieza y en sentido contrario al avance, lo que ha ayudado a evacuar las virutas sin dañar la superficie mecanizada. En segundo lugar, las virutas resultantes de las velocidades de corte de 100 y $150 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, se han enredado con la pieza mecanizada y con el portaherramientas debido a la redirección del flujo de virutas hacia

la propia herramienta. Esto corrobora lo visto en las marcas que ha dejado el flujo de la viruta sobre las superficies de desprendimiento de las herramientas.

De todas formas, se ha decidido realizar un análisis más exhaustivo de la viruta generada en los ensayos mediante el microscopio electrónico para buscar defectos en la misma. En la Figura III-5 se presentan las caras de la viruta en contacto con la superficie de desprendimiento de las herramientas.

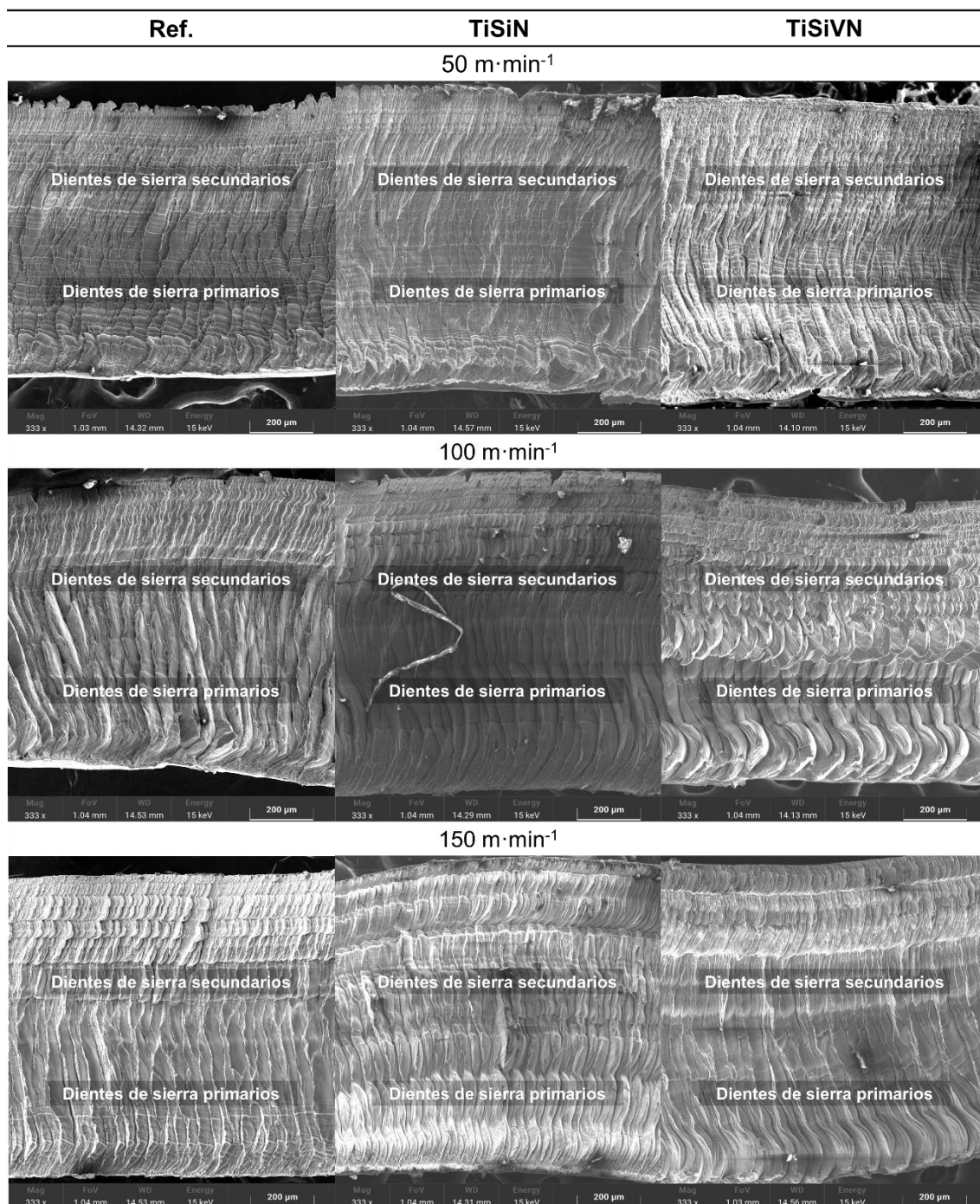


Figura III-5. Imágenes SEM de la cara de la viruta en contacto con la herramienta de los ensayos de los recubrimientos en las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$.

Viendo las imágenes de la figura se puede ver que todas las virutas generadas con las diferentes herramientas tienen elementos en común. En primer lugar, en todas ellas se pueden ver las típicas marcas del avance debido al arrastre del material por la superficie de desprendimiento de la herramienta. A la velocidad de $50 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ las tres virutas tienen marcas similares. Sin embargo, al aumentar la velocidad de corte a $100 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, las marcas de avance disminuyen en comparación a las anteriores, aunque hay diferencias entre ellas. En este caso las marcas debidas al aplastamiento del material provocadas por el inserto de referencia y por la recubierta con TiSiN apenas se ven si se comparan con las generadas por el inserto recubierto con TiSiVN. Con la velocidad de corte de $150 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ y debido a las pequeñas roturas que presenta la herramienta sin recubrir, la viruta generada con esa herramienta muestra marcas de avance más pronunciadas que a $100 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$. Un comportamiento similar sufre la viruta resultante del mecanizado con el recubrimiento TiSiVN. En el caso del inserto recubierto de TiSiN las marcas apenas se pueden ven, siendo la viruta que menos marcada está de todas.

Otro de los elementos comunes en todas las virutas generadas tras los ensayos es la presencia de material deformado y aplastado en la propia superficie de la viruta en contacto con la herramienta. Este material aplastado en la viruta se debe al fenómeno de *stick and slip* debido al contacto herramienta-viruta. Se puede ver como la presencia de este material aplastado aumenta al incrementarse la velocidad de corte de 50 a $100 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ al mecanizar con todas las herramientas, aunque se nota más con la de referencia y con la recubierta de TiSiVN. A la velocidad de corte de $150 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ la cantidad de material aplastado vuelve a disminuir en los tres casos debido a esa velocidad de corte que hace que la viruta fluya mejor, dándose más deslizamiento que disminuye el *stick and slip*. En este caso, la herramienta de referencia es la que más material tiene; de hecho, con los insertos recubiertos el material aplastado es algo puntual mientras que al usar la de referencia aparece a lo largo de toda la sección analizada. Esto lleva a concluir que, a elevadas velocidades de corte, la disminución de la fricción que se buscaba al recubrir las herramientas surte efecto.

Por último, el tercer elemento común a todas las virutas analizadas es la aparición de zonas de la viruta oxidadas, ya sea en forma de manchas oscuras o de pequeños pegotes de viruta. Además, en las virutas resultantes del mecanizado con las herramientas recubiertas se ha visto difusión del propio recubrimiento en la superficie analizada al aparecer grandes cantidades de nitrógeno, que no tiene el Ti6Al4V, en la viruta. También han aparecido restos de silicio al mecanizar a $50 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ con la herramienta recubierta de TiSiN y en la recubierta de TiSiVN al usar velocidades de 50 y $100 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$.

Capítulo III. Recubrimientos auto-lubricados en el mecanizado de aleaciones de titanio con herramientas cerámicas.

Asimismo, se ha analizado la viruta por la cara opuesta al contacto con la herramienta donde se revelan los dientes de sierra característicos del mecanizado de esta aleación. En la Figura III-6 se muestran las imágenes de dicha superficie de las virutas.

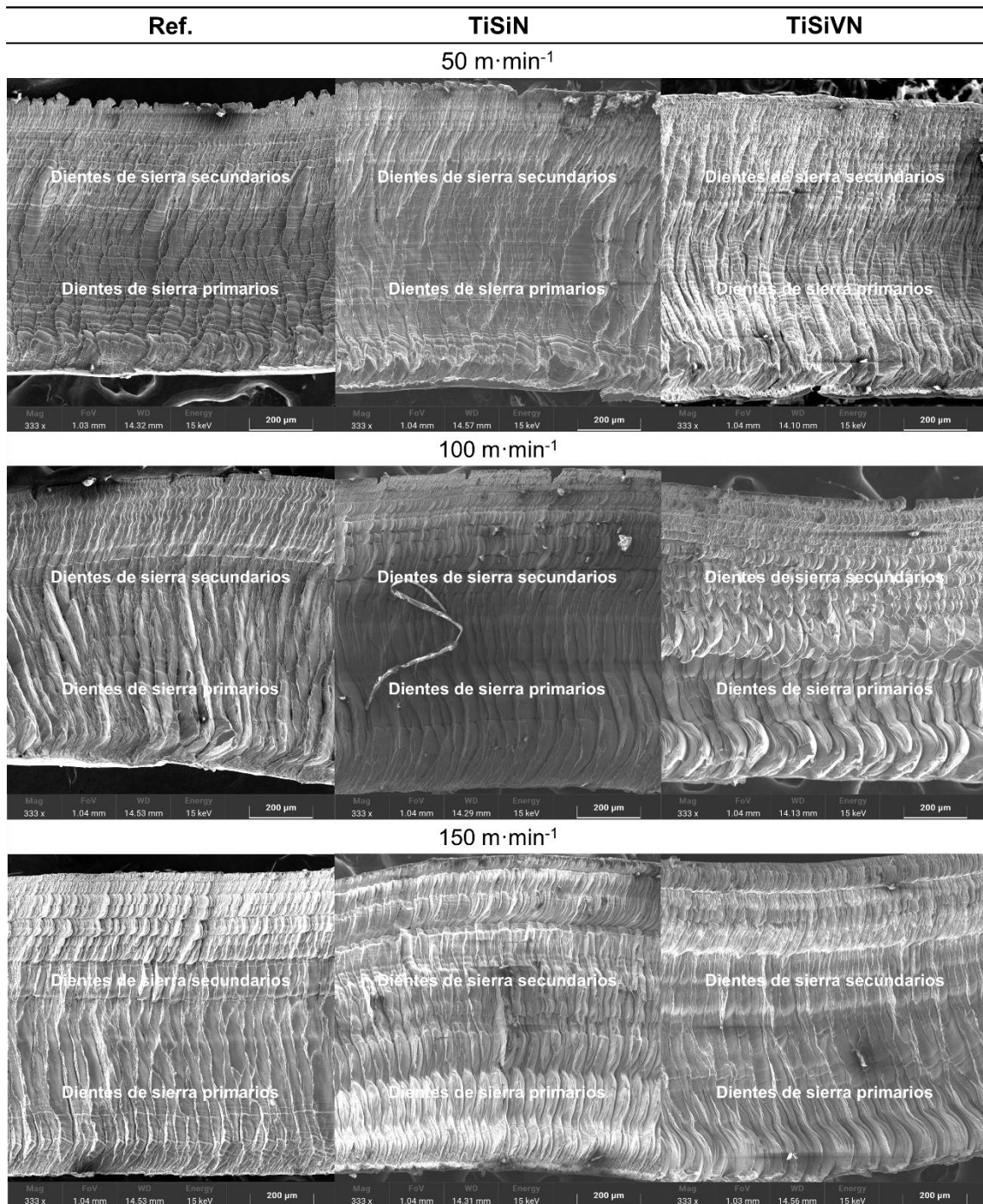


Figura III-6. Imágenes SEM de la superficie libre de la viruta de los ensayos de los recubrimientos en las herramientas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$.

En esta cara de las virutas se puede ver que está formada por dientes en forma de sierra primarios y secundarios. Los dientes de sierra primarios son las estrías en toda la anchura de la viruta que se ven en la parte inferior de todas las imágenes. La zona donde se agrupan estos dientes de sierra, parte superior de las imágenes, recibe el

nombre de dientes de sierra secundarios. El aumento de la velocidad de corte hace que los dientes secundarios sean más prominentes debido al aumento de la temperatura de corte. Los dientes primarios tienden a abultarse hacia el exterior con el aumento de la velocidad de corte debido, principalmente, al aumento de la temperatura (Nurul Amin y Ginta, 2014).

III. 5. Análisis de las fuerzas

Las virutas obtenidas en los ensayos están muy relacionadas con las fuerzas de corte generadas en el proceso. En la Figura III-7 se muestra la media de la fuerza radial (F_b), la fuerza de corte tangencial (F_c) y la fuerza de avance (F_f). Para lograr esa figura se ha calculado la fuerza media junto a la desviación estándar en cada pasada de las herramientas ensayadas.

Como se puede observar en la figura, a la velocidad de corte de $50 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ la herramienta sin recubrir es la que menores fuerzas de corte genera durante el proceso de corte seguida de la herramienta recubierta de TiSiVN. A esa velocidad se observa que las tres componentes en las tres herramientas ensayadas tienen comportamientos similares y la desviación de las mediciones de las fuerzas no ha sido muy elevada. Este comportamiento de las fuerzas denota que el corte ha sido estable y sin ninguna clase de contratiempos.

Sin embargo, al aumentar la velocidad de corte a $100 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, se puede ver que las herramientas recubiertas ofrecen menos resistencia al corte que la no recubierta, aunque todas generan fuerzas mayores que a $50 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$. Esto se debe, en gran medida, al menor desgaste que han tenido las herramientas recubiertas en comparación a la de referencia y que se ha comentado anteriormente. Esto se puede apreciar, también, al ver la desviación de las medidas de la fuerza radial y de avance a esa velocidad de corte. El caso del corte con la de referencia es la que mayor desviación presenta debido a las mayores oscilaciones en las fuerzas por las vibraciones al estar más desgastada. Además, se ve que esa herramienta sin recubrir ofrece una mayor resistencia al avance.

A la velocidad de corte de $150 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ las fuerzas generadas son algo mayores que a $100 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ salvo en el caso de la fuerza de avance resultante del corte con la herramienta de referencia. Esto es debido a la pequeña fractura que presenta esta herramienta y que redirige las fuerzas de corte en la dirección radial. Esa pequeña fractura de la herramienta explica las desviaciones tan altas que se dan en la fuerza

radial con ella. No obstante, la herramienta recubierta con TiSiN también presenta desviaciones elevadas en las fuerzas radial y de avance ya que esta herramienta ha sufrido la rotura de su punta, aunque en menor medida que la de referencia. Por eso solo se ha visto esa rotura en la desviación y no en el valor de la media debido a un aumento en las vibraciones, pero no en el valor en sí de la fuerza.

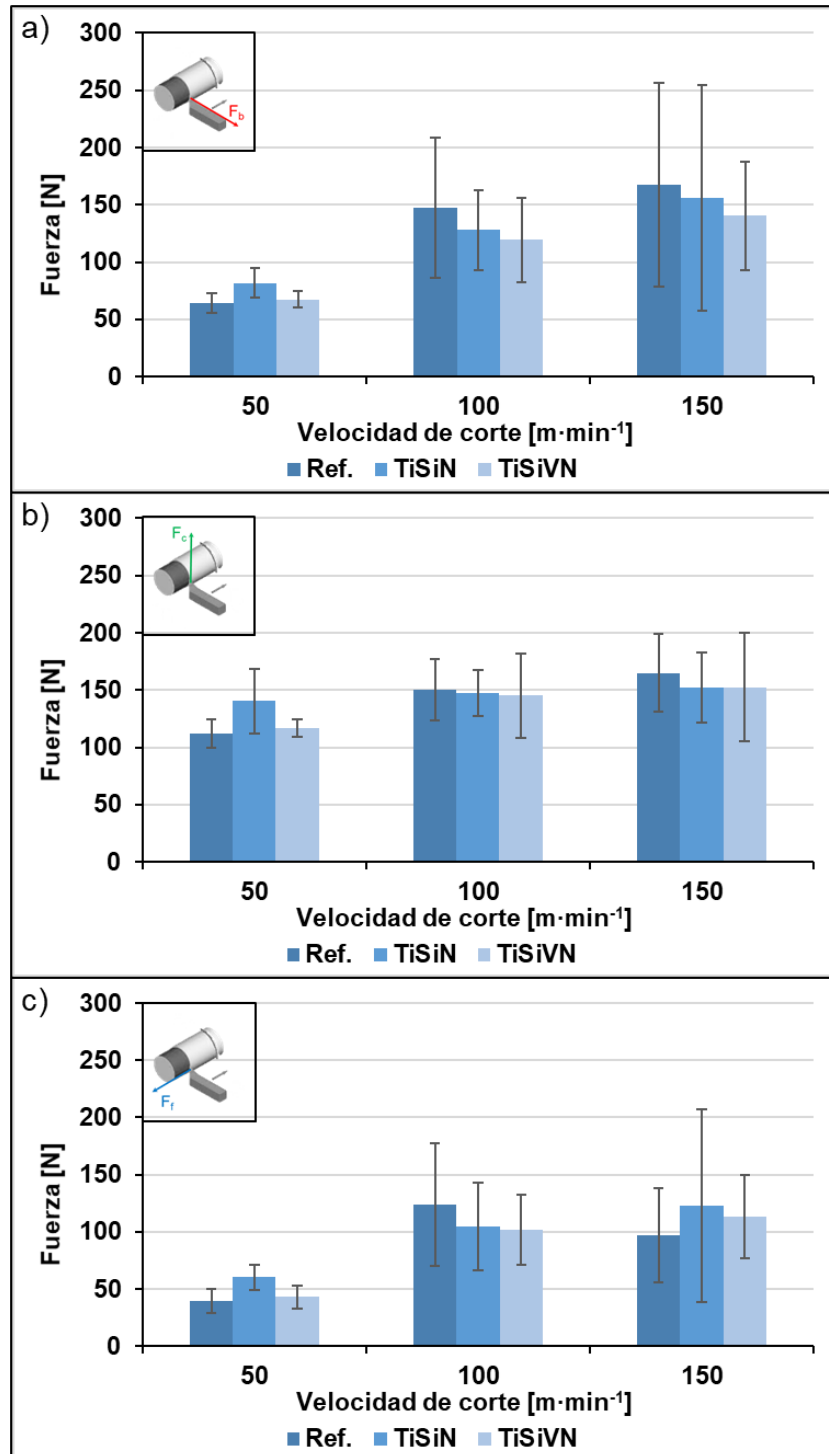


Figura III-7. Fuerzas generadas durante el corte de los ensayos de los recubrimientos en las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$: F_b (a), F_c (b) y F_f (c).

III. 6. Análisis de la rugosidad

Para evaluar la rugosidad, se ha medido el parámetro de rugosidad media R_a utilizando un rugosímetro del fabricante Mitutoyo modelo SJ-210 con un radio de punta de $2\ \mu\text{m}$ y aplicando un filtro gaussiano con una longitud de corte de $0,8\ \text{mm}$ y una longitud de muestreo de $5\ \text{mm}$, de esta forma se cumplen los criterios de la norma ISO 4288:1996 (ISO Standard 4288:1996, 1998). Se han tomado tres muestras en cada pasada que se muestran en la Figura III-8. En dicha figura se grafica la media de las mediciones junto a su desviación estándar frente a la velocidad de corte utilizada para cada una de las herramientas ensayadas.

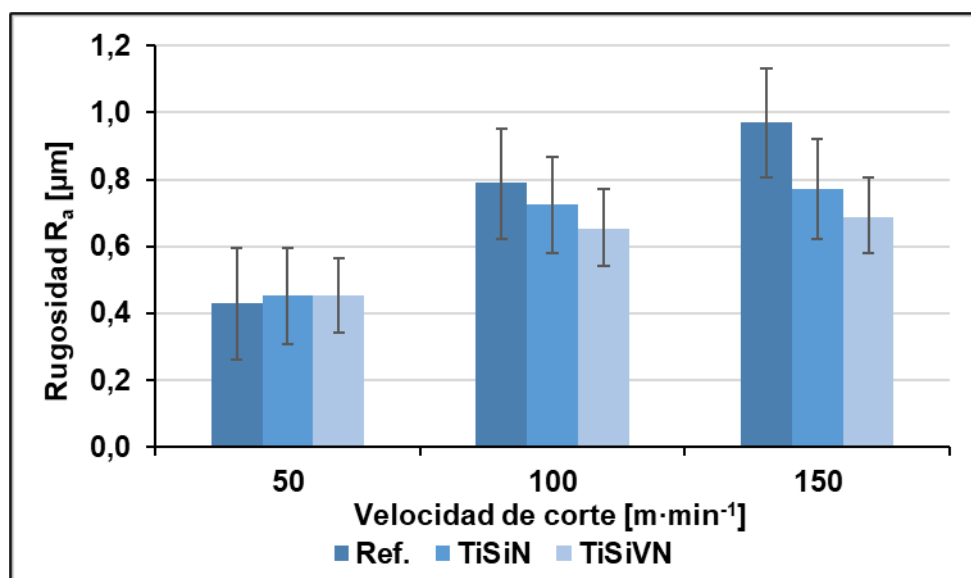


Figura III-8. Rugosidad media obtenida tras los ensayos de los recubrimientos en las herramientas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$.

Se ha observado un aumento de la rugosidad superficial al aumentar la velocidad de corte, lo que indica un incremento del desgaste de la herramienta, que también puede relacionarse directamente con la desviación estándar de las fuerzas de mecanizado. Las tres herramientas presentan una rugosidad superficial similar de la superficie mecanizada a la velocidad de corte de $50\ \text{m}\cdot\text{min}^{-1}$. Sin embargo, al aumentar la velocidad de corte, el usar la herramienta recubierta con TiSiVN produce un acabado superficial en la pieza mejor al de las herramientas recubiertas con TiSiN y a la de referencia. De hecho, para las velocidades de corte de 100 y $150\ \text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ la disminución de la rugosidad media en comparación con la herramienta de referencia ha sido del $8,3\%$ y del $20,6\%$ con la herramienta recubierta de TiSiN, respectivamente, y del $17,4\%$ y $29,2\%$ para el inserto recubierto con TiSiVN, respectivamente.

III. 7. Conclusiones

Para concluir el capítulo III se enumeran las principales conclusiones obtenidas del estudio realizado al aplicar un recubrimiento tradicional y otro auto-lubricado con contenido de vanadio en herramientas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$ para el torneado de la aleación Ti6Al4V.

- Tras analizar los resultados obtenidos se ha visto que para mecanizar esta aleación es necesario e imprescindible utilizar refrigeración. Las elevadas temperaturas generadas al mecanizar a las velocidades de corte a las que están pensadas las cerámicas y la gran afinidad del titanio con elementos presentes en los recubrimientos y en las propias herramientas, hacen que estas apenas aguanten unos segundos sin romperse o que se produzca una oxidación muy alta en el proceso de corte que impide que se realice correctamente y altere los resultados. Por ello, en este estudio se han utilizado bajas velocidades de corte que no son representativas en el corte con cerámicas en un ámbito industrial, pues han sido más bajas que las usadas con herramientas de metal duro usando refrigerante.
- Los diferentes recubrimientos utilizados han hecho que las herramientas sufran menos y tengan un desgaste inferior a los insertos sin recubrir. Además, se ha visto que tanto los recubrimientos como las velocidades de corte han influido sobre la dirección del flujo de la viruta. A bajas velocidades ($50 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$) la viruta se alejaba de la zona de corte, mientras que a altas (100 y $150 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$) esta se ha enredado con la pieza y el portaherramientas. Las temperaturas, debido a la forma en la que se han medido, no han sido muy concluyentes.
- La morfología de las virutas obtenidas tras los ensayos se ha ajustado a los flujos de la misma. Tubulares y cortas para bajas velocidades de corte y con recubrimiento; tubulares y larga para bajas velocidades de corte y sin recubrir; y tubulares y enredadas para altas velocidades indistintamente de estar recubiertas o no. Analizándolas con el SEM se ha visto que todas presentaban marcas de avance, aunque estas disminuían al incrementarse la velocidad, sobre todo la generada con la herramienta recubierta de TiSiN. Además, los recubrimientos ensayados han ayudado a que el efecto de *stick and slip* no sea tan acusado como en la herramienta sin recubrir. Ese efecto se ha notado más con el recubrimiento de TiSiN. Sin embargo, las elevadas temperaturas de corte han hecho que se dé el mecanismo de difusión en las herramientas recubiertas dejando silicio y nitrógeno en la superficie de la viruta en contacto con el inserto.

- Las fuerzas de corte fueron muy similares para las herramientas ensayadas con velocidad de corte de $50 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, aunque el inserto recubierto de TiSiN ha generado las fuerzas más grandes. Al incrementar la velocidad de corte a $100 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, el desgaste ha empezado a cobrar protagonismo. Por ello, las herramientas recubiertas han ofrecido un mejor comportamiento generando menores esfuerzos de corte que la de referencia. De hecho, al presentar una rotura la herramienta de referencia a $150 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ de velocidad de corte, las fuerzas se han redirigido hacia dirección radial y aumentando las vibraciones. En las herramientas recubiertas solo se ha visto vibraciones en la recubierta con TiSiN debido a un desgaste más pronunciado que la recubierta de TiSiVN.
- En lo relativo a las rugosidades, a bajas velocidades de corte se han generado rugosidades medias muy similares. En cuanto el desgaste ha cobrado importancia, las herramientas recubiertas han tenido un mejor comportamiento. Con la herramienta recubierta de TiSiVN se ha conseguido disminuir la rugosidad un 17,4% y un 29,2% para las velocidades de corte de 100 y $150 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, respectivamente.

Tras los ensayos se ha visto que los recubrimientos de TiSiN y TiSiVN en herramientas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$ mejoran algunos aspectos del proceso de corte de la aleación Ti6Al4V a velocidades de corte muy por debajo de las recomendadas para esa clase de material de herramienta. Por ello, se han de seguir realizando ensayos utilizando refrigeración y mejorando el sistema de adquisición de temperaturas (usando termopares dentro del propio inserto, por ejemplo) para entender mejor el funcionamiento de los recubrimientos auto-lubricados en este tipo de proceso y ver cuáles son sus ventajas frente al uso de cerámicas sin recubrir.

**Capítulo IV. Estudio del uso de herramientas
texturizadas sobre cerámicas y PCD en el torneado
de materiales de baja maquinabilidad**

Capítulo IV. Estudio del uso de herramientas texturizadas sobre cerámicas y PCD en el torneado de materiales de baja maquinabilidad.

En este capítulo se presenta la metodología seguida para la obtención de las ranuras en las herramientas cerámicas y PCD. Se partirá del porqué del uso de la tecnología de láser para realizar los texturizados. A continuación, se mostrarán las caracterizaciones de los diferentes materiales de herramienta (PCD, $Al_2O_3 + wSiC$ y $Al_2O_3 + TiC$) obteniéndose los parámetros del láser óptimos para la realización de las ranuras en cada uno de ellos. Finalmente, se analizarán una serie de casos de aplicación de texturizados en herramientas cerámicas para el mecanizado de aleaciones termorresistentes (Inconel® 718 y Ti6Al4V) y aceros endurecidos (acero X100CrMoV8 con un tratamiento térmico de templado) desde el punto de vista de los esfuerzos de corte, la integridad superficial y el análisis de la viruta generada.


IV. 1. Introducción

En este capítulo se va a analizar la influencia que tiene la inclinación con respecto al filo principal de las ranuras texturizadas en la cara de desprendimiento de tres clases de material de herramienta (PCD, $Al_2O_3 + TiC$ y $Al_2O_3 + wSiC$). Para ello a cada uno de los materiales de herramienta se le ha asignado un material a cortar diferente adaptado a las diferentes propiedades de cada una de las herramientas. El procedimiento a seguir en cada uno de los casos de estudio es similar: en primer lugar, se establece el objetivo del estudio; a continuación, se realizará el proceso de texturizado; posteriormente, se harán los ensayos en el centro de torneado CMZ TC25BTY; y, finalmente, se analizarán los resultados obtenidos de los ensayos para alcanzar las conclusiones oportunas de cada combinación material herramienta-texturizado-material de pieza.

Para la fabricación de las herramientas texturizadas se ha decidido recurrir al texturizado láser debido a la simplicidad de uso, rapidez de ejecución de los texturizados en comparación con la EDM y la ausencia del uso de fungibles que sí aparecen al usar otras tecnologías como es el caso de electroerosión al utilizar electrodos de cobre o de grafito. Además, dado que las herramientas a texturizar son de materiales cerámicos y diamante, su baja conductividad eléctrica descarta el uso de la electroerosión para ello.

Para ello, se ha utilizado una estación Trumf® TruMark 5000. Esta estación está equipada con un láser pulsado de fibra Nd: YAG de una potencia media de salida de 50 W. El rango de frecuencia de pulso va de 1 a 1000 kHz con una duración mínima de pulso de 7 ns. La calidad del haz láser se caracteriza por un valor M^2 de 1,6. El escáner 2D responsable del movimiento del haz en el plano XY tiene un espacio de trabajo de 110x110 mm y un diámetro del láser, cuando está enfocado, de 50 μm . La velocidad máxima de la unidad de barrido es de 12 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$. En la Tabla IV-1 se pueden ver las características principales de la estación de marcado láser utilizada para la fabricación de los texturizados en las herramientas.

Tabla IV-1. Características de la estación de marcado.

Nombre y Modelo		Trumf® TruMark Station 5000	
Tipo		Estación de Marcado	
Nº de ejes		3	
Control numérico (modelo)		TruTops Mark	
Velocidad máxima de escaneo		12 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	
Defocusing máximo		60 mm	
Láser de Fibra pulsado	Potencia	50 W en continuo 10 kW en pulsado	
	Longitud de Onda	1063 \pm 3 nm	
	Diámetro de Haz	50 μm	
	Rango de duración pulso	Nanosegundos	

No obstante, el uso de esta estación de marcado láser trae consigo un inconveniente que es necesario subsanar para poder realizar los texturizados de forma correcta. A diferencia de otras estaciones de marcado, la Trumf® TruMark Station 5000 carece de un sistema de posicionamiento de la pieza que genere el centro de coordenadas de la misma. Por consiguiente, y en vista de que los texturizados requieren de una gran precisión a la hora de ser fabricados debido a que hay que respetar los chaflanes y mantener una mínima distancia con el filo de corte, es necesario realizar una operación previa al texturizado para poder centrar la herramienta con el haz láser.

En el Grupo de Fabricación de Alto Rendimiento de la UPV/EHU se ha desarrollado una metodología simple para poder realizar con la precisión requerida los texturizados en las herramientas a ensayar. Dicha metodología consiste en realizar con el haz láser

sobre un utillaje desechable el negativo de la geometría del inserto dándole cierta profundidad para que, posteriormente, la herramienta quede encajada en dicha huella. De esta forma, la herramienta queda centrada con el haz láser. A continuación, se aumenta la distancia focal una distancia igual al espesor de la herramienta para que el diámetro del haz láser esté enfocado sobre la superficie de desprendimiento de la herramienta y se procede con el marcado del texturizado.

No obstante, la estación de marcado, al igual que el resto de láseres, tiene una problemática añadida. Y es que, al tener el láser una longitud de onda definida y no modificable, no se puede adaptar la longitud de onda a la adecuada que optimice la absorptividad de los diferentes materiales a texturizar tal y como se puede ver en la Figura IV-1. Por ello, es necesario saber cómo afecta el proceso de marcado al variar los parámetros que sí se pueden controlar (frecuencia, duración del pulso, potencia y velocidad de escaneo del haz) a los diferentes materiales de las herramientas.

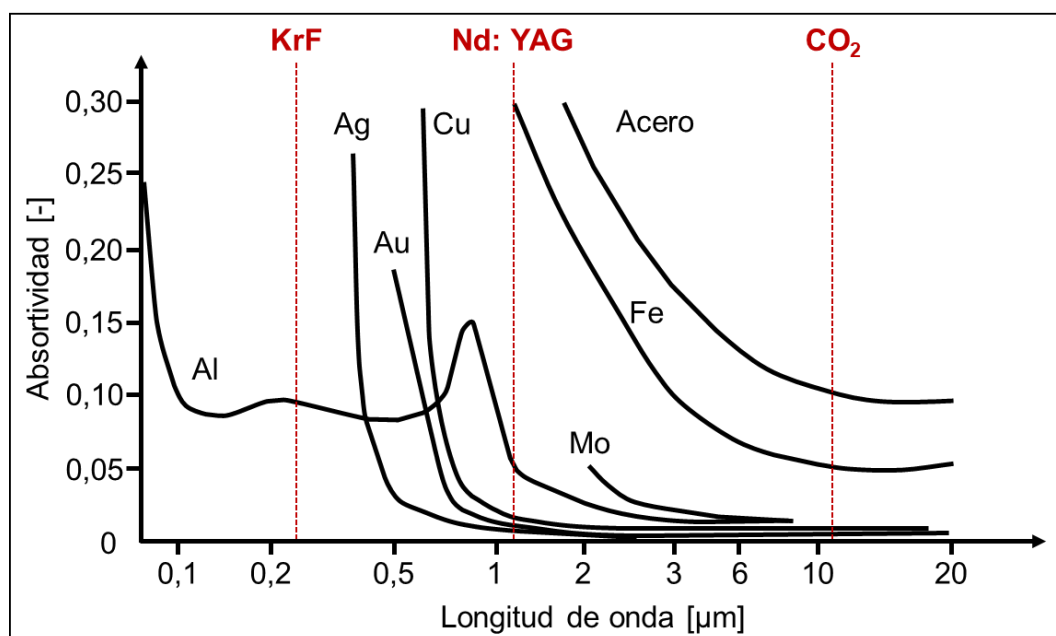


Figura IV-1. Absortividad de diferentes materiales en función de la longitud de onda. Adaptado de (Bajard et al., 2011).

En vista de ello, se ha diseñado una metodología para poder obtener los parámetros del haz láser que optimizan la generación de texturizados en herramientas de corte dependiendo de qué clase de ranuras se estén buscando. En la Figura IV-2 se muestra el diagrama de flujo de dicha metodología. Para cada material de herramienta en el que se vaya a realizar un texturizado se aplicará esta metodología. En este capítulo, al tener un material diferente en cada uno de los tres casos de estudio, se empleará la metodología para la caracterización del material en cada uno de ellos.

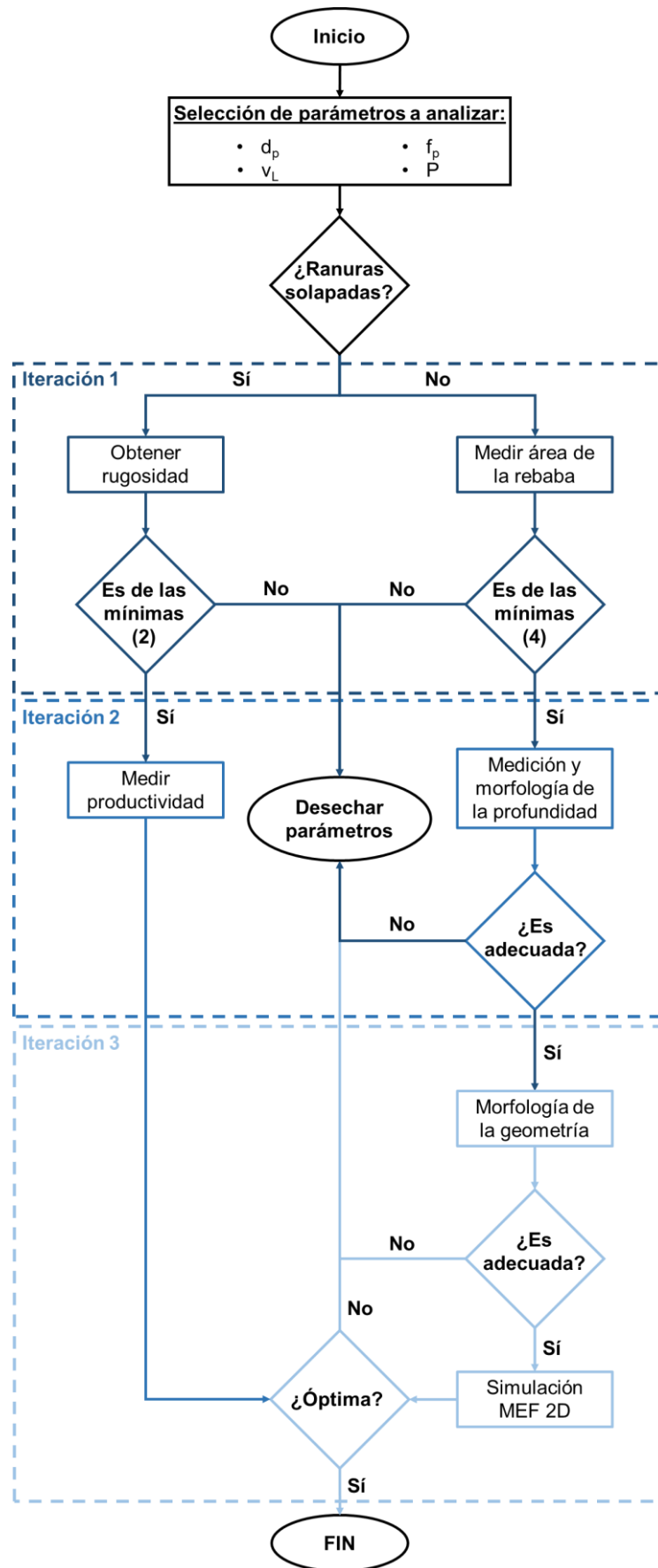


Figura IV-2. Diagrama de flujo de la metodología a seguir para la elección de los parámetros del Laser Engraving.

IV. 2. Caso de estudio 1: Texturizados en PCD para el torneado de Ti6Al4V

El primer caso de estudio es el torneado de Ti6Al4V mediante el uso de una herramienta de PCD. La composición química del Ti6Al4V y sus principales propiedades mecánicas están presentadas en la Tabla III-1. Este estudio ha surgido de un proyecto en el que se quiere optimizar el proceso de escariado de agujeros en Ti6Al4V. Debido a las características del Ti6Al4V y a las condiciones de corte que se usan en esta clase de proceso de acabado (bajos avances y profundidades de pasada), la viruta no se fragmenta, tal y como puntualizaba Zhou (2001) en su estudio anteriormente mencionado, al no ser los parámetros superiores a los críticos de esta combinación de herramienta, parámetros y material.

Problemas similares obtuvieron en su trabajo Wu et al. (2020) con el mecanizado con herramientas de PCD que se resolvieron con la inclusión de un rompevirutas sobre la propia herramienta. Al no romperse la viruta, esta se queda enganchada alrededor del escariador llegando a romper la herramienta, algo a evitar especialmente en este caso debido al alto precio de esta clase de herramientas y más al ser de PCD y no de metal duro.

Para poder analizar mejor el propio proceso de corte y lo que ocurre en el contacto herramienta-viruta, se ha decidido simplificar el proceso haciendo el estudio en torneado ya que desaparecen variables (dientes, ángulo de hélice, etc.) que pueden dificultar la comprensión o distorsionar el análisis de la formación de la viruta. Además, realizar el estudio inicial con insertos de torneado en vez de con escariadores abarata considerablemente el presupuesto para dicho estudio. Una vez establecidos los parámetros y las geometrías que favorecen la rotura de la viruta, se volvería al proceso de escariado para trasladar todo el conocimiento generado en el torneado con herramientas texturizadas.

De cara a romper la viruta de Ti6Al4V, los texturizados en la cara de desprendimiento pueden ser la solución. Esto se debe a que la fuerza de corte secundaria en la viruta causada debido al borde de la ranura puede hacer que esta se doble facilitando su rotura (Vasumathy y Meena, 2017). Por ello, en este estudio se van a ensayar diferentes texturizados en la cara de desprendimiento del inserto de PCD con el fin de forzar una mayor curvatura de la viruta, produciendo así su fractura.

IV. 2. 1. Caracterización del Laser Engraving para PCD

Con el fin de determinar los parámetros más adecuados para establecer la profundidad de las ranuras en el PCD al ser texturizado, se han establecido una serie de ellos a ensayar en una geometría cuadrada de 1,5x1,5 mm. Los parámetros a analizar han sido la velocidad de escaneo, la frecuencia del pulso y el paso radial del haz láser. La duración del pulso y la potencia del láser se han mantenido constantes en todos los ensayos, siendo la duración del pulso de 250 ns y la potencia el 100% de la permitida por la máquina. Esto se debe a que, en ensayos realizados anteriores a esta caracterización, se ha visto que estos dos parámetros no han tenido mucha influencia en este material. En la Tabla IV-2 se pueden ver los parámetros de caracterización ensayados.

Tabla IV-2. Parámetros de láser ensayados para la caracterización del PCD.

v_L [mm·s ⁻¹]	f_p [kHz]	Paso radial [mm]
300	30	0,05
400	40	0,03
	50	0,02

Se ha decidido realizar cuadrados y no ranuras debido a que en alguno de los texturizados a realizar se iban a superponer ranuras. Para esos casos, lo más limitante es la rugosidad que se obtiene en el fondo de la ranura pues, al superponer trayectorias del haz láser, estas pueden dejar marcas y mucho material re-solidificado en el fondo de la ranura. Los análisis topográficos se llevaron a cabo con un microscopio confocal Leica® DCM3D capaz de alcanzar resoluciones inferiores a 2 nm y con la opción de aplicar una luz blanca o azul. En ellos se estudió la calidad superficial del fondo de las zonas texturizadas con láser. Para ello, se ha aplicado la norma ISO 25178-1:2016, norma que indica cómo obtener los parámetros S_a , desviación media aritmética de la topografía superficial, y S_z , suma del pico más alto y el valle más profundo de toda la topografía.

Con estos parámetros se pueden detectar los defectos superficiales como la capa refundida muy común en este tipo de procesos de ablación de material. Para ello, primero se ha tomado la topografía de todo el cuadrado y, después, se ha aislado la parte inferior del cuadrado ya que es la zona que se debe estudiar. Dado que los datos obtenidos con el microscopio confocal no están filtrados, se ha aplicado un filtro gaussiano con una longitud de corte de 0,8 mm. En la Tabla IV-3 se pueden ver los resultados de S_a y S_z obtenidos, indicándose en verde los dos mejores valores de S_a de acuerdo a lo establecido en el diagrama de la Figura IV-2.

Tabla IV-3. Mediciones de S_a y S_z tras los ensayos.

S_a [μm]						
	300 mm·s⁻¹			400 mm·s⁻¹		
	30 kHz	40 kHz	50 kHz	30 kHz	40 kHz	50 kHz
0,05 mm	1,82	1,78	1,83	1,80	1,79	1,75
0,03 mm	1,57	1,63	1,59	1,65	1,58	1,61
0,02 mm	1,35	1,32	1,38	1,36	1,33	1,31

S_z [μm]						
	300 mm·s⁻¹			400 mm·s⁻¹		
	30 kHz	40 kHz	50 kHz	30 kHz	40 kHz	50 kHz
0,05 mm	19,31	20,50	19,91	19,03	19,309	19,76
0,03 mm	20,88	20,56	20,41	20,02	19,523	19,53
0,02 mm	20,25	20,39	19,14	19,94	20,609	29,01

Se ha observado una tendencia a la reducción de la rugosidad S_a a medida que se reduce el paso radial. Dado que las marcas del láser están más próximas, la energía que llega al material es mayor debido al solapamiento que se crea. Considerando el diámetro del haz láser de 50 μm y la distribución gaussiana de la energía procedente del láser cuando se aplica un escalón radial de 0,05 mm, no hay solapamiento entre pistas. Por el contrario, cuando se aplica un paso radial de 0,02 mm, se está aplicando un solapamiento de aproximadamente el 50%, lo que se traduce en una mayor entrada de energía en la zona, dando lugar a una ratio de eliminación de material más eficiente y a una superficie grabada más lisa. Sin embargo, el inconveniente es que se experimenta un incremento en el tiempo de proceso debido al incremento de pistas que necesita el láser para cubrir la misma superficie.

En lo relativo al parámetro S_z , se ha visto mediante un análisis de varianza (*ANalysis Of VAriance* o ANOVA) que los parámetros ensayados no tienen una influencia sobre dicho parámetro (ver Tabla IV-4). Por consiguiente, se han descartado sus resultados de cara a escoger qué parámetros son los óptimos para el texturizado de este material.

Tabla IV-4. ANOVA del parámetro S_z .

F.V.	S.C.	G.L.	C.M.	F	α	F crítica	Significativo
Factor v_L	1,61	1	1,61	0,31	0,05	224,58	No
Factor Paso	11,85	2	5,92	1,14		19,25	No
Factor f_p	6,56	2	3,28	0,63		19,25	No
v_L x Paso	16,05	2	8,03	1,55		19,25	No
v_L x f_p	12,49	2	6,24	1,20		19,25	No
Paso x f_p	13,55	4	3,39	0,65		6,39	No
Residual	20,76	4	5,19				
Total	82,67	17					

En vista de estos resultados, se ha establecido como paso radial el valor de 0,02 mm como parámetro para los texturizados con superposición de ranuras. Con ello, quedan dos opciones de parámetros del láser a elegir: una f_p de 40 kHz junto con una v_L de 300 mm·s⁻¹ (caso 1) o una f_p de 50 kHz junto con una v_L de 400 mm·s⁻¹ (caso 2). De entre ellas, el criterio escogido para hacer el descarte es el de maximizar la productividad, tal y como se ha indicado en la metodología expuesta en la Figura IV-2. Al ver que la v_L del caso 1 es menor a la del caso 2 y el resto de parámetros son iguales, se han descartado los parámetros del caso 1. Por último, para efectuar un análisis completo, se ha realizado otro conjunto de ensayos en los que se ha analizado la evolución de la profundidad aplicando varias repeticiones. La Figura IV-3 representa la evolución de la profundidad en función del número de pasadas para caracterizar el material PCD. Como se puede observar, el material presenta un comportamiento lineal.

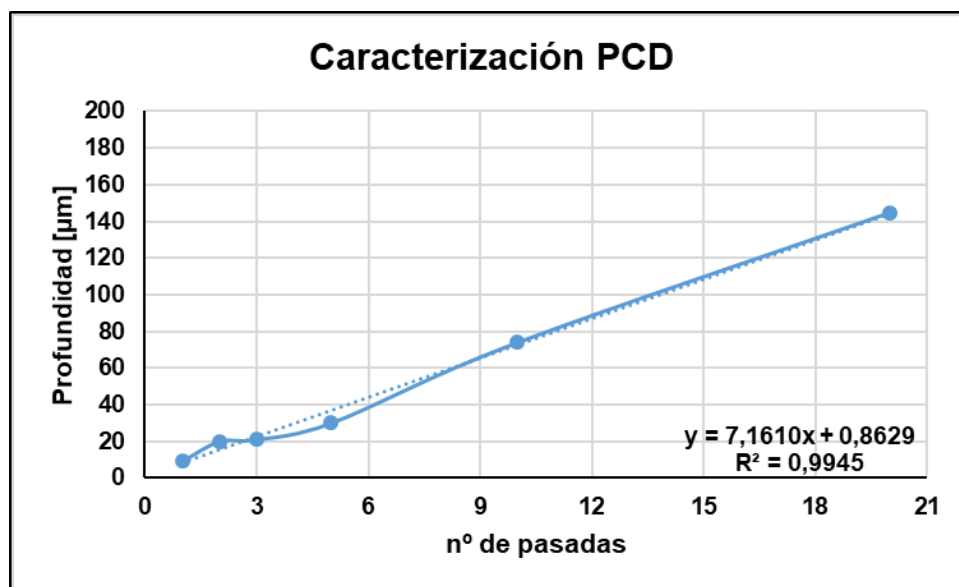


Figura IV-3. Caracterización final del PCD.

IV. 2. 2. Diseño experimental de los ensayos de PCD

Las herramientas de PCD han sido suministradas por Zubiola Diamond Tool Solutions Coop®. Tienen una geometría tipo SNGA 120408 y el grado de PCD es el MD220, un PCD con un tamaño medio de micro-grano de 10 µm en un aglomerante del 10-12% de cobalto. En la Figura IV-4 se muestran las seis herramientas ensayadas junto a un plano de la forma de las ranuras diseñadas. Se puede observar que a las herramientas se les ha cortado el radio de punta con el fin de asimilarlo más al filo de un escariador ya que esta clase de herramientas carecen de radio de punta. Dado que la precisión requerida para que todas las herramientas queden lo más parecido posible es muy alta, el proceso de corte de la punta de la base de metal duro se ha llevado a cabo en una empresa

especializada en el corte con electroerosión para después soldar la plancha de PCD a dicha base por parte de Zubiola Diamond Tool Solutions Coop®.

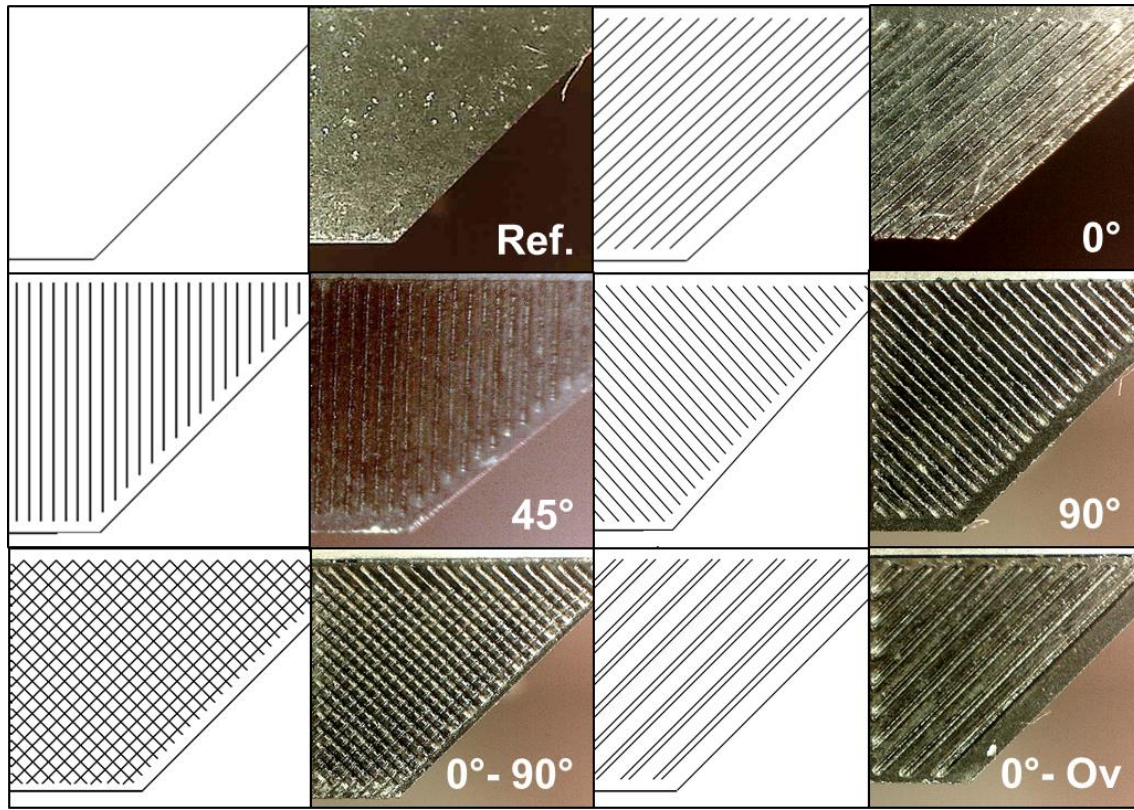


Figura IV-4. Diseño de los texturizados de las herramientas ensayadas en PCD.

El montaje experimental para realizar los cinco texturizados diferentes que se han ensayado en este estudio puede verse en el esquema presentado en la Figura IV-5 en la que se muestra el utillaje usado para alinear el haz láser con la herramienta.

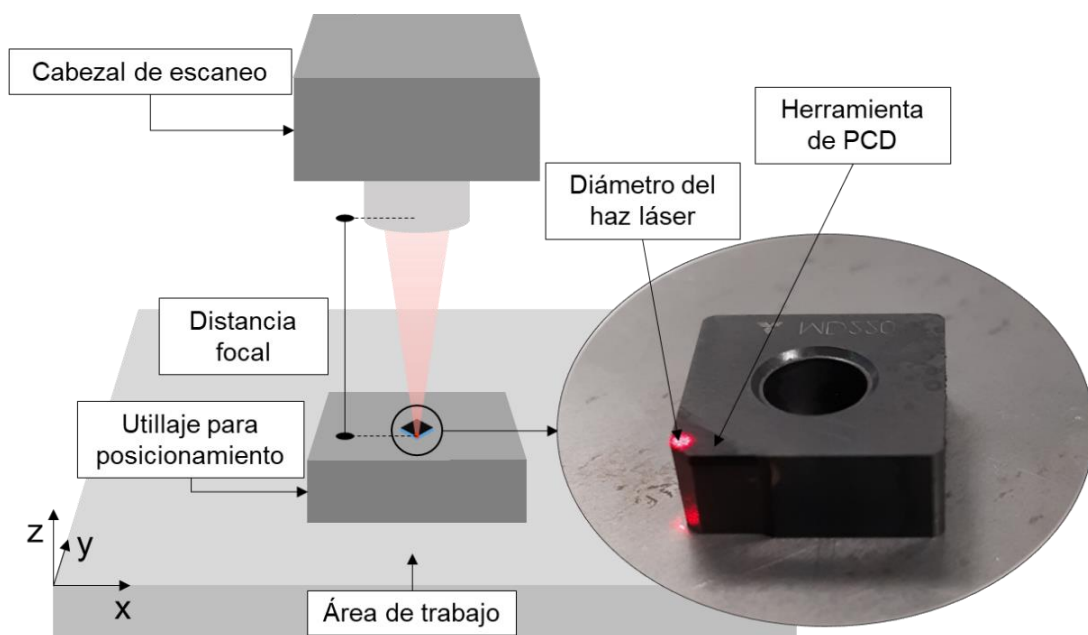


Figura IV-5. Montaje experimental en la estación de marcado y detalle del proceso.

La anchura de las ranuras (w) se ha establecido en 50 μm para todos los texturizados a excepción de la herramienta con un texturizado a 0° solapado (0° - Ov) que ascendió a las 100 μm . Este valor de 100 μm se ha seleccionado debido a la importancia de obtener un pequeño aumento de las fuerzas de corte para alcanzar el objetivo de romper la viruta. Al incrementar la anchura de las ranuras, la viruta puede deslizarse dentro de las ranuras y chocar contra las paredes de salida de la ranura. De esta forma, se genera un cambio en la dirección del flujo de la viruta, como de si un rompevirutas se tratara, que hace aumentar las fuerzas de corte con el fin de romper la viruta. La separación entre ranuras (s) sí que ha sido la misma para todas las herramientas y se ha determinado que sean 55 μm .

Patel et al. (2020) afirmaron en su estudio que la distancia al filo de corte y la profundidad de la ranura están estrechamente relacionadas con la temperatura de la herramienta: a medida que son mayores, aumenta la temperatura de la herramienta durante el corte. Al tratarse de un proceso de acabado, la temperatura de la herramienta debe estar controlada durante el proceso de corte para no dañar la superficie final de la pieza. Además, Mishra et al. (2020) concluyeron en su investigación que la distancia al filo de corte es crítica para evitar la fractura catastrófica de la herramienta. Con todo ello, se ha decidido que las ranuras no sobrepasen la profundidad (d) de 10 μm con el fin de que la viruta no se embote dentro de la ranura, pero siendo lo suficientemente profunda como para que alberguen cierta cantidad de fluido de refrigeración. Por consiguiente, para obtener esa profundidad objetivo, únicamente se ha realizado una pasada del haz láser por cada ranura (ver Figura IV-3).

Dicho lo cual, las ranuras se han fabricado a una distancia de 100 μm del borde de corte con una profundidad de ranura de aproximadamente 10 μm . La distancia de las ranuras al filo de corte se ha mantenido constante en todas las herramientas texturizadas para evitar una alta concentración termo-mecánica en el filo de corte y la consiguiente fractura y astillado del filo de la herramienta.

Para poder ver la calidad final de las ranuras fabricadas, se ha realizado una topografía que se ha medido con un microscopio confocal Leica® DCM3D. Las características superficiales de las herramientas texturizadas se presentan en la Figura IV-6, donde es posible ver los parámetros obtenidos de las ranuras. Además, se puede observar que no hay ninguna capa refundida rodeando las ranuras en la superficie de desprendimiento de la herramienta.

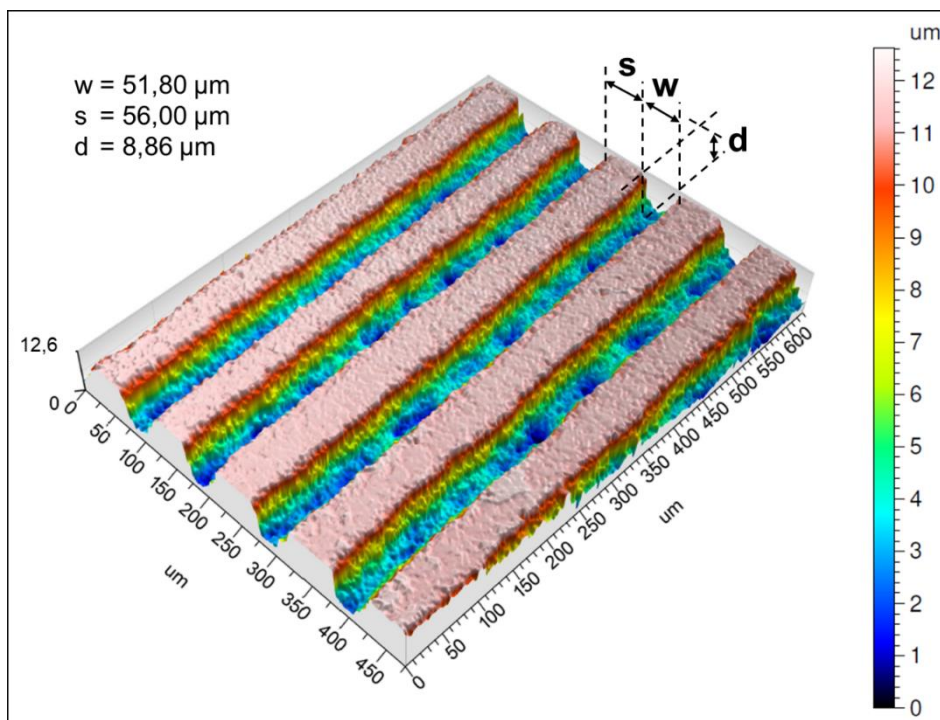


Figura IV-6. Topografía de las ranuras fabricadas para los texturizados en PCD.

Los ensayos se han llevado a cabo en un centro de torneado CMZ TC25BTY cuyas características principales vienen dadas en la Tabla I-1. El portaherramientas utilizado tiene como código ISO PSSNR 2525M-12 que deja a la herramienta con un ángulo de posición del filo principal de 45° , un ángulo de desprendimiento total de la herramienta de $-5,5^\circ$ y una inclinación de $5,5^\circ$. Para la adquisición de las fuerzas de corte se ha utilizado un dinamómetro piezoeléctrico triaxial Kistler® 9129A junto con un analizador a tiempo real OROS® OR35 con una frecuencia de muestreo de 12.800 muestras por segundo. Los parámetros de corte para la realización de los ensayos han sido una v_c de $150 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, un f de $0,05 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ y una a_p de $0,25 \text{ mm}$. Durante los ensayos, se ha usado como lubricación-refrigeración una emulsión de aceite sintético al 10% a una presión de 6 bares.

La velocidad de corte ha sido establecida en ensayos previos con el fin de maximizar el efecto de los mecanismos de desgaste en el PCD. El avance y la profundidad de pasada se han determinado por el proceso de escariado anteriormente descrito, ya que se persigue simular lo más parecido posible dicha operación de acabado. Según el estudio realizado por Iqbal et al. (2009), con los parámetros de corte utilizados durante las pruebas (v_c de $150 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ y f de $0,05 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$), la longitud de contacto entre la viruta y la herramienta supera la distancia de las ranuras desde el filo de corte. Por consiguiente, este diseño confirma que la parte inferior de la viruta contacta con la superficie texturizada de la cara de desprendimiento diseñada. El diámetro de la pieza

sobre la que se han realizado los ensayos ha sido de 130 mm y su longitud 300 mm. Cada prueba se ha repetido tres veces haciendo una única pasada con cada herramienta. En la Figura IV-7 se muestra el montaje experimental usado para los ensayos de este estudio.

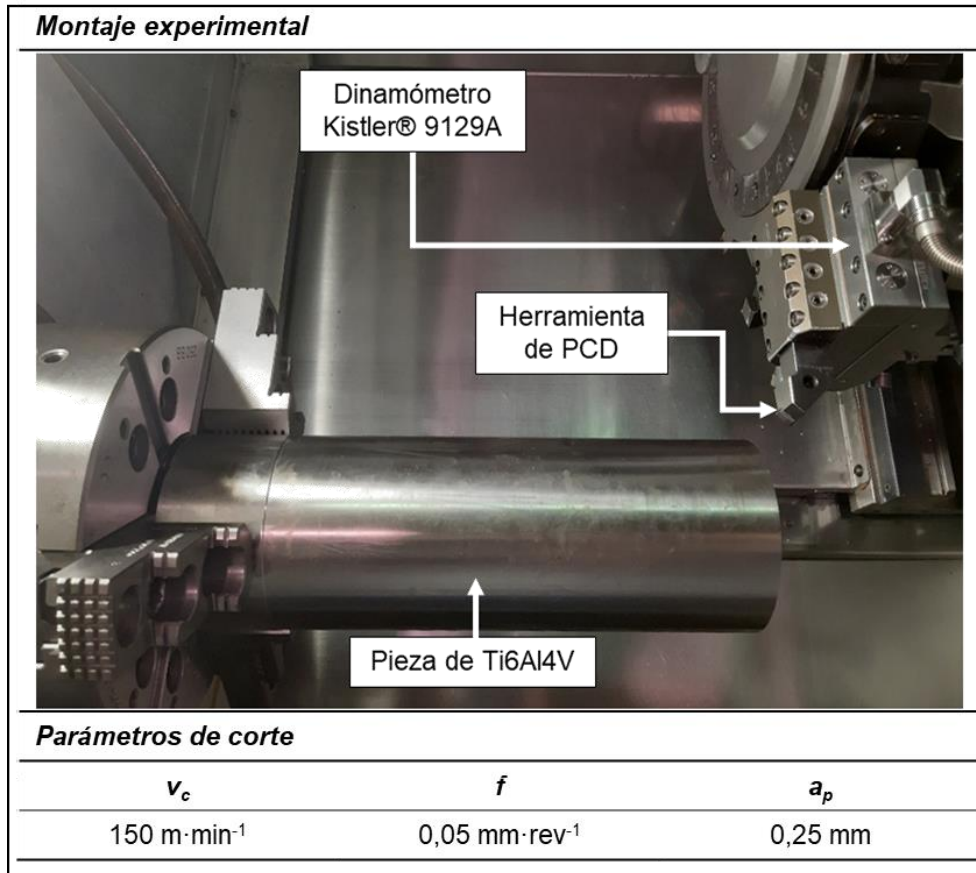


Figura IV-7. Montaje experimental para los ensayos de PCD.

IV. 2. 3. Análisis de la viruta

Las virutas obtenidas en los ensayos realizados se muestran en la Figura IV-8. Según la clasificación de la morfología de la viruta de la norma ISO 3685:1993, la herramienta de referencia ha generado una viruta helicoidal plana y larga. En el caso de los insertos provistos de texturizados, se han clasificado en tres categorías. En primer lugar, los texturizados con una inclinación de 45°, de 90° y la combinación de 0° con 90° han generado virutas helicoidales enredadas. En el caso del inserto con ranuras paralelas al filo de corte, se han obtenido unas virutas similares a la de referencia, helicoidales planas y largas. Por último, el texturizado a 0° solapado ha generado virutas tubulares cortas. Teniendo en cuenta la importancia de la rotura de la viruta resultante, esa clasificación se puede dividir en: virutas aceptables, que se rompen facilitando la evacuación, grupo al que pertenece únicamente la viruta generada por el texturizado

paralelo al filo y solapado; y virutas inaceptables, que no se rompen, donde entran el resto de las virutas obtenidas (Grzesik y Kwiatkowska, 1997).

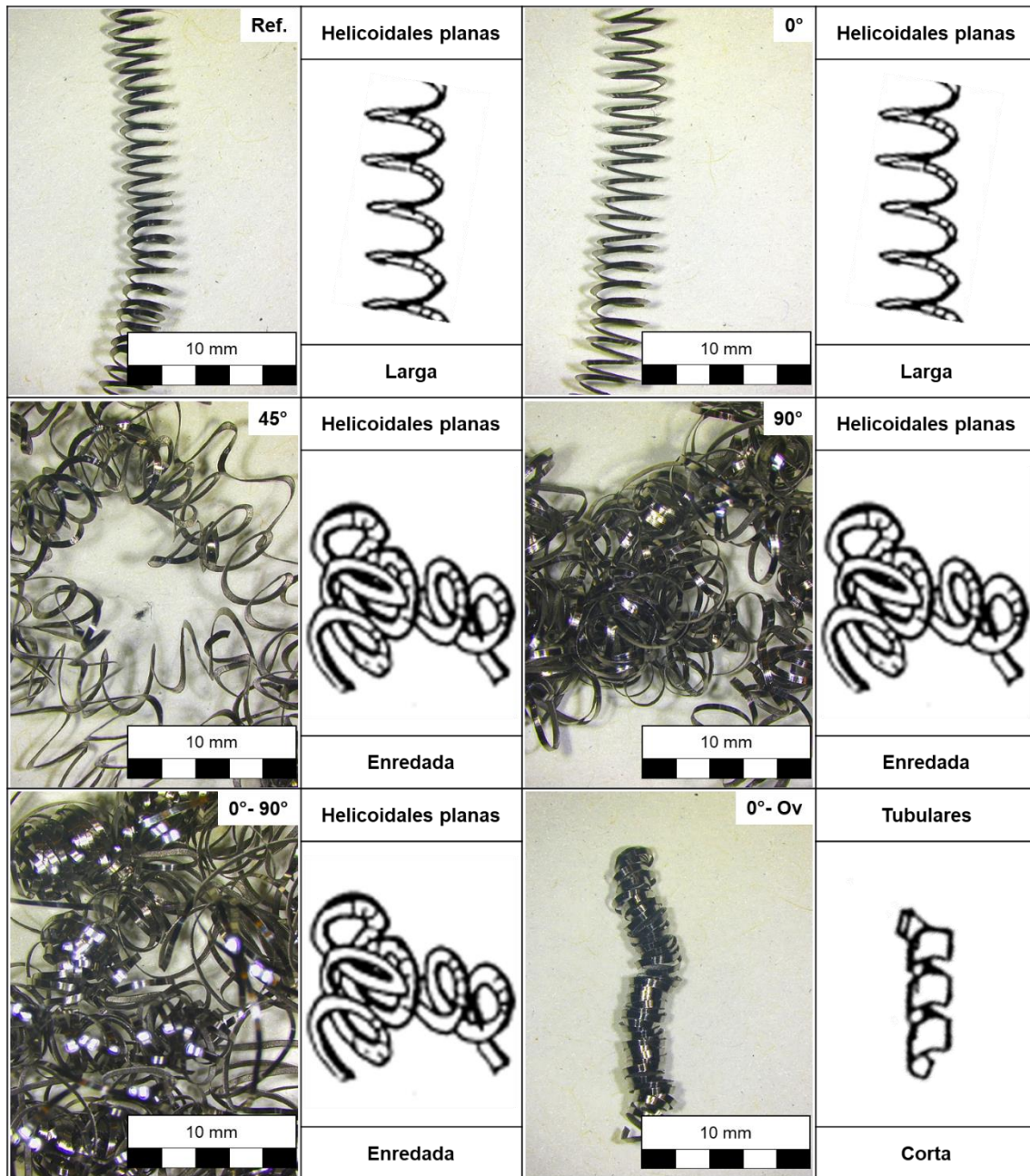


Figura IV-8. Morfología y clasificación de la viruta obtenidas con las herramientas con texturizados en PCD de acuerdo con la ISO 3685:1993.

La morfología de la viruta está muy relacionada con la forma que tiene la viruta de fluir por la cara de desprendimiento de la herramienta. Por consiguiente, al igual que en el análisis de la morfología de la viruta, en los ensayos realizados en este estudio la viruta ha tenido tres formas de fluir diferentes. En primer lugar, las resultantes del ensayo realizado con el inserto de referencia y el texturizado con una inclinación de 0°, donde las virutas fluyeron de forma similar. Concretamente, las virutas se han alejado de la

pieza y en sentido contrario al avance, lo que ha ayudado a evacuar las virutas sin dañar la superficie mecanizada. En segundo lugar, las virutas resultantes de las herramientas con ranuras con una inclinación de 90° y de 0° - 90° se han enredado con la pieza mecanizada debido a la redirección del flujo de virutas. El resultado ha sido una superficie final rayada, lo que es un problema para las operaciones de acabado.

Por último, cuando las ranuras tienen una inclinación de 0° solapado, el flujo de virutas es similar al obtenido con el inserto de referencia y la herramienta provista de ranuras a 0° . Sin embargo, en este caso, las virutas obtenidas son menores debido al efecto conseguido por ese doble ranurado en el que las virutas no presentaron más de 17,29 mm de longitud. Además, cabe resaltar que el diámetro de la viruta tubular (caso 0° - Ov) es menor que el de la referencia y el del texturizado paralelo al filo, lo que implica que la fuerza secundaria originada por el contacto entre la viruta y la ranura dota a la viruta de una mayor curvatura haciendo que se rompa. Este hecho pone de manifiesto la importancia de la anchura de las ranuras para que las virutas puedan tener una mayor curvatura y, con ello, romperse.

En la Figura IV-9 y en la Figura IV-10 se muestran imágenes SEM de la viruta por la cara que entra en contacto con la superficie de desprendimiento de la herramienta. Todas las imágenes tienen elementos en común: se ven las marcas del avance, hay manchas que indican la difusión del carbono del PCD en la viruta y se pueden observar pequeños carburos de titanio pegados a la propia viruta. Cabe resaltar que el único texturizado que ha dejado marcas en la superficie de la viruta ha sido perpendicular al filo de corte (90°).

No obstante, al mecanizar con algunas de las herramientas se han producido fenómenos que con las otras no se han dado. Un ejemplo de ello son las marcas de material arrastrado que aparecen al mecanizar con el inserto de referencia, con el texturizado 0° - 90° y con el texturizado 0° - Ov. En el caso de la herramienta con el texturizado 0° - Ov, estas marcas han sido originadas por las propias ranuras fabricadas, mientras que en los otros dos casos parece material de la propia herramienta que ha sido arrancado el que ha originado dichas marcas.

La viruta generada con la herramienta con el texturizado 0° - 90° presenta a lo largo de toda la superficie analizada una mancha característica que en el resto de los casos analizados aparecen, pero de forma aislada. Esa mancha se corresponde con la grafitización del PCD por las altas temperaturas generadas al haber una mayor fricción entre herramienta y viruta por la morfología del texturizado.

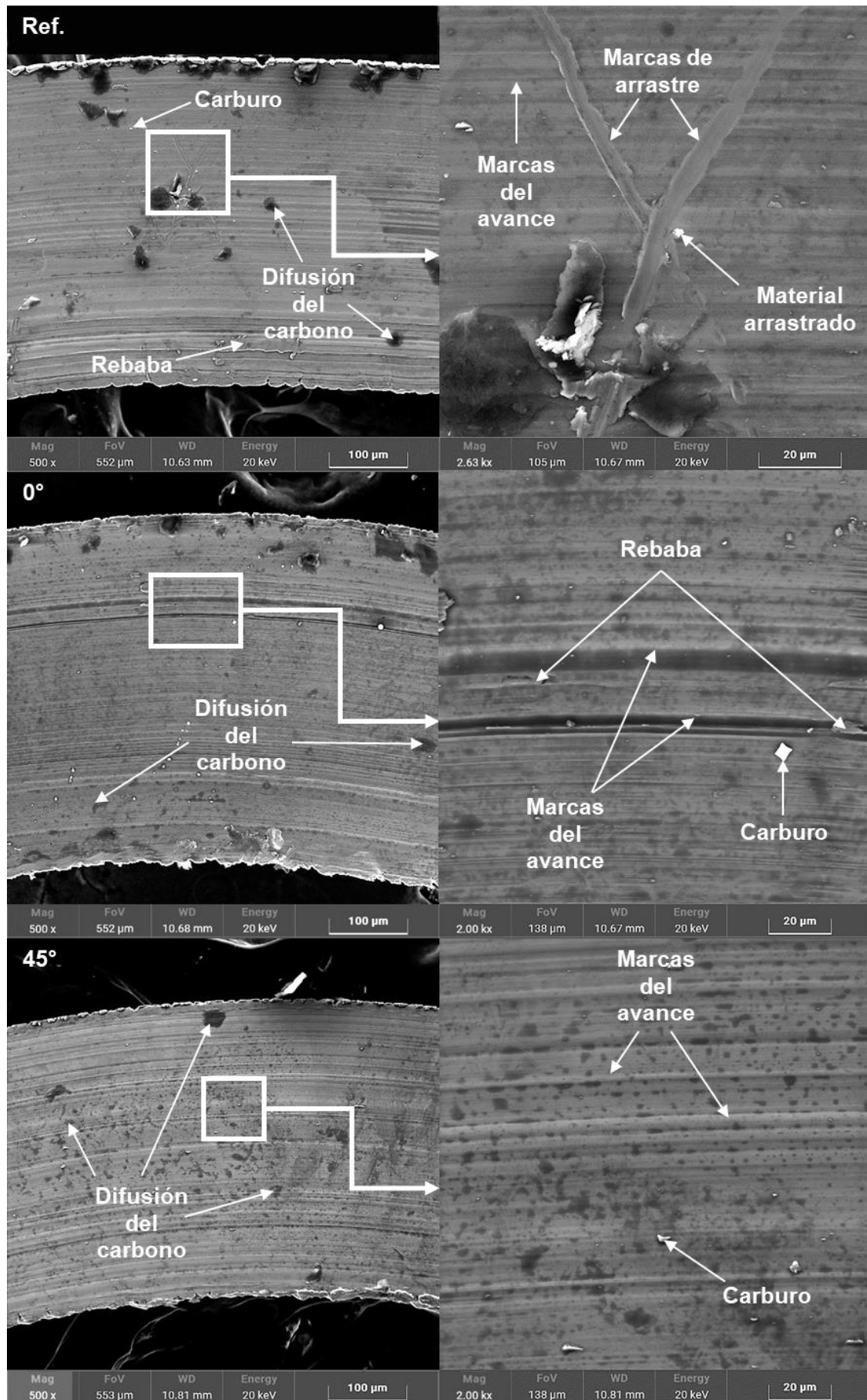


Figura IV-9. Imágenes SEM de la viruta de los insertos de PCD Ref, 0° y 45°.

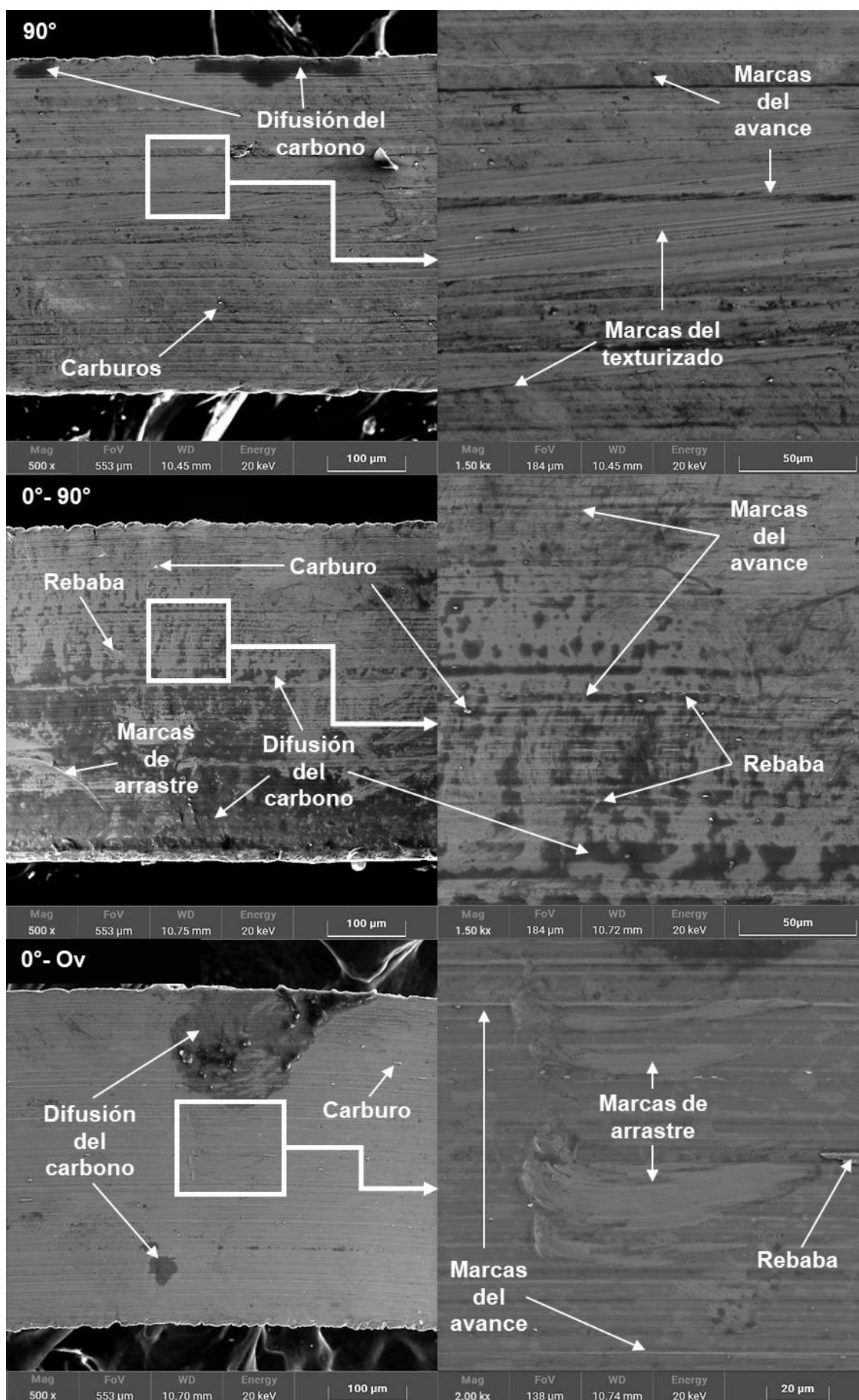


Figura IV-10. Imágenes SEM de la viruta de los insertos de PCD 90° 0°- 90° y 0°- Ov.

IV. 2. 4. Análisis de las fuerzas

Las virutas obtenidas en los ensayos están muy relacionadas con las fuerzas de corte generadas en el proceso. En la Figura IV-11 se muestra la media de la fuerza radial (F_b), la fuerza de corte tangencial (F_c), la fuerza de avance (F_f) y la resultante de las anteriores componentes. Para lograr esa figura se ha calculado la fuerza media en cada una de las repeticiones y se ha obtenido la media de las tres repeticiones junto a la desviación de cada herramienta ensayada.

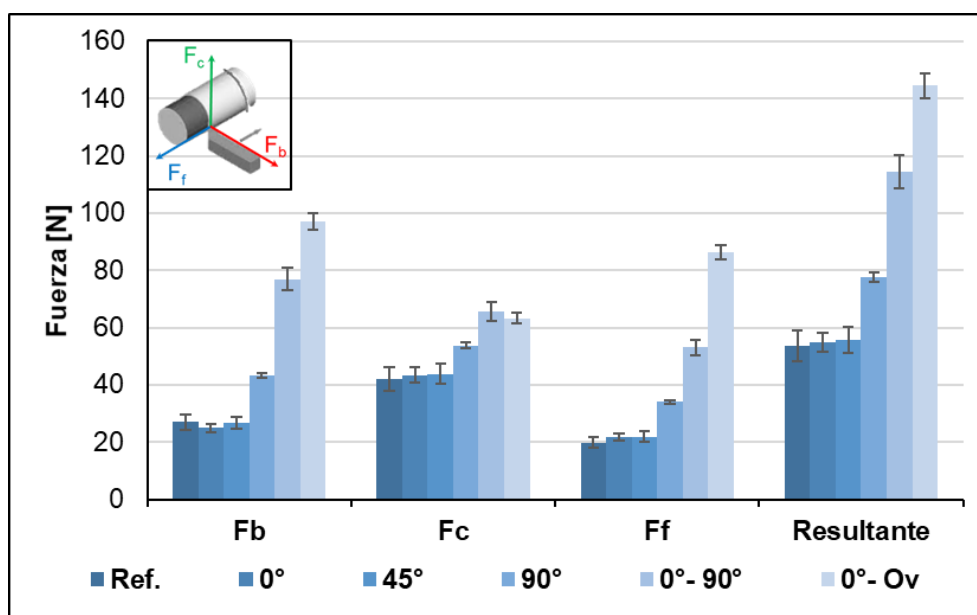


Figura IV-11. Fuerzas de corte medias de los texturizados en PCD.

En el caso de la herramienta de referencia y las provistas de texturizados con ranuras con inclinación con respecto al filo principal de 0° y 45° , las fuerzas de corte obtenidas fueron similares. En particular, tomando como referencia el módulo de la herramienta sin texturizar, la diferencia de la fuerza resultante se situó entre el 2% y el 4%, respectivamente. Al estar estos valores por debajo del 10% y teniendo en cuenta el análisis de la viruta previamente realizado, se pueden concluir dos cosas: para el caso de las ranuras a 0° dichas ranuras no han influido en el flujo de viruta y en la fricción del contacto herramienta-viruta, mientras que, para la herramienta con ranuras a 45° respecto al filo principal, el flujo de viruta sí se ha visto modificado haciendo que esta quede con una morfología enredada.

Por otro lado, en los casos en los que se aplicaron inclinaciones de las ranuras de 90° , la combinación de 0° - 90° y de 0° solapados a los insertos, se obtiene un aumento de las fuerzas de corte. En comparación con la referencia, los aumentos de la fuerza resultante alcanzaron el 45%, 113% y 145%, respectivamente. En los casos de las

ranuras a 90° y de la combinación de 0°- 90°, el aumento ha sido causado por el incremento de la fricción en el contacto herramienta-viruta debido a que las ranuras fabricadas obstaculizaban el paso del flujo de la viruta a través de la cara de desprendimiento obteniendo, de esta forma, ovillos de viruta. En el caso del rompevirutas solapado a 0° este aumento de la fuerza resultante se debe a lo contrario. En concreto, el fenómeno de deslizamiento de la viruta se reduce debido a que las virutas chocan frontalmente contra las ranuras, aumentando la curvatura de la viruta gracias a la mayor anchura de las ranuras. Este hecho provoca la rotura de la viruta y el aumento de la magnitud de las fuerzas de corte.

IV. 2. 5. Análisis de la rugosidad superficial

En términos de calidad superficial, todas las superficies mecanizadas presentaron un comportamiento similar para todas las herramientas ensayadas (ver Figura IV-12). En la literatura se puede encontrar que algunos investigadores han informado de un aumento de la rugosidad superficial debido al texturizado (Xing et al., 2014 b), aunque otros autores también han observado una disminución de la rugosidad superficial al usar herramientas texturizadas (Zhang et al., 2017 a).

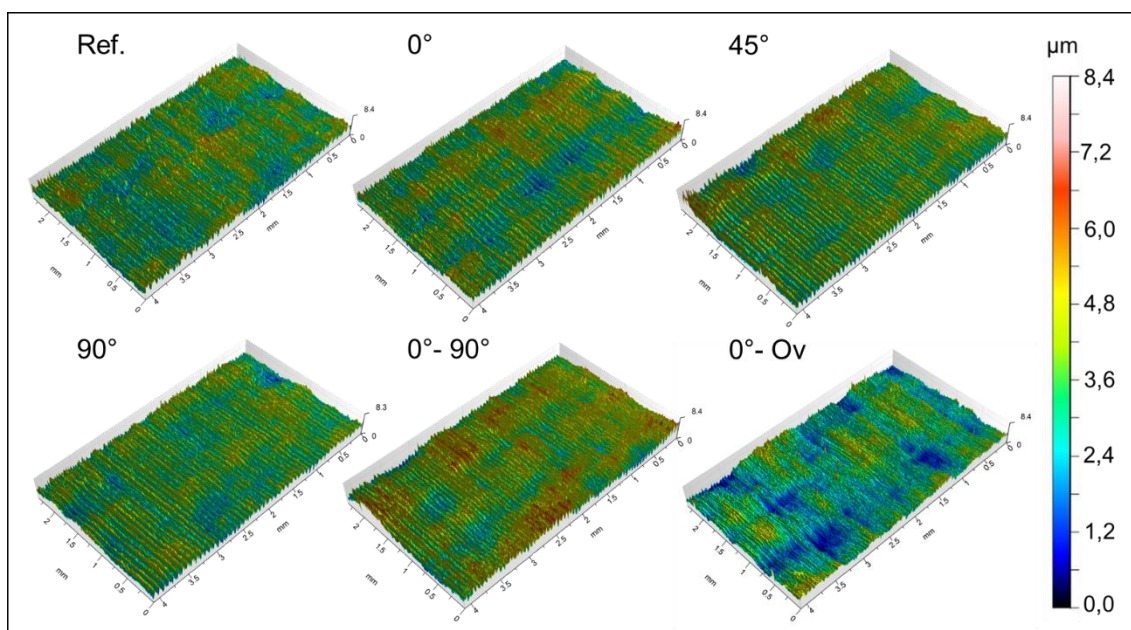


Figura IV-12. Topografías de las superficies mecanizadas del estudio de texturizado en PCD.

La Figura IV-13 muestra las medias de las mediciones de la rugosidad (R_a y R_z) de cada superficie mecanizada junto a la desviación de cada medición. Para los ajustes de medición, se ha utilizado una longitud de corte de 0,25 mm y una longitud de evaluación de 1 mm, de acuerdo con la norma ISO 4288:1996 (ISO Standard 4288:1996, 1998). De

cada topografía se han sacado tres perfiles y se ha calculado la media de cada uno. Para evaluar la influencia del texturizado en la calidad de la pieza acabada, como los valores de rugosidad son muy parecidos, se ha realizado la comparación de la rugosidad superficial para las diferentes herramientas texturizadas mediante un análisis ANOVA.

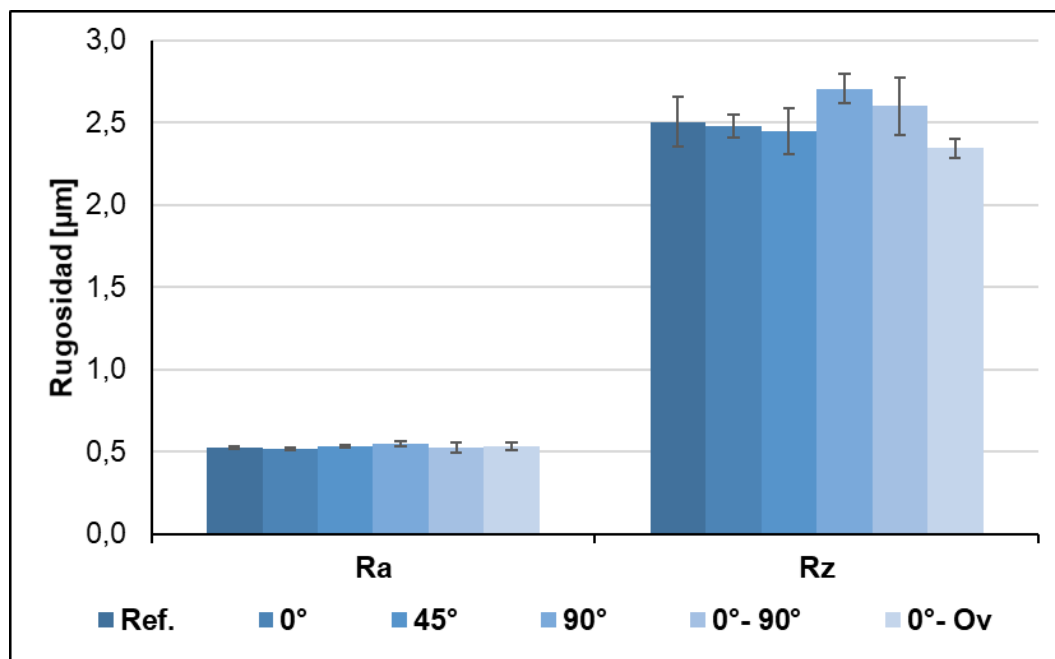


Figura IV-13. Mediciones de R_a y R_z tras los ensayos con los texturizados en PCD.

La Tabla IV-5 muestra el análisis ANOVA para los parámetros de rugosidad R_a y R_z . Aunque hubo algunas pequeñas diferencias en las mediciones de rugosidad, a través del estudio estadístico realizado con el ANOVA, se ha podido establecer que los texturizados no tuvieron un efecto significativo sobre la rugosidad con los parámetros de corte utilizados en este estudio.

Tabla IV-5. ANOVA de la rugosidad de los texturizados de PCD.

ANOVA R_a							
F.V.	S.C.	G.L.	C.M.	F	α	F crítica	Significativo
Entre los grupos	0,0022	5	0,00044	1,39	0,05	3,11	No
Dentro del grupo	0,0038	12	0,00031				
Total	0,0059	17					

ANOVA R_z							
F.V.	S.C.	G.L.	C.M.	F	α	F crítica	Significativo
Entre los grupos	0,2334	5	0,04669	3,09	0,05	3,11	No
Dentro del grupo	0,1810	12	0,01508				
Total	0,4145	17					

IV. 2. 6. Conclusiones del caso de estudio 1

A continuación, se enumeran las principales conclusiones obtenidas del estudio realizado al texturizar diferentes inclinaciones de ranuras en herramientas de PCD para el torneado de Ti6Al4V.

- Los parámetros láser adecuados para fabricar las ranuras en esta clase de herramientas han sido una velocidad de barrido de $400 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ y una frecuencia de pulso de 50 kHz combinados con un paso radial de 0,02 mm y una duración de pulso de 250 ns. Con estas condiciones, la rugosidad superficial media obtenida en el sustrato PCD fue de $1,31 \mu\text{m}$ y los valores medios de cinco alturas máximas consecutivas entre pico-valle fueron de $19,01 \mu\text{m}$, siendo los más adecuados para ser utilizados para generar las ranuras.
- En cuanto al rendimiento de las herramientas texturizadas, las ranuras paralelas al filo de la herramienta (0°) y las ranuras solapadas (0° - Ov) han demostrado ser fiables para redirigir las virutas fuera de la pieza de forma efectiva y consistente. Sin embargo, de los cinco rendimientos propuestos, sólo con la estrategia solapada a 0° se obtuvo una rotura de viruta real.
- Debido a las altas temperaturas generadas por la fricción, en la herramienta con ranuras a 0° - 90° se ha dado la grafitización del PCD. Esto se puede ver gracias a la gran cantidad de carbono en la superficie de la viruta que está en contacto con la cara de desprendimiento de la herramienta. En el resto de insertos ensayados también ha aparecido la grafitización, pero de forma aislada.
- Forzar la rotura de viruta en lugar de dejarla fluir por la cara de desprendimiento implica un aumento de las fuerzas de corte debido al aumento del rizado de viruta generado por la superficie texturizada.
- El análisis de varianza realizado ha establecido que la rugosidad superficial final alcanzada en la superficie de la pieza no se ha visto afectada por las herramientas texturizadas ensayadas. Esto es algo positivo de cara a trasladar este estudio a la aplicación del escariado.

Por lo tanto, el uso del texturizado correcto es una forma de obtener una mejora, que puede evitar el fallo prematuro de la herramienta y al mismo tiempo reducir la longitud de la viruta con el objetivo de estabilizar el proceso. En particular, unas ranuras paralelas al filo de corte con estrategia de solapamiento (0° - Ov) es la mejor solución para estabilizar el proceso de torneado de Ti6Al4V con herramientas de PCD y, consecuentemente, conseguir un proceso que pueda ser incorporado en escariadores para poder romper la viruta generada en el proceso.

IV. 3. Caso de estudio 2: Texturizados en Al₂O₃ con TiC para el torneado de acero endurecido X100CrMoV8

En este segundo caso de estudio se van a utilizar los texturizados para optimizar el proceso de *Hard Turning* de un acero endurecido X100CrMoV8 mediante el uso de herramientas de Al₂O₃ + TiC. El acero X100CrMoV8 es un acero de herramientas para trabajo en frío utilizado comúnmente para herramientas de punzonado y corte, moldes de plástico y/o almohadillas de presión. La Tabla IV-6 muestra las principales propiedades mecánicas y la composición química del acero X100CrMoV8.

Tabla IV-6. Composición química y principales propiedades mecánicas del acero endurecido X100CrMoV8.

Composición química [%]					
C	Cr	Mo	V	Si	Fe
1,0	8,0	1,1	1,6	0,9	Balance
Propiedades mecánicas					
Dureza	Módulo de Young	Límite elástico	Calor específico	Temperatura de fusión	Conductividad térmica
60 HRC	210 GPa	850 MPa	415 J·(kg·K) ⁻¹	1280 K	24 W·(m·°C) ⁻¹

El *Hard Turning* es un proceso de arranque de viruta utilizado para mecanizar materiales con durezas superiores a 45 HRC, aunque lo más común es utilizarlo en el rango de 58 a 65 HRC. En comparación con el rectificado cilíndrico, proceso con el que se suele comparar el *Hard Turning*, esta tecnología tiene más ventajas. En primer lugar, ofrece una mayor flexibilidad ya que con una misma herramienta se adapta a más geometrías del componente que la muela del rectificado. Además, es un proceso más rápido y que, si se escogen bien las condiciones de corte, mejora la calidad superficial del componente en comparación al rectificado. Por último, al usar esta tecnología se elimina el uso de las dañinas taladrinas con el medioambiente (Tonshoff et al., 2000; Gaitonde et al., 2009 a).

En el *Hard Turning* se generan grandes fuerzas de corte además de altas temperaturas en la zona de contacto entre la herramienta y la viruta debido a la gran dureza de las piezas de trabajo (Poulachon et al., 2001). Por ello, para este proceso, los materiales de la herramienta han de ser más duros que la pieza de trabajo, como el CBN o las cerámicas (Bitterlich et al., 2008; Gaitonde et al., 2009 b). Además de la mayor dureza, el objetivo de utilizar ese tipo de herramientas es conseguir que esta trabaje en corte adiabático. Si se consigue ese entorno, la mayor parte del calor generado se evacua con la viruta, alejándola de la superficie mecanizada, haciendo que el uso de refrigeración no sea necesario (Dudzinski et al., 2004; Bartarya y Choudhury, 2011).

El objetivo de este estudio es optimizar el proceso de *Hard Turning* del acero endurecido X100CrMoV8 a través de reducir el desgaste de las herramientas y las fuerzas de corte sin dañar la superficie mecanizada. Para ello se van a ensayar diferentes inclinaciones de las ranuras de los texturizados para ver cuál optimiza el proceso de *Hard Turning*.

IV. 3. 1. Caracterización del Laser Engraving para Al_2O_3 con TiC

A diferencia del caso de PCD, para la alúmina con TiC no hay ensayos previos realizados por el Grupo de Fabricación de Alto Rendimiento de la UPV/EHU. Es por ello por lo que se ha partido, en esta caracterización, de un paso anterior y se han analizado todos los parámetros que influyen en el proceso del *Laser Engraving* siguiendo la metodología propuesta en la Figura IV-2. Por ello, en primer lugar, se ha analizado la influencia que tienen los parámetros del láser en la generación de rebabas a la hora de hacerse la ranura. Esa rebaba se debe a la re-solidificación del material después del paso del haz láser.

Que haya rebaba en un texturizado puede resultar en algo muy perjudicial para la herramienta durante el mecanizado, pues al pasar la viruta por dicha rebaba es muy probable que la arranque llevándose consigo parte de la herramienta. Cuanto mayor sea la rebaba, la fragilidad de la herramienta aumenta. Por ello, se han buscado los parámetros del láser que minimizan dicha rebaba. Para este material se han probado los tres parámetros expuestos en la Tabla IV-7 con cuatro niveles de cada uno manteniendo la potencia del láser en el 100%.

Tabla IV-7. *Parámetros de láser ensayados para la caracterización de la Al_2O_3 + TiC.*

v_L [mm·s ⁻¹]	f_p [kHz]	d_p [ns]
200	30	150
400	40	210
500	50	250
600	60	290

En este caso y en vista de que únicamente se van a realizar ranuras, para la caracterización se han realizado un total de 64 ranuras variando los parámetros anteriormente expuestos. En la primera iteración de cara a descartar parámetros, se ha calculado el área media de la rebaba de cada ranura ensayada. Para ello, se ha obtenido una topografía de cada ranura (ver Figura IV-14a) mediante el microscopio confocal Leica® DCM3D en la que se ven 600 μ m de longitud de la misma. De esa topografía se han sacado perfiles cada 0,83 μ m tal y como se puede ver en la Figura IV-14b. Con esos perfiles se ha obtenido el perfil medio (en rojo en la Figura IV-14b) a partir del cual se ha calculado el área de la rebaba.

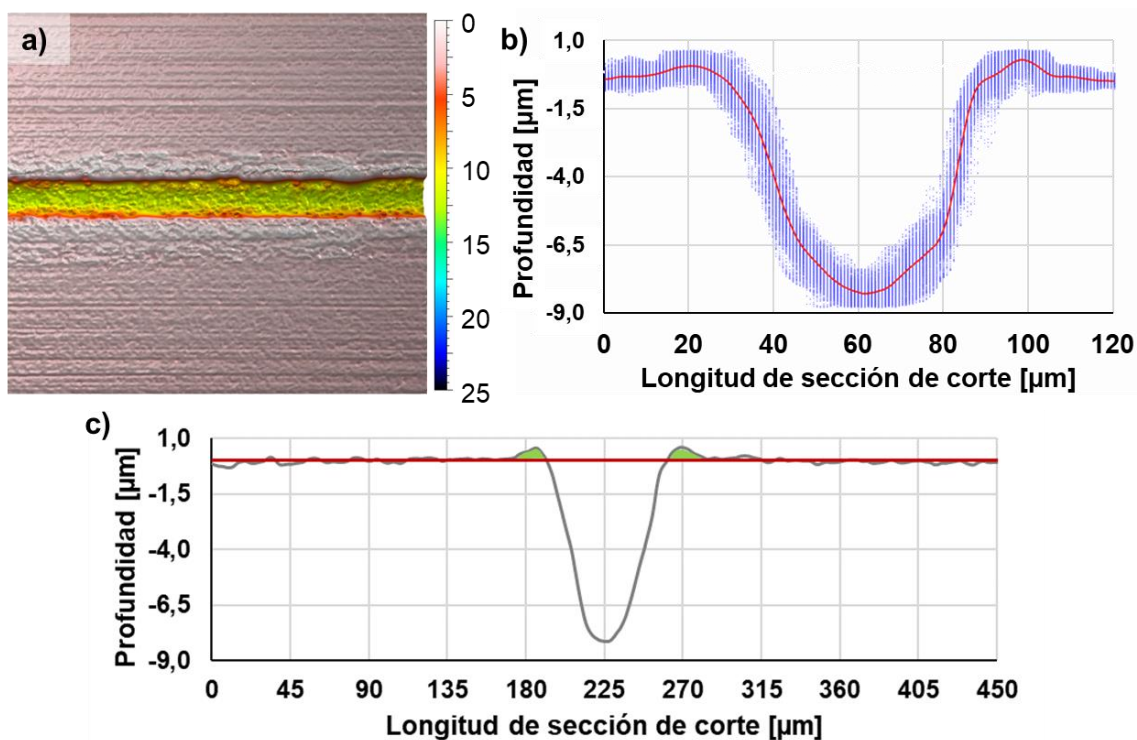


Figura IV-14. Topografía de una ranura (a), sus secciones junto a la sección media (b) y obtención de la rebaba en la caracterización de la $Al_2O_3 + TiC$ (c).

Tras obtener el perfil medio de cada una de las topografías se ha calculado el plano de cota cero (línea horizontal roja en la Figura IV-14c) con la ayuda de las partes planas que rodean la ranura. Con un programa de Matlab® se ha calculado el área que ocupa la rebaba (marcada en verde en la Figura IV-14c) en dicho perfil medio.

En vista de la variabilidad de los resultados obtenidos, se ha decidido realizar una ANOVA para ver qué parámetros han influido en la generación de rebaba de cara a intentar minimizarla. Como se puede ver en la Tabla IV-8, la velocidad de escaneo del haz láser y la combinación de la velocidad de escaneo junto a la frecuencia de pulso han sido los factores que tienen una influencia significativa en la generación de la rebaba.

Tabla IV-8. ANOVA del área de la rebaba.

F.V.	S.C.	G.L.	C.M.	F	α	F crítica	Significativo
Factor v_L	3702,2	3	1234,1	41,7	0,05	8,6	Sí
Factor d_p	295,7	3	98,6	3,3		8,6	No
Factor f_p	404,7	3	134,9	4,6		8,6	No
$v_L \times d_p$	438,2	9	48,7	1,6		2,9	No
$v_L \times f_p$	3088,5	9	343,2	11,6		2,9	Sí
$d_p \times f_p$	208,5	9	23,2	0,8		2,9	No
Residual	798,8	27	29,6	-		-	
Total	8936,6	63					

En la Tabla IV-9 se muestran las mediciones de las áreas de las rebabas para cada una de las ranuras realizadas. Los valores están en μm^2 . En verde se han indicado los cuatro valores menores de la rebaba. El resto de valores y sus parámetros han sido descartados para los análisis de las siguientes iteraciones.

Tabla IV-9. Mediciones del área de la rebaba tras los ensayos en $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$.

	Área de la rebaba [μm^2]							
	200 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$				400 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$			
	30 kHz	40 kHz	50 kHz	60 kHz	30 kHz	40 kHz	50 kHz	60 kHz
150 ns	35,9	40,3	46,1	60,8	33,9	34,6	35,1	32,7
210 ns	35,3	44,0	53,6	73,5	39,9	42,1	32,8	30,3
250 ns	37,0	52,2	69,8	78,6	46,9	31,8	29,0	29,6
290 ns	41,0	48,8	68,1	82,7	40,4	29,1	27,3	36,8
	500 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$				600 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$			
	30 kHz	40 kHz	50 kHz	60 kHz	30 kHz	40 kHz	50 kHz	60 kHz
	30 kHz	40 kHz	50 kHz	60 kHz	30 kHz	40 kHz	50 kHz	60 kHz
150 ns	29,5	36,3	40,9	40,5	27,8	33,2	36,0	41,6
210 ns	34,7	41,7	40,3	37,7	32,5	41,9	45,6	37,8
250 ns	47,6	43,7	37,3	32,3	35,4	49,0	41,5	31,1
290 ns	42,0	37,7	32,0	32,0	41,9	50,5	39,7	35,6

Tras haber descartado 60 de los casos planteados, se ha procedido a realizar un análisis más exhaustivo de esos cuatro perfiles seleccionados. Los parámetros de dichos perfiles son: v_L de 400 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$, d_p de 250 ns y f_p de 50 kHz (caso 1); v_L de 400 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$, d_p de 290 ns y f_p de 40 kHz (caso 2); v_L de 400 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$, d_p de 290 ns y f_p de 50 kHz (caso 3); y v_L de 600 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$, d_p de 150 ns y f_p de 30 kHz (caso 4).

El siguiente criterio que se ha utilizado es la profundidad de la ranura que se obtiene con esos parámetros y los defectos que puede aparecer en el fondo de la misma. Se ha utilizado este criterio debido a que es necesaria cierta profundidad para que la viruta no roce el fondo, pero sin ser llegar a serlo mucho para que no se fragilice la herramienta. Para descartar alguno de esos casos se han graficado las profundidades máximas de cada sección de las cuatro ranuras tal y como se puede ver en la Figura IV-15. Observando dichos perfiles, el caso 4 ha sido descartado debido a la poca profundidad de la ranura, aproximadamente 2 μm , que se obtiene con esos parámetros. Los parámetros para realizar la ranura del caso de estudio 3 también han sido descartados por ser los que mayor variabilidad y defectos presentan en la profundidad de la ranura (redondeado en rojo en la Figura IV-15 y con una ampliación a modo de detalle de la zona con el mayor defecto).

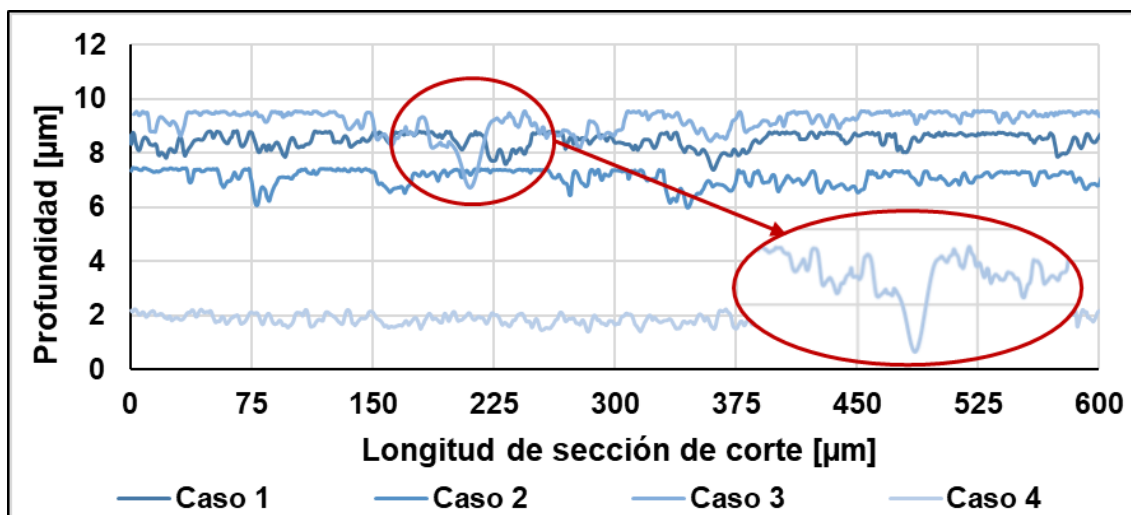


Figura IV-15. Profundidad máxima de cada sección del perfil de las ranuras seleccionadas.

Tras el descarte de los parámetros de los casos 3 y 4, la última iteración no se ha podido realizar por inspección de las propias ranuras ya que prácticamente son iguales. Por ello, siguiendo la metodología propuesta en la Figura IV-2, se ha decidido realizar unas simulaciones por MEF en 2D para ver el comportamiento de cada una de las ranuras, siendo la diferencia más notable entre ambos casos la diferencia de profundidades de las ranuras (ver Figura IV-16). Es cierto que los valores obtenidos en las simulaciones no han de cogerse como absoluto debido a las limitaciones del propio método, pero pueden ser utilizados a modo cualitativo para realizar comparaciones.

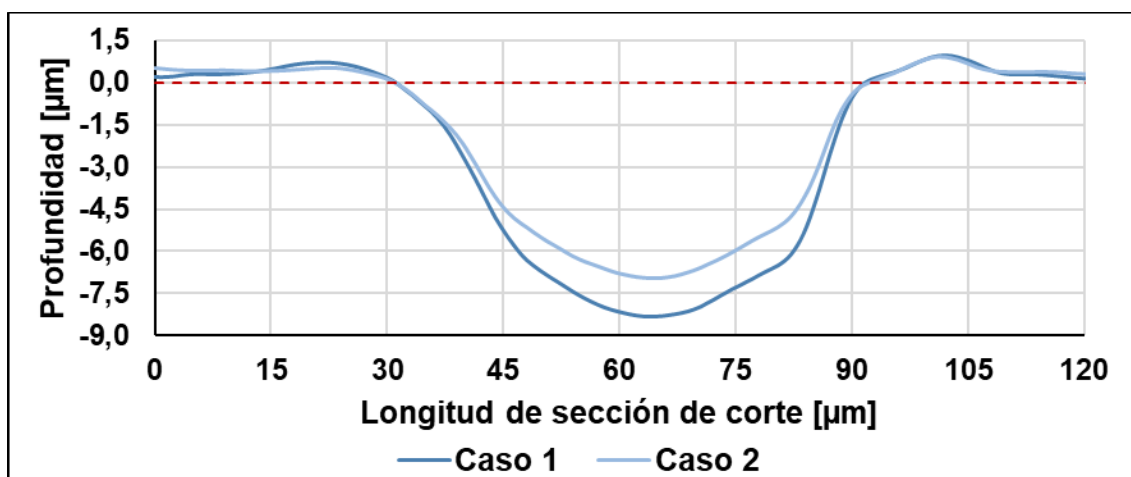


Figura IV-16. Secciones de los casos 1 y 2 de la caracterización de la $Al_2O_3 + TiC$.

Tras las simulaciones por MEF en el programa DEFORM 2D de ambas ranuras, se han analizado las fuerzas de corte generadas, así como las temperaturas máximas que se obtienen en el proceso de corte. En la Figura IV-17 se presentan las medias de los valores de las fuerzas de corte y de las fuerzas de avance junto con su desviación.

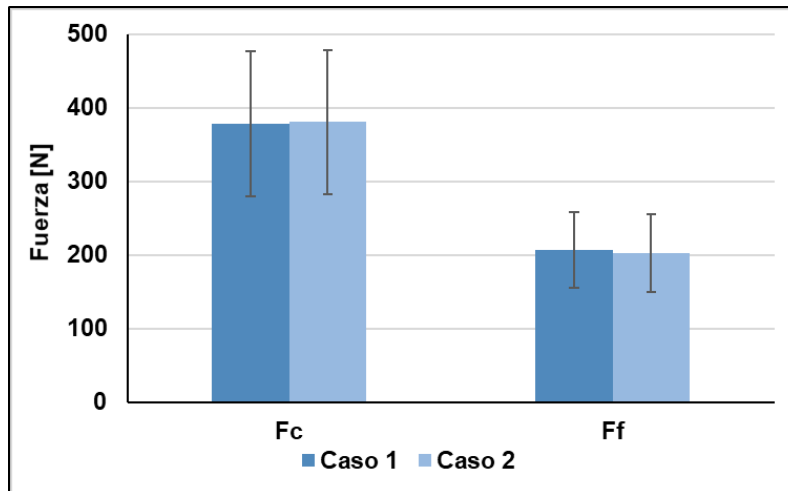


Figura IV-17. Fuerzas de corte y de avance generadas en la simulación MEF para la caracterización de la $Al_2O_3 + TiC$.

Como se puede observar en la figura, el caso 1 de ranura genera menores fuerzas en la dirección del corte, mientras que, en la dirección de avance, estas son mayores. Al no haber diferencias entre ellas, se ha decidido usar la temperatura máxima a la que llega la herramienta durante la generación del corte y la temperatura en la ranura por la fricción en el contacto herramienta-viruta como factores decisivos (ver Figura IV-18).

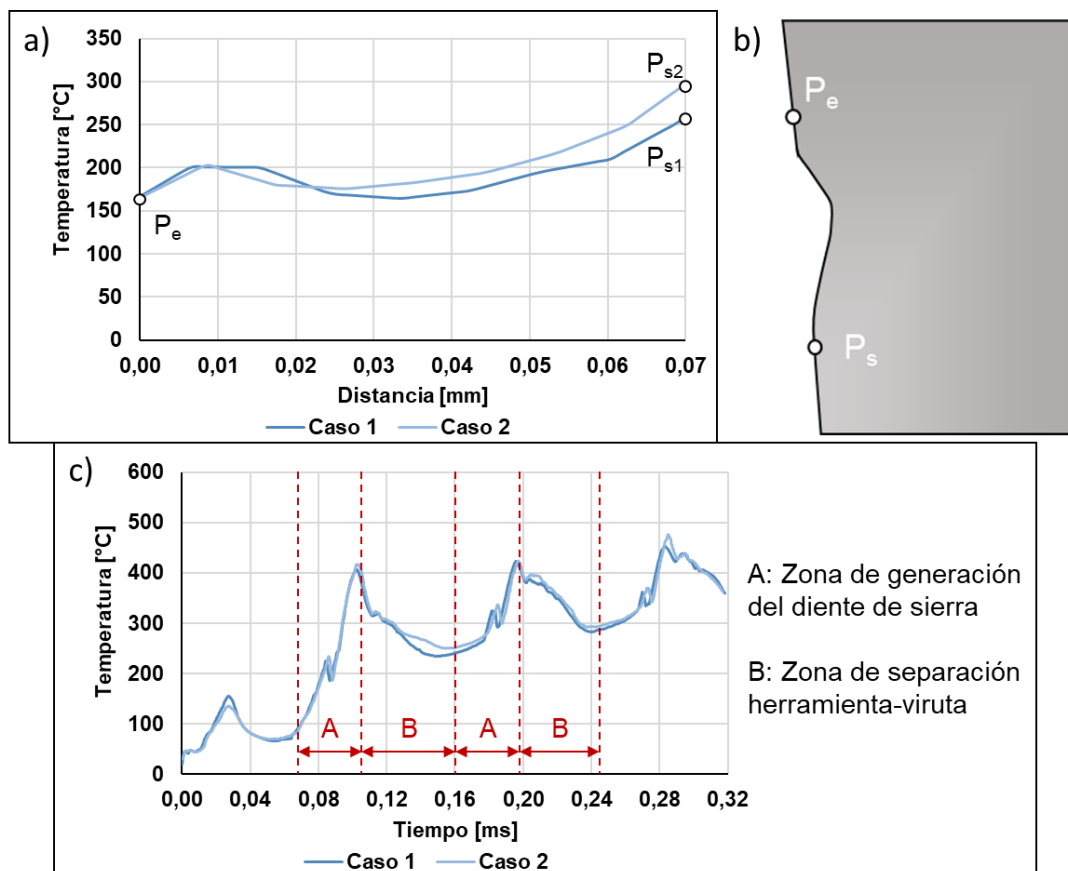


Figura IV-18. Temperatura en la ranura (a), perfil de la ranura simulada (b) y temperatura máxima de las herramientas (c) en la simulación MEF para la caracterización de la $Al_2O_3 + TiC$.

De la Figura IV-18a puede concluirse que la fricción entre herramienta y viruta dentro de la ranura es menor en el caso 1 que en el 2, ya que las temperaturas en la geometría de la ranura son menores. Además, puede apreciarse en la Figura IV-18c como, con la geometría de la ranura del caso 1, se generan temperaturas máximas algo menores que en el caso 2, sobre todo al separarse la viruta de la herramienta. Por ende, los parámetros escogidos para fabricar las ranuras en la alúmina con TiC han sido una potencia del láser del 100%, una d_p de 250 ns, una v_L de $400 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ y una f_p de 50 kHz.

Al igual que con el PCD, para efectuar un análisis más completo, se ha realizado otro conjunto de ensayos en los que se ha analizado la evolución de la profundidad aplicando varias repeticiones con los parámetros obtenidos en los ensayos previos. La Figura IV-19 representa la evolución de la profundidad en función del número de pasadas para caracterizar la alúmina con TiC. El material presenta, al ser marcado por láser, un comportamiento lineal, lo que significa que se puede establecer una correlación entre el número de pasadas y la profundidad de la ranura.

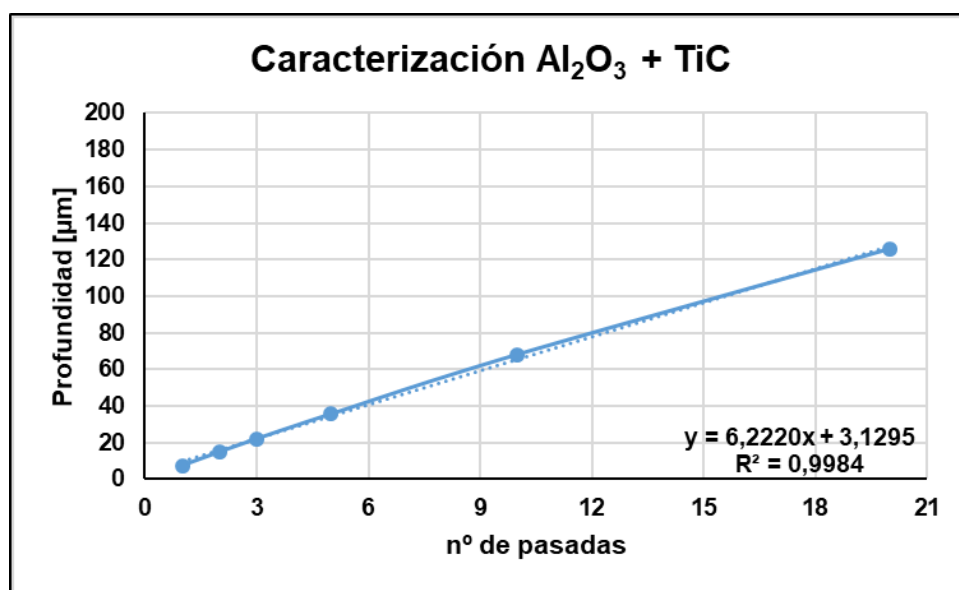


Figura IV-19. Caracterización final de la $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$.

IV. 3. 2. Diseño experimental de los ensayos de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$

Las herramientas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$ han sido provistas por WOLCO®, una empresa vasca especializada en el diseño y la fabricación de herramientas especiales de corte a medida. El contenido de TiC es del 37%. Los insertos tienen una geometría tipo CNGA 120408 con un filo de corte achaflanado y redondeado. El chaflán tiene una anchura de $200 \mu\text{m}$ y un ángulo de 20° y el redondeo del filo es de aproximadamente $30 \mu\text{m}$. En la Figura IV-20 pueden verse las ocho herramientas y los texturizados de cada una.

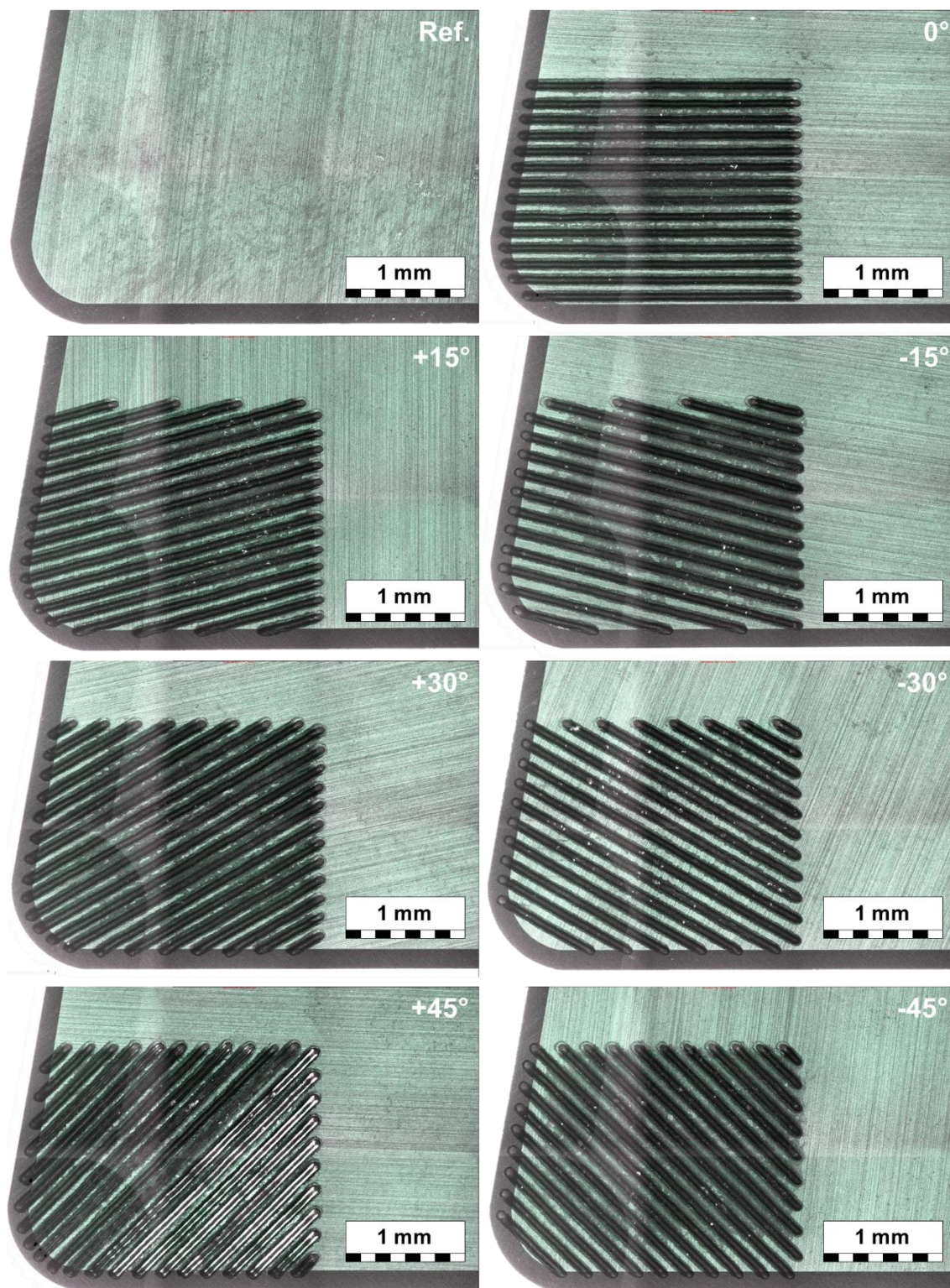


Figura IV-20. Diseño de los texturizados de las herramientas ensayadas en $Al_2O_3 + TiC$.

El montaje experimental en la estación de marcado para realizar los siete diferentes texturizados que se han ensayado en este estudio es muy parecido al esquema presentado en la Figura IV-5. Para este estudio, la geometría de las ranuras a texturizar se ha establecido de la siguiente manera: una anchura de las ranuras (w) se ha establecido en $70 \mu m$ para todos los texturizados, una separación entre ranuras (s) de

100 μm y una profundidad de ranura (d) de 9 μm . La anchura de las ranuras de 70 μm se debe al propio proceso láser. Al ser de color negro esta clase de herramientas, la absorptividad es mayor, haciendo que la anchura de las ranuras sea superior al diámetro del haz láser. El parámetro de la geometría que ha variado de una herramienta a otra ha sido la inclinación de las ranuras con respecto al filo principal. En la Tabla IV-10 se muestran dichos parámetros de los texturizados.

Tabla IV-10. Parámetros de los texturizados de las herramientas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$.

Herramienta	s [μm]	w [μm]	d [μm]	α_t [$^\circ$]
0°	94,0	63,2	9,0	0,0
$+15^\circ$	101,8	63,8	9,1	+14,6
-15°	102,8	70,5	9,2	-14,7
$+30^\circ$	104,3	71,1	9,2	+30,1
-30°	107,5	74,0	9,4	-29,6
$+45^\circ$	106,0	74,3	9,3	+45,2
-45°	106,7	70,5	9,1	-44,7

Las características superficiales de las herramientas texturizadas se presentan en la Figura IV-21, donde se representan los parámetros de las ranuras obtenidas. Además, se puede observar que existe una pequeña rebaba alrededor de las ranuras, pero sus dimensiones son despreciables. La topografía se ha medido mediante un microscopio confocal Leica® DCM3D.

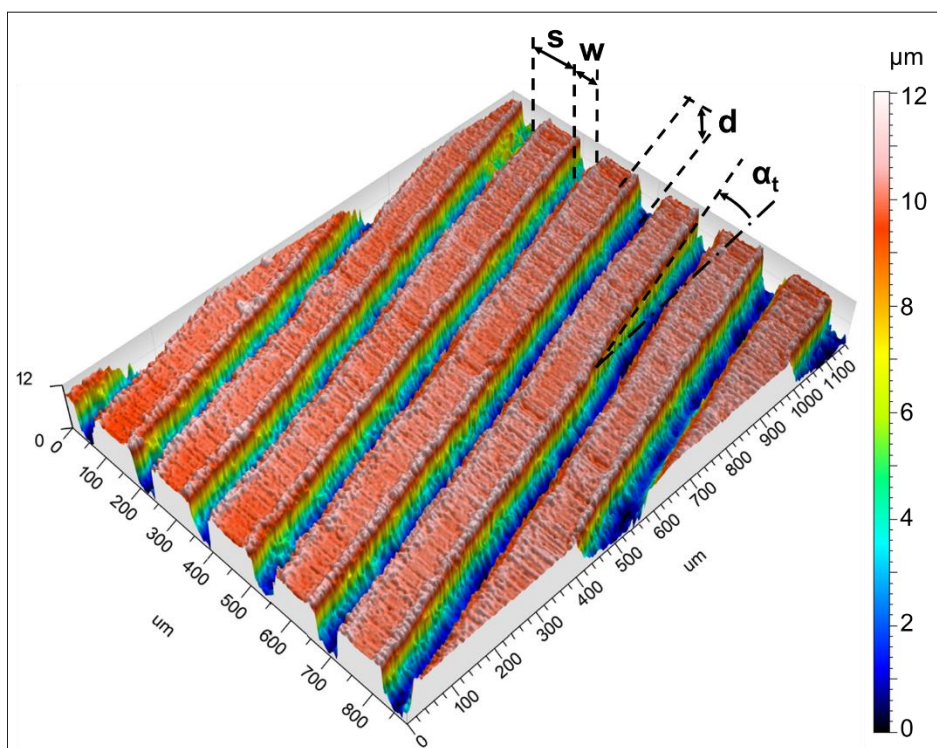


Figura IV-21. Topografía de las ranuras fabricadas para los texturizados en $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$.

Los ensayos se han llevado a cabo en un centro de torneado CMZ TC25BTY cuyas características principales vienen dadas en la Tabla I-1. El portaherramientas utilizado tiene como código ISO DCLNR 2525M-12 que deja a la herramienta con un ángulo de posición del filo principal de 95° , un ángulo de desprendimiento total de la herramienta de -6° y una inclinación de 6° . Para la adquisición de las fuerzas de corte se ha utilizado un dinamómetro piezoeléctrico triaxial Kistler® 9257B junto con un analizador a tiempo real OROS® OR35 con una frecuencia de muestreo de 12.800 muestras por segundo. Los parámetros de corte para la realización de los ensayos han sido una v_c de $180 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, un f de $0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ y una a_p de $0,50 \text{ mm}$. Estos ensayos se han realizado en condiciones de seco.

Los parámetros de corte han sido establecidos de acuerdo con lo recomendado por el fabricante de las herramientas. El diámetro inicial de la pieza sobre la que se han realizado los ensayos ha sido de 100 mm y su longitud 400 mm . Cada prueba se ha repetido dos veces haciendo una única pasada con cada herramienta para evitar la influencia del desgaste. En la Figura IV-22 se muestra el montaje experimental usado para los ensayos de este estudio.

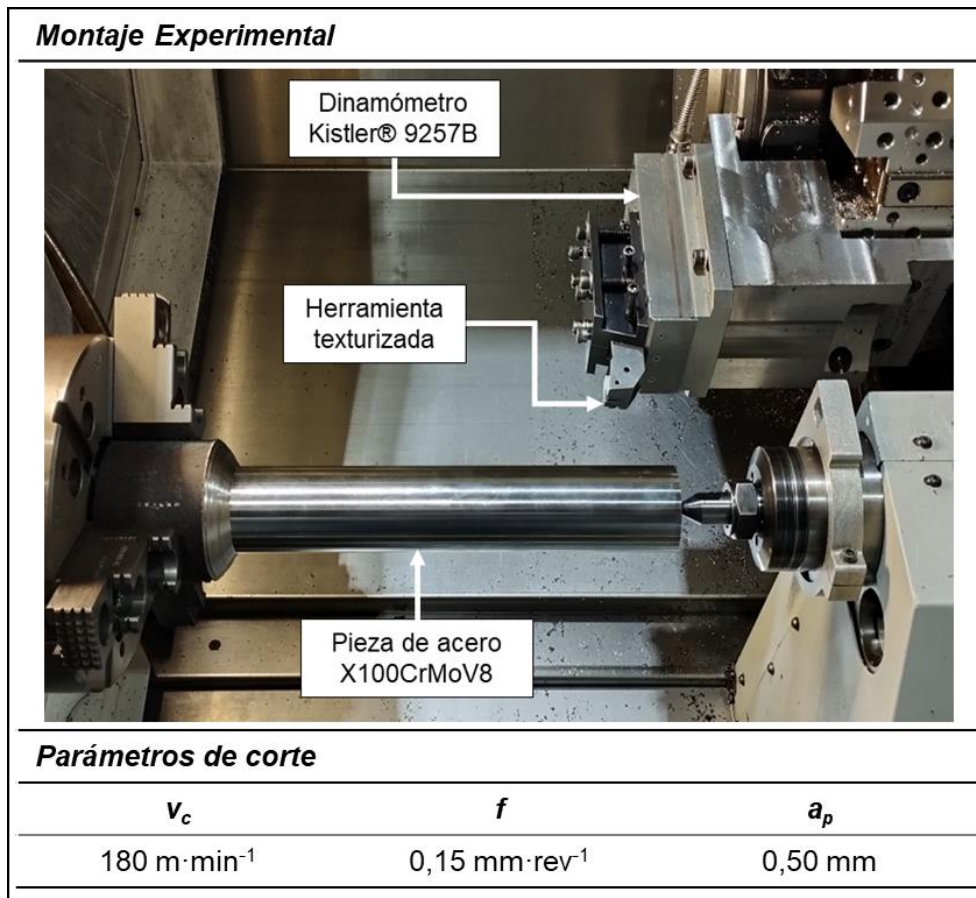


Figura IV-22. Montaje experimental para los ensayos de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$.

IV. 3. 3. Análisis de la cara de desprendimiento

Para analizar el comportamiento de los diferentes texturizados sobre la herramienta se ha decidido, en primer lugar, realizar un análisis de la cara de desprendimiento de las herramientas tras los ensayos. En la Figura IV-23 se pueden ver los insertos tras el mecanizado.

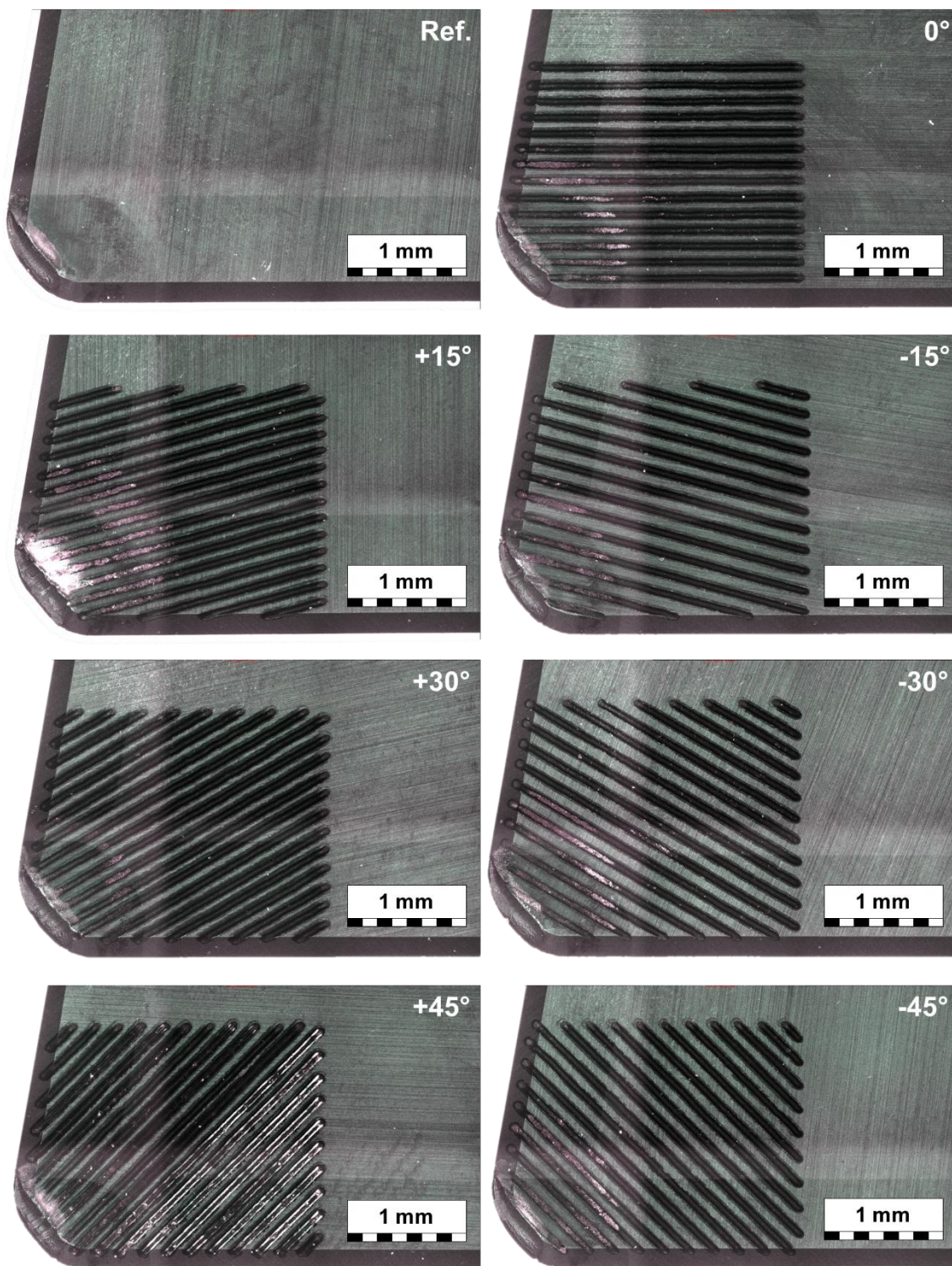


Figura IV-23. Cara de desprendimiento de los insertos tras los ensayos con $Al_2O_3 + TiC$.

Como se puede ver en la figura, a primera vista las herramientas no presentan daños en la cara de desprendimiento. Lo único apreciable es un pequeño cráter en la punta de la herramienta. De esto se puede concluir que las ranuras fabricadas en la cara de desprendimiento no han fragilizado a la propia herramienta cerámica, lo que se traduce en una buena elección tanto de los parámetros del láser como de los de la geometría de las ranuras.

No obstante, se ha decidido realizar un examen más profundo de esta parte de las herramientas mediante el uso del SEM. En la Figura IV-24 se puede ver el análisis con el SEM de la herramienta usada como referencia; en la Figura IV-25 el de la herramienta con ranuras inclinadas 0° respecto al filo principal de corte; en la Figura IV-26 el de la herramienta con ranuras a $+15^\circ$; en la Figura IV-27 el de la herramienta con ranuras a -15° ; en la Figura IV-28 el de la herramienta con ranuras a $+30^\circ$; en la Figura IV-29 el de la herramienta con ranuras a -30° ; en la Figura IV-30 el de la herramienta con ranuras a $+45^\circ$; y en la Figura IV-31 el de la herramienta con ranuras a -45° . En todas las figuras se puede ver una imagen general de la herramienta, otra de la punta de la misma y tres imágenes de la zona afectada por el corte (filo secundario, zona central y filo principal). Además, en el caso de las herramientas texturizadas se presenta una imagen extra de una de las ranuras ampliada.

Lo más destacable de esas figuras es la aparición de material de la pieza adherido a lo largo de la zona donde pasa el flujo de la viruta. Si bien la cantidad es poca, donde mayor concentración de material adherido hay es en la zona del filo secundario en todas las herramientas ensayadas. Esto es debido a las temperaturas generadas en el propio proceso de corte. Una forma de evitarlo es aumentando la velocidad de corte o usando refrigerante, pero esto último queda descartado por las características del *Hard Turning*. Salvo las herramientas con inclinación de ranuras de -30° y $+45^\circ$, ha aparecido un descascarillado o desconchamiento en las inmediaciones del filo secundario de los insertos. Esto es común debido a las pequeñas vibraciones del propio proceso de corte.

En relación a las ranuras, en los insertos con texturizados negativos, a excepción de las ranuras a -45° , y la de las ranuras a 0° el material de la pieza solo se ha adherido en los bordes de las mismas. En el resto de herramientas texturizadas se ha encontrado material adherido dentro de las propias ranuras. Se puede concluir, por tanto, que en estas últimas herramientas la viruta ha penetrado en las ranuras dejando restos de la misma dentro de ellas, mientras que en las otras la viruta no hay indicios de que haya penetrado. Este fenómeno tiene lógica ya que la inclinación de las ranuras está más en sintonía con la dirección del flujo de la viruta, es decir, se propicia que entre la viruta.

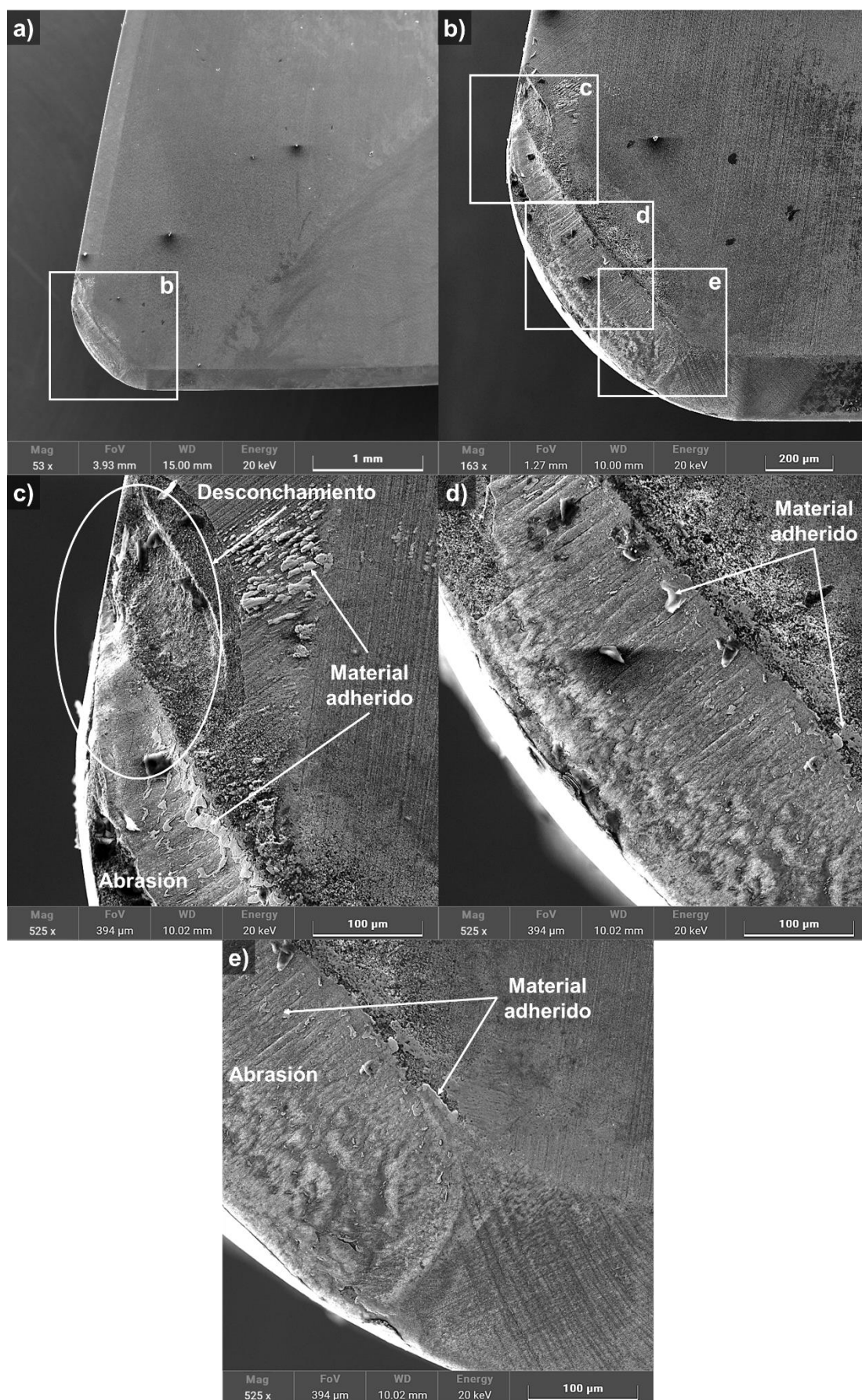


Figura IV-24. Imágenes SEM de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + TiC$ usada de referencia.

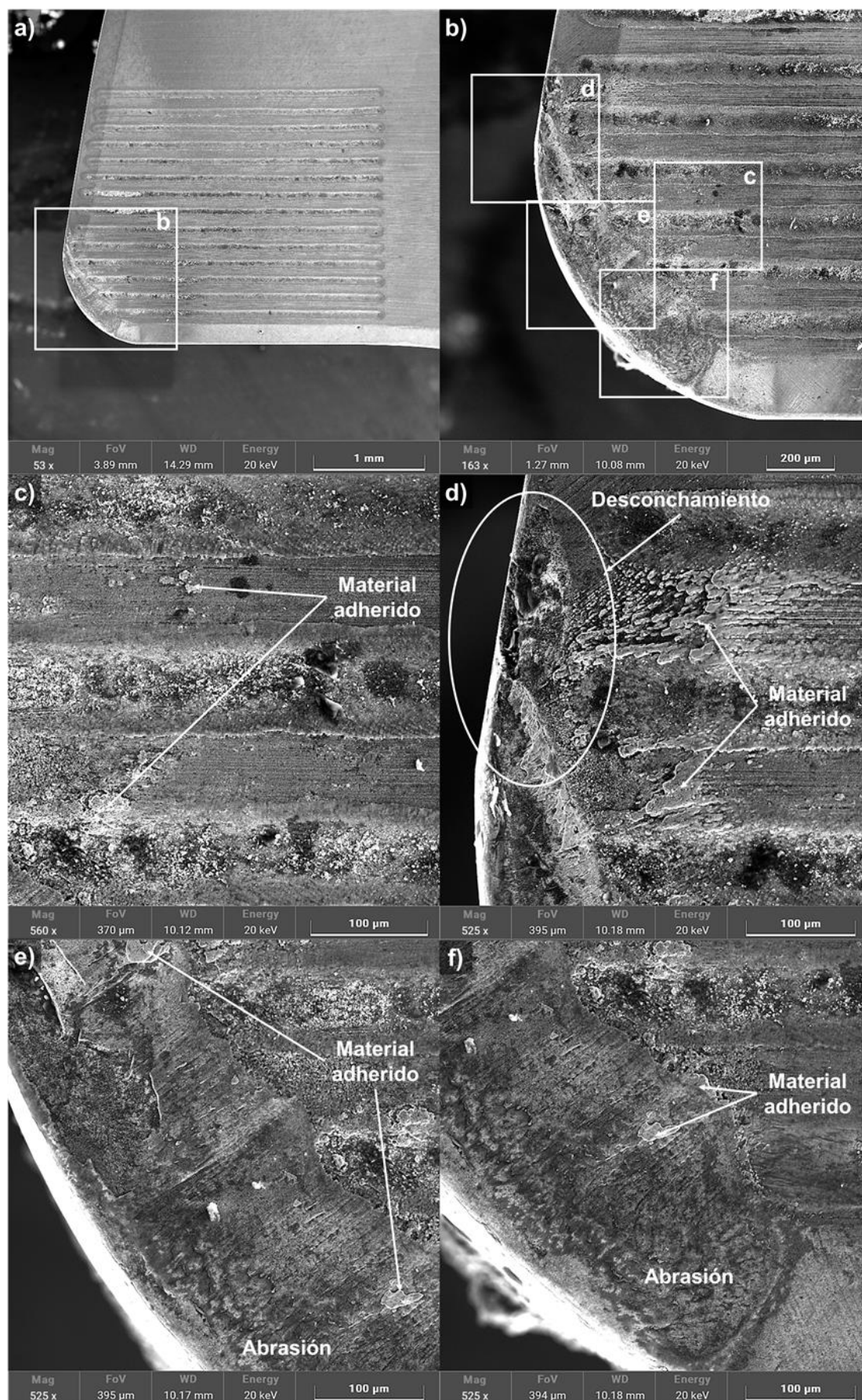


Figura IV-25. Imágenes SEM de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + TiC$ con ranuras inclinadas 0° .

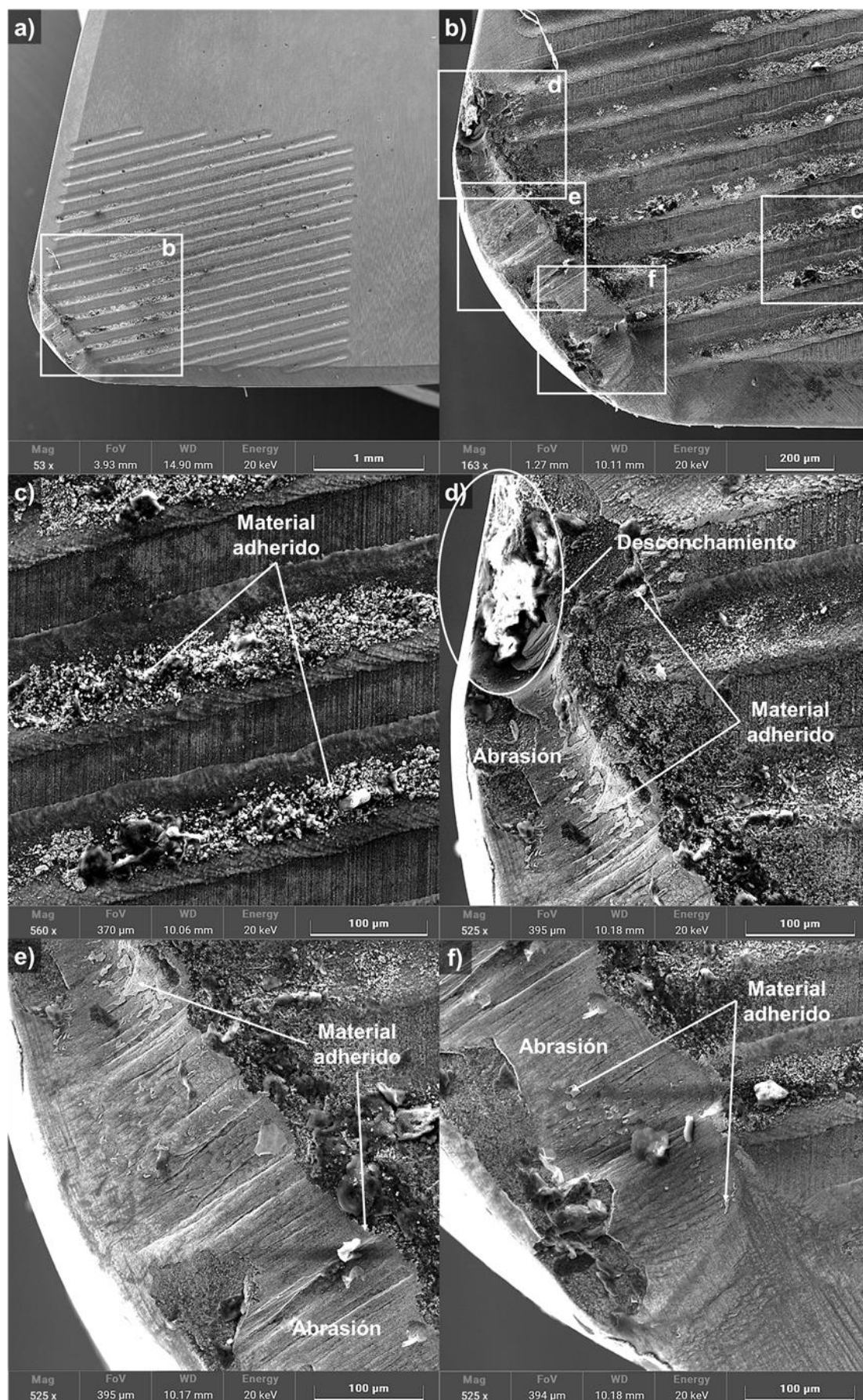


Figura IV-26. Imágenes SEM de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + TiC$ con ranuras inclinadas $+15^\circ$.

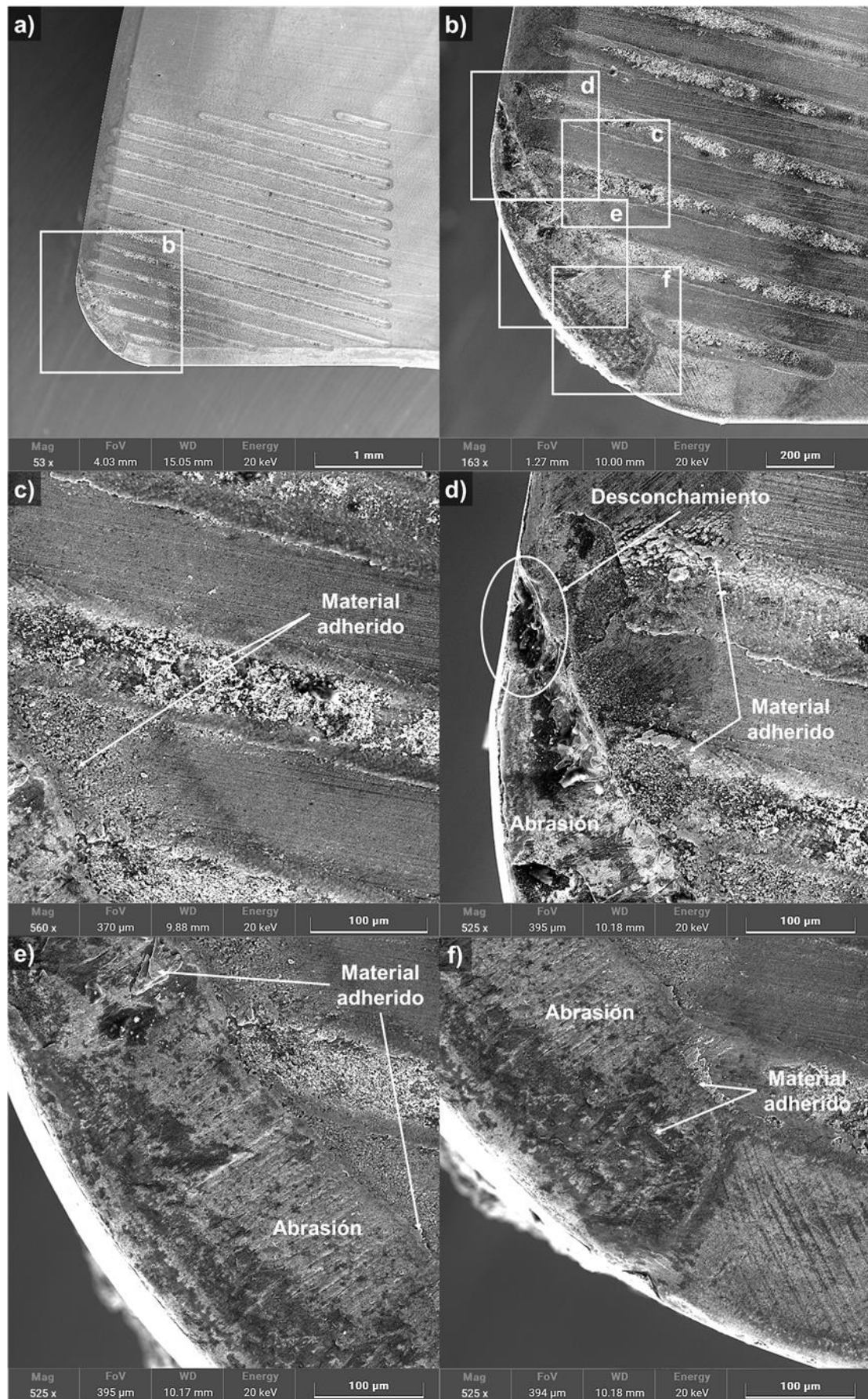


Figura IV-27. Imágenes SEM de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + TiC$ con ranuras inclinadas -15° .

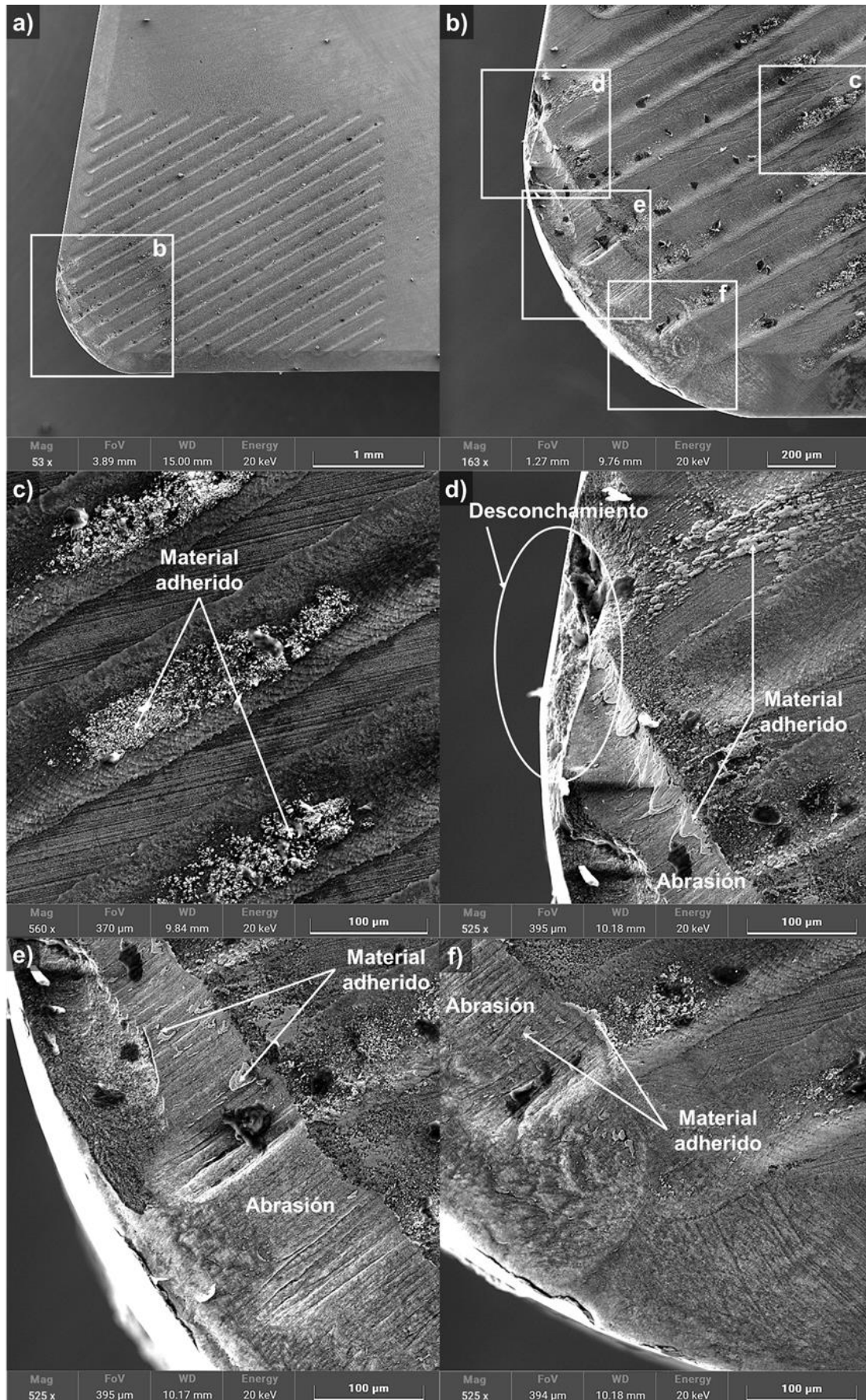


Figura IV-28. Imágenes SEM de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + TiC$ con ranuras inclinadas $+30^\circ$.

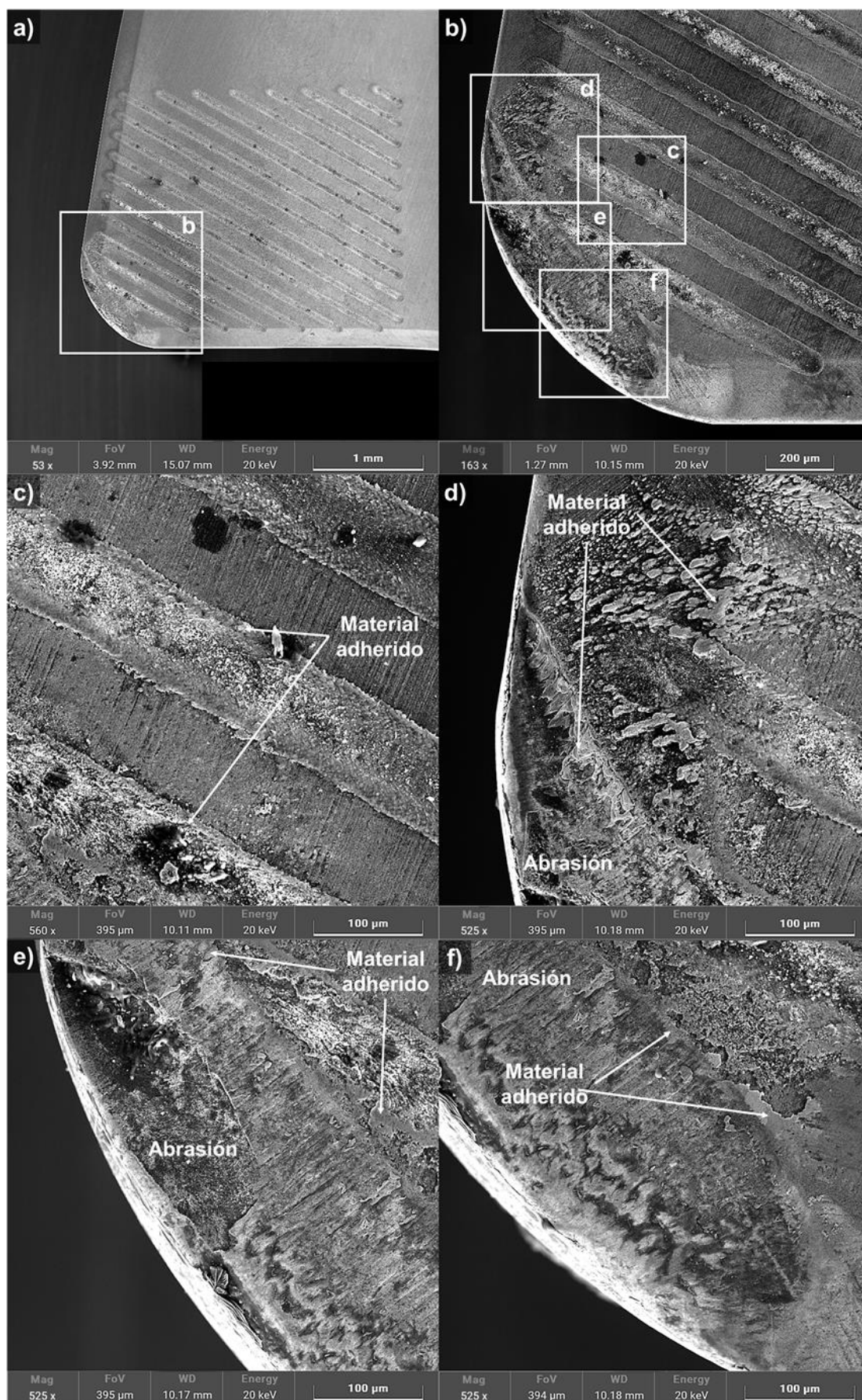


Figura IV-29. Imágenes SEM de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + TiC$ con ranuras inclinadas -30° .

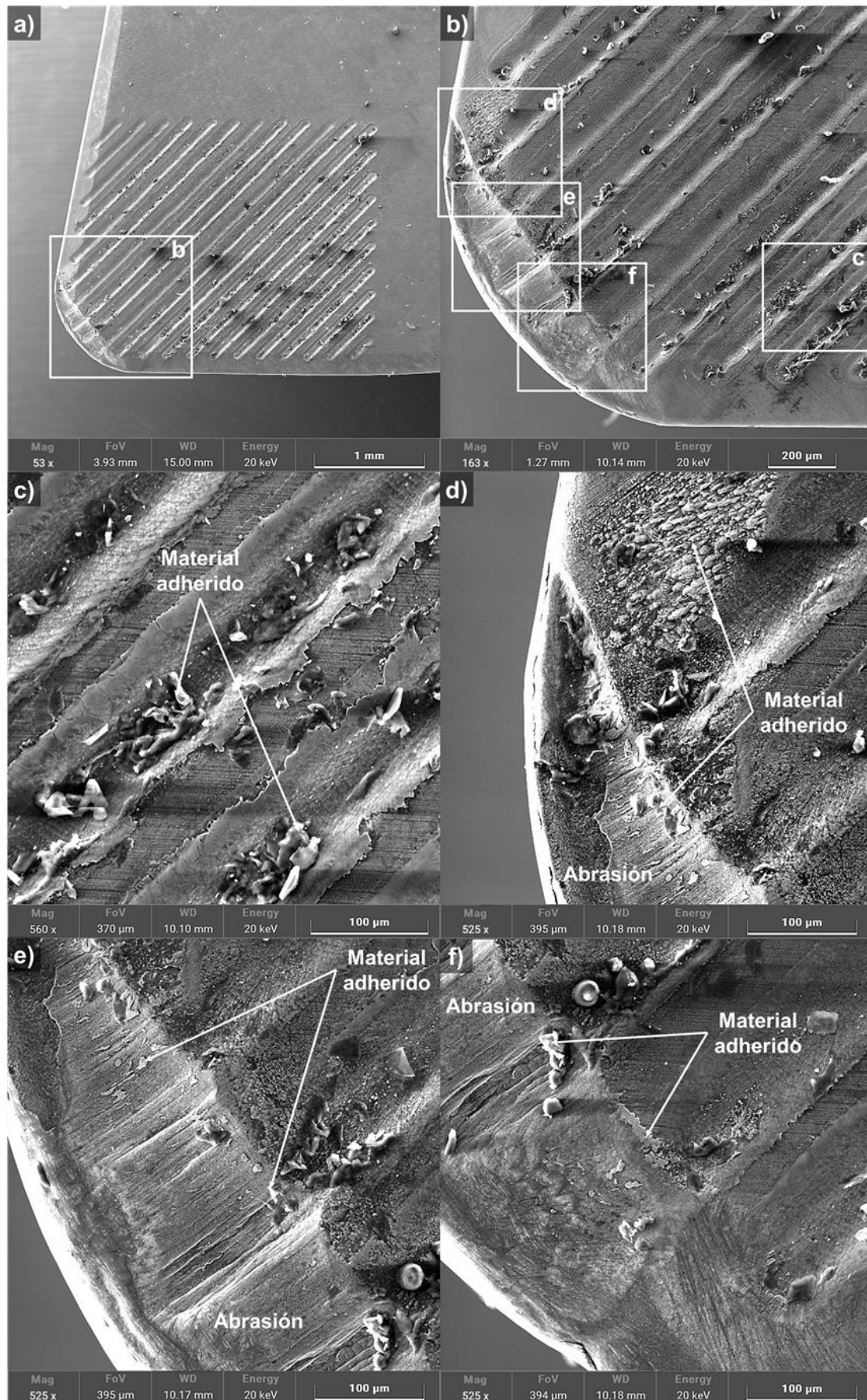


Figura IV-30. Imágenes SEM de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + TiC$ con ranuras inclinadas $+45^\circ$.

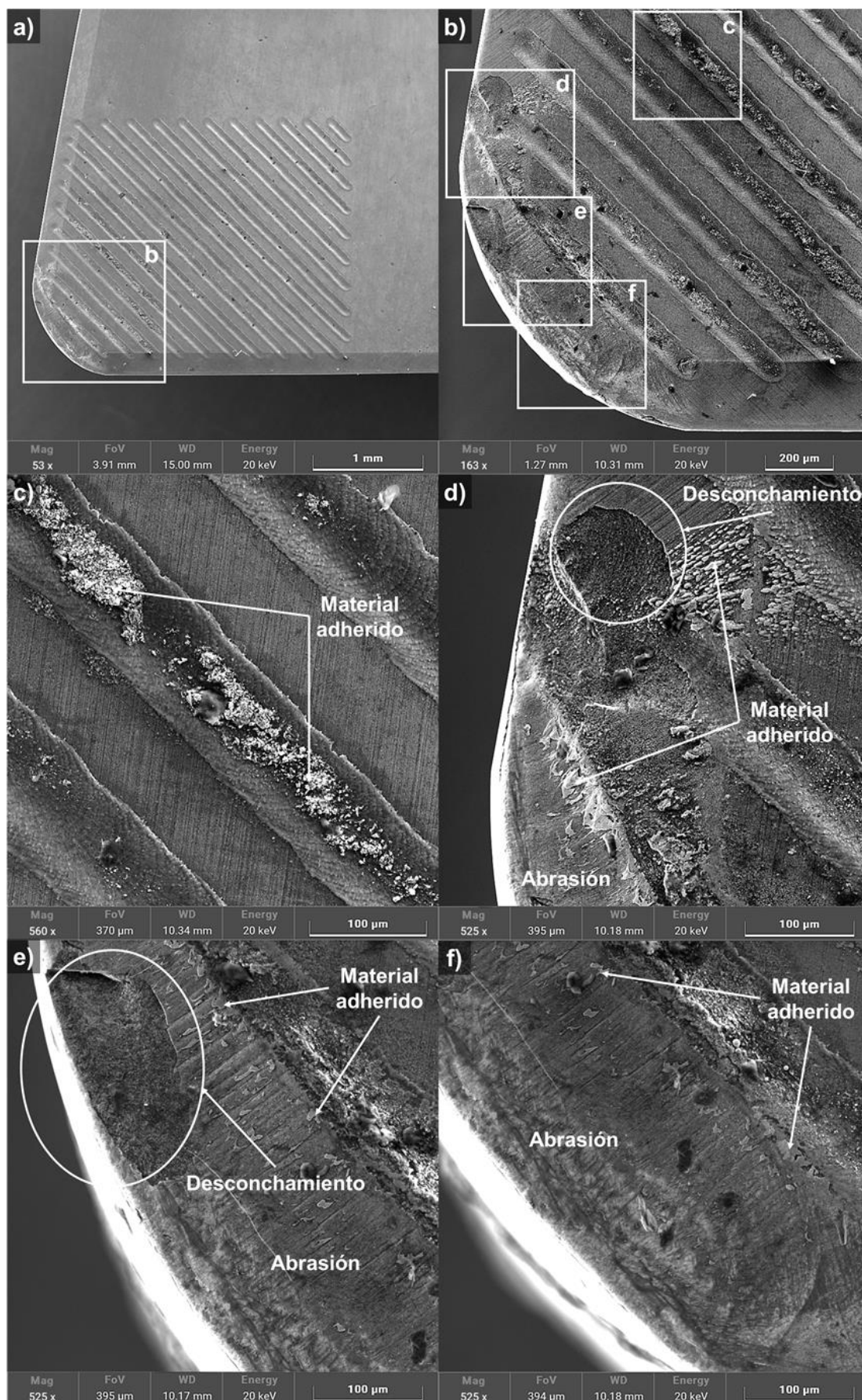


Figura IV-31. Imágenes SEM de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + TiC$ con ranuras inclinadas -45° .

IV. 3. 4. Análisis de la viruta

En este estudio, las morfologías de las virutas generadas no se diferencian entre sí debido a las altas velocidades de corte utilizadas para los ensayos (ver Figura IV-32).

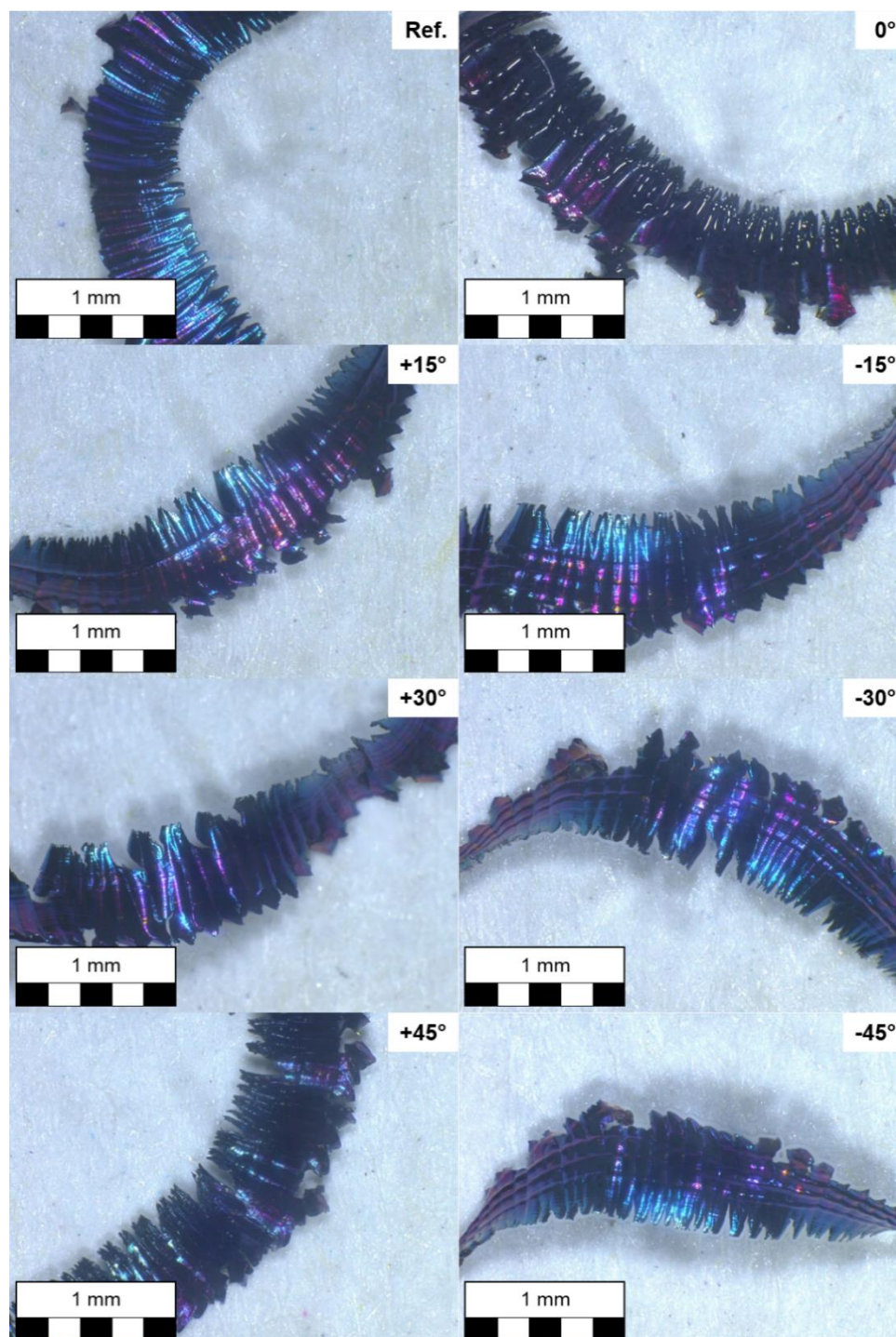


Figura IV-32. Virutas obtenidas de los ensayos con $Al_2O_3 + TiC$.

Todas las virutas, a excepción de las generadas por la herramienta con ranuras a 0° cuyo color es mucho más oscuro, presentan un gradiente de color (de azul a púrpura) debido a las diferentes temperaturas que han alcanzado durante el corte, siendo el color

azul indicador de una mayor temperatura que el púrpura. En la herramienta con ranuras a $+45^\circ$ esta variación de color se aprecia menos debido a un oscurecimiento de la viruta. Que la viruta cambie de color es típico en el mecanizado de aceros debido a la oxidación. El color azul de la viruta se corresponde con la zona de menor espesor de viruta donde la zona terciaria de generación de calor tiene mayor influencia.

Que tengan un color más oscuro las virutas generadas con las herramientas con ranuras a 0° y a $+45^\circ$ puede deberse a dos factores. En primer lugar, que la viruta se lleve una mayor cantidad de calor debido a que el corte ha sido más adiabático. En segundo lugar, que la fricción en el contacto herramienta-viruta sea mayor que en los otros casos y, de esta manera, se genere una mayor cantidad de calor, haciendo que la viruta se lleve consigo mayor cantidad de calor, pero la misma cantidad en porcentaje. Esto supondría un problema para el propio proceso pues puede afectar a la microestructura de la superficie mecanizada.

IV. 3. 5. Análisis de las fuerzas

En la Figura IV-33 se muestra la media de la fuerza radial (F_b), la fuerza de corte tangencial (F_c), la fuerza de avance (F_f) y la resultante de las anteriores componentes. Para lograrla, se ha calculado la fuerza media en cada una de las repeticiones para después obtener la media de las dos repeticiones junto a la desviación de cada herramienta ensayada.

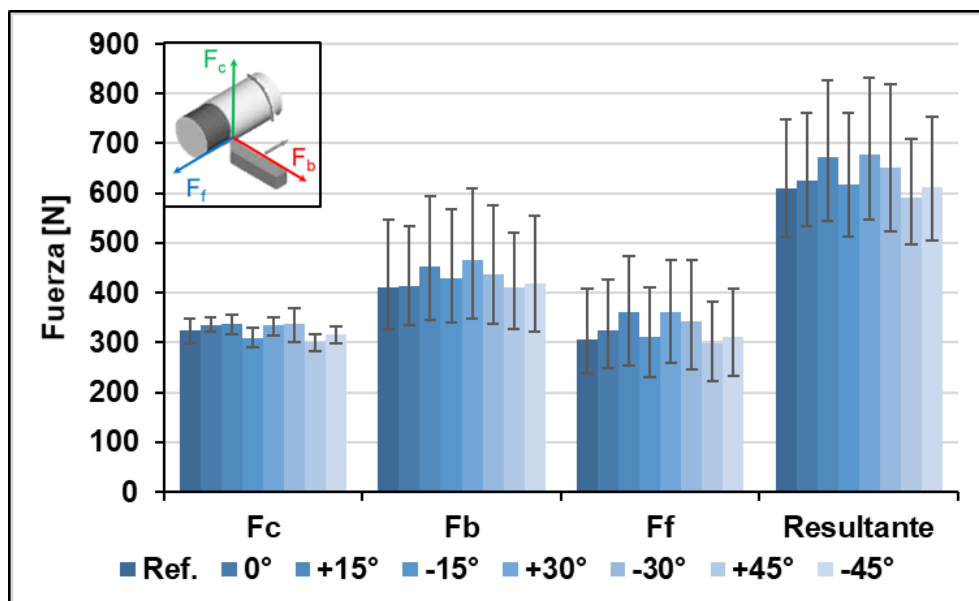


Figura IV-33. Fuerzas de corte medias de los texturizados en $Al_2O_3 + TiC$.

En primer lugar, cabe destacar que la fuerza con mayor peso ha sido la fuerza radial (F_b), fuerza en la dirección radial de la pieza, lo que concuerda con los estudios

realizados por (Yallese et al., 2009; Bartarya y Choudhury, 2011). Este comportamiento se explica por la elevada dureza del material mecanizado y la propia geometría del corte, ya que, durante el mecanizado, se estaba utilizando una punta de herramienta con un radio de 0,8 mm, y la profundidad de corte utilizada en los ensayos ha sido inferior, 0,5 mm, a la punta de la herramienta. Dicho comportamiento es muy común en el mecanizado con otras geometrías de herramienta de corte como los insertos redondos, donde el radio de las mismas es mayor a las profundidades de corte utilizadas. Esto se debe a que, al variar el ángulo de posicionamiento de la herramienta (κ_r) al ser la profundidad de corte inferior al radio, la fuerza de avance es redirigida hacia la dirección radial, haciendo que esta componente aumente. El ángulo κ_r para los casos donde la profundidad de corte es inferior al radio de la herramienta, ya sea de la propia herramienta (para geometrías de inserto redondas) o de la punta de la misma (resto de casos), puede obtenerse mediante la Ecuación IV-1.

$$\kappa_r = \arccos\left(\frac{r_\varepsilon - a_p}{r_\varepsilon}\right) \quad \text{Ecuación IV-1}$$

Como se puede ver en la Figura IV-33, las herramientas texturizadas han generado fuerzas de corte medias similares, a excepción de las herramientas con ranuras inclinadas $+15^\circ$, $+30^\circ$ y -30° . Con estas tres herramientas la fuerza resultante ha sido algo mayor, 10,5%, 11,4% y 7,0%, respectivamente. Esto lleva a pensar que las ranuras texturizadas con esas inclinaciones han entorpecido el flujo de la viruta, haciendo que tanto la fuerza radial como la de avance aumenten.

Para el resto de los insertos ensayados, la diferencia ha sido inferior al 3%, siendo el inserto con ranuras inclinadas a $+45^\circ$ la que menores fuerzas de corte ha generado (2,8% inferior respecto a la de referencia). Esto último favorece la conclusión de que el corte con esta herramienta sea el más adiabático, ya que la fuerza de fricción generada por la misma, cuyo peso está representado en la fuerza de avance, es la menor de las ocho ensayadas (un 2,4% inferior a la de referencia). Sin embargo, haría falta realizar un estudio térmico más detallado para poder descartar otras posibles explicaciones.

Aparte de las diferencias entre las fuerzas medidas con cada herramienta, se ha visto un comportamiento no habitual en las fuerzas radial y de avance que explica el porqué de tanta desviación en las medidas de la Figura IV-33. En la Figura IV-34 se muestra un esquema del comportamiento de esas dos componentes (en la fuerza de corte no se ha observado dicho comportamiento). Durante el mecanizado, han disminuido de forma significativa, con una pendiente m_1 , hasta un punto (punto F_2-v_2 en la Figura IV-34) en el que las fuerzas han cambiado su pendiente a m_2 . En este punto, el comportamiento

de cada herramienta ensayada ha sido diferente: algunas herramientas han tenido una pendiente positiva (F_{3a} en la Figura IV-34) mientras que las otras han presentado una pendiente negativa, pero no tan acusada como al inicio del mecanizado (F_{3b} en la Figura IV-34).

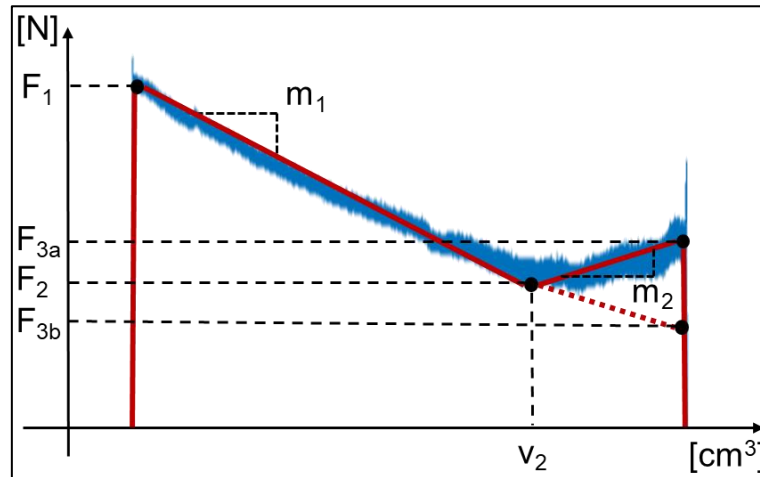


Figura IV-34. Comportamiento de las fuerzas radial y de avance. En azul la fuerza radial de la herramienta de referencia.

El punto en el que cambiaron las pendientes de las fuerzas fue diferente en cada una de las herramientas de corte. La herramienta de referencia ha cambiado de pendiente después de 25,3 cm³ de material mecanizado, que fue la herramienta que más tardó en variar su pendiente. Las demás herramientas lograron mecanizar 20,4 cm³, 21,7 cm³, 20,2 cm³, 16,4 cm³, 22,3 cm³, 17,0 cm³ y 21,5 cm³ de acero endurecido para las ranuras inclinadas a 0°, +15°, -15°, +30°, -30°, +45° y -45°, respectivamente.

En la Tabla IV-11 se presentan los valores de las fuerzas radial en los tres instantes, en el inicio (F_1 en la Figura IV-34), en el cambio de pendiente (F_2-v_2 en la Figura IV-34) y en el final de la pasada de corte (F_3 en la Figura IV-34), para cada una de las herramientas ensayadas, mientras que en la Figura IV-35 se representan los valores de las dos diferentes pendientes, m_1 y m_2 , mostradas en la Figura IV-34 para cada una de las herramientas. Resaltar que las pendientes están indicadas en N·cm⁻³.

Tabla IV-11. Valores de la fuerza radial para los puntos de cambio de pendiente.

Herramienta	F_{b1} [N]	F_{b2} [N]	F_{b3} [N]
Ref.	532,8	341,0	381,4
0°	523,7	351,9	355,8
+15°	578,8	405,5	366,6
-15°	551,9	381,4	363,5
+30°	595,0	448,7	369,1
-30°	552,7	380,8	369,7
+45°	507,8	387,6	345,2
-45°	542,6	351,5	341,6

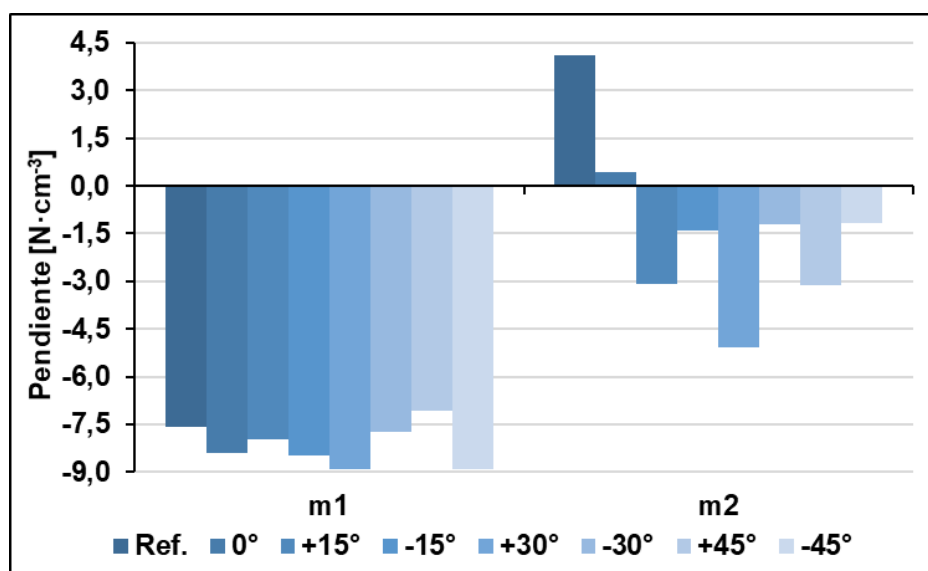


Figura IV-35. Valores aproximados de las pendientes de las fuerzas radiales.

Se puede observar que las herramientas texturizadas, excepto para las texturizadas con ranuras a 0° y a +45°, han generado una mayor fuerza que la de referencia al principio del proceso de corte. El inserto con ranuras a +45° ha generado una fuerza un 7% menor a la de referencia al iniciar el corte, mientras que la que mayores fuerzas ha presentado ha sido la texturizada con ranuras inclinadas +30°. Este inicio no tiene mucha relevancia ya que puede deberse muchos factores diferentes.

Sin embargo, en el punto de cambio de pendiente ha sido la herramienta usada como referencia la que ha presentado los valores más bajos. Estos menores valores se explican gracias al mayor material evacuado hasta ese punto, pues es la que más ha tardado en alcanzar dicho cambio de pendiente. La herramienta que ha generado mayor fuerza en el punto de intersección ha sido la que lleva ranuras a +30° seguida de la de +15°.

Si se analizan las pendientes hasta ese punto F_2-v_2 , se puede ver que la herramienta con ranuras a +45° ha sido la que menores pendientes ha presentado, mientras que las ranuras a -45° y a +30° son las mayores. Este comportamiento de las pendientes está relacionado con la temperatura generada durante el proceso de corte, que reblandece el material cortado hasta que esta se estabiliza (Bartarya y Choudhury, 2011). Cuanto mayor es la pendiente, mayor es la temperatura generada.

Después del punto de transición (F_2-v_2 en la Figura IV-34) las tendencias han variado mucho. La herramienta de referencia ha sufrido un aumento considerable de la fuerza, como se aprecia al observar el cambio de m_2 de la pendiente en la Figura IV-35, que ha pasado a ser positiva. Con la excepción de la herramienta con inclinación de 0° que ha

presentado una pendiente positiva de muy bajo valor (comparado con la de referencia), las herramientas texturizadas han continuado con una tendencia negativa, pero con pendientes menores a las anteriores.

Este cambio de pendiente es causado por dos razones. En primer lugar, la estabilización de la temperatura generada durante el corte. Al estabilizarse, las fuerzas dejan de disminuir. En segundo lugar, la aparición del desgaste como factor de mayor dominancia en el proceso de corte. Al coger mayor peso en el corte, y aunque no se haya alcanzado la estabilidad de las temperaturas, puede hacer aumentar las fuerzas de corte. Si la pendiente es positiva, el cambio de pendiente es debido al desgaste. En cambio, si la pendiente modifica su valor acercándose a cero, es que se está llegando a la estabilidad de la temperatura de corte y el desgaste aún no ha entrado en juego o no con suficiente fuerza.

Del mismo modo a la fuerza radial, en la Tabla IV-12 se muestran los valores de F_1 , F_2 y F_3 para la fuerza de avance de todas las herramientas ensayadas, mientras que en la Figura IV-36 se muestran las dos pendientes diferentes de cada herramienta.

Tabla IV-12. Valores de la fuerza de avance para los puntos de cambio de pendiente.

Herramienta	F_{f1} [N]	F_{f2} [N]	F_{f3} [N]
Ref.	395,3	251,5	263,8
0°	410,7	274,1	263,9
+15°	457,9	327,8	271,5
-15°	397,9	281,1	246,8
+30°	452,6	356,9	272,8
-30°	432,5	299,3	271,5
+45°	373,6	287,7	234,7
-45°	399,6	266,0	245,3

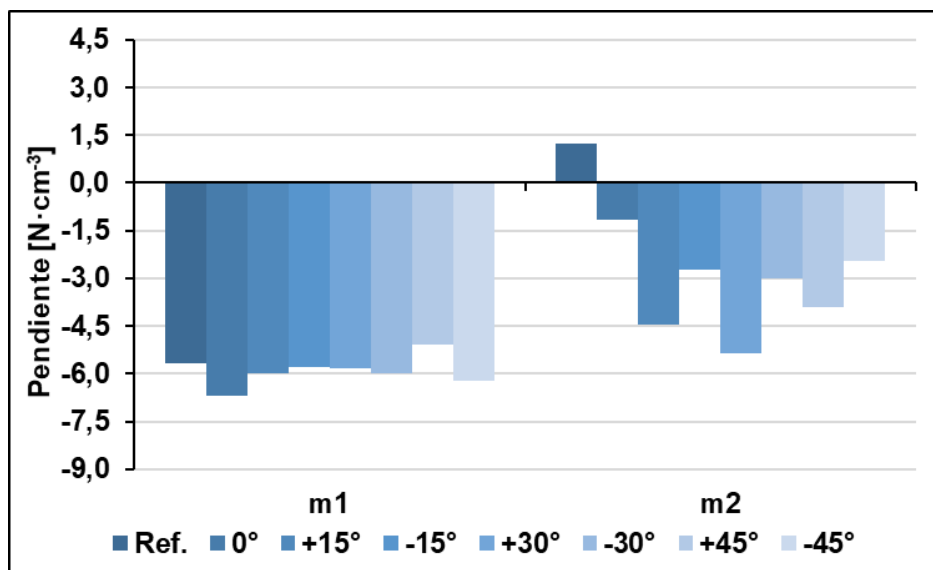


Figura IV-36. Valores aproximados de las pendientes de las fuerzas de avance.

Al igual que ha ocurrido con la fuerza radial, la fuerza de avance inicialmente ha ido disminuyendo hasta alcanzar un punto donde el desgaste ha cobrado mayor relevancia. Sin embargo, las pendientes de esta fuerza han sido menores que en el caso de la fuerza radial. Como puede observarse en la figura, la primera pendiente (m_1) ha sido muy similar para todas las herramientas probadas. A diferencia de la fuerza radial, la pendiente más acusada ha sido generada con la herramienta con ranuras a 0° . La menor sigue siendo generada por las ranuras inclinadas $+45^\circ$.

Una vez que cada fuerza ha logrado llegar al punto de transición, todas las herramientas probadas han sufrido un cambio. Aunque, en este caso, ese cambio no ha sido tan brusco como con la fuerza radial, es decir, para todas las herramientas, la segunda pendiente (m_2) fue más similar a la primera. Además, en este caso, la herramienta de referencia ha sido la única que ha presentado una pendiente positiva después del punto de transición si bien su valor no ha sido tan elevado como en el caso de la fuerza radial anteriormente analizada.

Este comportamiento de las fuerzas de corte lleva a la conclusión de que las temperaturas generadas en el *Hard Turning* son de elevada importancia e influyen en el propio proceso de corte. Por consiguiente, se debe profundizar más en este concepto con diferentes ensayos o midiendo la temperatura generada en el corte mediante el uso de una cámara termográfica. De esta manera, se podrán realizar comparaciones y descartar o confirmar la influencia de la temperatura generada durante el corte, aunque el color azulado y púrpura de las virutas indican que esa influencia es generada por la temperatura.

IV. 3. 6. Análisis de la rugosidad superficial

Como se puede ver en la Figura IV-37, en términos de calidad superficial, ninguna de las topografías mostradas presenta grandes cambios respecto a la generada por la herramienta de referencia. Para su obtención, se ha utilizado un microscopio confocal Leica® DCM3D. Por ello, se ha decidido realizar un análisis de sus parámetros de rugosidad R_a y R_z para ver la influencia de los texturizados sobre la superficie mecanizada. Como anteriormente se ha mencionado, en la literatura se puede encontrar que algunos investigadores han informado de un aumento de la rugosidad superficial debido al texturizado (Xing et al., 2014 b), aunque otros autores también han observado una disminución de la rugosidad superficial al usar herramientas texturizadas (Zhang et al., 2017 a).

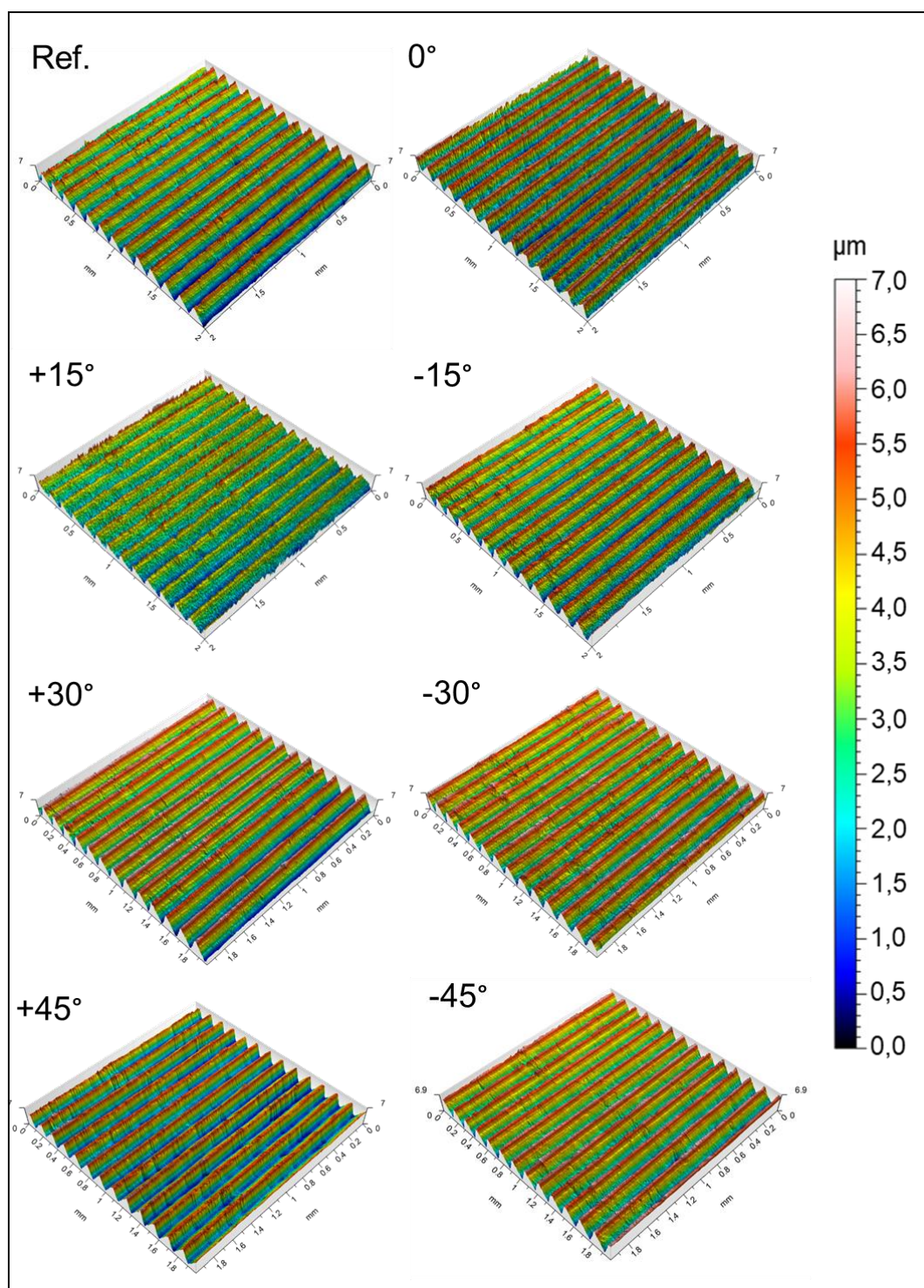


Figura IV-37. Topografías de las superficies mecanizadas del estudio de texturizado en $Al_2O_3 + TiC$.

La Figura IV-38 muestra las medias de las mediciones de la rugosidad (R_a y R_z) de cada superficie mecanizada junto a la desviación de cada medición. Para los ajustes de medición, se ha utilizado una longitud de corte de 0,80 mm y una longitud de evaluación de 4 mm, de acuerdo con la norma ISO 4288:1996 (ISO Standard 4288:1996, 1998). De cada topografía se han obtenido cinco perfiles y se ha calculado la media entre ellos.

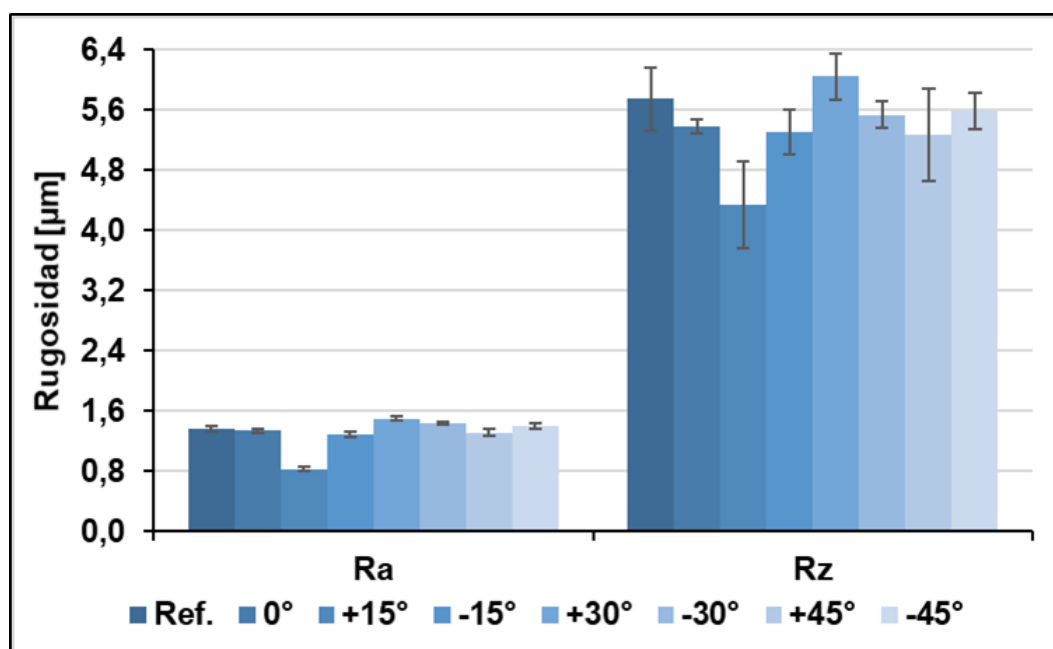


Figura IV-38. Mediciones de R_a y R_z tras los ensayos con los texturizados en $Al_2O_3 + TiC$.

A diferencia del estudio anterior, en este los texturizados sí que han tenido influencia en el valor de los parámetros de rugosidad. En comparación con la herramienta de referencia, los valores R_a de las herramientas con ranuras inclinadas a 0° , $+15^\circ$, -15° y $+45^\circ$ han mejorado (reducción del 1,7%, 39,0%, 5,1% y 3,4%, respectivamente), mientras que los valores de las herramientas con ranuras inclinadas a $+30^\circ$, -30° y -45° han empeorado dicho parámetro de rugosidad (aumento del 10,3%, 5,4% y 2,4%, respectivamente). Las dispersiones de los valores R_a obtenidos para todas las herramientas ensayadas fueron muy bajas, aunque las más altas han sido las generadas con la herramienta $+15^\circ$.

Por otro lado, en el caso del parámetro R_z todas las herramientas, salvo la texturizada a $+30^\circ$ de inclinación de sus ranuras (aumento del 5,2%), han mejorado el valor obtenido con la herramienta de referencia. La reducción fue del 6,4%, 24,5%, 7,7%, 3,7%, 8,4% y 2,8% para los insertos a 0° , $+15^\circ$, -15° , -30° , -45° y $+45^\circ$, respectivamente. No obstante, las desviaciones de las medidas de este parámetro han sido muy superiores comparadas a la rugosidad media R_a .

IV. 3. 7. Conclusiones del caso de estudio 2

Para terminar con este estudio, a continuación, se enumeran las principales conclusiones obtenidas del mismo realizado al texturizar diferentes inclinaciones de ranuras en herramientas de $Al_2O_3 + TiC$ para el torneado de un acero de herramientas endurecido para trabajo en frío X100CrMoV8.

- Los parámetros láser adecuados para fabricar las ranuras en esta clase de herramientas han sido una velocidad de barrido de $400 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ y una frecuencia de pulso de 50 kHz combinados una duración de pulso de 250 ns. Con estas condiciones, el área de la rebaba en los bordes de las ranuras se minimiza, la profundidad de las ranuras llega a $9 \mu\text{m}$, suficiente para que la viruta no se embote y pueda enfriarse la herramienta, y la anchura de las ranuras alcanza un valor de $70 \mu\text{m}$ debido a la absorción de esta clase de material de inserto.
- El análisis de la viruta obtenida en el proceso de corte no ha revelado muchos indicios sobre lo ocurrido en la zona de corte debido a un color de la misma y una morfología muy similar para los ocho casos estudiados. Aun así, la viruta generada con la herramienta con ranuras a $+45^\circ$ ha presentado un color ligeramente más oscuro que el resto, lo que implica que el corte ha sido más adiabático o que se ha generado mayor cantidad de calor durante el corte.
- Las fuerzas de corte fueron muy similares para todas las herramientas probadas, a excepción de las que tienen ranuras a $+15^\circ$ y $+30^\circ$ (aumento del 10,5% y del 11,4% en comparación a la referencia). La texturizada con ranuras a $+45^\circ$ ha sido la que menores fuerzas de corte ha generado con una disminución del 2,8% respecto de la referencia. Esto se ha debido a una menor fuerza de fricción entre herramienta y viruta.
- Todas las herramientas ensayadas presentaron dos comportamientos diferentes en las fuerzas radial y de avance: primero, una disminución y, después, cambios en la pendiente. Este comportamiento puede explicarse debido al incremento de temperatura durante el proceso de corte hasta un punto en el que el desgaste de la herramienta empieza a ser dominante. El efecto del desgaste fue mayor con la herramienta de referencia.
- En lo relativo a las rugosidades, la herramienta con ranuras inclinadas $+15^\circ$ ha reducido el parámetro R_a en un 39,0% y el parámetro R_z en un 24,5% en comparación con la herramienta de referencia sin texturizar.

Tras los ensayos se ha visto que las diferentes inclinaciones de las ranuras texturizadas mejoran diferentes aspectos del corte. Por consiguiente, antes de realizar el texturizado en herramientas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$ para el mecanizado de aceros endurecidos, se ha de pensar qué se quiere optimizar para, en función de ello, usar una dirección de las ranuras u otra. En lo relativo a este estudio, y como se ha mencionado anteriormente, se han de seguir realizando ensayos para entender mejor el funcionamiento de los texturizados en este tipo de proceso, sobre todo en lo relacionado con el calor generado en el propio proceso de corte y las temperaturas alcanzadas en el mismo.

IV.4. Caso de estudio 3: Texturizados en Al₂O₃ con whiskers de SiC para el torneado de Inconel® 718

En este tercer caso de estudio se va a utilizar los texturizados para optimizar el proceso de torneado de Inconel® 718 precipitado mediante el uso de herramientas de Al₂O₃ reforzadas con whiskers de SiC. La Tabla IV-13 muestra las principales propiedades mecánicas y la composición química del Inconel® 718.

Tabla IV-13. Composición química y principales propiedades mecánicas del Inconel® 718.

Composición química [%]								
Cr	Fe	Nb	Mo	Ti	Si	C	Otros	Ni
19,30	17,20	5,21	3,05	1,00	0,06	0,03	0,95	Balance
Propiedades mecánicas								
Dureza	Módulo de Young	Límite elástico	Calor específico		Temperatura de fusión	Conductividad térmica		
45 HRC	206 GPa	1730 MPa	461 J·(kg·K) ⁻¹		1600 K	15 W·(m·°C) ⁻¹		

El comportamiento de los elementos de aleación y su influencia en cada una de las fases del Inconel® 718 está muy relacionado con su posición en la tabla periódica (ver Figura IV-39). De esta forma, los elementos con radio atómico similar al níquel como el cobalto, hierro, cromo y molibdeno toman parte en la fase γ , siendo esta la matriz en la que el resto de fases residen. Elementos con mayor radio atómico que el níquel como el aluminio, titanio y niobio promueven la formación de precipitados de la fase γ' . Por último, elementos de radio atómico menor al del níquel como son el boro y el carbono tienden a formar carburos y boruros segregándose hacia los límites de grano de la matriz γ (Sims et al., 1987).

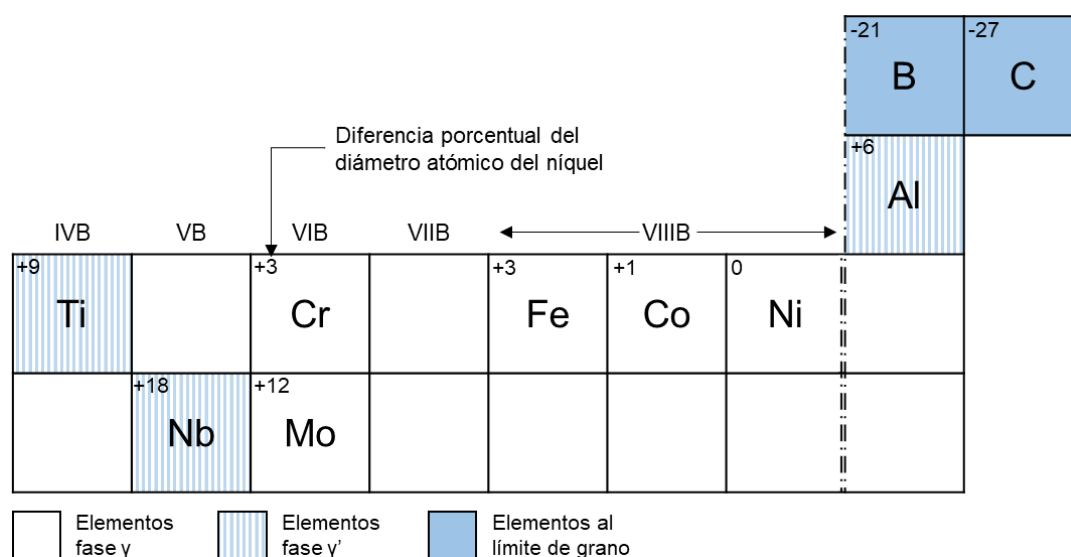


Figura IV-39. Elementos más importantes presentes en el Inconel® 718 y sus posiciones en la tabla periódica. Adaptado de (Sims et al., 1987).

El Inconel® 718 es una aleación base níquel cuyas excelentes propiedades mecánicas incluso a altas temperaturas lo convierten en un material para trabajar en ambientes agresivos. Es un material que destaca debido a una elevada resistencia a la corrosión en caliente gracias al alto porcentaje de cromo que contiene. Además, debido a la precipitación de los compuestos intermetálicos y a los carburos que contiene, obtiene excelentes características a la resistencia mecánica y a la fatiga (Artetxe et al., 2016). Por ello, es utilizado comúnmente en entornos de alta exigencia mecánica a elevadas temperaturas como puede ser un motor aeronáutico, turbinas de gas o centrales nucleares.

Sin embargo, las propiedades termo-mecánicas que le hacen un material excelente para ciertas aplicaciones traen consigo problemas a la hora de mecanizarlo, pues lo convierten en un material de muy baja maquinabilidad: bajos ratios de arranque de material, material adherido en el filo de corte, desgaste extremo de la herramienta y muy altas fuerzas de corte (Ezugwu, 2005). Estas propiedades mecánicas pueden verse en la Figura IV-40 en función de la temperatura a la que se encuentre el Inconel® 718.

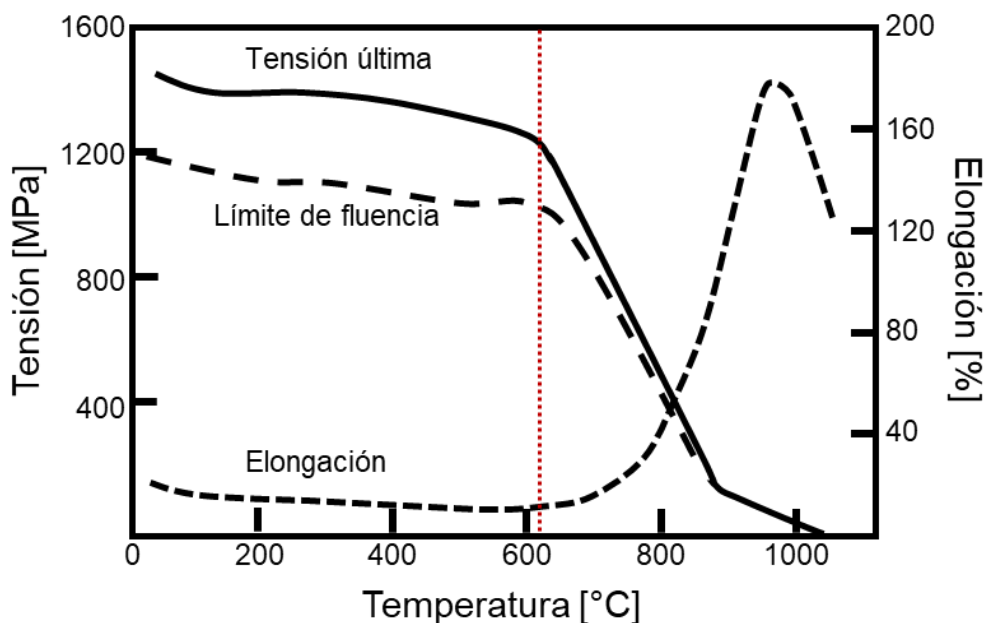


Figura IV-40. Características mecánicas en función de la temperatura del Inconel® 718. Adaptado de (López de Lacalle Marcaide et al., 2004).

Se puede ver que por encima de los 600°C las propiedades mecánicas del Inconel® 718 caen de forma brusca. Por ello, la idea de usar las herramientas cerámicas para cortar este material reside en alcanzar esas temperaturas superiores a los 800°C y, de esta manera, facilitar el corte al reducir la resistencia a la cizalladura.

Sin embargo, la alta ductilidad de este material, junto a su baja conductividad térmica, hace que el proceso de formación de la viruta sea muy particular. Durante el proceso de

arranque de viruta se produce una adhesión entre material y herramienta en las proximidades del filo. Por ende, el material no desliza por la cara de desprendimiento originándose así un efecto acordeón. Según el material se va acumulando, la fuerza causada por el empuje del material sin deformar sobre el deformado va adoptando una dirección paralela a la cara de desprendimiento. Llegado el momento, la fuerza de empuje consigue romper la adhesión haciendo que el material deformado se desplace. Este es el fenómeno conocido, y anteriormente comentado, de *Stick and Slip* característico en los materiales de alta ductilidad. Esto hace que la longitud de contacto entre viruta y herramienta sea mayor haciendo que esta última sufra más. Además, en vista de que apenas existe momento flector sobre la base de la viruta, es necesaria una mayor fuerza para poder mecanizar esta clase de materiales (López de Lacalle Marcaide et al., 2004).

El objetivo de este estudio es optimizar el proceso de corte del Inconel® 718 precipitado a través de la reducción de las fuerzas de corte y el daño a la superficie mecanizada mediante el uso de herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$. Para ello se van a ensayar diferentes inclinaciones de las ranuras de los texturizados para averiguar qué inclinación mejora el propio proceso de corte.

IV. 4. 1. Caracterización del Laser Engraving para Al_2O_3 con whiskers de SiC

Al igual que en el estudio anterior, no se tienen ensayos previos en el texturizado de herramientas de alúmina con *whiskers* de SiC realizados por el Grupo de Fabricación de Alto Rendimiento de la UPV/EHU. Por ello, en este estudio también se ha partido del análisis y la caracterización láser de la $Al_2O_3 + wSiC$ siguiendo la metodología de la Figura IV-2. En primer lugar, se ha analizado los parámetros que mayor influencia tienen en la generación de rebabas a la hora de hacerse la ranura. En vista de que en ensayos anteriores se ha visto que la duración de pulso no ha tenido influencia, en este estudio únicamente se han probado la velocidad de escaneo del haz láser y la frecuencia de pulso. La duración de pulso se ha mantenido constante a 250 ns y la potencia del láser ha sido del 100%. De cada parámetro se han probado cuatro niveles (ver Tabla IV-14).

Tabla IV-14. *Parámetros de láser ensayados para la caracterización de la $Al_2O_3 + wSiC$.*

v_L [mm·s ⁻¹]	f_p [kHz]
200	30
400	40
500	50
600	60

En vista de que únicamente se van a realizar ranuras, para la caracterización se han realizado un total de 16 ranuras variando los parámetros anteriormente expuestos. En la primera iteración de cara a descartar parámetros, se ha calculado el área media de la rebaba de cada ranura ensayada. Para ello, se ha obtenido una topografía de cada ranura (ver Figura IV-41a) mediante el microscopio confocal Leica® DCM3D en la que se muestran 600 μm de longitud de la misma. De esa topografía se han sacado perfiles cada 0,83 μm tal y como se puede ver en la Figura IV-41b. Con esos perfiles se ha obtenido el perfil medio (en rojo en la Figura IV-41b) a partir del cual se ha calculado el área de la rebaba.

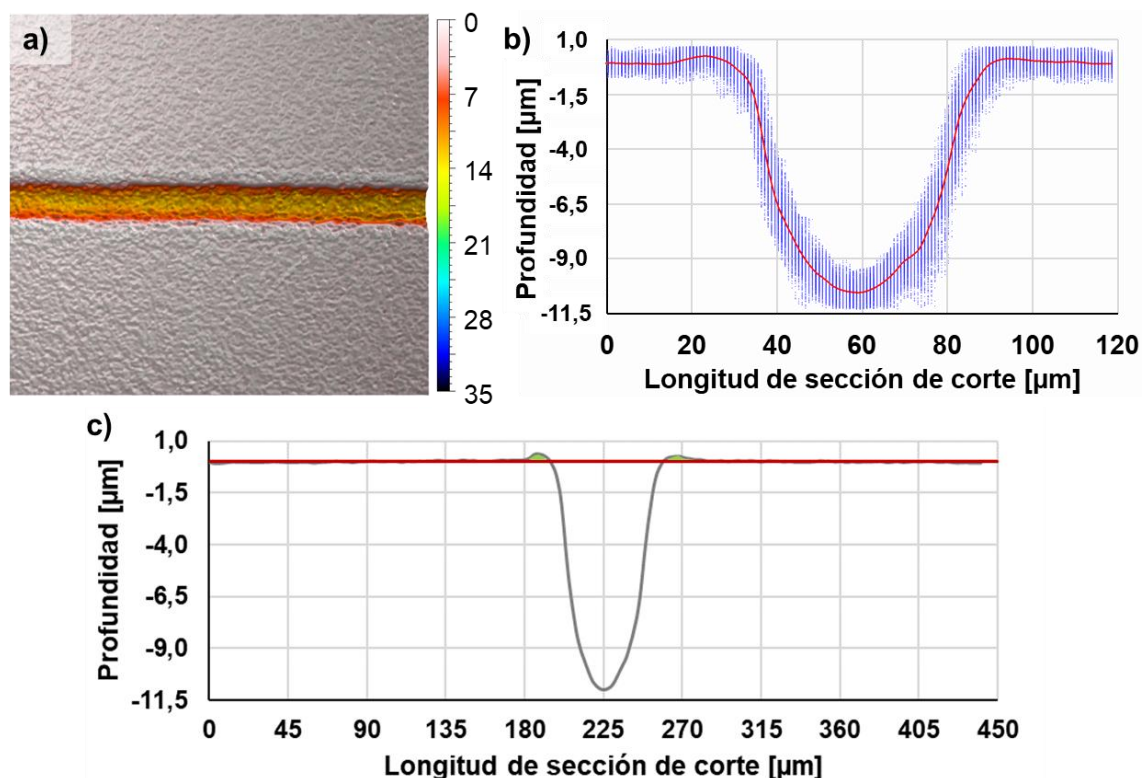


Figura IV-41. Topografía de una ranura (a), sus secciones junto a la sección media (b) y obtención de la rebaba en la caracterización de la $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$ (c).

Tras obtener el perfil medio de cada una de las topografías se ha calculado el plano de cota cero (línea horizontal roja en la Figura IV-41c) con la ayuda de las partes planas que rodean la ranura. Con un programa de Matlab® se ha calculado el área que ocupa la rebaba (marcada en verde en la Figura IV-41c) en dicho perfil medio para poder realizar las comparaciones oportunas.

En la Tabla IV-15 se muestran las mediciones de las áreas de las rebabas para cada una de las ranuras realizadas. Los valores están en μm^2 . En verde se han indicado los cuatro menores valores de la rebaba. El resto de valores y sus parámetros han sido descartados para los análisis de las siguientes iteraciones.

Tabla IV-15. Mediciones del área de la rebaba tras los ensayos en $Al_2O_3 + wSiC$.

	Área de la rebaba [μm^2]			
	30 kHz	40 kHz	50 kHz	60 kHz
200 mm·s⁻¹	33,8	33,9	50,4	53,9
400 mm·s⁻¹	35,4	28,5	31,2	36,2
500 mm·s⁻¹	34,1	32,6	33,0	31,5
600 mm·s⁻¹	37,7	35,0	28,9	24,9

Tras haber descartado 12 de los casos planteados, se ha procedido a realizar un análisis más exhaustivo de esos cuatro perfiles seleccionados. Los parámetros de dichos perfiles son: v_L de 400 mm·s⁻¹ y f_p de 40 kHz (caso 1); v_L de 400 mm·s⁻¹ y f_p de 50 kHz (caso 2); v_L de 600 mm·s⁻¹ y f_p de 50 kHz (caso 3); y v_L de 600 mm·s⁻¹ y f_p de 60 kHz (caso 4).

El siguiente criterio que se ha utilizado es la profundidad de la ranura que se obtiene con esos parámetros y su variabilidad. Se ha utilizado este criterio debido a que es necesaria cierta profundidad para que pueda albergar refrigerante, pero sin llegar a serlo mucho para que no se fragilice la herramienta y que sea lo más constante posible. Para realizar el descarte, en la Figura IV-42 se presentan las profundidades máximas de cada sección de las cuatro ranuras para ver la variabilidad y su valor. Observando dichos perfiles, los casos 3 y 4 han sido descartados debido a la mayor irregularidad que presentan sus fondos de la ranura, es decir, son los que mayores desviaciones presentan respecto a la media de la profundidad de cada ranura. Los valores de profundidad de cada ranura han sido: $11,24 \pm 0,37 \mu m$, $14,12 \pm 0,38 \mu m$, $9,79 \pm 0,53 \mu m$ y $11,07 \pm 0,49 \mu m$ para los casos 1, 2, 3 y 4, respectivamente.

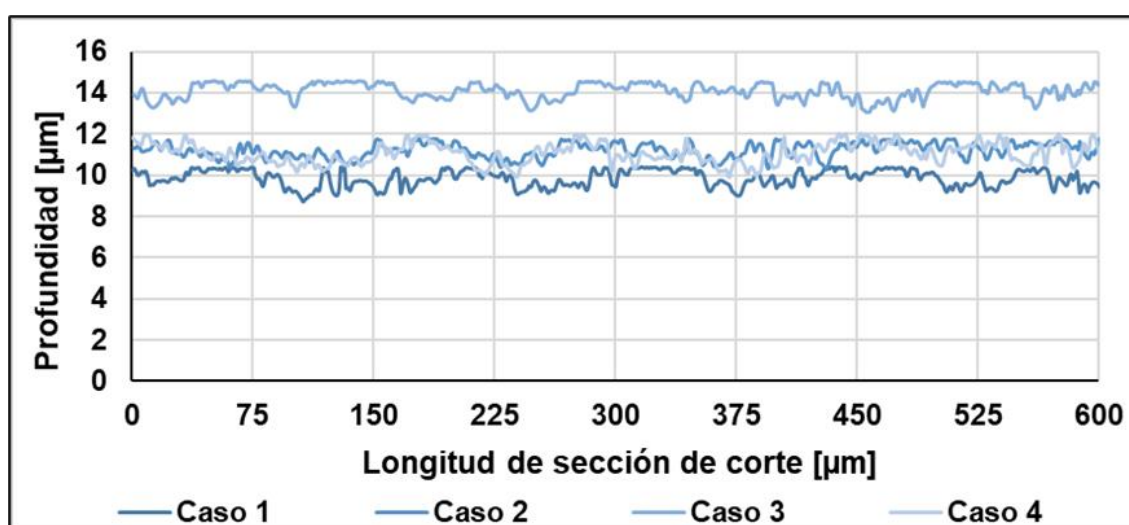


Figura IV-42. Profundidad máxima de cada sección del perfil de las ranuras seleccionadas en $Al_2O_3 + wSiC$.

Tras el descarte de los parámetros de los casos 3 y 4, en la última iteración se ha realizado una inspección visual de la sección media de cada una de las ranuras de los casos 1 y 2 (ver Figura IV-43). La diferencia más notable es el contraste de profundidades de las ranuras, una de 14 μm (caso 2) y la otra de 11 μm (caso 1). Sin embargo, la mayor anchura de la ranura del caso 1 ha sido lo que ha hecho descartar esos parámetros debido a la mayor probabilidad que trae consigo que la viruta deslice dentro de la ranura. En este estudio no se busca que la viruta entre en la ranura y se rompa, ya que la idea es reducir la fricción entre viruta y herramienta y, con ello, la temperatura en el corte. Para ello la viruta ha de deslizarse por encima de la ranura reduciendo así la longitud de contacto herramienta-viruta.

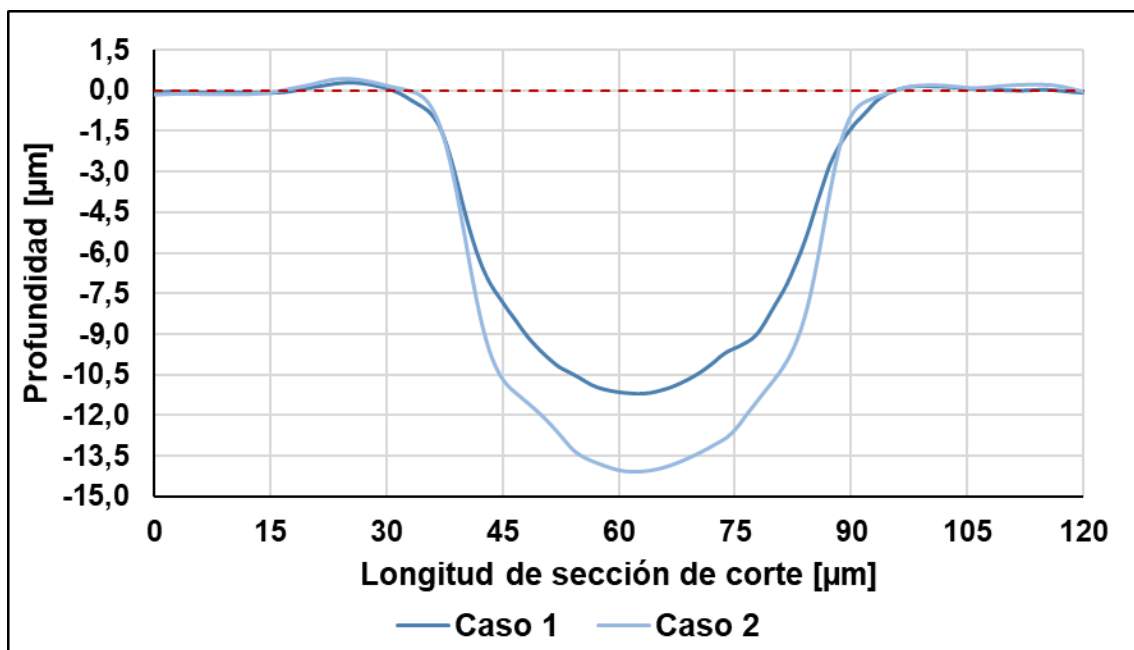


Figura IV-43. Secciones de los casos 1 y 2 de la caracterización de la $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$.

Por consiguiente, los parámetros escogidos para fabricar las ranuras en las herramientas de alúmina con *whiskers* de SiC han sido una potencia del láser del 100%, una duración de pulso de 250 ns, una velocidad de escaneo de $400 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ y una frecuencia de pulso de 50 kHz.

Al igual que en los casos anteriores, para efectuar un análisis más completo, se ha realizado otro conjunto de ensayos en los que se ha analizado la evolución de la profundidad aplicando varias repeticiones. La Figura IV-44 representa la evolución de la profundidad en función del número de pasadas para caracterizar la alúmina con *whiskers* de SiC. El material presenta, al ser marcado por láser, un comportamiento lineal, lo que significa que se puede establecer una correlación entre el número de pasadas y la profundidad de la ranura.

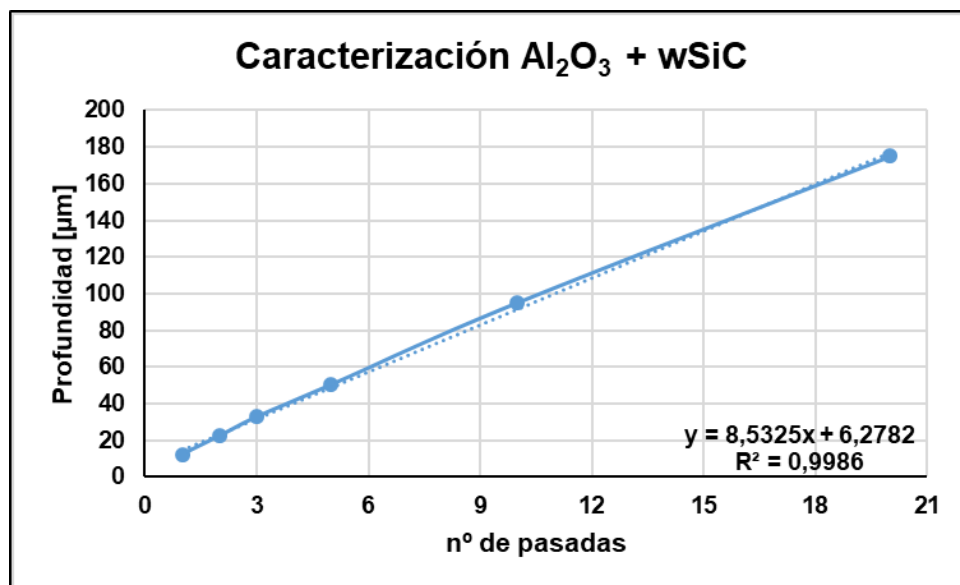


Figura IV-44. Caracterización final de la $Al_2O_3 + wSiC$.

IV. 4. 2. Diseño experimental de los ensayos de $Al_2O_3 + wSiC$

Las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$ han sido provistas por NTK Cutting Tools Co., Ltd. con un contenido del 28% de whiskers de SiC. Los insertos tienen una geometría tipo CNGN 120408 T01020 con un filo de corte achaflanado y redondeado. El chaflán tiene una anchura de $100 \mu m$ y un ángulo de 20° y el redondeo del filo es de aproximadamente $5 \mu m$. En este estudio se ha decidido realizar dos texturizados en los que se varía la inclinación de las ranuras. En el primer caso, las ranuras se han diseñado paralelas al filo de corte, es decir, con un ángulo de 0° con respecto al filo. En el segundo, estas se han fabricado de forma que sean perpendiculares al flujo de la viruta. Para ello, se ha realizado un primer ensayo con las condiciones de corte utilizadas en este estudio y se ha medido el ángulo que ha dejado marcado la viruta sobre la cara de desprendimiento (ver Figura IV-45). Dicho ángulo ha sido de 65° , por ende, las ranuras se han fabricado a -25° respecto al filo de corte.

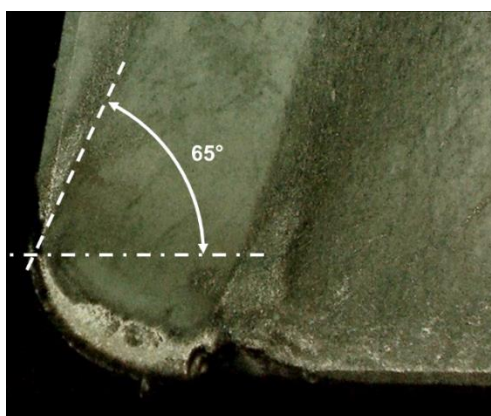


Figura IV-45. Ángulo del flujo de la viruta para los ensayos de $Al_2O_3 + wSiC$.

Tras el análisis del flujo de la viruta, se han realizado los texturizados en la estación de marcado Trumpf. El montaje experimental en la estación de marcado para realizar los dos diferentes texturizados que se han ensayado en este estudio es análogo al esquema presentado en la Figura IV-5. En la Figura IV-46 pueden verse las tres herramientas y los texturizados realizados en cada una.

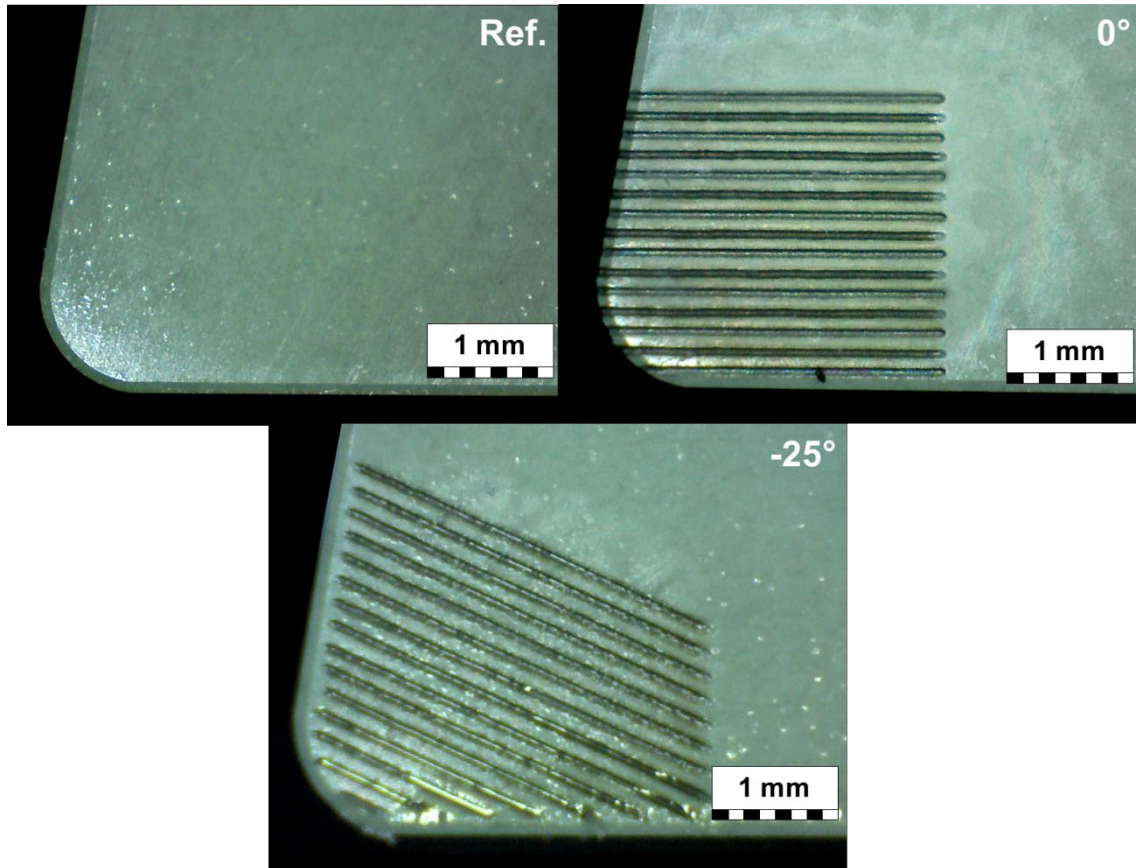


Figura IV-46. Diseño de los texturizados de las herramientas ensayadas en $Al_2O_3 + wSiC$.

Para este estudio, la geometría de las ranuras a texturizar se ha establecido de la siguiente manera: una anchura de las ranuras (w) de $60 \mu m$ para todos los texturizados, una separación entre ranuras (s) de $100 \mu m$ y una profundidad de ranura (d) de $12 \mu m$. Como se ha mencionado anteriormente, el parámetro de la geometría que ha variado de una herramienta a otra ha sido la inclinación de las ranuras con respecto al filo principal. En la Tabla IV-16 se muestran dichos parámetros de los texturizados utilizados para este estudio.

Tabla IV-16. Parámetros de los texturizados de las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$.

Herramienta	s [μm]	w [μm]	d [μm]	α_t [$^\circ$]
0°	100,9	61,2	12,4	0,0
-25°	104,3	62,1	12,1	-24,9

Las características superficiales de las herramientas texturizadas se presentan en la Figura IV-47, donde se representan los parámetros de las ranuras obtenidas. Además, se puede observar que existe una pequeña rebaba alrededor de las ranuras, pero sus dimensiones son despreciables. La topografía se ha medido mediante un microscopio confocal Leica® DCM3D.

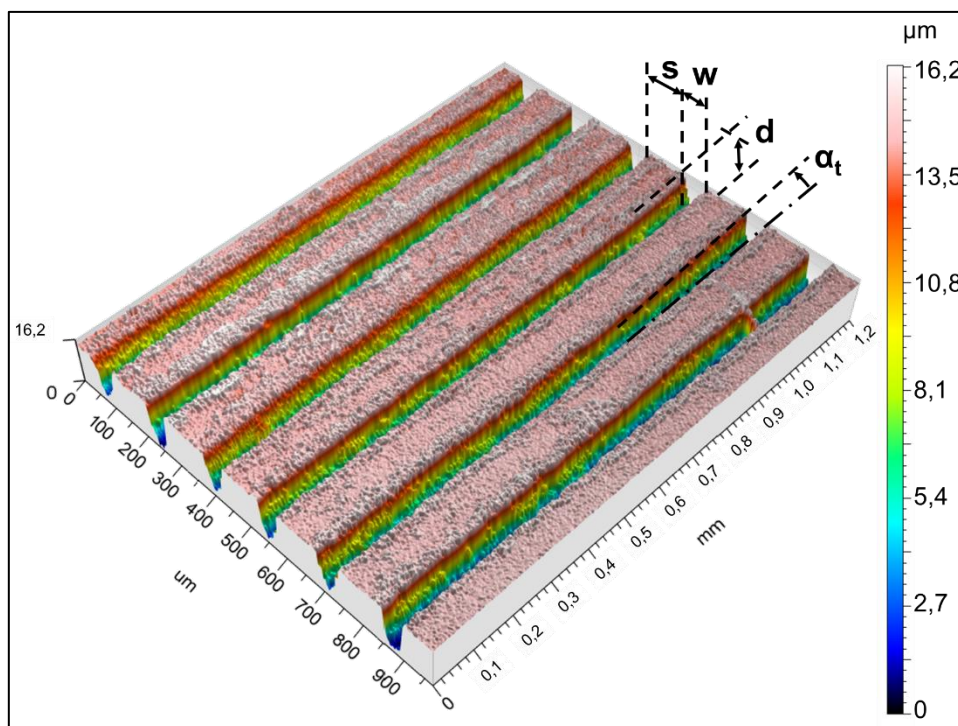


Figura IV-47. Topografía de las ranuras fabricadas para los texturizados en $Al_2O_3 + wSiC$.

Los ensayos se han llevado a cabo en un centro de torneado CMZ TC25BTY cuyas características principales vienen dadas en la Tabla I-1. El portaherramientas utilizado tiene como código ISO CCLNR 2525M-12 que deja a la herramienta con un ángulo de posición del filo principal de 95° , un ángulo de desprendimiento total de la herramienta de -6° y una inclinación de 4° . Para la adquisición de las fuerzas de corte se ha utilizado un dinamómetro piezoeléctrico triaxial Kistler® 9129A junto con un analizador a tiempo real OROS® OR35 con una frecuencia de muestreo de 12.800 muestras por segundo. Los parámetros de corte para la realización de los ensayos han sido una v_c de $180 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, un f de $0,13 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ y una a_p de $0,50 \text{ mm}$. Durante los ensayos, se ha usado como lubricación-refrigeración una emulsión de aceite sintético al 10% a 6 bares.

Los parámetros de corte de la profundidad de pasada y del avance han sido establecidos de acuerdo con lo recomendado por el fabricante de las herramientas. En el caso de la velocidad de corte, los ensayos se han realizado con la mínima del rango propuesto por el fabricante ($180\text{-}310 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$) para forzar a la herramienta. De esta forma se podrá

observar cómo responde al promover la aparición de material adherido ya que, como se ha mencionado en el estado del arte, a mayores velocidades de corte el mecanismo de adhesión tiende a desaparecer. El diámetro inicial de la pieza sobre la que se han realizado los ensayos ha sido de 100 mm y su longitud de 330 mm. Cada prueba se ha repetido dos veces haciendo una única pasada con cada herramienta para evitar la influencia del desgaste. En la Figura IV-48 se muestra el montaje experimental usado para los ensayos de este estudio.

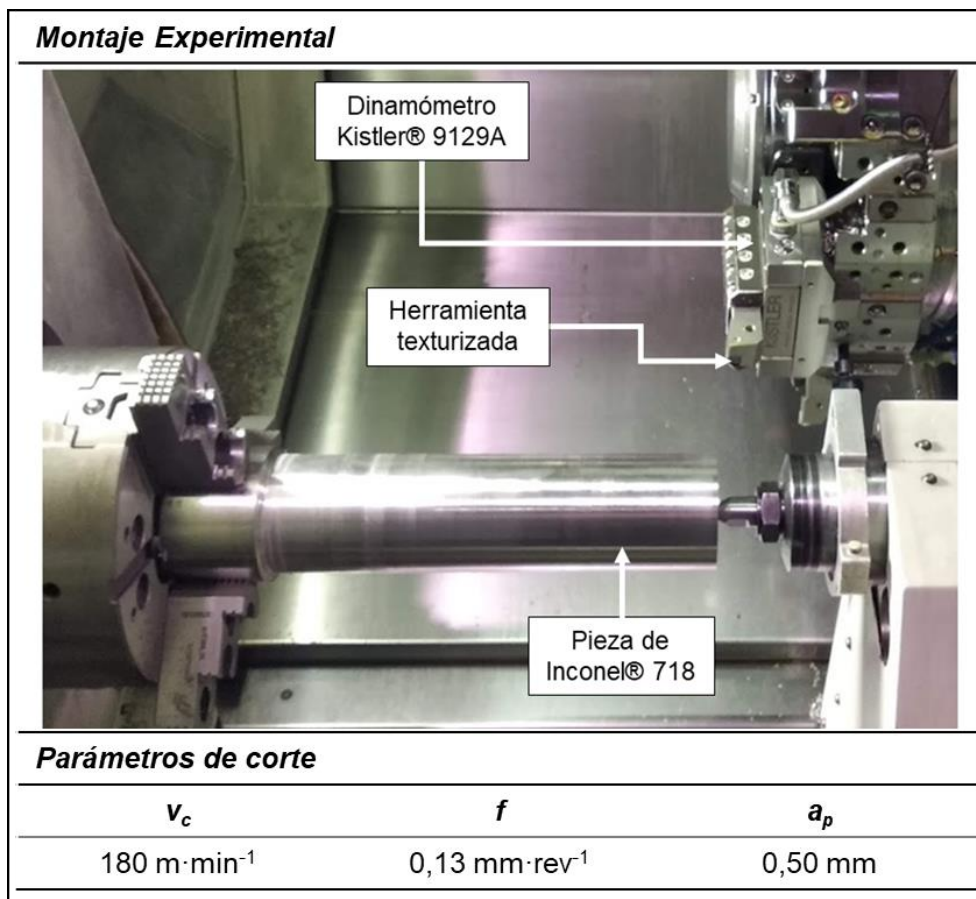


Figura IV-48. Montaje experimental para los ensayos de $\text{Al}_2\text{O}_3 + w\text{SiC}$.

IV. 4. 3. Análisis de la cara de desprendimiento

Al igual que en los estudios anteriores, para analizar el comportamiento de los diferentes texturizados sobre la herramienta se ha decidido, en primer lugar, realizar un análisis de la cara de desprendimiento de las herramientas tras los ensayos. En la Figura IV-49 se pueden ver la cara de desprendimiento de los insertos tras el mecanizado. Se puede ver claramente las marcas del flujo de la viruta sobre la cara de desprendimiento. En el caso de la herramienta con ranuras perpendiculares al flujo de la viruta (-25°) puede observarse que el camino recorrido es perpendicular a las ranuras, por lo que el diseño ha resultado ser exitoso en este aspecto.

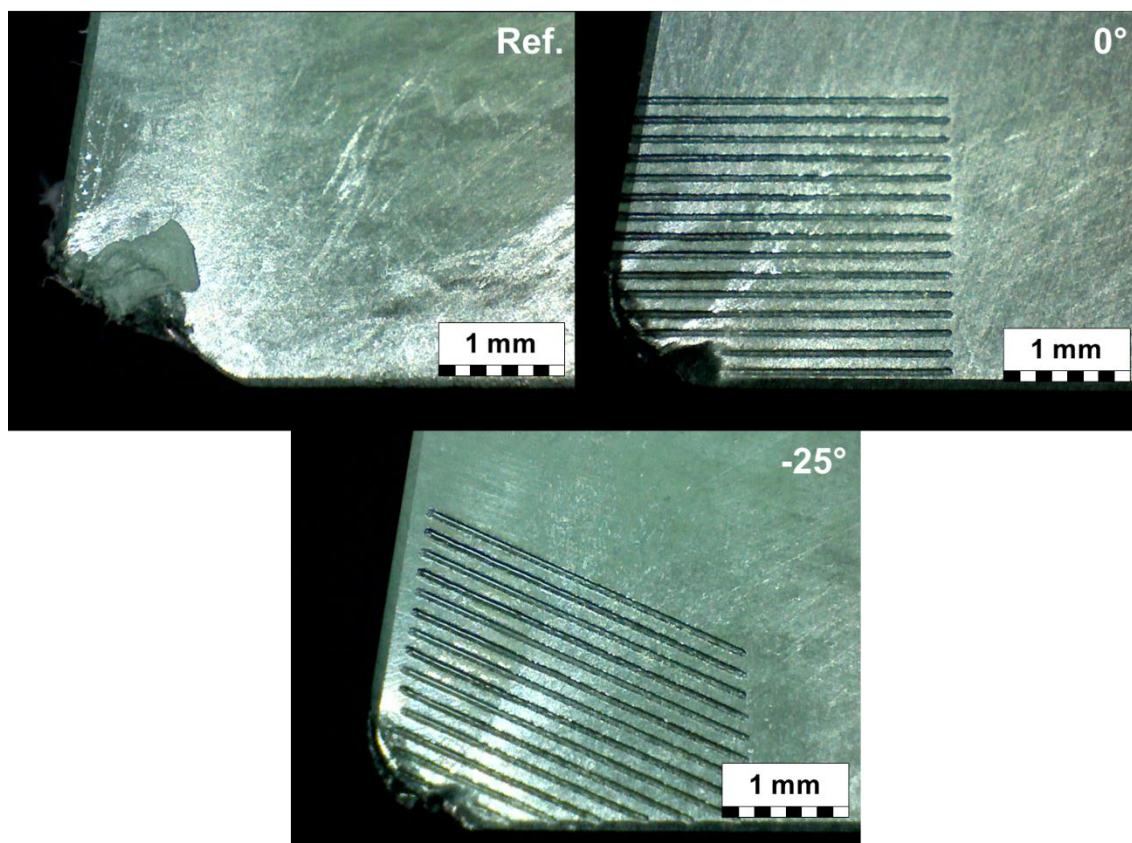


Figura IV-49. Cara de desprendimiento de los insertos tras los ensayos con $Al_2O_3 + wSiC$.

Como se puede ver en la figura, la herramienta de referencia ha sufrido una rotura debido a las elevadas cargas a las que se ha visto sometida. Viendo las otras dos herramientas, se puede deducir que el desgaste con mayor peso ha sido el de entalla o *notch*. Habiendo debilitado en exceso el filo, la herramienta de referencia se ha fragilizado y, entre los esfuerzos generados y el material adherido, se ha partido. En las otras dos herramientas, no se ha llegado hasta ese punto, pero sí se puede ver un desgaste de entalla muy avanzado para el inserto con ranuras a 0° y una entalla de tamaño menor a la anterior en el inserto con ranuras a -25° . De esto se puede concluir que las ranuras fabricadas en la cara de desprendimiento no han fragilizado a la herramienta cerámica, lo que se traduce en una buena elección tanto de los parámetros del láser como de los de la geometría de las ranuras. Además, al no haberse pegado el material, se concluye que el incluir ranuras ha sido favorable para el proceso de corte.

Aun así, se ha decidido realizar un examen más profundo de esta parte de las herramientas mediante el uso de SEM. En este caso se ha utilizado el microscopio SEM de electrones BSE ya que, de esta forma, es posible detectar diferentes materiales y saber si hay material adherido en la superficie de desprendimiento de la herramienta o en las ranuras. En la Figura IV-50 se puede ver el análisis con el SEM de electrones

BSE de la herramienta usada como referencia. En la Figura IV-50a, imagen general de la superficie de desprendimiento de la herramienta de referencia, se pueden ver de forma clara las marcas que deja la viruta sobre dicha superficie. Se puede ver como el flujo de la viruta ha salido del filo principal rozando la cara de desprendimiento. Por otro lado, en esta herramienta se puede ver cómo, tras la rotura y que siguiera mecanizando, se ha adherido mucho material en la zona de la rotura (manchas blancas sobre la superficie de desprendimiento). Esto está relacionado con las elevadas fricciones que se han producido en esa zona, haciendo que se adhiera material de la pieza.

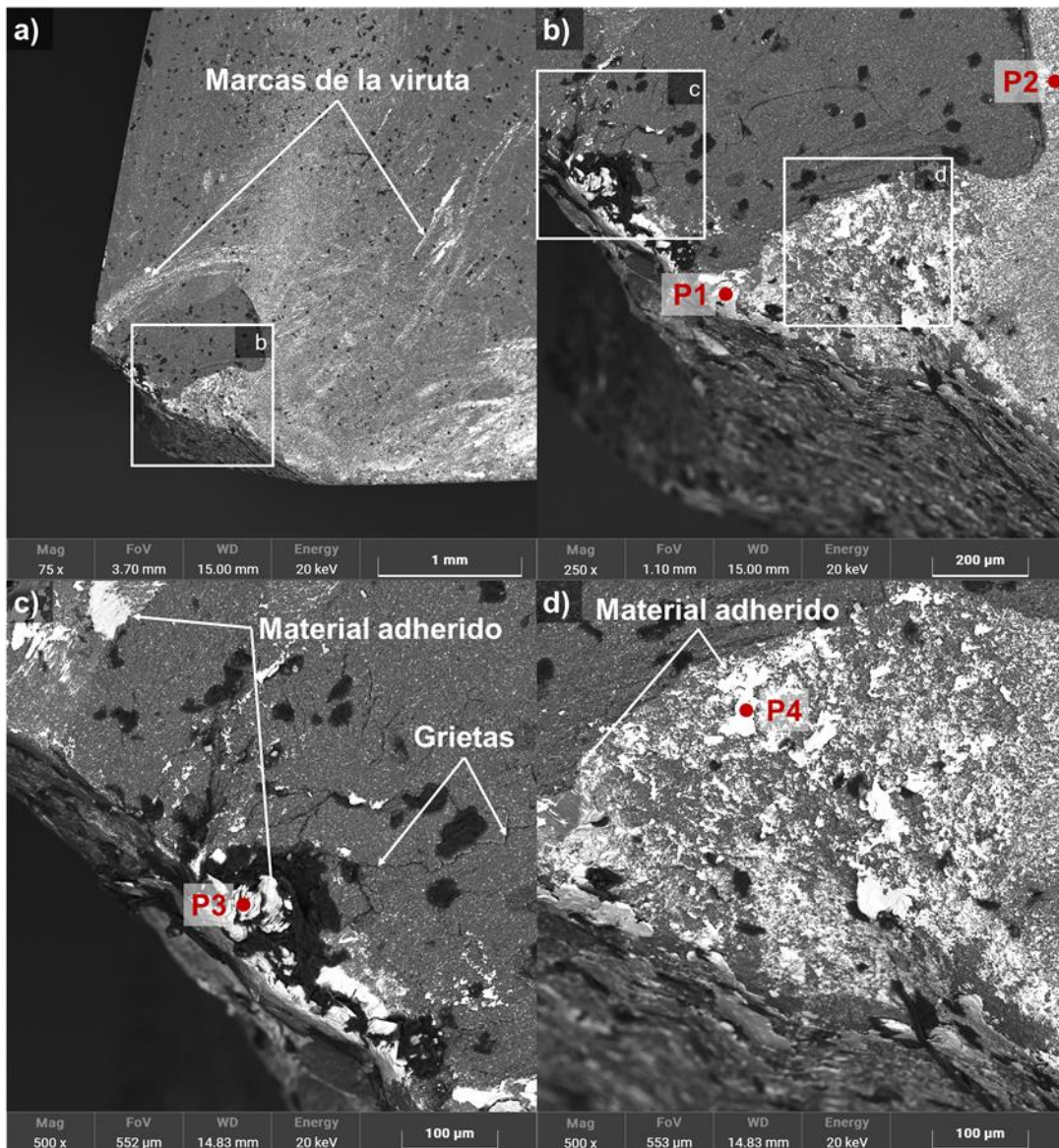


Figura IV-50. Imágenes SEM de electrones BSE de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + wSiC$ usada de referencia.

Para corroborar dicha adhesión del material, se ha realizado un análisis EDS sobre los cuatro puntos marcados en rojo de la Figura IV-50. En la Tabla IV-17 se presenta la composición en porcentaje en peso de cada uno de los puntos.

Tabla IV-17. Análisis EDS de la herramienta de $Al_2O_3 + wSiC$ usada de referencia.

[% en peso]	Ni	Cr	Fe	Nb	Al	O	Si
P1	51,58	22,90	18,73	5,75	0,78	0,14	0,12
P2	46,75	20,34	16,79	6,58	3,74	3,05	2,75
P3	48,59	21,14	16,90	7,04	1,87	3,51	0,94
P4	50,32	22,90	17,95	6,66	1,23	0,54	0,42

En la tabla se presentan los principales elementos de composición del Inconel® 718 (níquel, cromo, hierro y niobio) junto a los elementos que componen el material de la herramienta (aluminio, oxígeno y silicio). Tal y como se puede apreciar en la tabla, se corrobora que todas las manchas blancas que aparecen en la Figura IV-50 son Inconel® 718 adherido sobre la superficie de desprendimiento y sobre parte de la zona de rotura de la herramienta.

En la Figura IV-51 se muestra las imágenes SEM de electrones BSE de la herramienta texturizada con ranuras inclinadas 0° respecto al filo principal de corte. Para este caso y el siguiente, se ha añadido una imagen extra de una de las ranuras ampliada (e) para saber si el Inconel® 718 se ha introducido dentro de las ranuras o ha deslizado por encima de ellas. Al igual que en la herramienta anterior, se muestra una imagen aumentada de la zona de la entalla (d), así como otra del filo secundario (c).

De manera similar a lo que ocurre con la herramienta anterior, la viruta ha dejado marcas sobre la cara de desprendimiento, indicando el camino que ha seguido al ser extraída de la zona de corte, que es muy parecido al generado por la herramienta de referencia. Se puede ver en las Figura IV-51d y Figura IV-51e que el material adherido se encuentra, sobre todo, en las zonas que rodean a las ranuras, pero sin estar dentro de ellas. A su vez, se puede ver Inconel® 718 adherido en la zona del chaflán, aproximadamente en las inmediaciones donde se da el *Dead Metal Zone* (DMZ). Al ser muy baja la velocidad relativa entre la herramienta y la viruta dentro de la DMZ, la probabilidad de que se adhiera material es mayor pues le da tiempo a enfriarse y a solidificarse.

Además, se han podido observar varias zonas donde se ha dado el mecanismo de oxidación (ver Figura IV-51c). Esto se puede explicar gracias a la dificultad y falta de refrigeración de esa zona de la herramienta que favorece la aparición de este mecanismo. De hecho, estas zonas de oxidación terminan justo donde empiezan las ranuras que, teóricamente, han estado llenas de refrigerante impidiendo que la zona de oxidación sea de mayores dimensiones. Para corroborar todo lo mencionado, se ha realizado un análisis EDS sobre los seis puntos marcados en rojo de la Figura IV-51 y sus resultados se presentan en la Tabla IV-18.

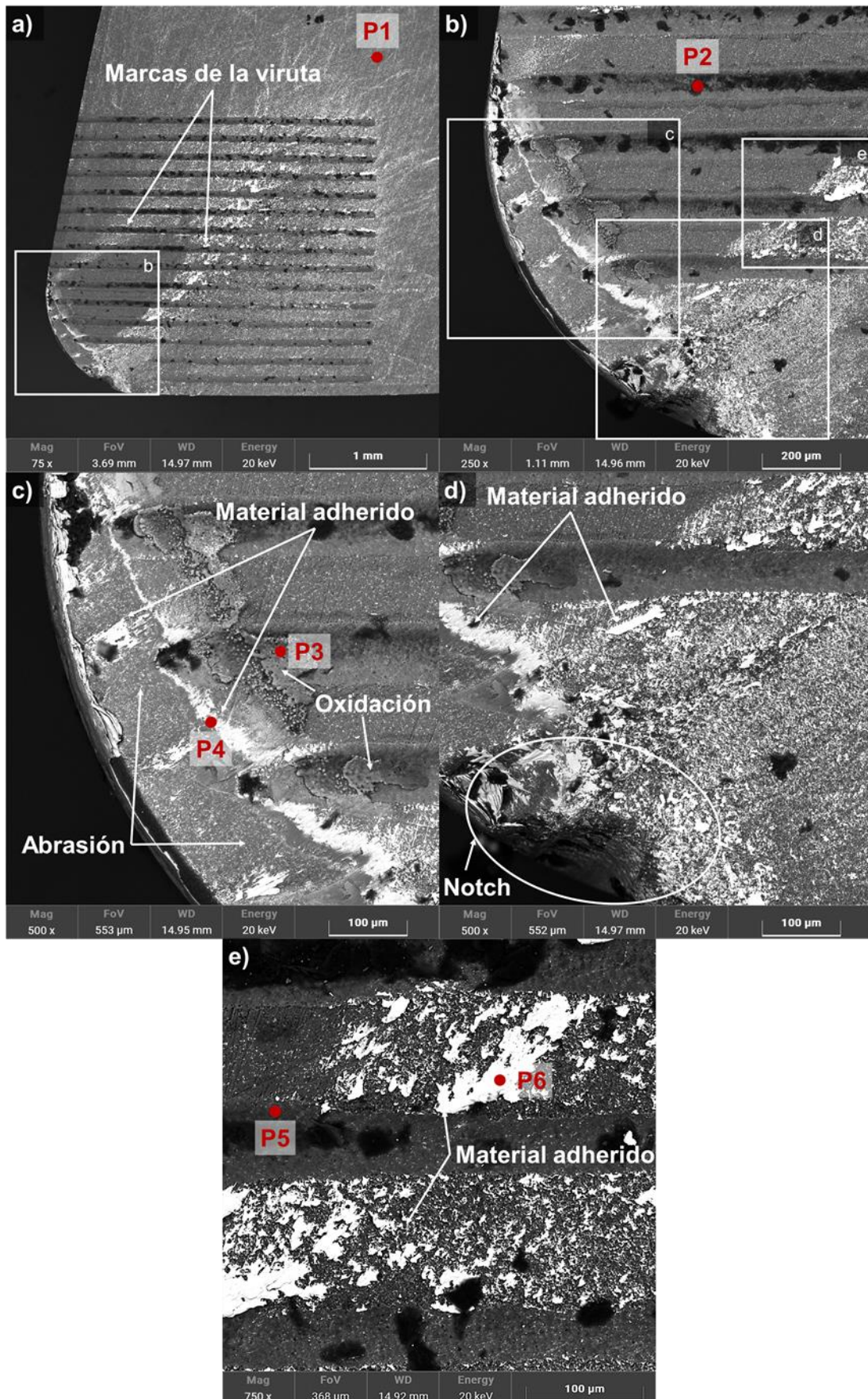


Figura IV-51. Imágenes SEM de electrones BSE de la cara de desprendimiento de la herramienta de $Al_2O_3 + wSiC$ con ranuras inclinadas 0° .

Tabla IV-18. Análisis EDS de la herramienta de $Al_2O_3 + wSiC$ con ranuras inclinadas 0° respecto al filo de corte.

[% en peso]	Ni	Cr	Fe	Nb	Al	O	Si
P1	-	-	-	-	39,68	30,78	29,54
P2	-	-	-	-	19,64	71,54	8,82
P3	4,76	5,31	15,54	19,26	3,41	49,54	2,18
P4	7,98	7,35	3,16	4,12	41,54	32,76	3,10
P5	-	-	-	-	45,19	40,94	13,87
P6	48,99	23,15	18,21	6,64	1,22	1,23	0,55

Como se puede ver reflejado en la Tabla IV-18, en P4 y P6 se han encontrado elementos del Inconel® 718 corroborando la adhesión del mismo en el chaflán y en las inmediaciones de las ranuras. Además, se puede ver que las manchas negras (P2), tanto de la herramienta anterior como de esta, son parte de la alúmina de la herramienta. En lo relativo a la oxidación (P3 y P5), viendo el análisis EDS de esos puntos se corrobora que en esas zonas se ha dado el mecanismo de oxidación debida a las altas temperaturas: en una del material y de la viruta por la falta de refrigeración (P3) y en la otra de la herramienta por el rozamiento de la viruta con la parte curva de la ranura (P5).

En la Figura IV-52 se muestra las imágenes SEM de electrones BSE de la herramienta texturizada con ranuras inclinadas -25° respecto al filo principal de corte. Esta herramienta sigue la misma distribución de imágenes que la anterior. Lo primero que llama la atención es que las marcas que deja la viruta sobre la superficie de desprendimiento solamente se ven en la parte derecha de la entalla. En la parte izquierda únicamente se puede apreciar algunas pequeñas marcas en la zona cercana al filo secundario. Por consiguiente, el flujo de la viruta se ha visto modificado en comparación con las otras dos herramientas.

Mirando la ranura se puede observar que, al contrario que en la herramienta con ranuras paralelas al filo de corte, en la zona del borde de estas se puede ver como tiene unas escamas de material adherido (Figura IV-52e). Esto se ha confirmado mediante la realización de un análisis EDS (ver Tabla IV-19) de los cinco puntos marcados en rojo en la Figura IV-52; el de las escamas de Inconel® 718 se corresponde con el P5. Que haya material adherido y no oxidación en esta zona de la herramienta indica que la temperatura en dicha parte de la ranura ha sido menor que si hubiera habido oxidación. Esto lleva a concluir que la fricción a la salida de las ranuras ha sido menor en este caso lo que ha llevado a generarse menor calor por rozamiento. Además, como en el caso anterior, se ha visto material adherido en el propio chaflán (P1 y P3) y en la zona de la entalla o *notch* (P4).

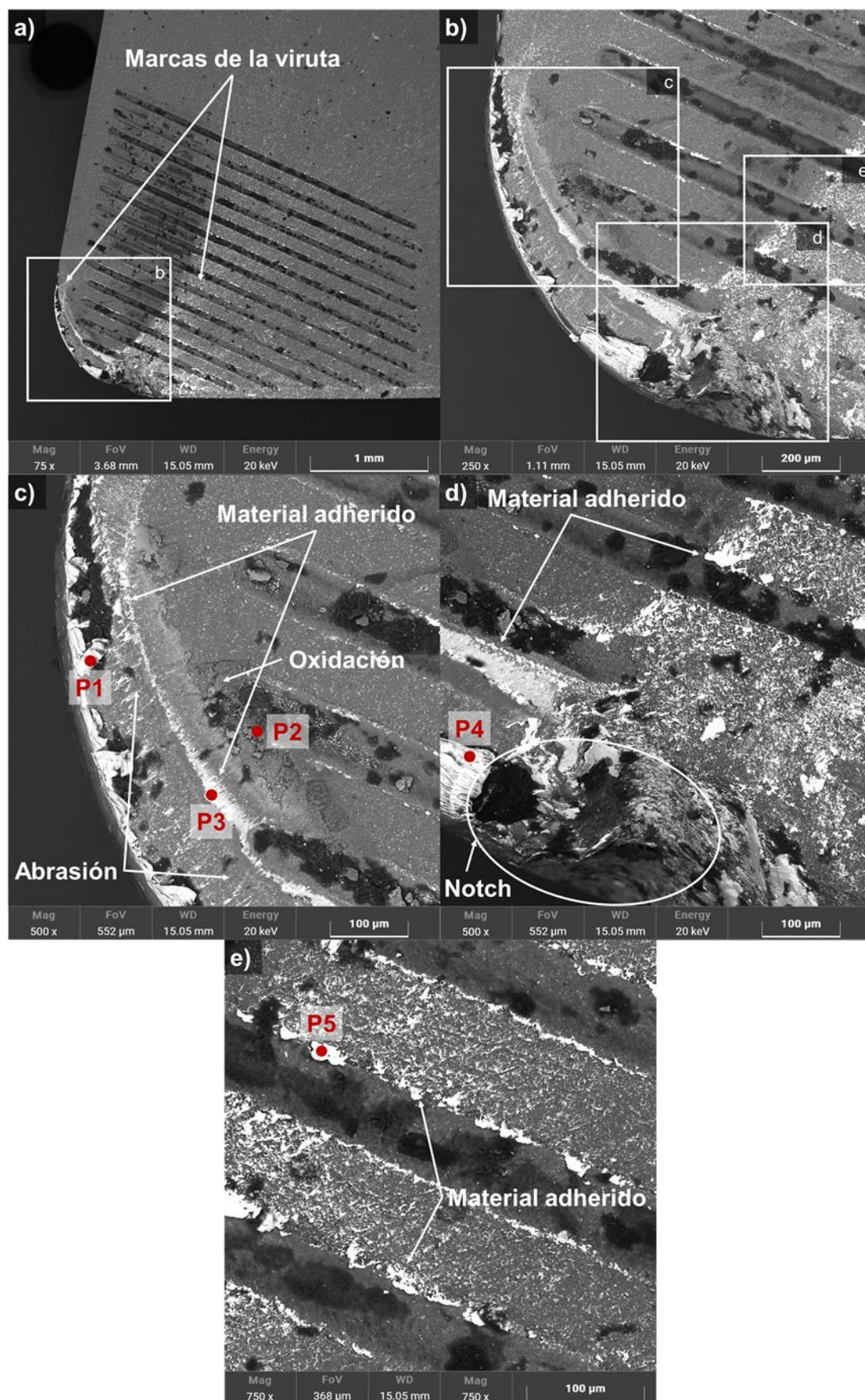


Figura IV-52. Imágenes SEM de electrones BSE de la cara de desprendimiento de la herramienta de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$ con ranuras inclinadas -25° .

Tabla IV-19. Análisis EDS de la herramienta de $Al_2O_3 + wSiC$ con ranuras inclinadas -25° respecto al filo de corte.

[% en peso]	Ni	Cr	Fe	Nb	Al	O	Si
P1	49,40	21,87	17,89	6,06	1,19	3,13	0,44
P2	1,34	6,89	17,45	18,89	8,00	42,72	4,71
P3	48,72	21,50	17,12	6,73	1,92	3,40	0,60
P4	46,52	19,65	16,77	6,53	1,76	7,98	0,79
P5	48,94	22,12	17,85	6,63	1,65	2,10	0,71

En lo relativo al mecanismo de oxidación, de forma análoga a la herramienta anterior, se ha dado en las cercanías del inicio de las ranuras y el final del chaflán (P2), pero, en este caso, la zona que presenta dicho mecanismo de desgaste es menor que en el caso de la herramienta con ranuras paralelas al filo de corte. Se puede concluir, por tanto, que la refrigeración en las zonas del chaflán e inicio de las ranuras ha sido escasa. A partir de la zona donde la viruta llega a las ranuras, esa oxidación desaparece gracias a la refrigeración que llega a esa zona por las ranuras.

IV. 4. 4. Análisis de las fuerzas

En la Figura IV-53 se muestra la media de la fuerza radial (F_b), la fuerza de corte tangencial (F_c), la fuerza de avance (F_f) y la resultante de las anteriores componentes. Para lograrla, se ha calculado la fuerza media en cada una de las repeticiones para después obtener la media de las dos repeticiones junto a la desviación de cada herramienta ensayada.

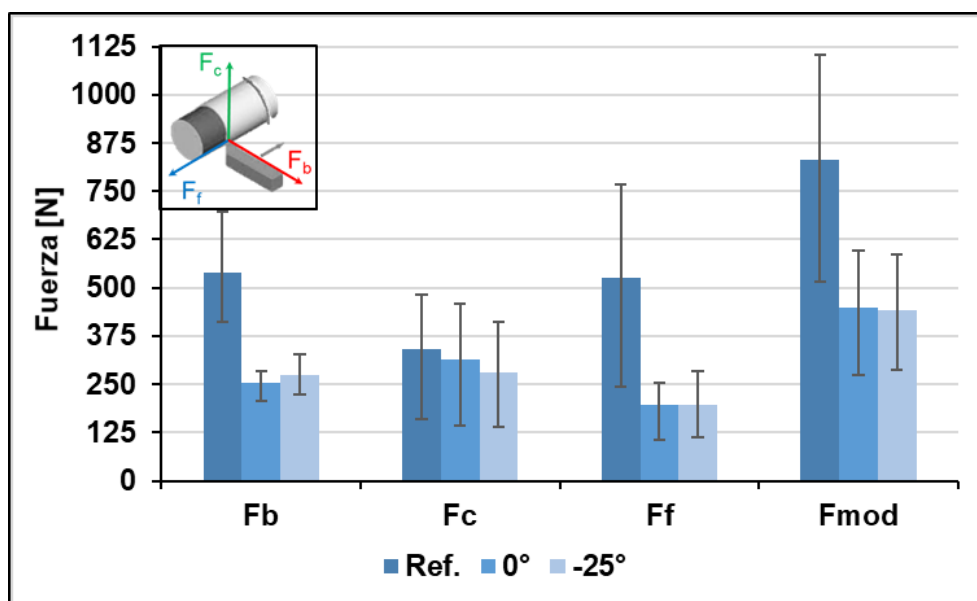


Figura IV-53. Fuerzas de corte medias de los texturizados en $Al_2O_3 + wSiC$.

Viendo la figura, se puede ver que para la herramienta de referencia la componente que mayor peso ha tenido en el corte ha sido la fuerza radial seguida de la de avance debido a la rotura de parte de la herramienta. Dicha rotura ha hecho que la fricción en el contacto herramienta-viruta aumente de forma considerable, empeorando el corte en sí. Se puede ver como dicha rotura apenas ha aumentado la fuerza tangencial en comparación a la de avance y radial. Las herramientas texturizadas, en cambio, han generado unas fuerzas de corte resultantes medias muy similares. No obstante, la herramienta que tiene ranuras paralelas al filo de corte ha sido la que mayor variabilidad ha tenido debido, en parte, al desgaste de entalla tan acentuado que tiene y que perjudica al corte y a la extracción de viruta.

IV. 4. 5. Análisis de la integridad superficial

En este estudio se ha hecho especial énfasis en el daño que ha hecho el corte tan agresivo con las cerámicas sobre la superficie de Inconel® 718 mecanizada con motivo de las altas exigencias a las que están sometidos los componentes de este material. La integridad superficial de una pieza es el conjunto de propiedades, tanto superficiales como sub-superficiales, que presenta el componente tratado y que afectan de alguna manera al comportamiento funcional en servicio (Field et al., 1972). En componentes aeronáuticos es clave cuidar la topografía superficial, la microestructura y las propiedades mecánicas.

Debido a las elevadas velocidades de corte utilizadas con las herramientas cerámicas, se generan altas temperaturas durante el corte (algo que se busca al cortar con estas herramientas). Sin embargo, al ser baja la conductividad térmica de esta superaleación, el calor generado se acumula y no se disipa como ocurre con otras aleaciones como los aceros, haciendo que pueda dañarse la superficie o sub-superficie. Por consiguiente, en este apartado se va a analizar no solo la rugosidad superficial, sino también la integridad superficial de la pieza tras el mecanizado. En concreto, se va a realizar un análisis de las microdurezas y de las metalografías de las piezas en busca de defectos y de cambios microestructurales.

Como se puede ver en la Figura IV-54, en términos de calidad superficial, ninguna de las topografías mostradas presenta grandes cambios respecto a la generada por la herramienta de referencia. Para su obtención, se ha utilizado un microscopio confocal Leica® DCM3D. Por ello, se ha decidido realizar un análisis de sus parámetros de rugosidad R_a y R_z para ver la influencia de los texturizados sobre la superficie mecanizada.

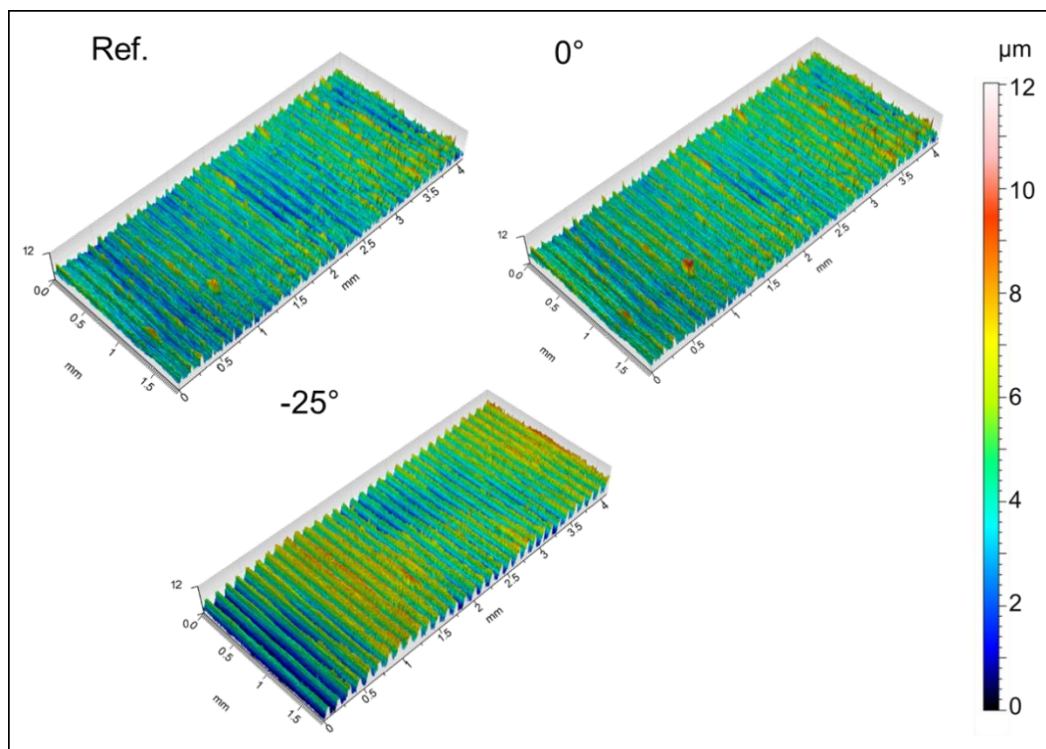


Figura IV-54. Topografías de las superficies mecanizadas del estudio de texturizado en $Al_2O_3 + wSiC$.

La Figura IV-55 muestra las medias de las mediciones de la rugosidad (R_a y R_z) de cada superficie mecanizada junto a la desviación de cada medición. Para los ajustes de medición, se ha utilizado una longitud de corte de 0,80 mm y una longitud de evaluación de 4 mm, de acuerdo con la norma ISO 4288:1996 (ISO Standard 4288:1996, 1998). De las topografías se han obtenido cinco perfiles y se ha calculado la media entre ellos.

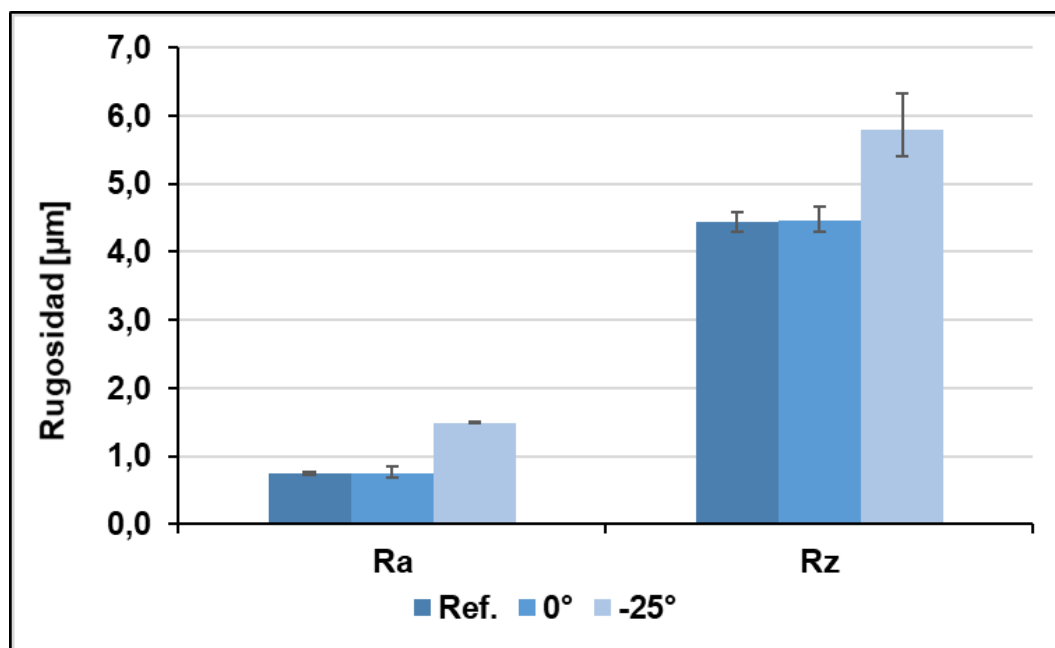


Figura IV-55. Mediciones de R_a y R_z tras los ensayos con los texturizados en $Al_2O_3 + wSiC$.

Como se puede ver en la figura, en comparación con la herramienta de referencia, los valores R_a de las herramientas con ranuras inclinadas a 0° y a -25° han empeorado (aumento del 1,6% y del 101,3%, respectivamente). En el caso del parámetro R_z el comportamiento ha sido similar (aumento del 0,2% y del 30,4%, respectivamente). La variabilidad de estas mediciones es muy pequeña para el caso del parámetro R_a , siendo la generada por la herramienta con ranuras paralelas al filo la que mayor desviación presenta. En el caso del parámetro R_z , también son desviaciones pequeñas, pero para este parámetro la mayor variabilidad de las mediciones ha sido la generada por la herramienta con texturizados a -25° .

Resulta notable la marcada disparidad entre una herramienta que ha sido mecanizada en un estado defectuoso (Ref.) y otra que presenta un comportamiento aceptable (-25°). Por ello, se ha obtenido uno de los perfiles completos generado por el mecanizado de cada herramienta ensayada para poder ver qué diferencias hay en ellos. Dichos perfiles se pueden ver en la Figura IV-56 en la que se muestra 0,40 mm de cada uno de ellos para que la imagen quede limpia y puedan distinguirse bien los diferentes perfiles.

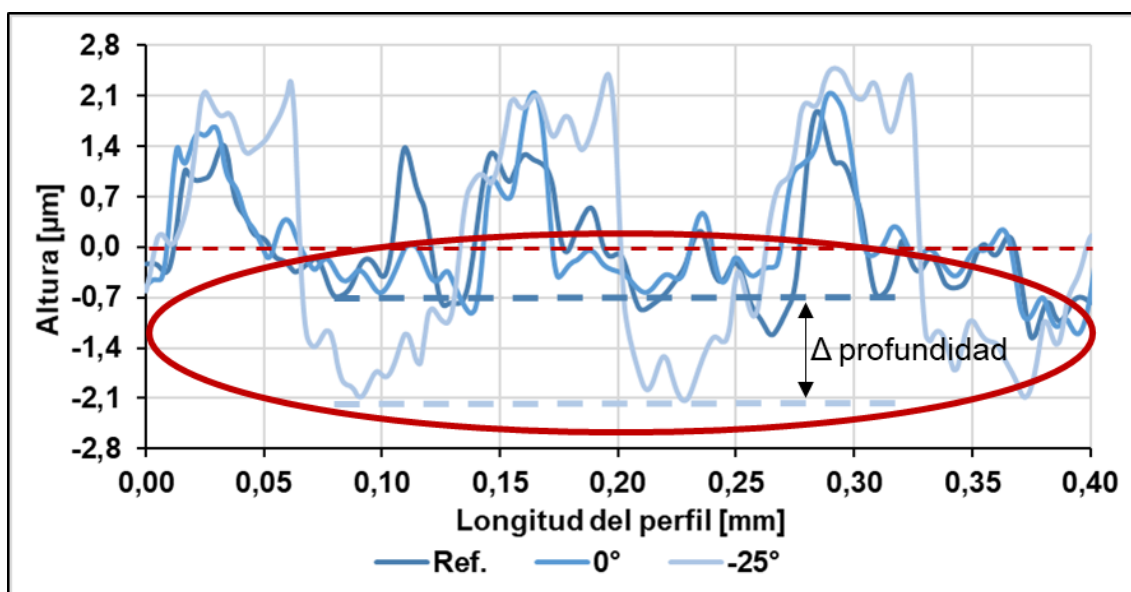


Figura IV-56. Perfiles de rugosidad tras los ensayos con los texturizados en $Al_2O_3 + wSiC$.

Se puede ver en la figura que entre los valles del perfil generado por la herramienta texturizada con ranuras a -25° y los valles de los otros dos perfiles hay una variación de la profundidad de los mismos que explican por qué hay tanta diferencia entre unos valores de rugosidad y otros. Este hecho implica que el inserto con ranuras a -25° ha dejado una huella más profunda en la pieza y, por ende, ha mecanizado la cantidad de material que tenía programada, por lo que también explica la mayor fuerza radial generada durante el corte, comparada con la otra herramienta texturizada. En el caso

de la herramienta de referencia, al romperse parte de la misma, es entendible que no haya llegado a las cotas que debía mecanizar, dejando ese perfil. El perfil generado por la tercera de las herramientas, la que lleva ranuras paralelas al filo, tiene un comportamiento similar al de la herramienta de referencia.

En relación a la integridad superficial, el primer parámetro que se va a analizar son las microdurezas. Para poder realizar las micro-indentaciones, se ha utilizado el ensayo Vickers siguiendo la norma ISO 6507:2018 (ISO Standard 6507:2018, 2018). En la Figura IV-57 se presentan los valores de dichas microdurezas tras convertir los valores de escala Vickers a escala Rockwell C según la norma ISO 18265:2013 (ISO Standard 18265:2013, 2013). La longitud de medición a lo largo del primer milímetro ha sido de 0,10 mm y a partir de esa profundidad ha sido cada 0,50 mm. Esto se ha llevado a cabo con el fin de obtener más información cerca de la superficie mecanizada. También se muestra en dicha imagen un detalle de las mediciones más cercanas a la superficie para ver hasta qué profundidad ha afectado el mecanizado.

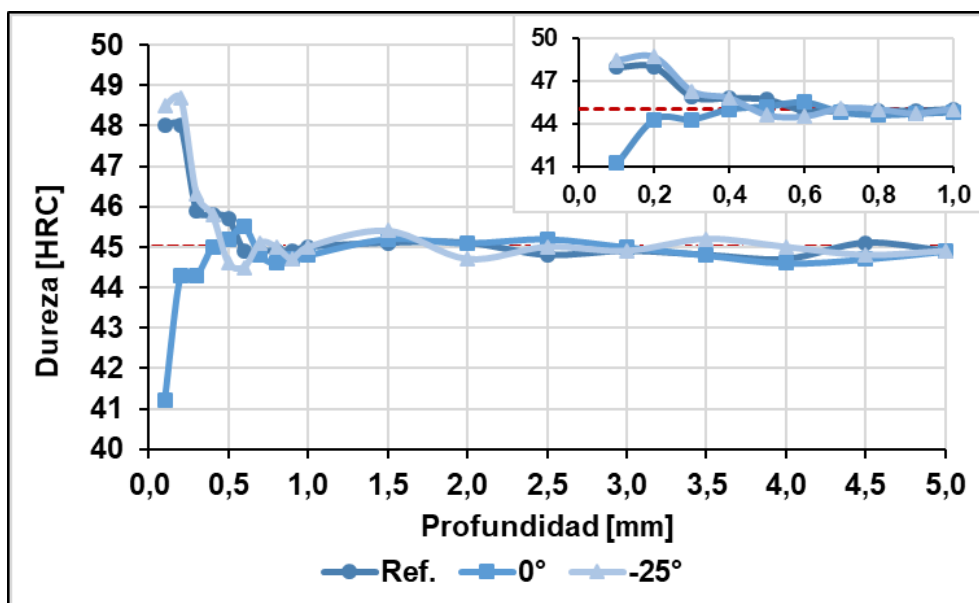


Figura IV-57. Microdurezas en función de la profundidad en las piezas mecanizadas tras los ensayos con los texturizados en $Al_2O_3 + wSiC$.

Se puede ver como el material sin estar afectado tiene una dureza de 45,0 HRC y, debido al mecanizado, han surgido valores menores de dureza para la herramienta con ranuras a 0° y valores mayores para la de referencia y la texturizada con inclinaciones de -25°. Para todas las herramientas la dureza se ha estabilizado a los 0,70 mm de profundidad. El aumento de la dureza del inserto de referencia hasta alcanzar los 48,0 HRC se debe a las elevadas fuerzas de corte en la dirección radial que comprime la sub-superficie de la pieza mecanizada. En cambio, el descenso de la dureza en las inmediaciones de la superficie de la pieza de Inconel® 718 con la herramienta

texturizada a 0° ha alcanzado valores de dureza de 41,4 HRC. Normalmente, estas disminuciones de la dureza se deben a cambios de la microestructura que generan en la sub-superficie con tensiones tractivas. Por último, el aumento de dureza con el mecanizado con la herramienta con ranuras inclinadas a -25° ha rebasado a la de referencia, llegando a los 48,5 HRC. Este comportamiento es común en procesos de corte en los que el radio de punta de la herramienta es mayor que la profundidad de pasada y las temperaturas generadas en el corte no son elevadas, es decir, cuando el daño térmico en la pieza no sobrepasa el daño crítico y, por tanto, no tiene un efecto dominante.

Una vez analizadas las microdurezas se presenta, a continuación, el estudio de las metalografías de las superficies mecanizadas de cara a ver la influencia del mecanizado en la microestructura del material. Sin embargo, antes de proceder con el análisis de las metalografías se van a introducir las fases principales que pueden aparecer en el Inconel® 718:

- La matriz gamma (γ) es la principal del Inconel® 718 sobre la que residen el resto de las fases. El tratamiento térmico tiene una gran influencia en la composición de esta fase, aunque principalmente está compuesta de níquel, cromo y hierro. Tiene una estructura cristalina del tipo cúbica centrada en las caras (FCC) con una alta capacidad de retener precipitados (Volpato et al., 2022).
- La fase gamma prima (γ') está compuesta por precipitados $\text{Ni}_3(\text{Al}, \text{Ti})$, aunque puede contener altos porcentajes de niobio. Su estructura cristalina también es del tipo FCC. Esta fase se forma a partir de los 650°C por periodos cercanos a una hora. Además, es una de las fases endurecedoras del Inconel® 718 (Keiser y Brown, 1976).
- La fase gamma doble prima (γ'') tiene una estructura cristalina tetragonal centrada en el cuerpo (BCT) con una composición de Ni_3Nb . Al ser dos FCC puestas una encima de la otra, es una fase coherente con la matriz. Es la fase que mayor endurecimiento aporta a la aleación. En caso de exponer al material a un sobre-envejecido, la fase γ'' es susceptible de transformarse en una fase ortorrómbica δ , llegando a ser perjudicial para las propiedades mecánicas si esta formación es muy alta, de ahí que el uso de este material esté restringido a temperaturas inferiores a los 700°C (Vander Voort et al., 2004).
- La fase δ tiene una estructura cristalina con forma ortorrómbica cuya composición es $\text{Ni}_3(\text{Nb}_{0.8}\text{Ti}_{0.2})$, muy parecida a la fase γ'' . La precipitación de esta fase tiene lugar entre los 750 y 1200°C con altos tiempos de exposición. A pesar de ser una estructura estable, su incoherencia con la matriz y hace de ella una

fase a evitar ya que contribuye poco a endurecer y puede disminuir la ductilidad del material. Además, le roba niobio a la fase endurecedora γ'' . Sin embargo, la aparición de este precipitado permite controlar el tamaño de grano del material (Liu et al., 2020; Ding et al., 2021).

- La fase Laves es de la forma $(\text{Ni, Fe, Cr, Si})_2(\text{Nb, Mo, Ti})$ cuya estructura cristalina es del tipo hexagonal. Es una fase que tiene múltiples combinaciones posibles, aunque todas se caracterizan por estar los átomos de forma compacta en capas separadas. Es por ello por lo que es incoherente con la matriz γ . La fase Laves aparece en forma de precipitados redondos, en algún caso alargados, en los bordes de grano o en zonas interdendríticas, pudiendo aparecer durante la solidificación o el tratamiento térmico. El exceso de esta fase perjudica la ductilidad del material, entre otras cosas porque quita elementos de aleación de las fases endurecedoras γ' y γ'' además de ser iniciadores de propagación de grietas debido a su naturaleza dura, pero frágil (Keiser y Brown, 1976; Burke y Miller, 1991; Vander Voort et al., 2004).
- La fase de los carburos y nitritos es una fase que no tiene mucho efecto en las propiedades mecánicas del Inconel® 718. Aunque, si se encuentran distribuidos en los límites de grano, pueden resultar beneficiosos. Dan estabilidad a la aleación mientras esté en servicio. Sin embargo, si hay un exceso de carburos, se puede reducir el contenido de carbono lo que llevaría a una menor resistencia al *creep* y a una menor ductilidad. Los más comunes son el NbC y el TiN (Keiser y Brown, 1976).

Tras esta breve explicación de las distintas fases existentes en el Inconel® 718, en la Figura IV-58 se puede observar una metalografía del sustrato de material no afectado por el corte. Esta figura se usará para comparar contra ella las metalografías de cada una de las piezas mecanizadas con las diferentes herramientas de este estudio.

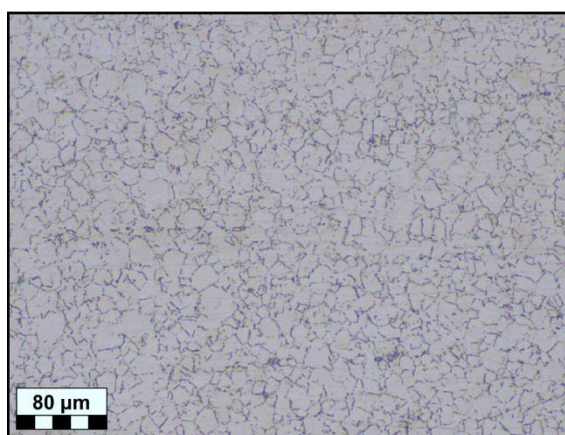


Figura IV-58. Muestra del Inconel® 718 sin afectación por mecanizado.

En la metalografía del material sin influencia de mecanizado se puede apreciar la presencia de la matriz base γ , los límites de grano y algunos carburos y nitritos. Las fases γ' y γ'' no suelen verse salvo que se tenga un microscopio de más de $5 \cdot 10^5$ aumentos ya que para ver estas dos fases se ha de estar en el rango de los nanómetros (Tucho y Hansen, 2019; Gallmeyer et al., 2020). Esta disposición de la metalografía es típica del Inconel® 718 precipitado. En la Figura IV-59 se muestran las metalografías de la pieza mecanizada con el inserto de referencia con diferentes aumentos. Resaltar que todas las metalografías mostradas se han obtenido cortando la pieza en la dirección del avance de la herramienta para observar la Zona Afectada Térmicamente (ZAT).

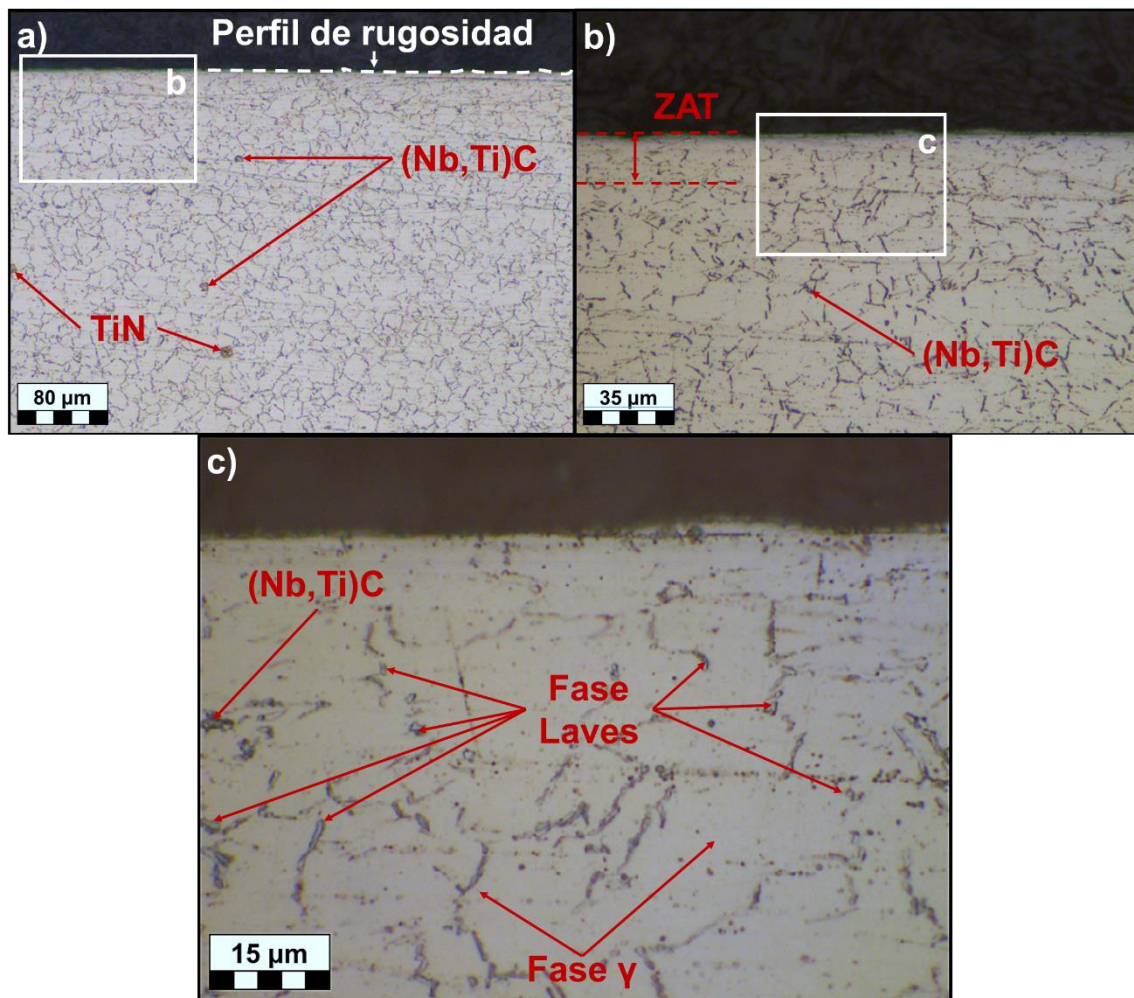


Figura IV-59. Metalografía de la pieza mecanizada con la herramienta de referencia.

En las metalografías puede verse, en primer lugar, el perfil de rugosidad generado por la herramienta rota. Se aprecia que sigue el mismo patrón anteriormente visto. Además, se puede observar que el tamaño de los granos cercanos a la superficie (Figura IV-59a) es más pequeño que en el material base (Figura IV-58). Esto se debe a la compresión a la que está sometida esa zona y que hace que las microdurezas sean superiores a la base. No obstante, en la zona cercana a la superficie (Figura IV-59b) puede verse una

ZAT en la que la microestructura varía con respecto a las zonas más alejadas a la superficie y cuyo espesor ronda las 20 μm . En esa zona se aprecia como los límites de grano son más cortos pudiendo indicar que se ha dado una recrystalización debido a las altas temperaturas. De hecho, puede verse que la cantidad de fase Laves es inferior en esta zona comparado con zonas que se encuentren más lejanas a la superficie. Este comportamiento es diferente en la pieza mecanizada con la herramienta texturizada con ranuras a 0° tal y como puede verse en la Figura IV-60.

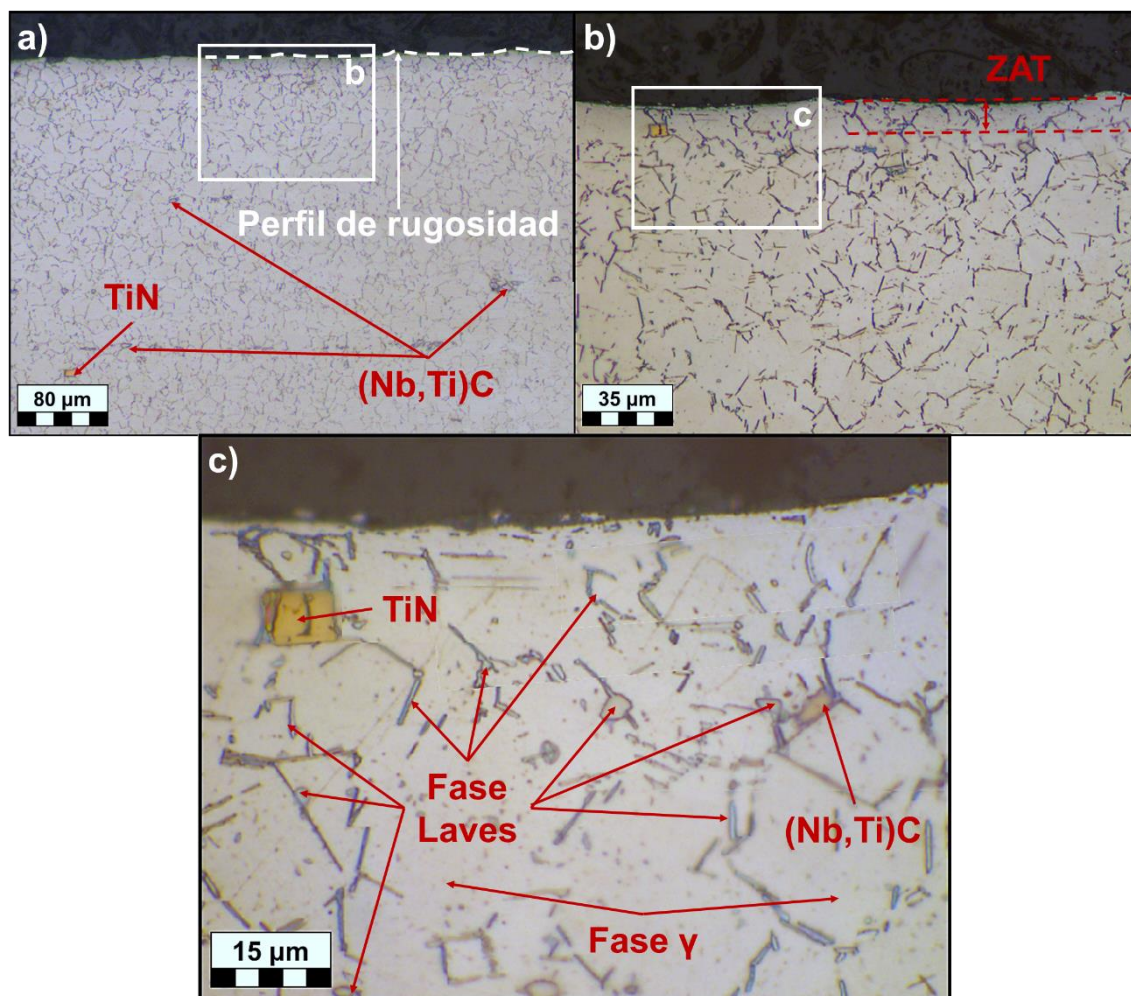


Figura IV-60. Metalografía de la pieza mecanizada con la herramienta texturizada con ranuras a 0° .

Al igual que en el caso anterior, en la parte superior de la Figura IV-60a puede observarse el perfil de rugosidad que ha dejado la herramienta y que se ha comentado anteriormente. A diferencia de la herramienta de referencia, se puede ver que, en la ZAT que mide 12 μm aproximadamente, sí que hay fase Laves, aunque están ligeramente deformados según la dirección del avance. Dicha deformación explica que en este caso las microdurezas hayan sido menores a la base, lo que sugiere que esta zona del material cercana a la superficie esté a tracción. Además, justo debajo de la ZAT se

puede ver que sigue habiendo más concentración de fase Laves en los límites de grano (Figura IV-60b), que son más pequeños que en la base del material, al igual que ocurre con la pieza mecanizada con la herramienta de referencia. Sin embargo, siguen estando direccionados, cosa que ni ocurre con la pieza de referencia. Cabe resaltar que en alguno de los casos la fase Laves está mezclada con $(\text{Nb},\text{Ti})\text{C}$ y con TiN como se puede apreciar en la Figura IV-60c. Por último, en la Figura IV-61 se presentan las metalografías de la pieza mecanizada con la herramienta texturizada con ranuras a -25° .

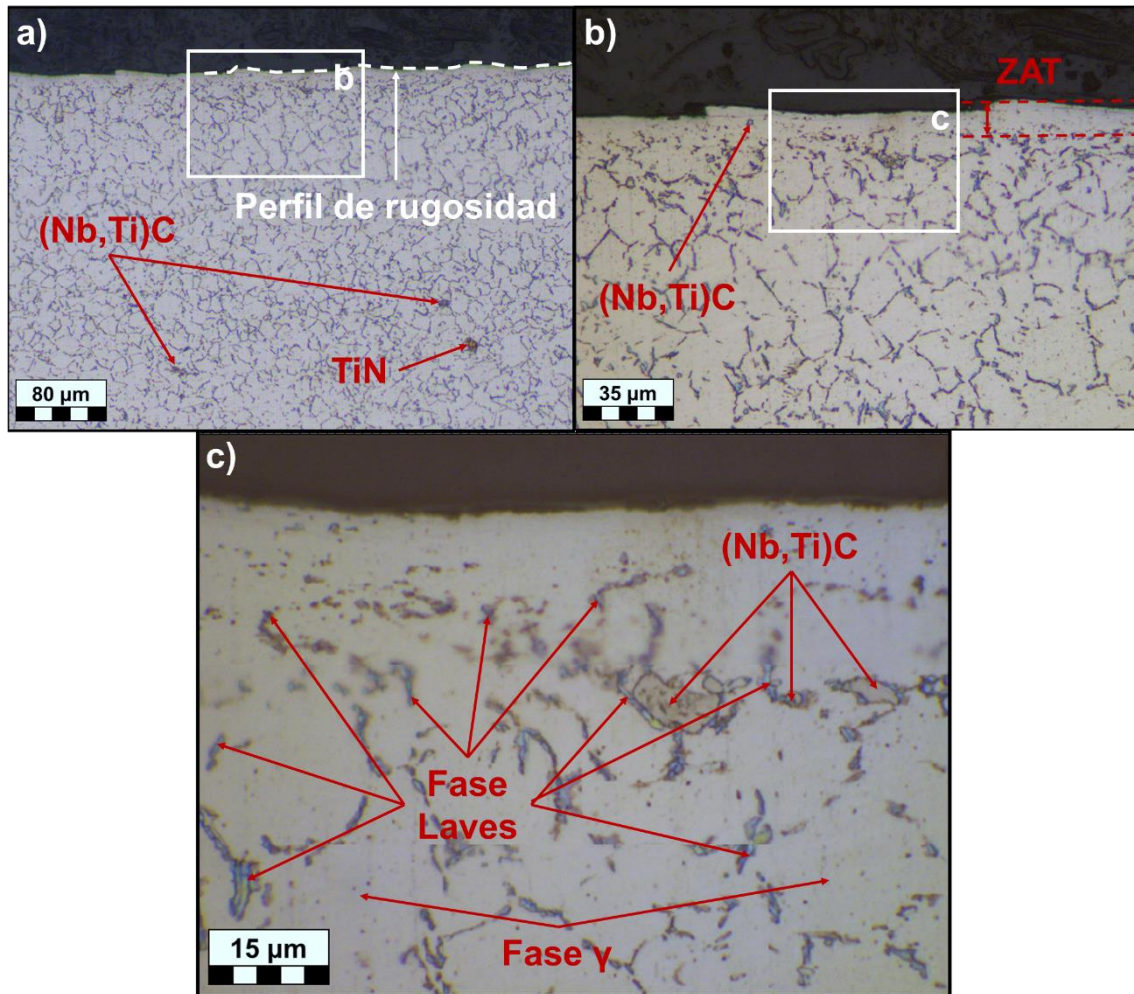


Figura IV-61. Metalografía de la pieza mecanizada con la herramienta texturizada con ranuras a -25° .

Al igual que en las metalografías anteriores, se puede ver claramente como el perfil de la rugosidad se parece al estudiado anteriormente. Se aprecia, además, que en la ZAT ($13\ \mu\text{m}$ aproximadamente) no se ven los límites de grano seguido de una zona de mucha concentración de límites de grano en comparación con el material base (Figura IV-61b). Esto indica un cambio de la microestructura seguido de una deformación compresiva. Esto último explicaría las mayores microdurezas obtenidas en esta pieza e implica que el material es probable que tenga tensiones residuales compresivas inducidas, lo que

es bueno para la vida a fatiga del componente (Avilés et al., 2013). De la misma forma que ocurría con la otra herramienta texturizada, se puede ver como algunos carburos, (Nb,Ti)C, están entremezclados con la fase Laves en los límites de grano tal y como se puede ver en la Figura IV-61c.

IV. 4. 6. Análisis de la viruta

En vista de los resultados analizados hasta ahora, para este análisis de la viruta únicamente se ha tenido en cuenta las virutas generadas por la herramienta de referencia y la texturizada que mejor comportamiento ha tenido en el mecanizado. Dicha herramienta ha sido la que tiene ranuras inclinadas a -25° . Ambas virutas se muestran en la Figura IV-62. Según la clasificación de la morfología de la viruta de la norma ISO 3685:1993, la viruta extraída con la herramienta de referencia tiene una forma de viruta recta y larga, mientras que la viruta generada por el inserto texturizado presenta una morfología de viruta helicoidal plana y larga.

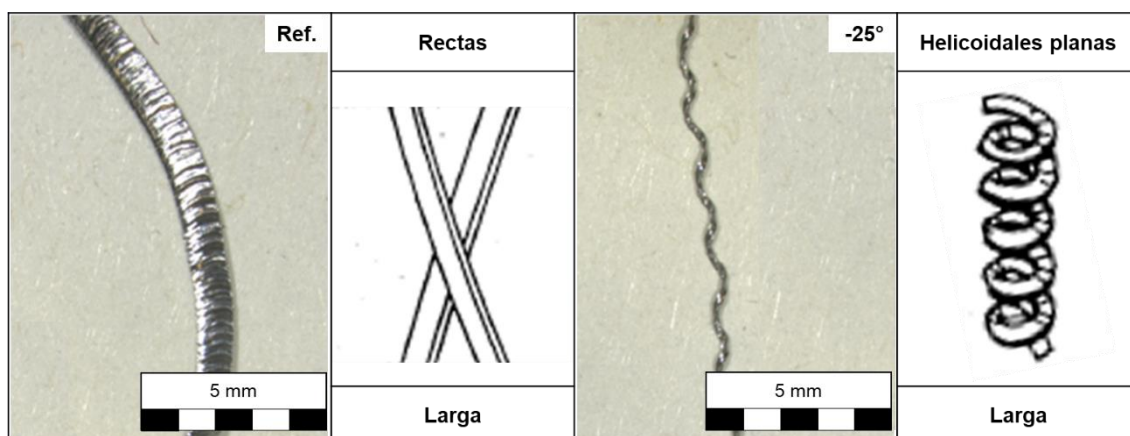


Figura IV-62. Morfología y clasificación de la viruta obtenidas con las herramientas con texturizados en $Al_2O_3 + wSiC$ de acuerdo con la ISO 3685:1993.

Que la morfología de la viruta sea diferente para los dos casos implica que el flujo de la misma también es dispar, tal y como se ha deducido anteriormente al mirar las marcas de la viruta sobre la cara de desprendimiento de las herramientas. En el caso de la herramienta texturizada, la viruta se ha alejado de la pieza y en sentido contrario al avance, lo que ha ayudado a evacuar las virutas sin dañar la superficie mecanizada. En el caso del inserto de referencia, la viruta ha salido de forma perpendicular al avance, lo que ha llevado a que la viruta esté plana. De esta manera, la viruta generada con esta herramienta tiene una mayor anchura en comparación con la otra.

En la Figura IV-63 se muestran imágenes SEM de la viruta por la cara que entra en contacto con la superficie de desprendimiento de la herramienta. Lo primero que se

puede apreciar al ver las imágenes es que una de las virutas es recta (herramienta de referencia), mientras que la otra está curvada (herramienta con ranuras a -25°). Esto indica el diferente flujo que ha seguido cada una y tiene como resultado las diferentes morfologías anteriormente comentadas. Por otro lado, se puede ver como las virutas generadas con las dos herramientas tienen rebabas debidas al efecto de *stick and slip* por el deslizamiento de la viruta sobre la cara de desprendimiento de la herramienta. Es cierto que en el caso de las rebabas producto del mecanizado con la herramienta de referencia son mucho más grandes y visibles que en el caso de la herramienta texturizada. Además, en la viruta del inserto de referencia se ven marcas del avance que no se ven en la de la texturizada.

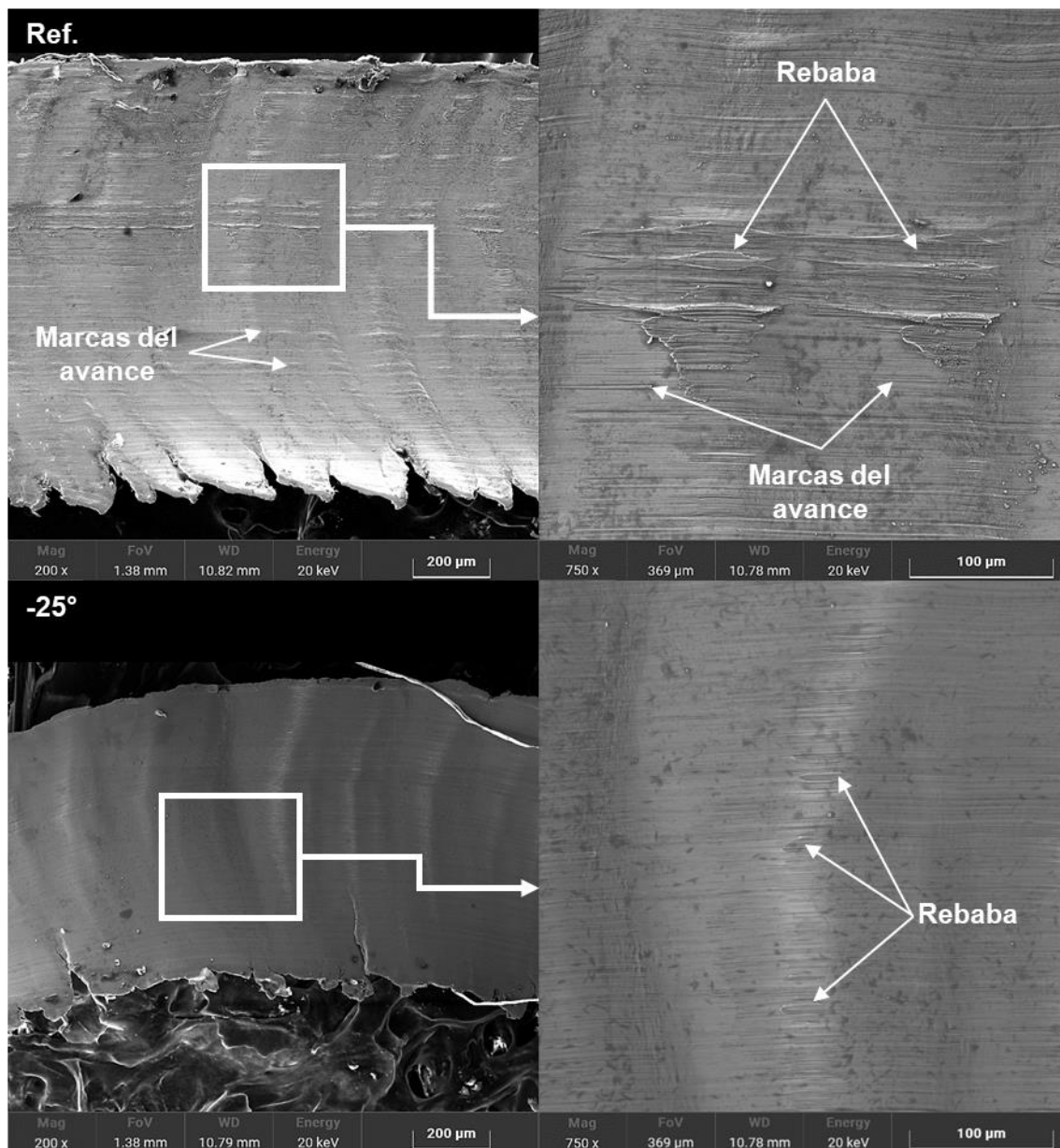


Figura IV-63. Imágenes SEM de la cara de la viruta en contacto con la herramienta de los insertos de $Al_2O_3 + wSiC$ de referencia y con ranuras a -25° .

En la Figura IV-64 se muestran imágenes SEM de la viruta por la cara opuesta al contacto con la herramienta. En ellas se perciben dos detalles. En primer lugar, el inicio de fragmentación de las sierras en la viruta de la herramienta de referencia que no ocurre en la otra viruta, indicando que el corte ha sido térmicamente menos estable con la herramienta de referencia. En segundo lugar, la aparición de estructura laminar sobre la superficie de los dientes de sierra de ambas virutas. Esta estructura es causada por las altas temperaturas sufridas por el material. En vista de que hay más estructura laminar en la viruta generada por la herramienta texturizada y que la metalografía obtenida de esa misma herramienta es la que menor daño térmico tiene, se puede concluir que esa viruta ha extraído más calor de la zona de corte.

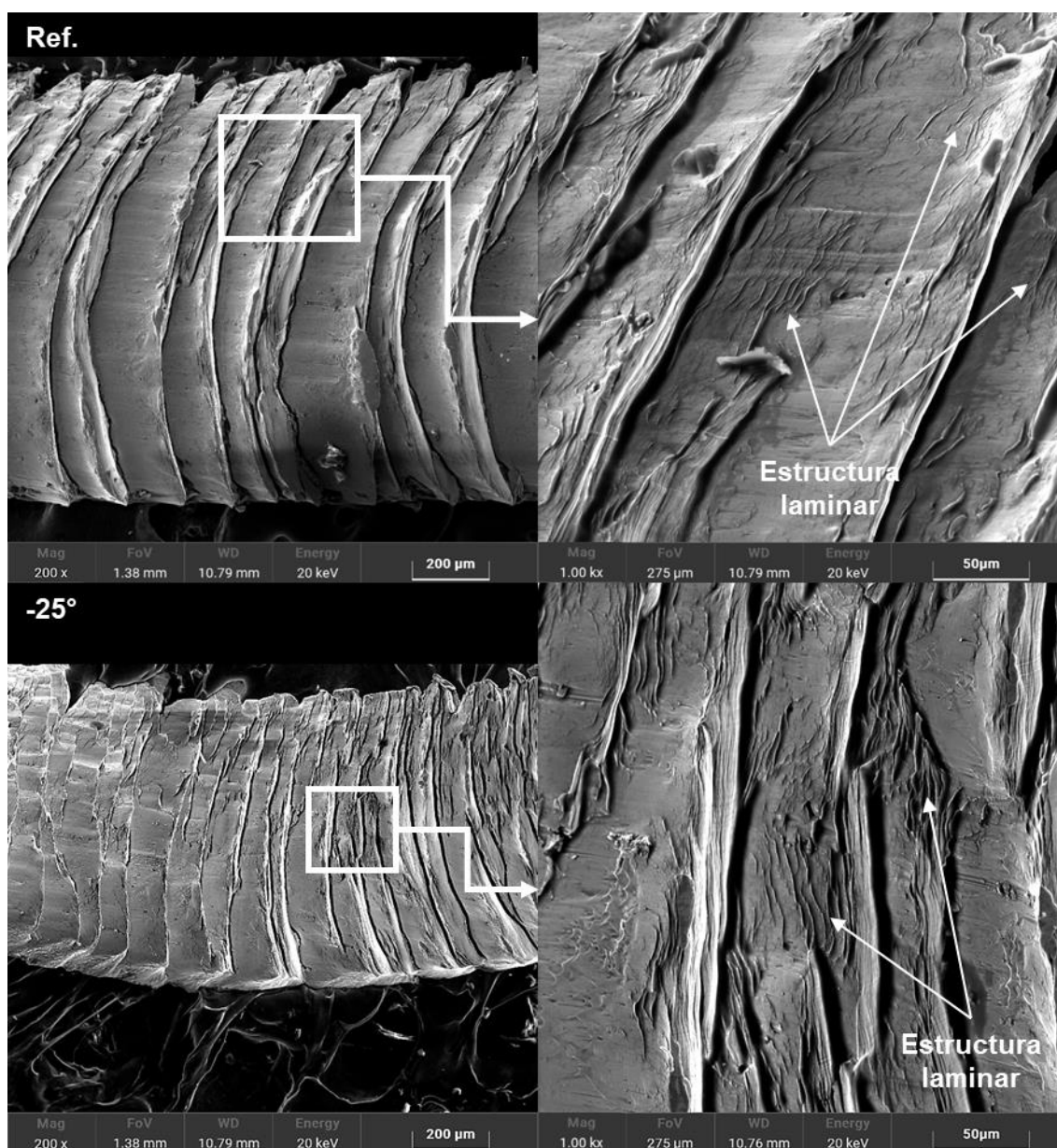


Figura IV-64. Imágenes SEM de la superficie libre de la viruta de los insertos de $Al_2O_3 + wSiC$ de referencia y con ranuras a -25° .

IV. 4. 7. Conclusiones del caso de estudio 3

Para concluir, a continuación, se enumeran las principales conclusiones obtenidas del estudio realizado al texturizar diferentes inclinaciones de ranuras en herramientas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$ para el torneado de la superaleación Inconel® 718.

- Los parámetros láser adecuados para fabricar las ranuras en esta clase de herramientas han sido una velocidad de barrido de $400 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ y una frecuencia de pulso de 50 kHz combinados una duración de pulso de 250 ns. Con estas condiciones, el área de la rebaba en los bordes de las ranuras se minimiza, la profundidad de las ranuras llega a $14 \mu\text{m}$, suficiente para que la viruta no se embote y pueda albergar refrigerante, y la anchura de las ranuras alcanza un valor de $60 \mu\text{m}$ debido a la absorción de esta clase de material de inserto.
- Todas las herramientas han presentado material adherido: en la herramienta de referencia por toda la zona de la rotura causado por la alta fricción debida a la rotura; y, en el caso de las herramientas texturizadas, en la zona que rodea a las ranuras. Además, ambas herramientas tienen una zona de elevada oxidación cerca del chaflán y antes de llegar a la ranura. Algo similar ocurre también con la de referencia. En el borde de las ranuras de las herramientas texturizadas a -25° se ha observado material adherido, mientras que, en la que tiene ranuras paralelas al filo, esa zona tiene una alta oxidación. Con esto se concluye que las temperaturas debidas al rozamiento han sido más altas con esta segunda herramienta.
- Las fuerzas de corte fueron muy similares para las herramientas texturizadas, que fueron mucho menores que las del inserto de referencia. Esto se ha debido a la rotura de dicha herramienta por un desgaste de entalla excesivo y prematuro. El cambio en el flujo de la viruta visto en las marcas sobre la cara de desprendimiento de todas las herramientas puede explicar el menor desgaste de entalla en la herramienta texturizada con ranuras a -25° .
- En lo relativo a las rugosidades, la herramienta con ranuras inclinadas -25° ha generado las peores rugosidades R_a y R_z . Esto se debe a que la herramienta de referencia ha generado un perfil de rugosidad de menor amplitud debido a la rotura de la herramienta. Algo similar ha ocurrido con la herramienta con ranuras paralelas al filo de corte.
- Las microdurezas han mostrado que la herramienta texturizada con ranuras a 0° ha generado valores menores al nominal del material, mientras que las otras dos han dejado valores mayores. Esto indica que la herramienta de referencia y la

texturizada a -25° han inducido en el material de la pieza unas tensiones compresivas, algo que es muy beneficioso para componentes fabricados con Inconel® 718 que van a trabajar en ambientes de elevadas cargas mecánicas y altas temperaturas.

- Las metalografías han revelado que el material mecanizado con la herramienta de referencia y con el inserto con ranuras a -25° han inducido una deformación compresiva en el componente, mientras que la otra herramienta texturizada ha deformado los límites de grano en la dirección del avance dejando tensiones tractivas que explican la menor microdureza obtenida. Sin embargo, en las tres piezas obtenidas ha aparecido una ZAT de $20\ \mu\text{m}$, $13\ \mu\text{m}$ y $14\ \mu\text{m}$ de espesor generada por la herramienta de referencia, la texturizada a 0° y la texturizada a -25° respectivamente.
- El análisis de la viruta obtenida en el proceso de corte ha corroborado el cambio en el flujo de la misma para la herramienta de referencia y a la de ranuras a -25° . Además, se ha visto como el corte de esta última herramienta ha sido más adiabático que la de referencia debido a la mayor presencia de estructura laminar en los dientes de sierra y a una menor fragmentación de la viruta que indica un corte inestable desde el punto de vista térmico. Por último, la viruta generada con el inserto de referencia ha presentado marcas del avance que en el caso de la herramienta texturizada no se han visto.

Tras los ensayos se ha visto que los texturizados en herramientas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$ mejoran el proceso de corte de la superaleación Inconel® 718. Sin embargo, no todas las inclinaciones de las ranuras logran ese objetivo. Por ello, como en los anteriores dos estudios se ha comentado, se han de seguir realizando ensayos para entender mejor el funcionamiento de los texturizados en este tipo de proceso, sobre todo en lo relacionado con el calor generado en el propio proceso de corte y las temperaturas alcanzadas en el mismo. Además, se hay de seguir investigando en la influencia de otros parámetros de los texturizados sobre el proceso de corte de estas aleaciones tan complejas.

IV. 5. Conclusiones

En este capítulo IV del trabajo se ha analizado el rendimiento de diferentes inclinaciones de ranuras sobre la cara de desprendimiento de herramientas de tres materiales diferentes (PCD, $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$ y $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$) en el mecanizado de aleaciones de baja maquinabilidad (Ti6Al4V, acero X100CrMoV8 e Inconel® 718, respectivamente). Para ello, se ha tenido en cuenta el estado final de las herramientas tras el mecanizado, las

fuerzas de corte generadas en el proceso, el estado final de la superficie de la pieza y la viruta resultante del corte. Tras los tres casos de estudio analizados, se han llegado a las siguientes conclusiones del texturizado de herramientas cerámicas y de PCD:

- En primer lugar, se ha desarrollado una metodología para la obtención de los parámetros óptimos para realizar los texturizados en diferentes materiales de herramienta. Dicha metodología distingue entre los casos de ranuras que sean superpuestas y los que sean únicas. La metodología se basa en realizar diferentes mediciones de parámetros que pueden influir en el rendimiento de las ranuras durante el mecanizado y descartar combinaciones de parámetros del haz láser en función de esas mediciones.
- Gracias al texturizado de las herramientas mediante el grabado de ranuras en la cara de desprendimiento del inserto, se puede lograr romper viruta a costa de aumentar fuerzas de corte o llevar lubricación y refrigeración a la zona de corte secundaria dependiendo de las dimensiones geométricas de las ranuras.
- Se ha visto que las diferentes inclinaciones de las ranuras texturizadas pueden mejorar diferentes aspectos del corte. Por consiguiente, antes de realizar el texturizado en herramientas se ha de pensar qué se quiere optimizar para, en función de ello, usar una dirección de las ranuras u otra.
- Por último, la generación de calor durante el corte es clave para un correcto mecanizado, especialmente en las aleaciones de componentes que van a trabajar en ambientes de condiciones extremas. Por ello, el uso de las ranuras en la cara de desprendimiento para herramientas que mecanizan a elevadas velocidades de corte es muy beneficioso para minimizar la generación de calor durante el corte y lograr la evacuación del mismo mediante la viruta.

Tras la realización de estos tres estudios, se ha visto que es necesario seguir profundizando en el estudio de la influencia de otros parámetros de las ranuras en el mecanizado: separación entre ranuras, anchura de las ranuras, profundidad y separación con el filo de corte y otras tipologías de texturizados.

**Capítulo V. Influencia del filo de corte en el
ranurado de aleaciones base níquel con
herramientas cerámicas**

Capítulo V. Influencia del filo de corte en el ranurado de aleaciones base níquel con herramientas cerámicas.

En este capítulo se presenta un estudio de la influencia de los radios de filo en el mecanizado de alta velocidad. Para ello se va a utilizar el proceso de ranurado debido a las simplificaciones del corte que trae consigo y que ayudarán a entender y poder profundizar más en la influencia del radio del filo sobre el proceso de corte. Se partirá de la medición de los radios de filo de las herramientas a ensayar para, posteriormente, realizar los ensayos de ranurado sobre una pieza de Inconel® 718. A continuación, se analizarán las caras de incidencia y de desprendimiento de las herramientas ensayadas, así como las virutas y las fuerzas generadas buscando información de cómo ha sido el corte. Finalmente, se realizarán dos modelos mecánicos para predecir las fuerzas de corte teniendo en cuenta el radio de filo y el avance utilizado.

V. 1. Introducción

En las carcasas de turbina y los discos, el torneado representa aproximadamente el 45% y el 60%, respectivamente, del total de las operaciones de mecanizado. Estos componentes tienen grandes diámetros, lo que implica la utilización de grandes centros verticales de torneado-fresado. Sin embargo, algunas de las operaciones, como el mecanizado de las ranuras de las carcasas de turbinas aeronáuticas, son operaciones extremadamente delicadas. Por ello, cualquier mejora en los tiempos de mecanizado o en la vida útil de las herramientas es de gran valor para los fabricantes de dichos componentes. A pesar de la complejidad del mecanizado, existe una tendencia hacia el mecanizado de alto rendimiento en la industria aeronáutica.

El mecanizado de las ranuras en este tipo de componentes es una de las últimas operaciones de torneado, donde el valor de la pieza ya es considerable y cualquier error de mecanizado puede ser de fatales consecuencias para el propio componente fabricado (ver Figura V-1a). Una herramienta con un filo de corte redondeado implica que el material a mecanizar es empujado dentro de la viruta y sobre la superficie mecanizada. Si la preparación del filo es la adecuada, la vida útil del inserto puede incrementarse dejando buenos acabados en la pieza (Figura V-1b). Sin embargo, si ese redondeo del filo es excesivo, es perjudicial para la vida útil del inserto debido a los

elevados esfuerzos mecánicos que se generan al cortar el material, pudiendo llegar a romperse el propio inserto. De esta forma, el componente fabricado puede verse afectado tal y como puede verse en la Figura V-1c.

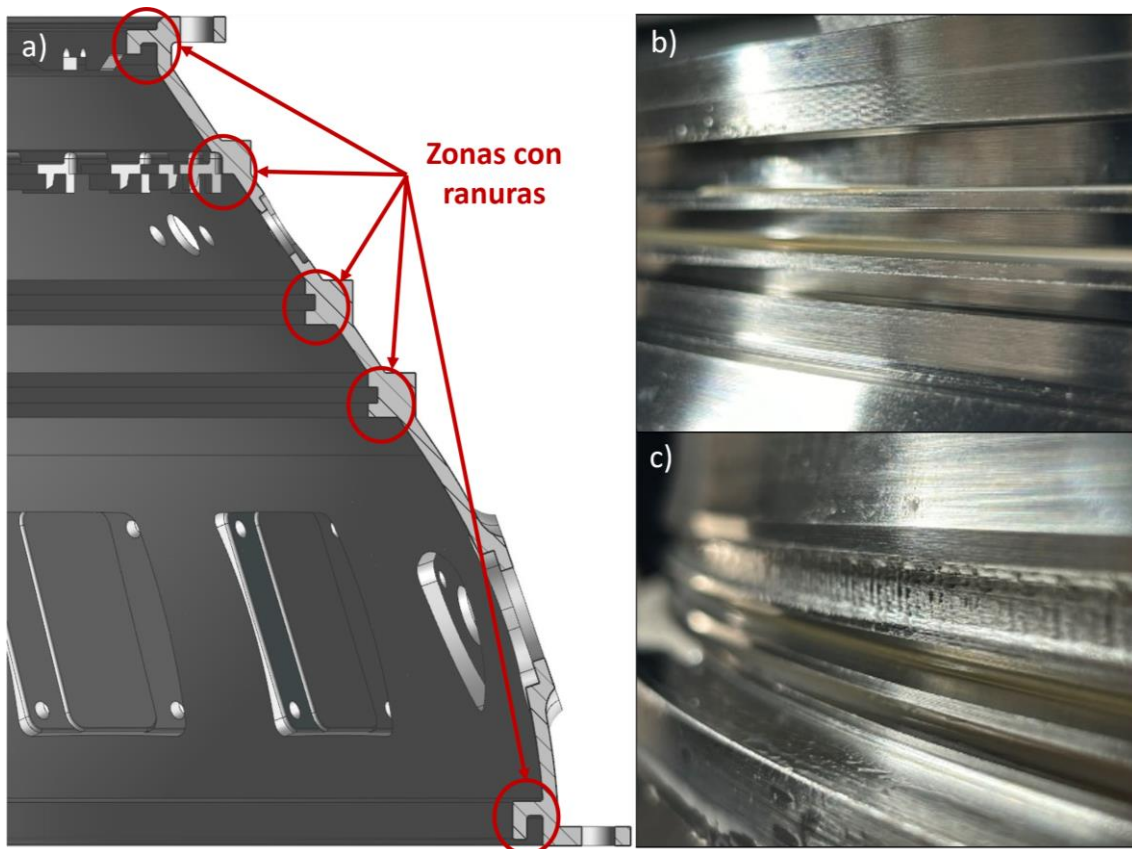


Figura V-1. Sección de una carcasa aeronáutica con detalle de las ranuras (a), buena preparación del filo que lleva a un buen acabado de la ranura (b) y un excesivo redondeo del filo que lleva a la rotura de la herramienta (c).

Al ser los filos romos y no perfectamente afilados, en el material situado debajo del radio de filo tiende a aparecer el conocido *Dead Metal Zone* (DMZ), anteriormente descrito. En esta zona en la que el material a cortar apenas tiene una velocidad relativa al filo de corte, se generan grandes sobreesfuerzos conocidos como *ploughing*, que son el causante de que la herramienta pueda llegar a romperse en caso de ser excesivos. Para demostrar la existencia de esa DMZ al usar filos redondeados durante una operación de ranurado, se ha realizado un ensayo *Quick-Stop* en el que, durante el mecanizado, se ha parado en seco el torno para poder obtener el instante de formación de la viruta (ver Figura V-2).

Para este ensayo se ha utilizado un inserto similar a los posteriormente ensayados en este estudio. El radio equivalente del filo de dicho inserto era de $16\ \mu\text{m}$ y las condiciones de corte utilizadas para este test *Quick-Stop* fueron una velocidad de corte de $300\ \text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ y un avance de $0,05\ \text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$. Tras el ensayo se ha visto la zona del DMZ

(marcado en rojo en la Figura V-2). La prueba de que esa zona es DMZ es la existencia de una serie de límites de grano del propio material apelmazados justo debajo del radio del filo de corte, lo que indica que esos granos tienen una velocidad relativa a la herramienta mucho más baja que los granos más alejados al inserto. Además, en esa zona se pueden observar dos flujos de la viruta con diferentes direcciones: uno de ellos sigue la dirección del flujo de la viruta fuera de esa zona y el otro fluye por debajo del radio de filo de la herramienta. Debido a ese segundo flujo, en la superficie mecanizada aparece una capa refinada en la que se aprecia la deformación del grano de la pieza tal y como se puede ver en la Figura V-2b.

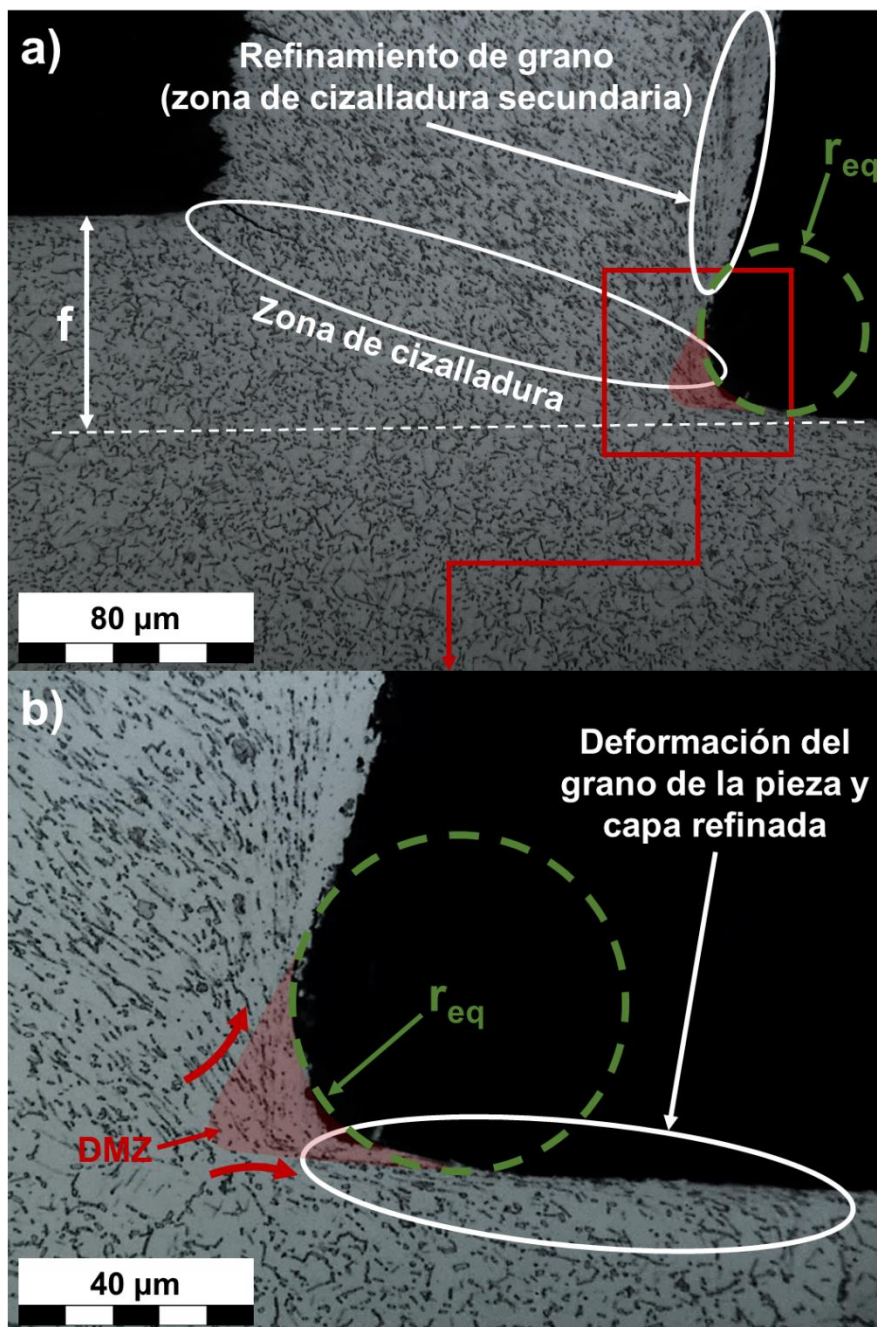


Figura V-2. DMZ durante el corte de ranuras en Inconel® 718 con $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$.

El estudio de la influencia de los radios de filo en el mecanizado está muy extendido en herramientas de metal duro. Sin embargo, estos análisis no se han extendido a otros materiales de herramienta, ya sea por la dificultad añadida de obtener radios de filo concretos debido a la mayor dureza que tienen o a ser materiales más costosos desde el punto de vista económico. De hecho, hay fabricantes de herramientas cerámicas que indican en sus catálogos que los rangos en los que se encuentran los radios de filo de las herramientas que venden son muy amplios sin tener en cuenta la influencia que puede tener durante el proceso de corte esas amplias variaciones de una herramienta a otra. Este efecto es aún mayor cuanto mayor es la relación $r \cdot f^1$, es decir, cuanto más se parezca el avance a utilizar al radio del filo de corte, mayor será la influencia que tendrá el redondeo sobre el propio proceso de corte ya que la zona DMZ será de mayor tamaño.

Para este análisis de la influencia de la preparación del filo durante el propio proceso de corte se ha utilizado Inconel® 718 precipitado, un material que, como anteriormente se ha mencionado, es considerado de muy baja maquinabilidad. En la Tabla IV-13 pueden verse la composición y las principales propiedades mecánicas de este material. Estas características lo hacen el material idóneo para el mecanizado a alta velocidad con herramientas cerámicas.

En este estudio se ha decidido utilizar el proceso de ranurado debido a sus peculiares características (ver Figura V-3). En primer lugar, al ser un proceso tan crítico dentro de la fabricación de un componente de alto valor añadido, el avance utilizado está mucho más acotado que en otras operaciones de torneado más convencionales, siendo su valor más bajo en comparación con el fin de obtener menores fuerzas de corte. De esta forma, se podrá ver con mayor facilidad la influencia del radio de filo. Además, lo más frecuente en estas operaciones es utilizar un ángulo de posicionamiento del filo perpendicular al avance sin inclinar la herramienta a lo largo de su eje axial. Gracias a ello, se puede considerar que el corte es ortogonal, simplificando el proceso de análisis de dicha influencia del radio ya que se puede asumir que únicamente se generan dos de las tres componentes distintivas de las fuerzas de un proceso de corte oblicuo. Esta asunción se demostrará más adelante en este mismo estudio.

Como se ha mencionado, el problema del ranurado con herramientas cerámicas reside en el poco cuidado que se tiene en el propio tratamiento de la herramienta por parte de los fabricantes de herramientas. Es común encontrarse que insertos cerámicos de ranurado tengan preparaciones de filo en un amplísimo rango. Un ejemplo de ello es el caso de Greenleaf Corporation® donde se aseguran en su catálogo que el filo de corte

tiene un redondeo en un rango que va de los 10 μm a los 30 μm . Por ello, el objetivo de este estudio es analizar la influencia de esos radios sobre el propio proceso de corte. Para ello se analizará la viruta y las fuerzas generadas con el fin de conocer mejor el comportamiento de estas herramientas durante el corte y poder obtener un modelo que prediga las fuerzas de corte teniendo en cuenta los parámetros utilizados para el corte, la geometría del filo y el nivel de desgaste de la herramienta.

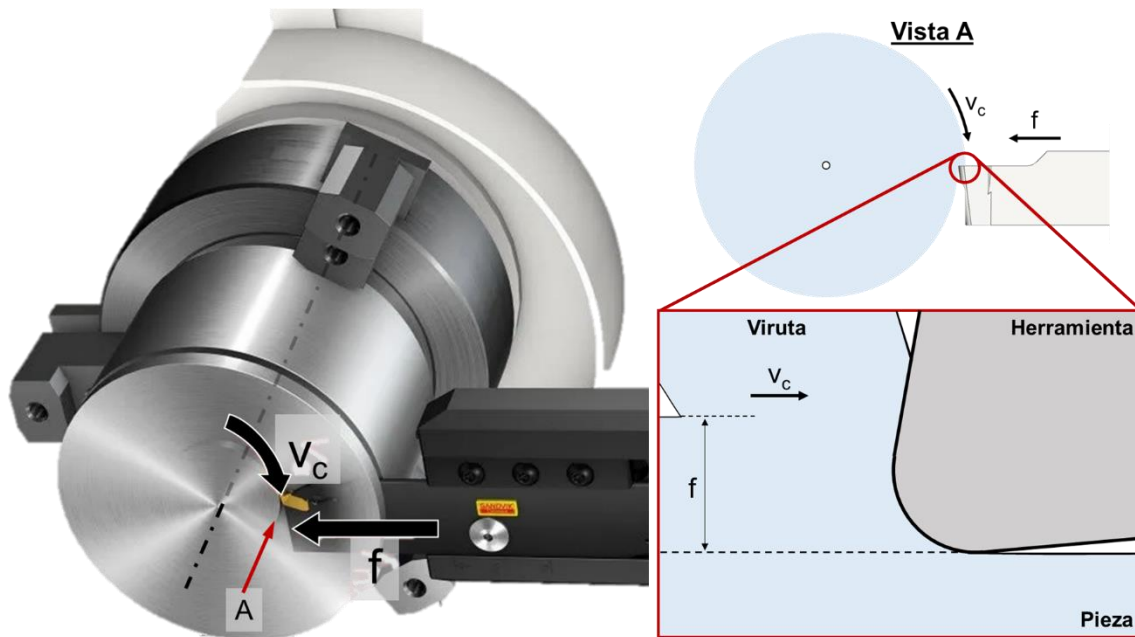


Figura V-3. Esquema del corte ortogonal en el ranurado.

V. 2. Mediciones de los radios de filo de las herramientas

Para poder llevar a cabo este estudio, lo primero que se ha realizado es la medición de los filos de corte de las herramientas a ensayar. Dichas herramientas han sido provistas por la empresa estadounidense Greenleaf Corporation® siendo la geometría de los insertos del tipo WG-4125-1A y el material de los mismos $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$. Estas herramientas tienen un contenido de *whiskers* de SiC del 28% y no llevan recubrimiento. En la Tabla V-1 se muestran las dimensiones de las herramientas de los ensayos obtenidas del propio catálogo del proveedor. El portaherramientas utilizado, también proporcionado por el mismo fabricante, tiene por código ISO 415316-125VGS que deja a la herramienta con un ángulo de desprendimiento de 0° y un ángulo de incidencia de 11° . Se ha seleccionado este fabricante debido a la gran variabilidad de radios que presentan sus herramientas ya que, de esta forma, no hará falta realizar un tratamiento previo de los filos de corte.

Tabla V-1. Dimensiones de los insertos de ranurado para los ensayos.

Greenleaf WG-4125-1A WG300				
Geometría	Rompevirutas	Calidad	Dimensiones	
WG-4125-1A	-	WG 300	W [mm]	3,18
			T [mm]	4,75
			R [mm]	0,38
			r _{eq} [μm]	10-30

Las mediciones se han realizado con un microscopio *Alicona® Infinite Focus G5* con un módulo para medir diferentes preparaciones de filo. El criterio para definir los filos es el propuesto por Denkena et al. (2005) (ver Figura V-4), aunque el propio software proporciona también un valor de radio aproximado (en verde en la Figura V-4).

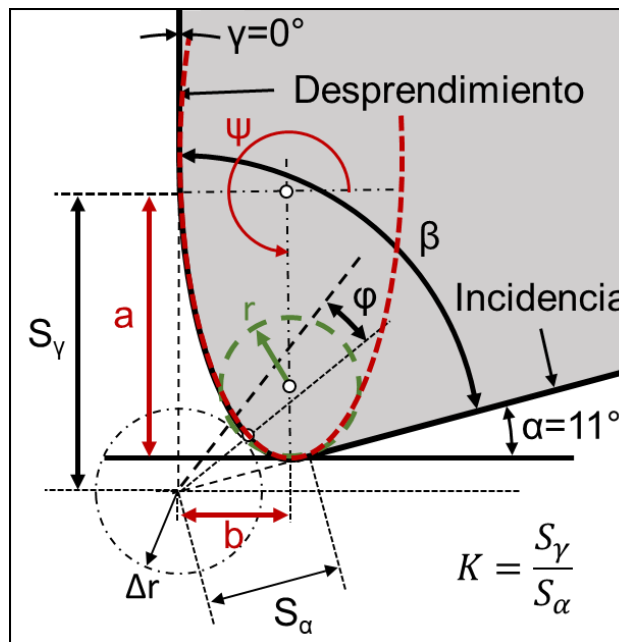


Figura V-4. Valores obtenidos del perfil con el software de *Alicona® Infinite Focus G5*.

El microscopio escanea el filo de corte y, del modelo 3D generado, el software realiza una serie de cortes (normalmente 20, pero en este estudio se han realizado 50) obteniéndose una serie de perfiles. Con dichos perfiles se elabora un perfil medio en el que se calculan todos los parámetros de Denkena y la aproximación circular. Sin embargo, para obtener los valores de los semiejes y la inclinación de la elipse que mejor

se ajusta al perfil (en rojo en la Figura V-4) se ha desarrollado un script en Matlab® que parte de los parámetros de Denkena para realizar el cálculo.

La ecuación paramétrica de la elipse viene dada por la Ecuación V-1.

$$\frac{((x - x_c) \cdot \cos \psi + (y - y_c) \cdot \sin \psi)^2}{a^2} + \frac{((x - x_c) \cdot \sin \psi - (y - y_c) \cdot \cos \psi)^2}{b^2} = 1 \quad \text{Ecuación V-1}$$

siendo a el semieje mayor de la elipse, b el semieje menor, ψ el ángulo de rotación de la elipse y x_c e y_c son las coordenadas del centro de la misma. Sin embargo, también puede expresarse de forma general según la Ecuación V-2 siempre y cuando se cumpla la regla marcada por la Ecuación V-3. Esto se debe a que la Ecuación V-2 es la ecuación general de cualquier cónica.

$$A \cdot x^2 + B \cdot y^2 + C \cdot x \cdot y + D \cdot x + E \cdot y + F = 1 \quad \text{Ecuación V-2}$$

$$B^2 - 4 \cdot A \cdot C < 0 \quad \text{Ecuación V-3}$$

donde

$$A = \frac{(\cos \psi)^2}{a^2} + \frac{(\sin \psi)^2}{b^2} \quad \text{Ecuación V-4}$$

$$B = \frac{(\sin \psi)^2}{a^2} + \frac{(\cos \psi)^2}{b^2} \quad \text{Ecuación V-5}$$

$$C = \frac{\sin 2\psi}{a^2} - \frac{\sin 2\psi}{b^2} \quad \text{Ecuación V-6}$$

$$D = \frac{-2 \cdot x_c \cdot (b^2 \cdot (\cos \psi)^2 + a^2 \cdot (\sin \psi)^2) - y_c \cdot \sin 2\psi \cdot (b^2 - a^2)}{a^2 \cdot b^2} \quad \text{Ecuación V-7}$$

$$E = \frac{-2 \cdot y_c \cdot (a^2 \cdot (\cos \psi)^2 + b^2 \cdot (\sin \psi)^2) - x_c \cdot \sin 2\psi \cdot (b^2 - a^2)}{a^2 \cdot b^2} \quad \text{Ecuación V-8}$$

$$F = \frac{(x_c \cdot \cos \psi + y_c \cdot \sin \psi)^2}{a^2} + \frac{(x_c \cdot \cos \psi - y_c \cdot \sin \psi)^2}{b^2} - 1 \quad \text{Ecuación V-9}$$

Es sabido que para conocer los parámetros que definen a una cónica no hace falta más que cinco condiciones de contorno a pesar de tener seis incógnitas la ecuación general. Dichas cinco condiciones son tres puntos y dos tangentes y son las siguientes:

- Las coordenadas de S_α son conocidas respecto al filo de corte teórico al saberse el ángulo de la cara de incidencia (α).
- Las coordenadas de S_γ son conocidas respecto al filo de corte teórico al saberse el ángulo de la cara de desprendimiento (γ).

- El punto de mínima distancia respecto al punto de filo teórico es conocido gracias a la distancia Δr y al ángulo φ .
- La elipse ha de ser tangente a la cara de desprendimiento (ángulo γ) en el punto donde queda definido S_γ .
- La elipse ha de ser tangente a la cara de incidencia (ángulo α) en el punto donde queda definido S_α .

A continuación, en la Tabla V-2 se presentan los datos resultantes de las mediciones con el software *Alicona® Infinite Focus G5* de los perfiles de todos los filos de las herramientas ensayadas en este estudio. Resaltar que en estas herramientas el ángulo de desprendimiento es de 0° y el de incidencia de 11° . El parámetro ϵ , también llamado excentricidad de una elipse, indica cuánto se parece una elipse a una circunferencia (ver Ecuación II-32): cuanto menor sea el valor, más parecido habrá. De esta forma se sabe cómo de correcto es aproximar el redondeo del perfil a un radio.

Tabla V-2. Parámetros de los filos de las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$ ensayadas.

Hta.	Propuesto por Denkena				Elipse				Círculo
	S_α [μm]	S_γ [μm]	Δr [μm]	φ [$^\circ$]	a [μm]	b [μm]	Ψ [$^\circ$]	ϵ [-]	r_{eq} [μm]
01	16	19	8	-1,7	15	13	-84,4	0,47	14
02	17	22	9	-3,3	18	14	-84,5	0,62	16
03	23	28	12	-3,1	23	18	-84,5	0,61	20
04	32	35	16	-1,1	28	26	-84,4	0,39	27
05	18	23	9	-3,2	19	15	-84,5	0,62	16
06	24	25	11	-0,3	20	20	-84,5	0,21	20
07	29	32	14	-1,5	27	24	-84,5	0,45	24
08	18	23	10	-3,2	19	15	-84,5	0,62	16
09	24	25	12	-1,0	21	19	-84,6	0,38	20
10	24	19	10	3,0	19	16	5,6	0,60	16
11*	22	25	11	-1,3	20	18	-84,5	0,42	18

La herramienta 11 está marcada con un asterisco debido a que el filo ha presentado muchas muescas. Esta herramienta defectuosa se usará para demostrar la importancia que tiene la correcta preparación del filo (ver Figura V-5). Otro inserto que presenta una curiosidad es el número 10, que es la única que tiene un parámetro S_α mayor que el S_γ . Con esta herramienta se quiere mostrar la importancia que tiene durante el corte que el filo tenga una forma de cascada ($S_\gamma < S_\alpha$) o de trompeta ($S_\gamma > S_\alpha$).

Hta 11

Hta 09

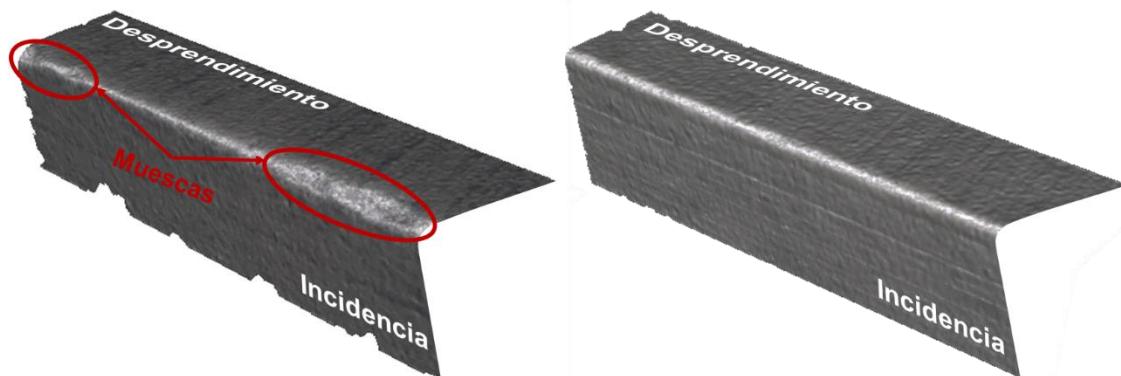


Figura V-5. Modelo 3D del filo de las herramientas 11 (muescas) y 09 (sin muescas) tras escanearlas.

V. 3. Diseño experimental de los ensayos

Los ensayos se han llevado a cabo en un centro de torneado CMZ TC25BTY cuyas características principales vienen dadas en la Tabla I-1. El portaherramientas utilizado tiene por código ISO 415316-125VGS. Para la adquisición de las fuerzas de corte se ha utilizado un dinamómetro piezoeléctrico triaxial Kistler® 9129A junto con un analizador a tiempo real OROS® OR35 con una frecuencia de muestreo de 12.800 muestras por segundo y un amplificador de señales. Además, se ha utilizado un microscopio PCE-200® para sacar fotos de los filos después de cada ranura a fin de medir el desgaste de flanco y de desprendimiento. El criterio de fin de ensayo ha sido realizar cinco ranuras, obtener un desgaste de flanco de 0,12 mm o la rotura prematura del inserto. Se ha escogido ese límite de desgaste de flanco de 0,12 mm debido a que las tolerancias de las ranuras en componentes del sector aeronáutico son muy ajustadas y tener un desgaste de flanco 0,12 mm con esta herramienta implica una pérdida de filo de 23 μm , lo que dejaría la ranura fuera de dichas tolerancias.

Los parámetros de corte para la realización de los ensayos han sido una velocidad de corte de 300 $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ y tres avances diferentes: 0,05, 0,07 y 0,10 $\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$. La profundidad de pasada ha sido constante e igual a la anchura de la herramienta de ranurado de 3,18 mm. Estos parámetros de corte han sido establecidos de acuerdo con lo recomendado por el fabricante de las herramientas.

Por un lado, en el caso de la velocidad de corte, los ensayos se han realizado con la máxima del rango propuesto por el fabricante (180-300 $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$) debido a que en pruebas previas se ha observado que utilizar velocidades inferiores puede resultar en la rotura de las herramientas. Esto se debe a que, al utilizar menor velocidad de corte, la temperatura que alcanza el material es menor y, por tanto, no se ablanda, haciendo que

las propiedades del material a mecanizar sigan siendo muy elevadas. Esto puede llevar a que la herramienta se rompa debido a lo crítico de esta clase de operaciones. Por ello, en los ensayos se ha fijado la velocidad de corte en $300 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$.

Por otro lado, el fabricante de las herramientas recomienda utilizar un avance entre 0,05 y $0,10 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$. Por ende, y para probar el rendimiento de las distintas preparaciones del filo de corte en condiciones diferentes, se ha decidido utilizar los tres avances anteriormente indicados: el mínimo del rango, el máximo y un intermedio que no sea la mitad entre los dos anteriores. En la Tabla V-3 se muestran las condiciones de corte para cada una de las herramientas ensayadas, así como los principales parámetros que definen cada uno de los filos de los insertos.

Tabla V-3. Condiciones de corte y principales parámetros para cada herramienta ensayada.

Hta	r_{eq} [μm]	ϵ [-]	V_c [$\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$]	a_p [mm]	f [$\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$]
01	14	0,47	300	3,18	0,05
02	16	0,62	300	3,18	0,05
03	20	0,61	300	3,18	0,05
04	27	0,39	300	3,18	0,05
05	16	0,62	300	3,18	0,07
06	20	0,21	300	3,18	0,07
07	24	0,45	300	3,18	0,07
08	16	0,62	300	3,18	0,10
09	20	0,38	300	3,18	0,10
10	16	0,60	300	3,18	0,05
11	18	0,42	300	3,18	0,10

El diámetro inicial de la pieza sobre la que se han realizado los ensayos ha sido de 41,3 mm y con una longitud de 330 mm. En la Figura V-6 se muestra el montaje experimental usado para los ensayos de este estudio en la que se puede ver el uso del contrapunto para que la pieza no flechte debido a las fuerzas de corte elevadas que se esperan. Se resalta que para los ensayos se ha usado como lubricación-refrigeración una emulsión de aceite sintético al 10% a 6 bares debido a que el propio el fabricante de las herramientas recomienda su uso durante el mecanizado. Es cierto que las herramientas cerámicas se utilizan en el corte en seco. Sin embargo, esta alúmina tiene una mayor conductividad térmica y un coeficiente de expansión térmico más bajo que otras alúminas. Gracias a ellos, es la alúmina con mejor resistencia al choque térmico, lo que le permite utilizar refrigerante durante el mecanizado.

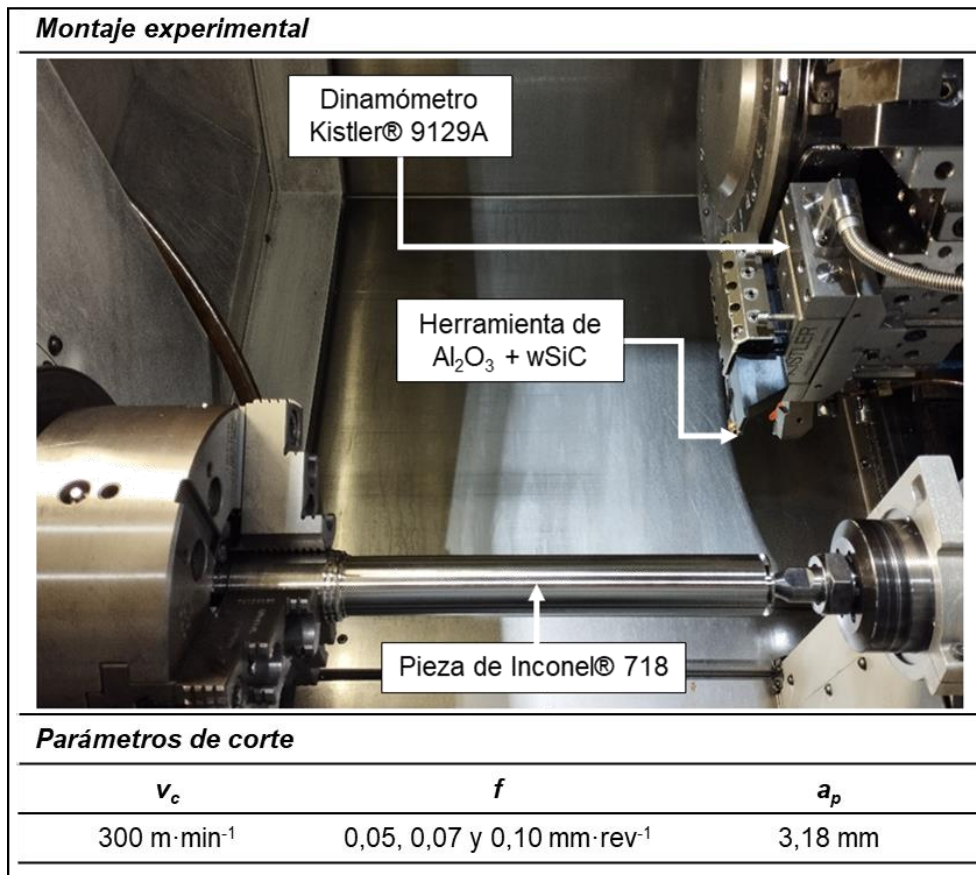


Figura V-6. Diseño experimental para el análisis de los radios de filo en las herramientas de $Al_2O_3 + wSiC$.

Como el objetivo es utilizar una velocidad de corte constante durante todo el ensayo, al ir penetrando la herramienta en la pieza para realizar la ranura, las revoluciones de la máquina irán aumentando siguiendo la Ecuación V-10. En el caso de este estudio, como las ranuras que se pretende fabricar tienen una profundidad de 7,65 mm debido a las limitaciones geométricas del portaherramientas utilizado para los ensayos, las revoluciones máximas que alcanzará la máquina serán 3670 rpm aproximadamente, siendo el límite de la máquina de 4000 rpm, para poder mantener esa velocidad de corte constante a lo largo de cada ensayo.

$$N = \frac{v_c \cdot 1000}{\pi \cdot \phi} \quad \text{Ecuación V-10}$$

Además, entre ranura y ranura se ha dejado una separación de 1,5 mm, tal y como se puede ver en el esquema de la Figura V-7. La experiencia acumulada por el Grupo de Fabricación de Alto Rendimiento de la UPV/EHU en ranurados destacan que, con esta distancia en el material mecanizado en este estudio, Inconel® 718 precipitado, es suficiente para que no haya deformaciones que puedan afectar al mecanizado, a la propia pieza en sí o a la herramienta para las condiciones de corte a utilizar en este estudio.

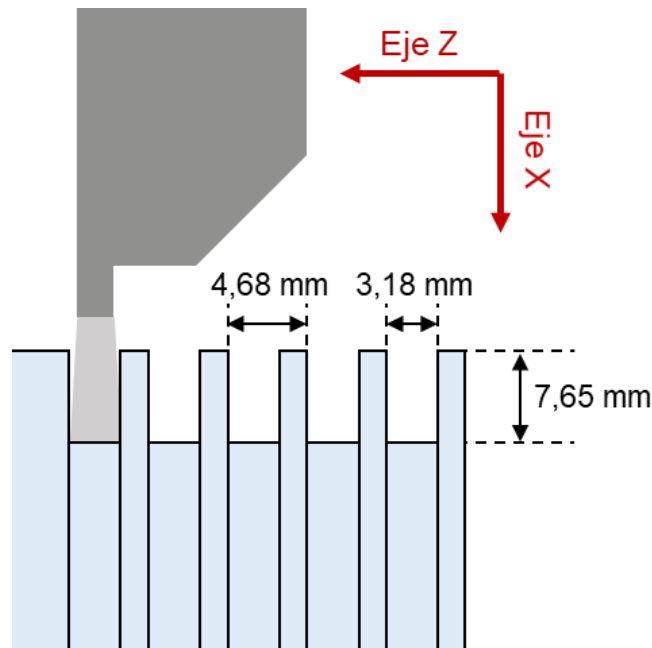


Figura V-7. Esquema de la fabricación de las ranuras.

V. 4. Análisis del desgaste de las herramientas ensayadas

En este apartado se va a analizar el desgaste de las herramientas tanto de la cara de desprendimiento como de incidencia. Se analizará también la influencia del avance sobre la longitud de contacto de la viruta con la cara de desprendimiento de la herramienta y el desgaste de flanco con el volumen de viruta evacuado. En este apartado únicamente se va a analizar el desgaste en las nueve primeras herramientas. Las herramientas 10 y 11 se van a dejar para el análisis de las fuerzas.

En la Figura V-8 se muestran los perfiles de las herramientas sin ensayar (en negro) y los perfiles de las mismas herramientas tras los ensayos (en azul claro). Dichos perfiles son los perfiles medios anteriormente mencionados que se han obtenido a partir del escaneado de las herramientas con el microscopio *Alicona® Infinite Focus G5*. Además, en la propia figura se marca en rojo las dos variables que se van a analizar en este apartado:

- En primer lugar, la longitud de contacto real (l_{cr}) entre herramienta y viruta que viene marcada por el desgaste de cráter debida al rozamiento en dicho contacto.
- En segundo lugar, el desgaste de flanco medio (VB) medido en la cara de incidencia de la herramienta. En esa figura únicamente se muestra el desgaste tras la última pasada, pero en este apartado también se va a analizar la progresión del desgaste gracias a la toma de fotografías a lo largo de los ensayos.

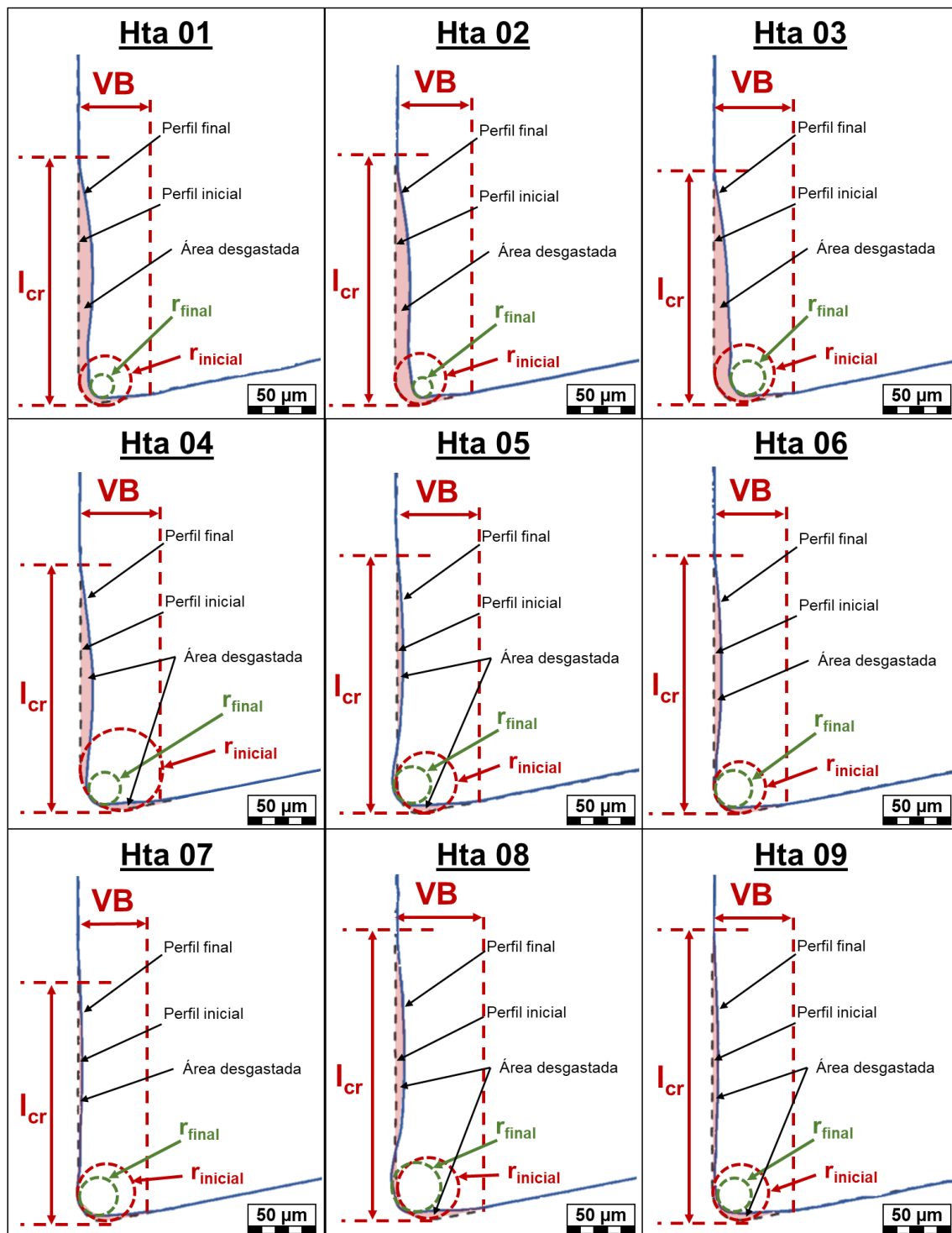


Figura V-8. Perfiles de las herramientas desgastadas (azul) frente a los perfiles de las mismas sin ensayar (negro a rayas).

V. 4. 1. Análisis de la cara de desprendimiento

En este primer análisis de las herramientas se pretende observar el efecto que tiene sobre la cara de desprendimiento el usar diferentes avances durante los ensayos. En la Figura V-9 se presenta la cara de desprendimiento de los insertos tras el fin de los

ensayos que, para todos los casos, ha sido el alcanzar las cinco ranuras previstas. Se pueden ver claramente las marcas del flujo de la viruta sobre la cara de desprendimiento y las del cráter que deja la viruta en la herramienta. Ninguna de las herramientas ha sufrido un desgaste de cráter severo, aunque, debido a la salida de la herramienta una vez realizadas las ranuras, se observa como en los laterales de alguna de ellas hay un descascarillado. Este descascarillado no supone un problema para la herramienta mientras no sea algo excesivo que pueda suponer una fractura del inserto, cosa que no ocurre en ninguno de los casos analizados.

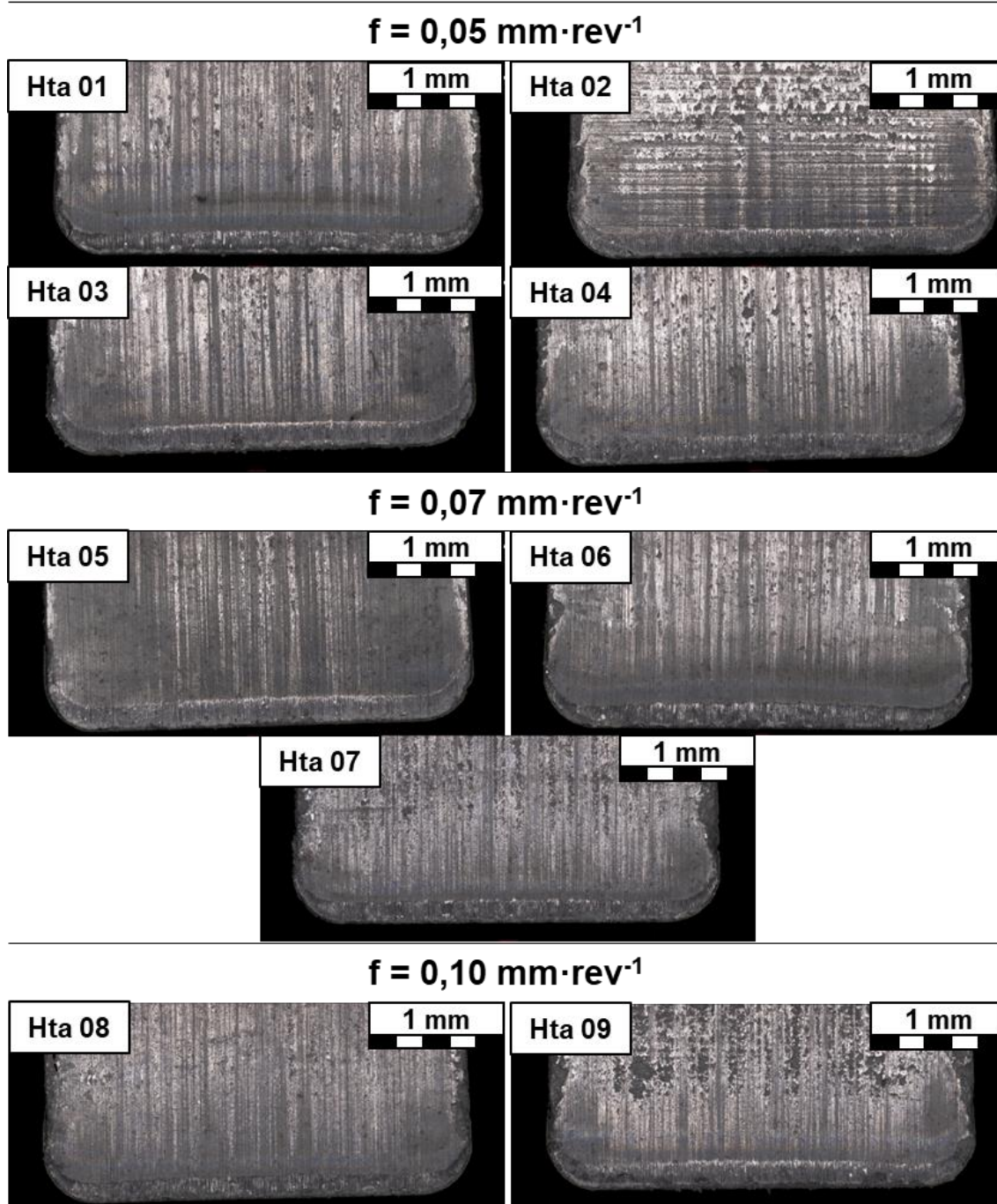


Figura V-9. Cara de desprendimiento de los insertos tras los ensayos de ranurado.

En lo relativo a la longitud de contacto entre herramienta y viruta, en la Figura V-10 se muestran los valores medidos frente al avance utilizado en cada ensayo. Lo primero que se puede observar es que, a medida que el avance aumenta, la longitud de contacto entre viruta y herramienta aumenta también. Este comportamiento coincide con lo dicho por Iqbal et al. (2009). Además, no parece que el redondeo del filo influya en dicha longitud ya que, para un mismo avance, la longitud de contacto es muy similar a pesar de tener radios muy diferentes entre sí.

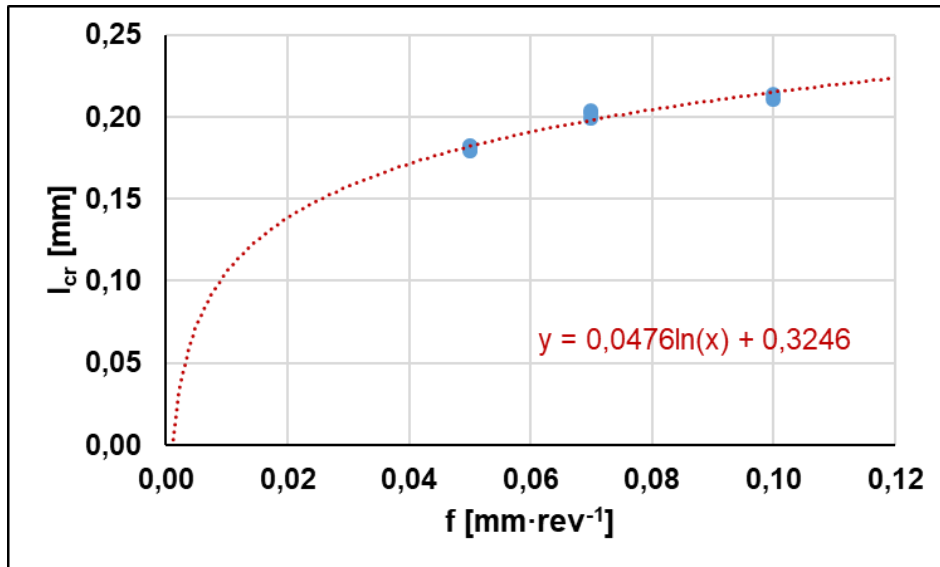


Figura V-10. Longitud de contacto real frente al avance en los ensayos de ranurado.

Por otro lado, se puede observar a su vez que la longitud de contacto de la viruta tiene un comportamiento logarítmico frente al avance. Esto se ha realizado de este modo y no aproximándolos a una recta debido a que, para un avance nulo, la longitud de contacto debiera ser cero.

V. 4. 2. Desgaste de flanco

Como se ha mencionado anteriormente, el criterio de fin de vida de la herramienta en estos ensayos ha sido definido con la medición del desgaste de flanco. En la Figura V-11 se muestran las caras de incidencia en tres momentos de cada uno de los insertos ensayados: en el primero, se muestran las herramientas antes de los ensayos; en el segundo, los insertos han mecanizado una ranura; y, por último, los insertos tras finalizar los ensayos después de mecanizar cinco ranuras. Asimismo, se puede observar que todos los desgastes son muy estables y constantes a lo largo de todo el filo. Sin embargo, cabe resaltar que el desgaste es muy pequeño en comparación con la anchura total de la herramienta.

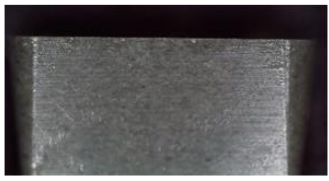

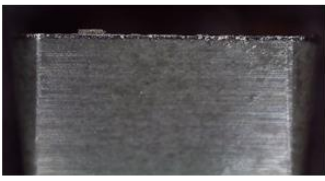

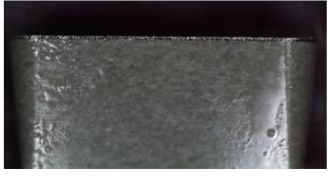


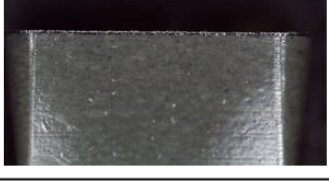



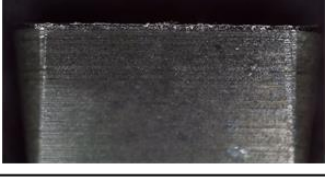
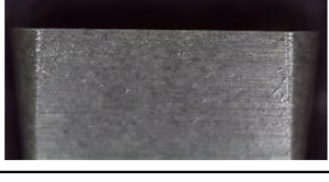



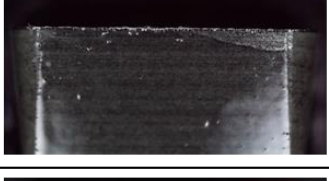
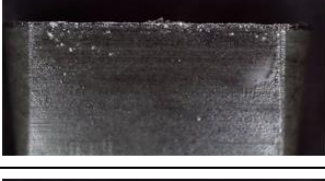









Hta	Ranura 0	Ranura 1	Ranura 5
01			
02			
03			
04			
05			
06			
07			
08			
09			

Figura V-11. Desgaste de flanco de las herramientas tras una y cinco ranuras.

Para poder ver mejor la progresión del desgaste, en la Figura V-12 se muestra el desgaste de las nueve herramientas en función del volumen de viruta arrancado y agrupados por el avance utilizado durante los ensayos para clarificar los gráficos.

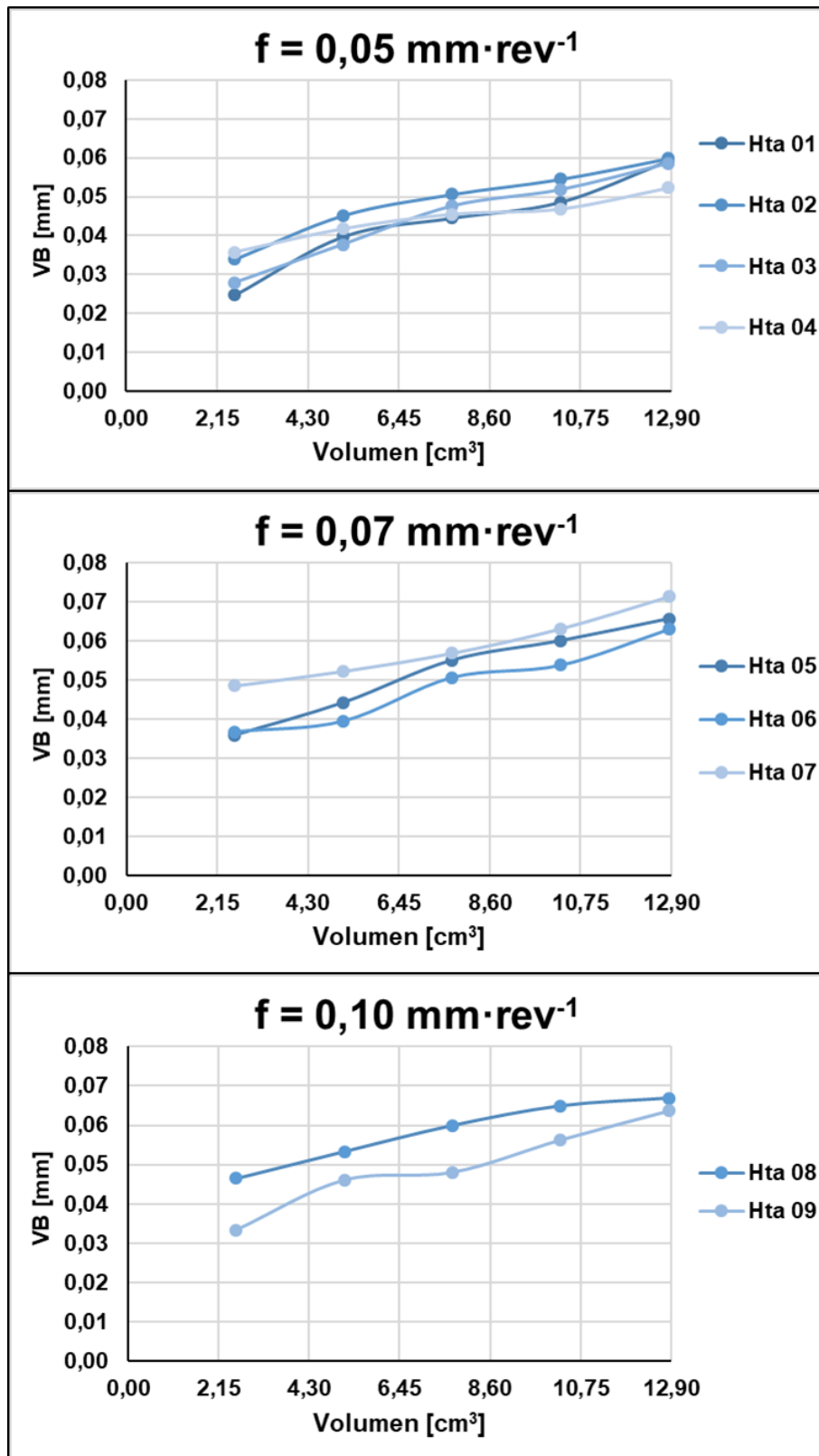


Figura V-12. Desgaste de las herramientas en función del volumen de viruta arrancado.

Viendo esa figura se puede ver que hay una gran reciprocidad entre el desgaste de flanco de las herramientas y el volumen de viruta arrancado. Sin embargo, la relación entre el avance utilizado y el radio de filo de las herramientas no es tan claro. Por poder observar la relación entre desgaste, avance y radio de filo de corte, se ha calculado el coeficiente de correlación para cada uno de los parámetros (avance y radio de filo) y la interacción del avance y el radio con el desgaste de flanco. El coeficiente de correlación de dos variables indica la dependencia lineal entre ambas y va desde -1 a 1. En la Ecuación V-11 se muestra cómo se calcula el coeficiente de correlación entre dos variables.

$$r = \frac{\sum[(x_i - \bar{x}) \cdot (y_i - \bar{y})]}{\sqrt{\sum(x_i - \bar{x})^2 \cdot \sum(y_i - \bar{y})^2}} \quad \text{Ecuación V-11}$$

Un valor nulo indica que no hay dependencia, mientras que un valor cercano a 1 muestra una fuerte correlación. Si es próximo a -1, dicha correlación entre variables es inversamente proporcional, es decir, cuando una aumenta, la otra decrece. En la Tabla V-4 se pueden ver dichos coeficientes.

Tabla V-4. Coeficientes de correlación con el desgaste de flanco.

Coeficientes de correlación (r)			
r (V _v - VB)	r (f - VB)	r (r _{eq} - VB)	r (f·r _{eq} ⁻¹ - VB)
0,875	0,138	-0,004	0,118

Se puede afirmar, en vista de los coeficientes obtenidos, que la correlación entre el desgaste de flanco y el radio de filo de corte es prácticamente inexistente. Pese a ello, existe una dependencia lineal débil en relación con el avance utilizado y la interacción del avance y el radio del filo de corte con el desgaste del flanco. Según esta débil dependencia, un incremento del avance implica un aumento del desgaste del flanco de la herramienta. Con el radio del filo de corte ocurre el efecto contrario: mayores radios reducen el desgaste de flanco de los insertos. No obstante, como la dependencia es débil, el volumen evacuado de viruta es más dominante.

Se puede concluir, por tanto, que, en el rango de radios de filo de corte de 10 a 30 μm que son los utilizados en este estudio, el desgaste de flanco de las herramientas es menor al usar mayores radios de filo en el mecanizado de aleaciones base níquel en corte ortogonal. Sin embargo, esa relación no es muy fuerte pudiendo existir excepciones a la hipótesis formulada.

V. 5. Análisis de la viruta

En la Figura V-13 se muestran las virutas obtenidas tras la primera pasada de cada una de las herramientas ensayadas. Según la clasificación de la morfología de la viruta de la norma ISO 3685:1993, todas las herramientas han generado una forma de viruta tubular y larga a excepción de la herramienta 06 cuya viruta ha sido tubular y enredada. Esta morfología es típica en este tipo de operaciones. En el ranurado es muy complicado romper la viruta y, por ende, se generan virutas largas con el peligro de quedarse enredadas en la herramienta, incluso pudiendo llegar a romperla. Se resalta que las virutas generadas con un avance de $0,10 \text{ mm} \cdot \text{rev}^{-1}$ tenían una temperatura muy superior a las otras que dificultaba su recolección sin usar guantes.

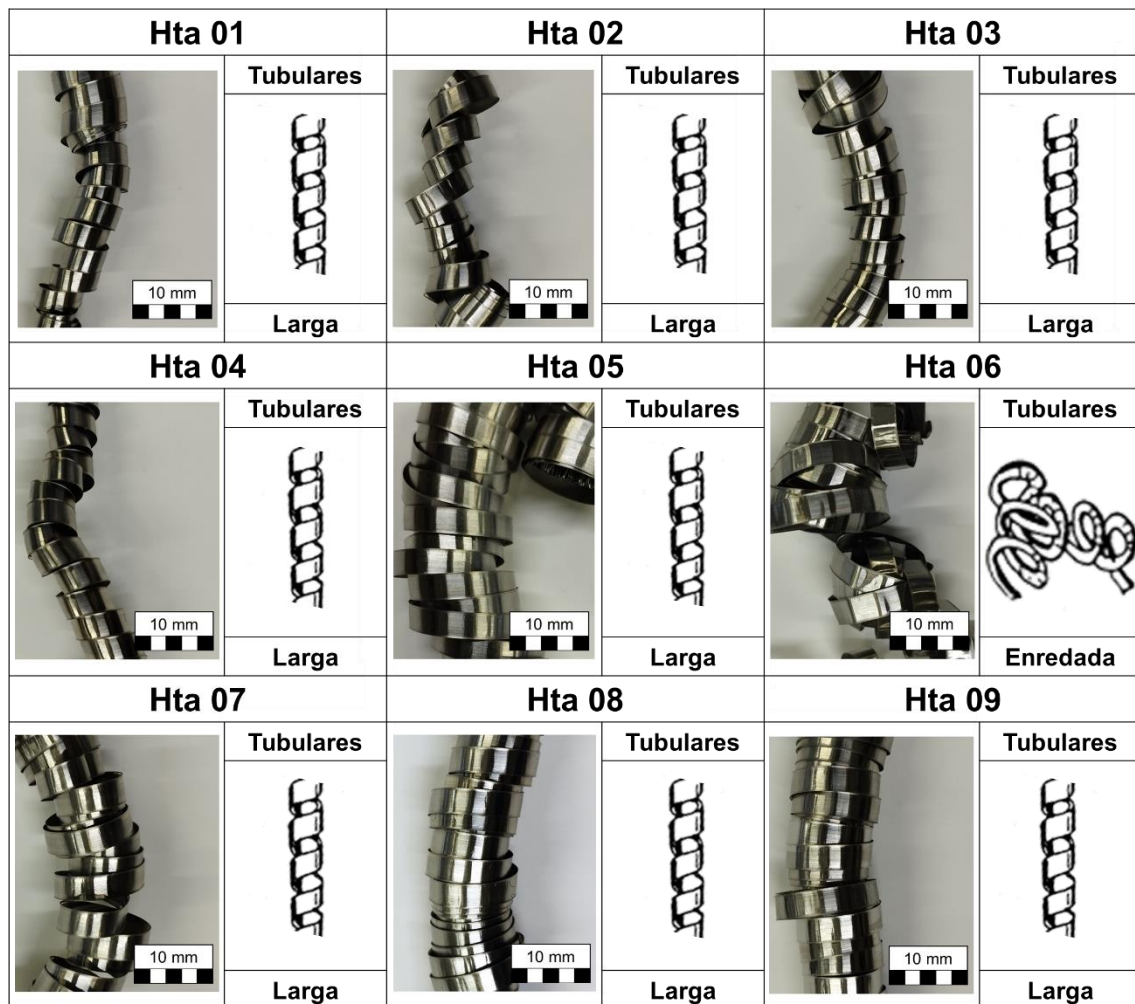


Figura V-13. Morfología y clasificación de la viruta obtenidas con las herramientas de ranurado de acuerdo con la ISO 3685:1993.

Como la morfología de la viruta está relacionada con la forma que tiene de fluir por la cara de desprendimiento de la herramienta, es posible saber cómo es su comportamiento durante el corte. En este caso, las virutas se han alejado de la pieza y

en sentido contrario al avance, lo que ha ayudado a evacuar las virutas sin dañar la superficie mecanizada ni engancharse en la herramienta. Además, cabe resaltar que los diámetros de las virutas con avances de 0,07 y 0,10 mm·rev⁻¹ (herramientas 05, 06, 07, 08 y 09) son más grandes que los generados con avance 0,05 mm·rev⁻¹ (herramientas 01, 02, 03 y 04). Este menor diámetro implica que la fuerza originada en el contacto entre la viruta y la cara de desprendimiento dota a la viruta de una mayor curvatura. Esto se debe, en gran parte, al menor espesor de la viruta generada bajo el avance de 0,05 mm·rev⁻¹ en comparación a los otros dos.

En la Figura V-14, en la Figura V-15 y en la Figura V-16 se muestran imágenes SEM de la viruta por la cara que entra en contacto con la superficie de desprendimiento de la herramienta de las nueve herramientas ensayadas. Todas las imágenes tienen un elemento en común: se ven las marcas del avance. Estas marcas son típicas en cualquier proceso de torneado y se deben al rozamiento de la viruta con la cara de desprendimiento de la herramienta.

Por otro lado, algunas de las virutas analizadas, las generadas por las herramientas 01, 03, 04, 07 y 08, presentan zonas de oxidación, pero son de tamaño muy pequeño y aparecen de forma puntual. Que se dé esta falta de oxidación implica que el proceso ha sido muy estable térmicamente hablando gracias a una buena lubricación-refrigeración de la zona de corte. Por consiguiente, este hecho puede considerarse despreciable para todos los casos analizados.

Por último, se destaca que, con las herramientas con mayores radios de filo (insertos 03, 04, 06, 08 y 09), aparecen marcas de material arrastrado, algunas de ellas casi imperceptibles o muy aisladas (herramientas 06 y 09). Las marcas de arrastre se deben, en este caso, a las zonas de *ploughing* en las que el material de la DMZ es arrastrado a lo largo del redondeo del filo. Puede, incluso, llegar a quedarse parcialmente adherido al propio filo de corte, haciendo que arrancarlo suponga un incremento en las fuerzas de corte. Al ser este efecto solo perceptible cuando los radios de filo son grandes, por ende, se puede considerar que las virutas han fluido por la cara de desprendimiento sin ningún impedimento. Que la viruta deslice por la superficie de desprendimiento y no se quede pegada es de gran importancia como se verá posteriormente al modelizar los esfuerzos de corte generados con cada herramienta.

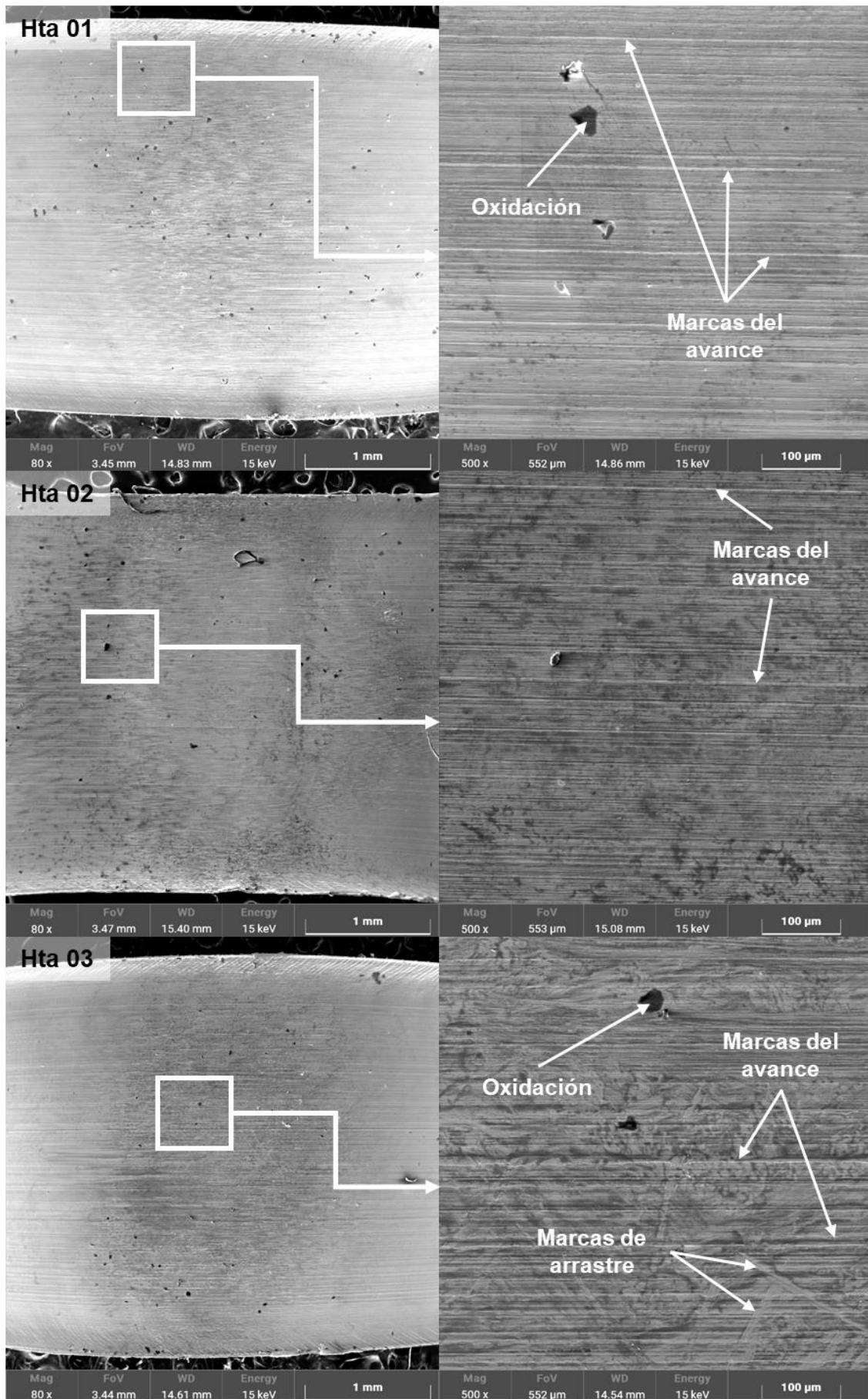


Figura V-14. Imágenes SEM de la viruta de las herramientas 01, 02 y 03.

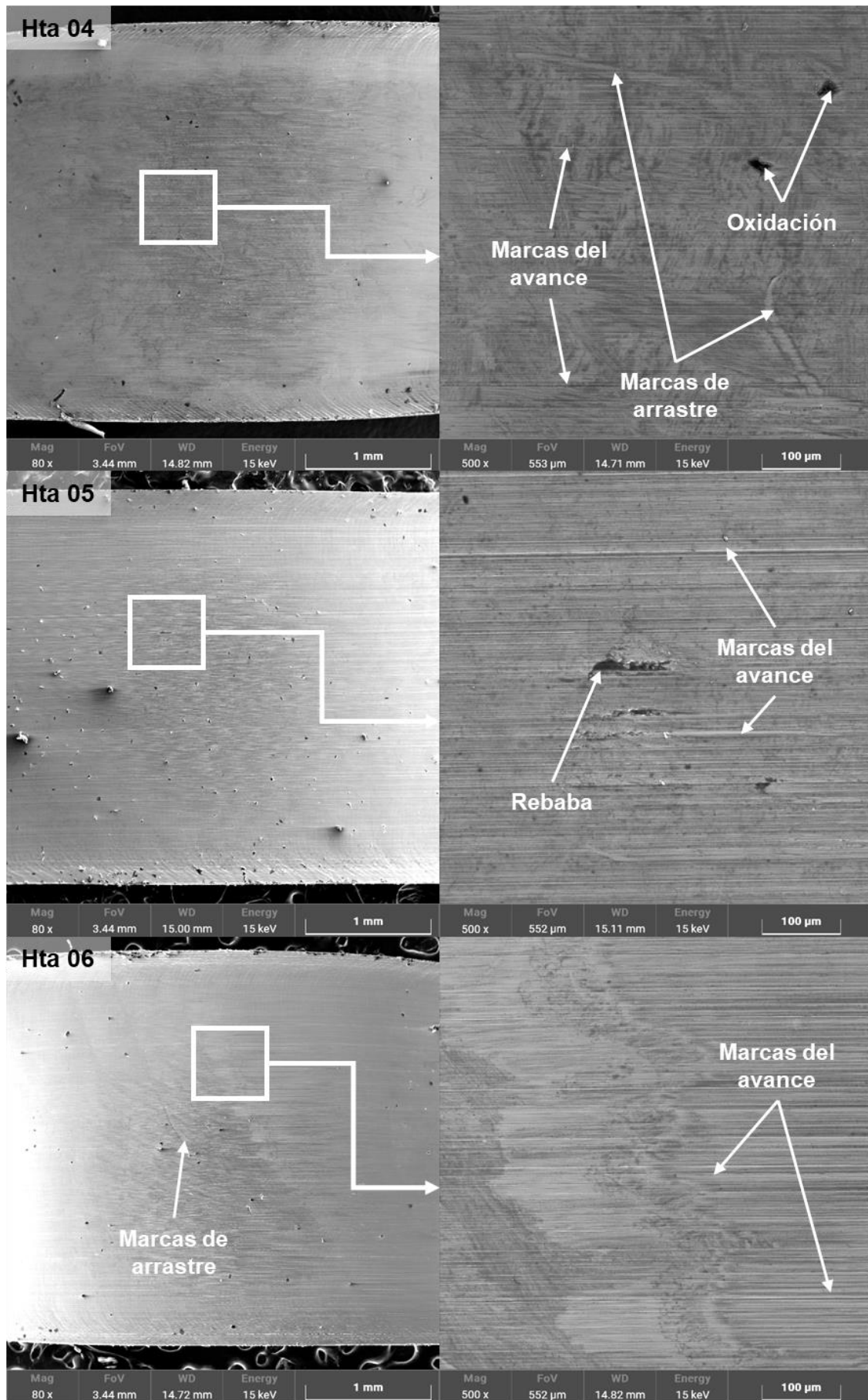


Figura V-15. Imágenes SEM de la viruta de las herramientas 04, 05 y 06.

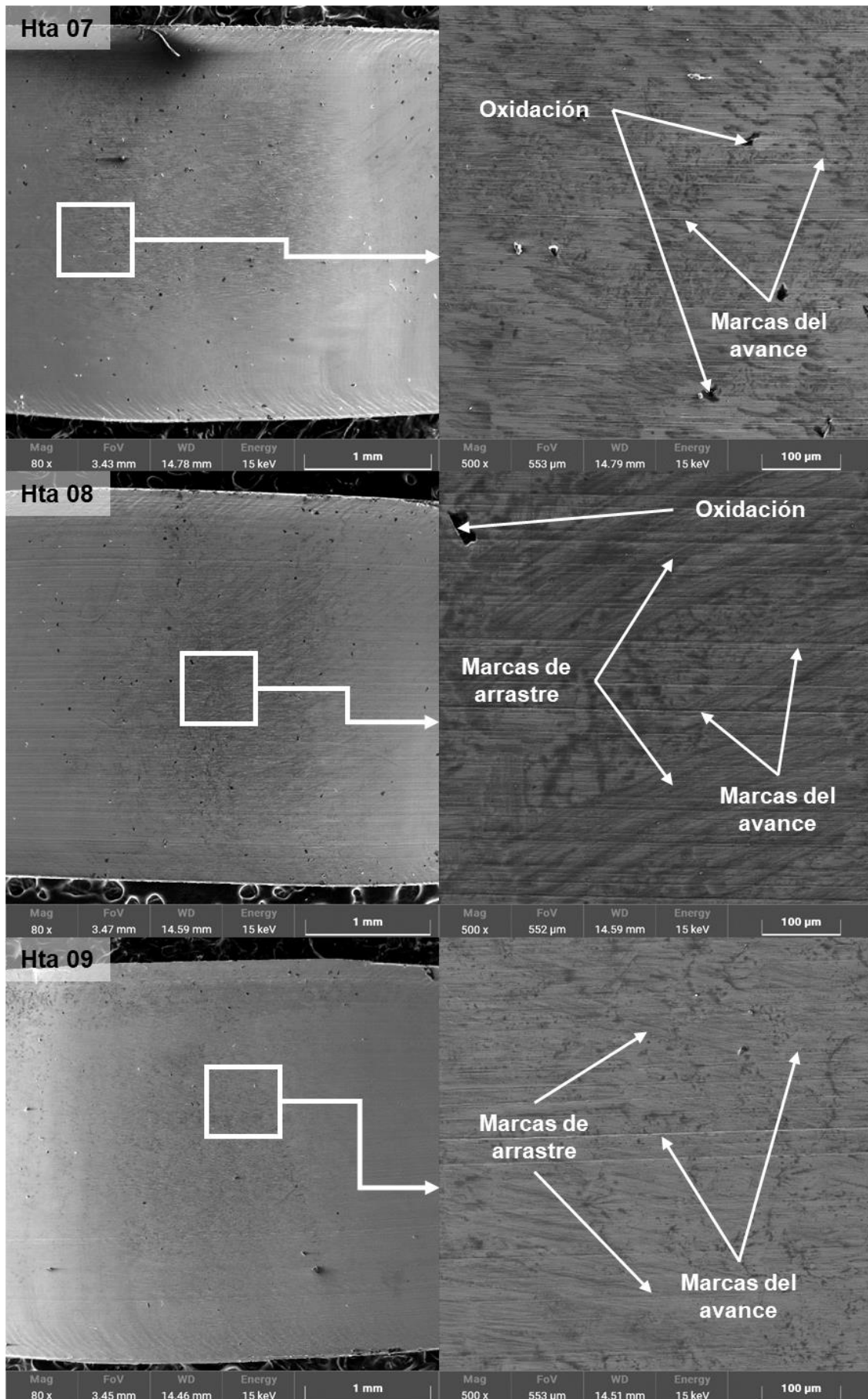


Figura V-16. Imágenes SEM de la viruta de las herramientas 07, 08 y 09.

Por último, para cerrar el análisis de la viruta, se ha analizado la segmentación de los dientes de sierra de la viruta generada con las nueve herramientas ensayadas. Como el objetivo es estudiar el efecto de los radios de filos sobre el corte, únicamente se han obtenido datos de la viruta generada en la primera ranura a fin de evitar el efecto del desgaste en la generación de la misma. A partir de esas mediciones se ha calculado el ángulo de cizalladura (Φ) y la ratio de segmentación (G_s).

Para el cálculo del ángulo de cizalladura se ha utilizado la Ecuación V-12 obtenida a partir del cálculo analítico del esquema del corte ortogonal. Para este caso, el ángulo de desprendimiento, γ , es de 0° y el ángulo de posicionamiento del filo principal, κ_r , es 90° . Además, el espesor de la viruta se ha obtenido calculando la media entre H_1 y H_2 . En el caso de la ratio de segmentación, para su cálculo se ha usado la Ecuación II-19.

$$\Phi = \operatorname{atan}\left(\frac{\frac{f \cdot \sin \kappa_r}{h} \cdot \cos \gamma}{1 - \frac{f \cdot \sin \kappa_r}{h} \cdot \sin \gamma}\right) = \left\{ \begin{array}{l} \kappa_r = 90^\circ \\ \gamma = 0^\circ \end{array} \right\} = \operatorname{atan}\left(\frac{f}{h}\right) \quad \text{Ecuación V-12}$$

En la Figura V-17, en la Figura V-18 y en la Figura V-19 se muestran imágenes de la viruta segmentada junto a los parámetros que se han medido para cada una de las nueve herramientas ensayadas. Dichas imágenes se han obtenido con el microscopio *Alicona® Infinite Focus G5*. Todas las mediciones mostradas en dichas figuras y los cálculos realizados a partir de ellas se pueden ver en la Tabla V-5. Resaltar que H_1 y H_2 muestran la media de las alturas de cada uno de los espesores de la viruta, Φ_s es la media entre los ángulos que forma cada uno de los dientes y para λ_s se muestran varias medidas en las imágenes, pero para el cálculo se han tendido en cuenta todas las distancias.

Tabla V-5. Mediciones y cálculos de la segmentación de la viruta tras los ensayos de ranurado con las nueve herramientas.

Hta	h_m [μm]	$r_{\text{eq}} \cdot h_m^{-1}$ [-]	H_1 [μm]	H_2 [μm]	ΔH [μm]	G_s [-]	Φ_s [$^\circ$]	λ_s [μm]	h [μm]	Φ [$^\circ$]
01	50	0,28	55,3	80,5	25,2	0,31	58,76	33,8	67,9	36,37
02	50	0,32	56,4	81,2	24,8	0,31	54,34	37,0	68,8	36,01
03	50	0,40	63,2	93,2	30,0	0,32	57,41	36,2	78,2	32,59
04	50	0,54	55,3	81,0	25,7	0,32	53,94	36,8	68,2	36,27
05	70	0,23	77,1	108,0	30,9	0,29	53,10	38,8	92,6	37,10
06	50	0,40	63,2	94,2	31,0	0,33	59,69	35,9	78,7	32,43
07	70	0,34	76,2	114,4	38,2	0,33	53,71	44,8	95,3	36,30
08	100	0,16	68,9	136,1	67,2	0,49	48,67	72,5	102,5	44,29
09	100	0,20	75,2	137,1	61,9	0,45	49,29	72,9	106,2	43,29

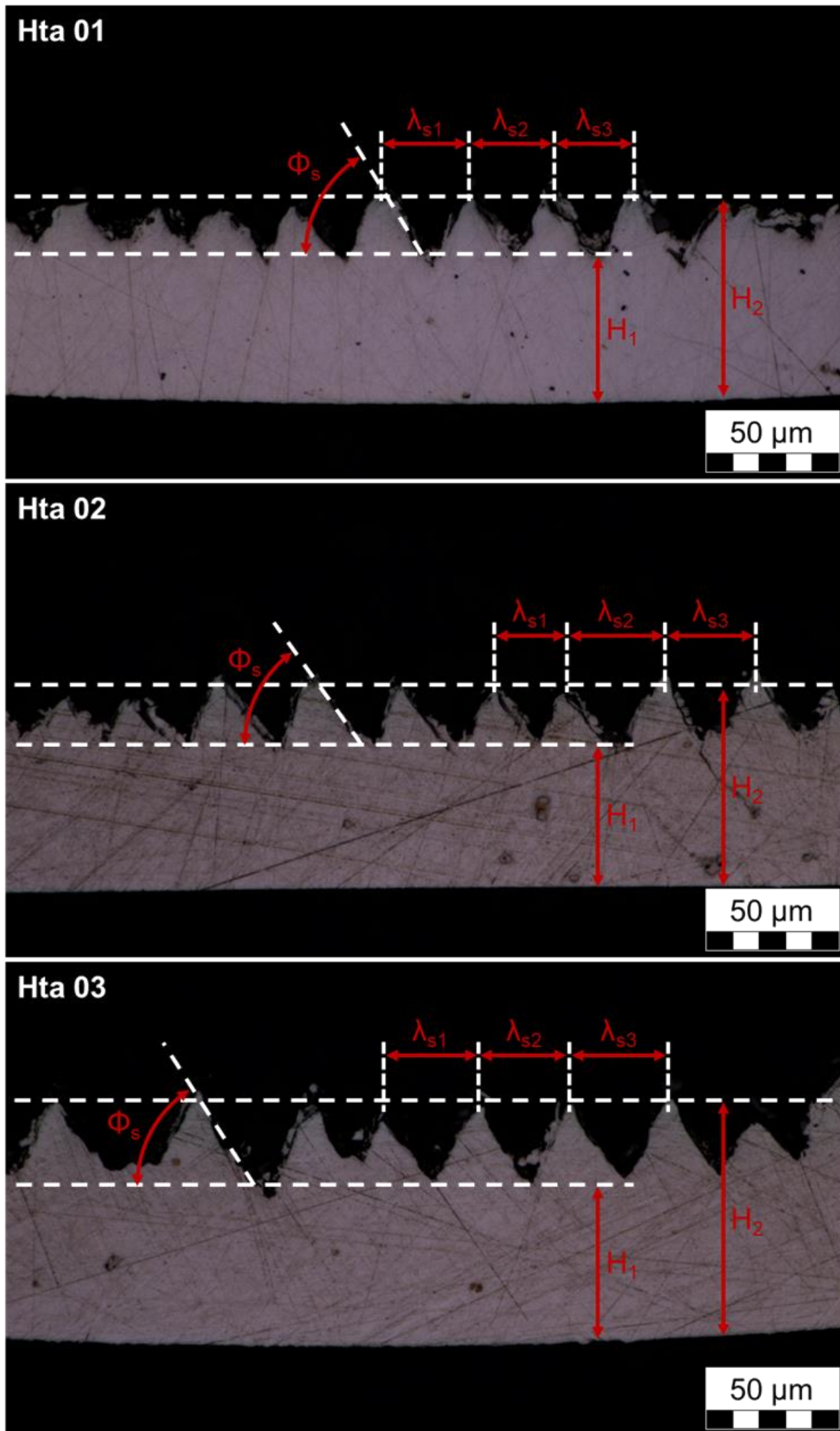


Figura V-17. Segmentación de las virutas generadas con los insertos 01, 02 y 03.

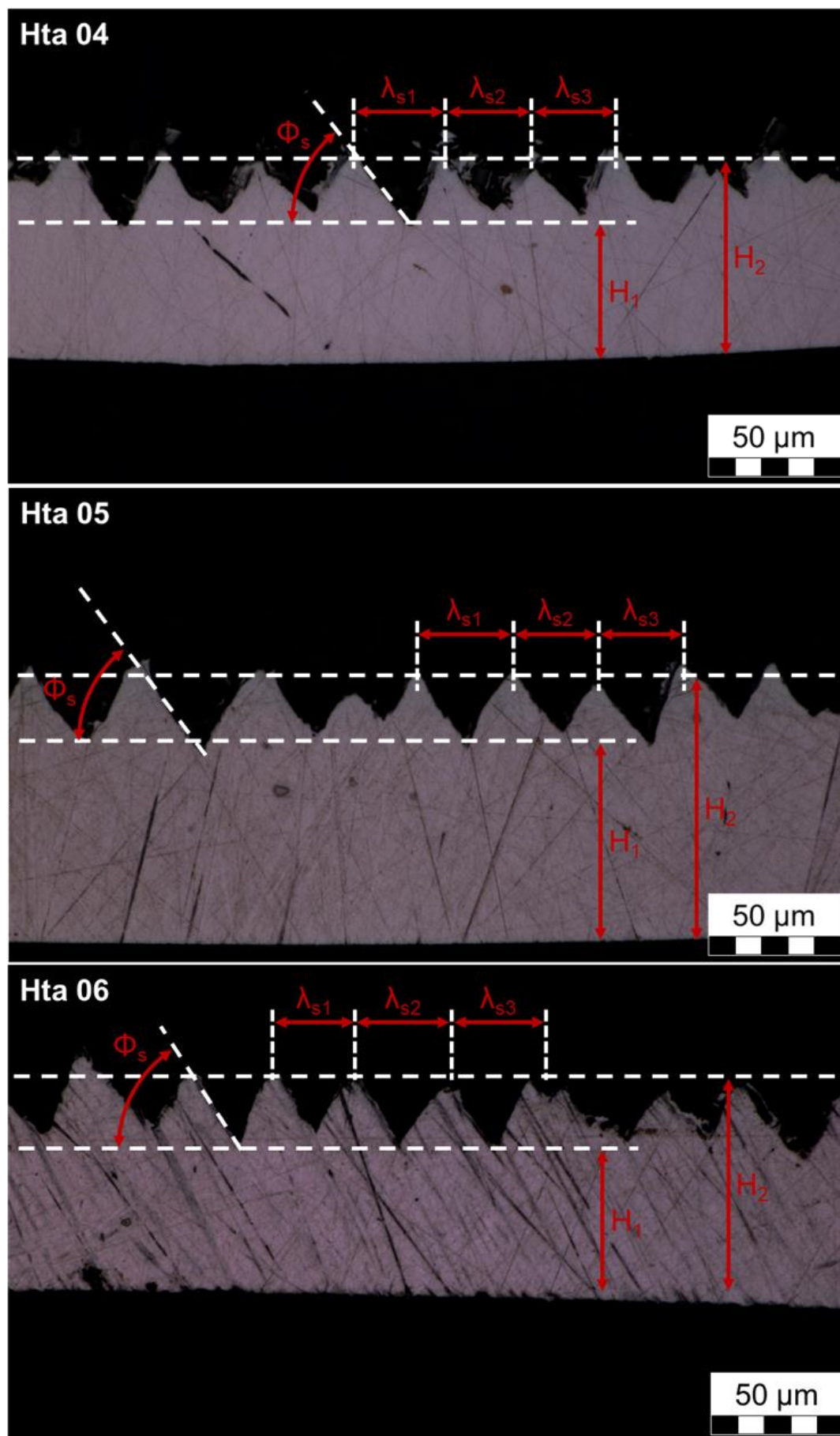


Figura V-18. Segmentación de las virutas generadas con los insertos 04, 05 y 06.

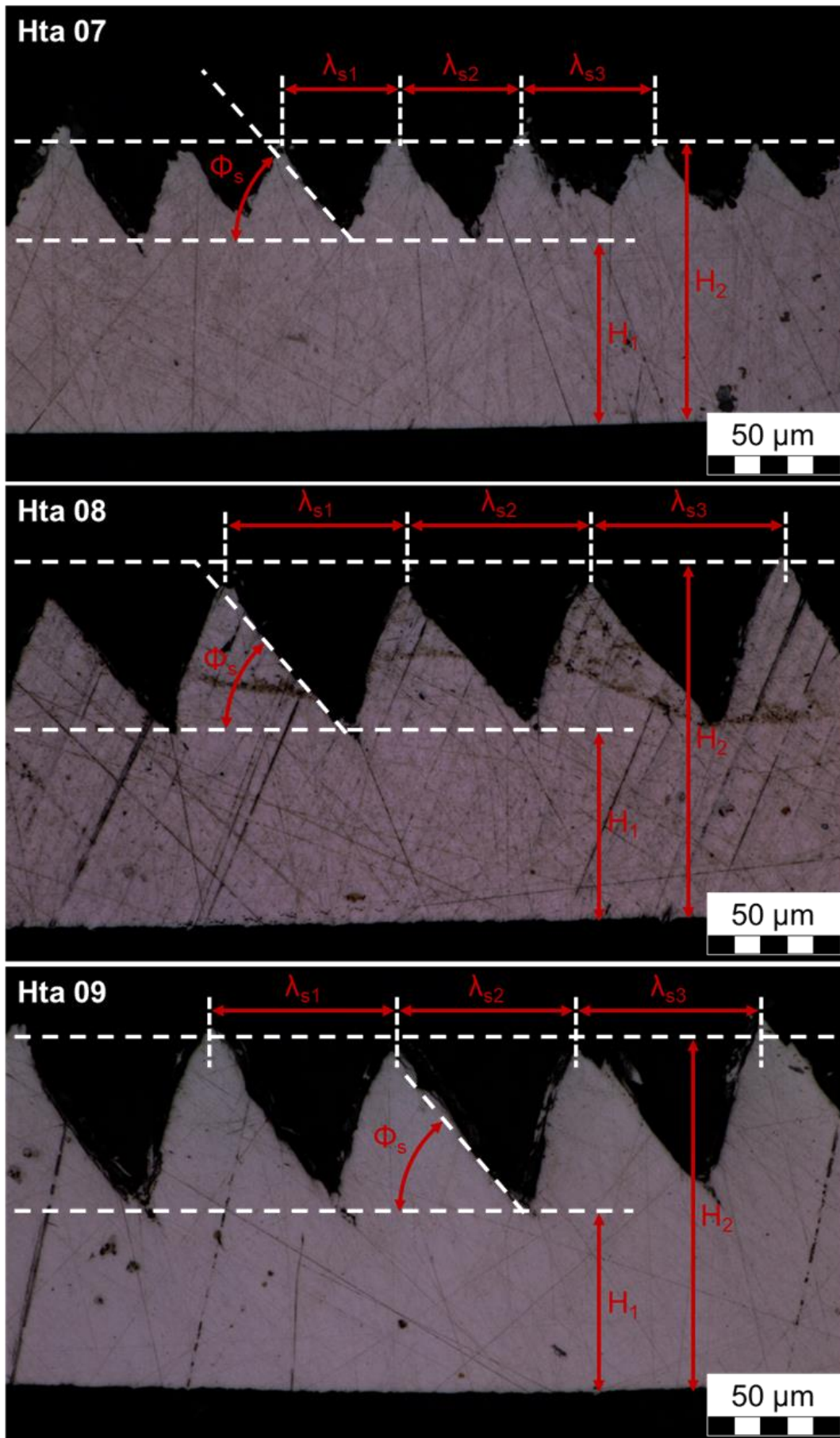


Figura V-19. Segmentación de las virutas generadas con los insertos 07, 08 y 09.

Lo primero que puede observarse al mirar las anteriores figuras es que, al incrementar el avance, los dientes de sierra de la viruta generada en el proceso de corte están más definidos. Las virutas generadas con un avance de $0,05 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ son más irregulares, alternando dientes definidos con otros achatados o no tan continuos. Podría decirse que a bajos avances se han generado virutas con una apariencia más continua que a altos avances. Esto puede verse en la Figura V-20a donde se puede ver la diferencia entre los picos y valles de la viruta segmentada en función del espesor de viruta sin cortar. A mayor avance, mayor es la diferencia y, por ende, es menos continua. Esto está muy relacionado, a su vez, con la separación entre segmentos o anchura de segmentación. De ahí que tenga una tendencia muy similar a la diferencia entre picos y valles (ver Figura V-20b).

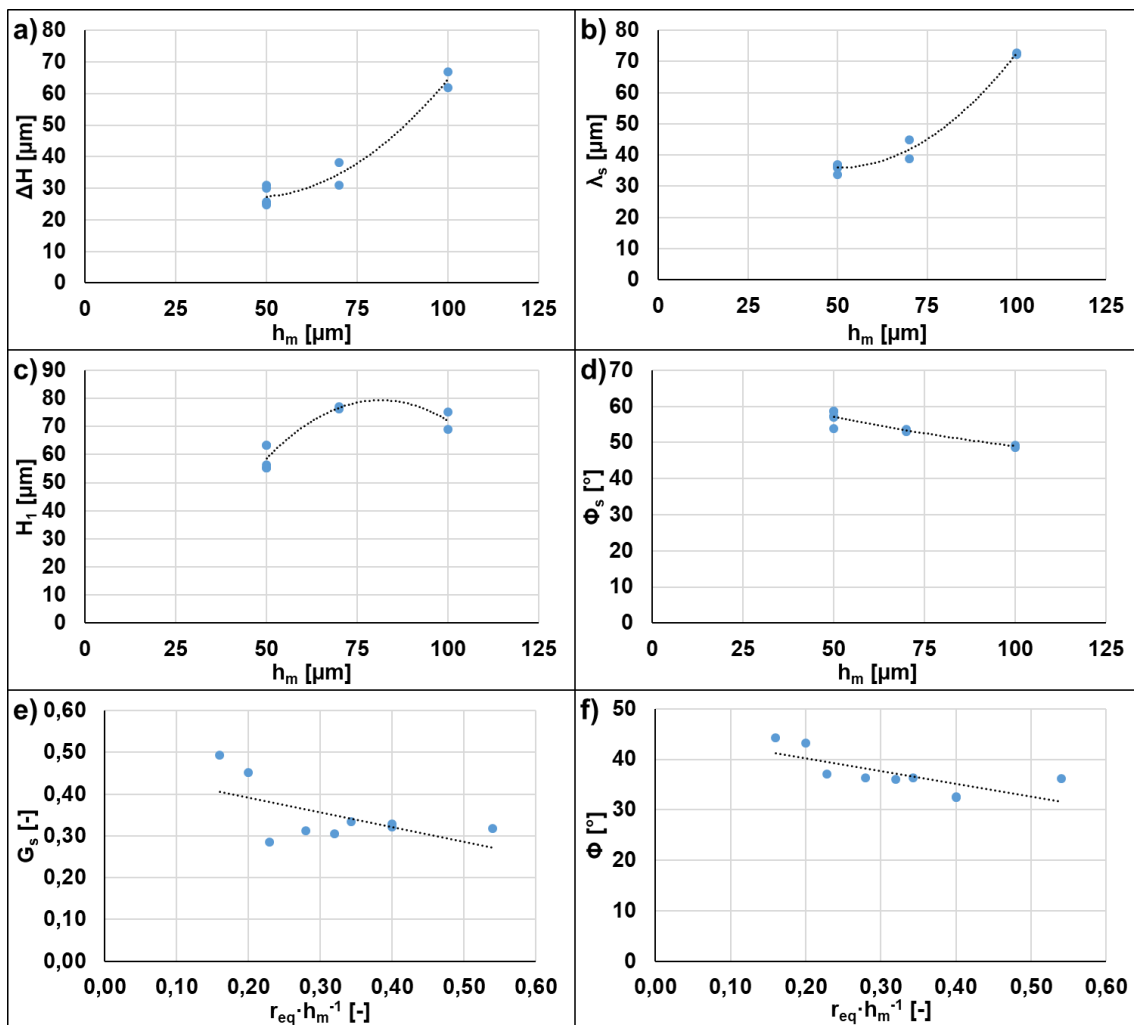


Figura V-20. Representación de los parámetros medidos de la segmentación de la viruta: diferencia entre valle y pico (a), anchura segmentación (b), espesor mínimo (c), ángulo de segmentación (d), ratio de segmentación (e) y ángulo de cizalladura (f).

Otro aspecto a tener en cuenta de la segmentación de las virutas es el origen de la formación de las mismas. Principalmente, hay tres teorías: que el origen del segmento

se debe a la tensión plástica, que se debe a la predominancia de las microfracturas o una combinación de ambas. En su estudio Joshi et al. (2015) concluyeron que a mayor espesor mínimo de viruta H_1 , predomina la formación de los segmentos por tensión plástica, mientras que, si decrece, predomina la generación por grietas. Viendo las imágenes de la viruta segmentada y la Figura V-20c, puede concluirse que el agrietamiento que aparece en las virutas con avance de 0,05 y 0,10 mm·rev⁻¹ se deben al origen de la segmentación (Carvalho et al., 2023). La altura del espesor mínimo está relacionada con el ángulo de segmentación: a mayor ángulo, mayor será el espesor mínimo y, por tanto, mayor será el espesor de la viruta (Carvalho et al., 2023).

Estudios indican que la ratio de segmentación está muy relacionada con los parámetros que intervienen en el corte debido a que la segmentación de la viruta está muy relacionada con la temperatura que se alcanza en el proceso (Wan et al., 2012). Por ello, a mayor avance, mayor es la segmentación. Además, otros autores afirman que aumentar el radio de filo de la herramienta disminuye el grado de segmentación (Özel y Ulutan, 2014). Combinando algunos factores en la Figura V-20e puede verse que la tendencia de las medidas cumple lo concluido en dichos estudios.

Por último, en la Figura V-20f se muestra la variación del ángulo de cizalladura en función de la relación entre el radio de filo de la herramienta y el espesor de viruta sin cortar. Se puede ver que la pendiente de la tendencia de los valores graficados es negativa, por lo que, a mayor relación del radio respecto al espesor de viruta sin cortar, menor será el ángulo de cizalladura. Esto implica que la pieza fabricada aumente su temperatura ya que, a menores ángulos de cizalladura, el flujo de calor en dirección a la pieza aumenta. Por consiguiente, y teniendo en cuenta todo lo comentado, se puede concluir que, a pesar de generarse mayores temperaturas con avances elevados, si el radio de filo es pequeño en comparación al avance, la propia viruta se llevará el calor generado convirtiendo el proceso de corte en adiabático.

V. 6. Análisis de las fuerzas

En este apartado se van a analizar las fuerzas generadas durante el corte con las diferentes herramientas ensayadas. Antes de empezar con ello, se procede, a continuación, con una serie de consideraciones que facilitan el análisis de dichas fuerzas de corte. En primer lugar, se considera que el corte es ortogonal puro. Tal y como se puede ver en la Figura V-21, la fuerza radial (F_b) apenas tiene relevancia en comparación con las otras dos y, por ende, realizar esta suposición se considera como válida ya que la componente en la dirección axial de la pieza puede considerarse

despreciable frente a las otras dos componentes. Por ello, no se tendrá en cuenta su efecto a lo largo del resto del capítulo.

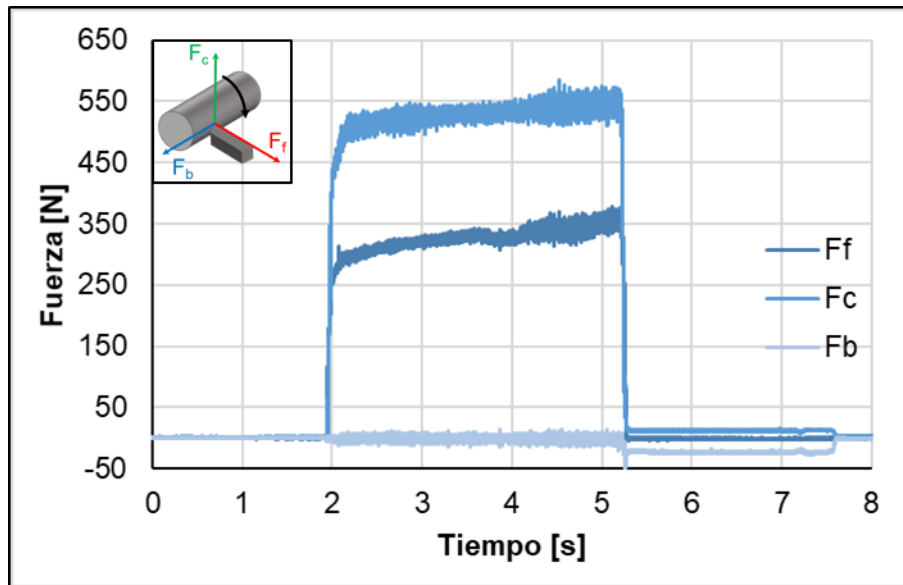


Figura V-21. Fuerzas de corte, avance y binormal generadas durante la primera ranura con la herramienta 01.

En segundo lugar, de cada ranura se han obtenido los valores iniciales y finales de las fuerzas. Esto se ha decidido hacerlo así ya que, al no haber picos en la entrada de la herramienta a mecanizar y en la salida, tal y como se puede apreciar en la Figura V-22, las fuerzas son una continuación de la anterior ranura. Los valores iniciales son prácticamente iguales a los finales de la ranura anterior. De esta forma, y al cumplirse ese principio de continuidad, se puede conocer las fuerzas de corte en cualquier instante de mecanizado sin importar qué ranura está mecanizando la herramienta.

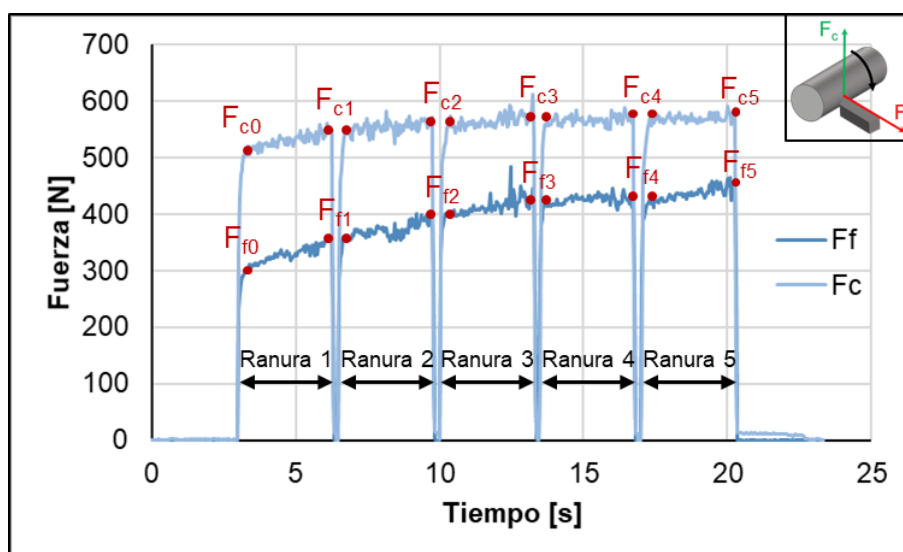


Figura V-22. Fuerzas de corte y de avance generadas a lo largo del ensayo con la herramienta 01.

V. 6. 1. Fuerzas en los ensayos realizados

Una vez comentadas las simplificaciones realizadas para poder llevar a cabo el análisis de las fuerzas generadas durante el corte, se presenta en la Figura V-23 las fuerzas tangenciales (F_c) de todas las herramientas ensayadas. Se destacan cuatro comentarios de esa imagen. En primer lugar, algo que ya es conocido por todos los que mecanizan y es que, al aumentar el avance al doble (de 0,05 a 0,10 $\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$), la fuerza tangencial no aumenta el doble, sino que el aumento es menor. Esto se debe a la existencia de otros factores que no son la cizalladura como puede ser el rozamiento.

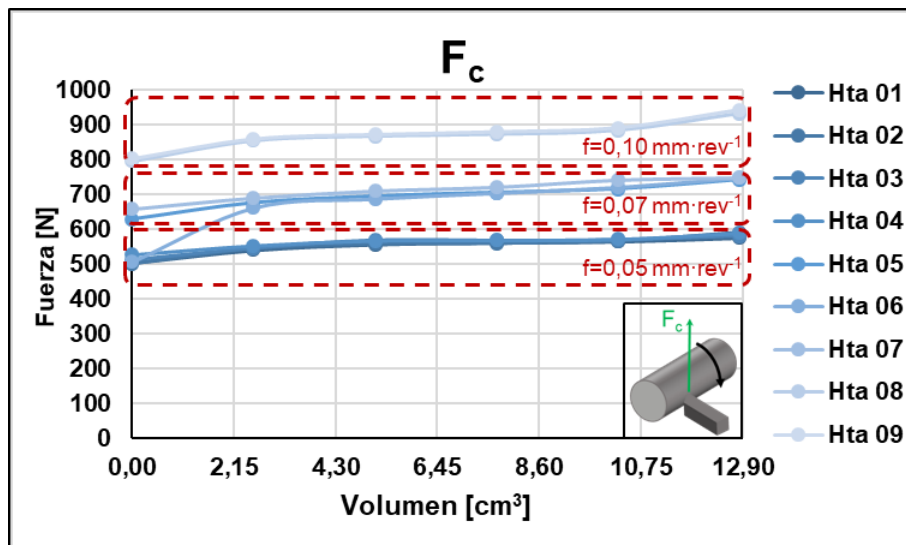


Figura V-23. Fuerzas de corte tangencial (F_c) de todas las herramientas ensayadas.

En segundo lugar, que a esta componente de la fuerza no parece afectarle el cambiar el radio de filo de corte de los insertos. Como se puede ver, las nueve fuerzas se agrupan en tres rectas correspondientes a los tres avances (señalados en el gráfico) utilizados durante los ensayos sin apenas variar dentro de cada una de esas agrupaciones.

En tercer lugar, se puede ver que la herramienta 06 al inicio de la primera ranura tiene una fuerza menor que en las siguientes ranuras. Esto es debido a un error humano en el que en la primera ranura se ha mecanizado con un avance de 0,05 $\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ en vez de a 0,07 $\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$. Por ello, a partir de la segunda ranura la fuerza vuelve a agruparse con las herramientas que mecanizan con un avance de 0,07 $\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$.

En cuarto lugar, la pendiente de las fuerzas al ir aumentando el desgaste de las mismas es positiva, algo lógico pues cada vez le cuesta más a la herramienta cortar, pero dicha pendiente es muy baja. Esta pequeña pendiente puede estar relacionada con usar para el corte un inserto con ángulo de desprendimiento nulo. Esto se debe a que el desgaste no afecta tanto a la componente de la fuerza en la dirección de la velocidad de corte en

esta clase de insertos al generarse el desgaste en la dirección perpendicular a la superficie de desprendimiento.

Un comportamiento muy diferente ocurre con las fuerzas de avance generadas durante el corte. Dichas fuerzas pueden verse en la Figura V-24 separadas, en este caso, por el avance al que han realizado las ranuras para ver mejor el efecto de la preparación del filo. De estos gráficos pueden sacarse también cuatro conclusiones en claro. Lo primero de todo es que, para esta componente de la fuerza, la diferencia de los radios de filo se ha hecho notar mucho más que en la otra, sobre todo, al mecanizar la primera ranura. Esto se puede apreciar de forma clara en el caso de usar un radio de filo de 14 μm (Hta 01) en vez de otro de 27 μm (Hta 04), pues al hacerlo se puede reducir la fuerza de avance en aproximadamente un 30% en la primera ranura utilizando un avance de 0,05 $\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$. Este comportamiento concuerda con lo concluido por varios autores que indican que el efecto de ploughing tiene una mayor influencia sobre la fuerza de avance que sobre la de corte. Por tanto, un mayor redondeamiento del filo hace que la F_f aumente en mayor medida que la F_c (Wyen y Wegener, 2010; Uysal y Altan, 2015; Li y Chang, 2022 b; Zhuang et al., 2022).

En segundo lugar, en esta componente la influencia del desgaste sí se hace notar de una ranura a otra. Asimismo, dicha influencia del desgaste hace que las diferencias iniciales tiendan a estrecharse. Viendo la tendencia, es muy probable que en las sucesivas ranuras que se fueran a mecanizar posteriormente la influencia del radio de filo desaparezca, siendo el desgaste el que predomina. Esto es debido a la desaparición del redondeo del filo al ir desgastándose la herramienta (ver Figura V-8). Además, siendo la pendiente mucho mayor que en el caso de las fuerzas de corte, en dos o tres ranuras más la componente del avance tendrá un peso mayor que la componente en la dirección de la velocidad de corte.

En tercer lugar, se puede ver como el efecto del radio tiene una menor influencia sobre la fuerza de avance al aumentar el avance de la herramienta ya que, como se puede ver en la figura con avance de 0,10 $\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$, apenas hay diferencias entre usar un radio u otro. Esto se explica debido a que la fuerza de *ploughing* cobra menor importancia al usarse avances mayores.

Por último, viendo la figura no parece que aumente la fuerza de avance para un mismo valor de radio cuando se están utilizando avances bajos (diferencias inferiores al 5% al usar un radio de 16 μm y avances de 0,05 y 0,07 $\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$). Sin embargo, al usar avances mayores, esa diferencia tan pequeña con avances bajos se amplifica mucho (más del 26% al usar un radio de 16 μm y avances de 0,05 y 0,10 $\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$). La

explicación de este fenómeno puede venir de la mano de un mayor rozamiento en la zona de contacto entre herramienta y viruta que, además, en el caso del avance de $0,10 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$, es de una longitud mayor.

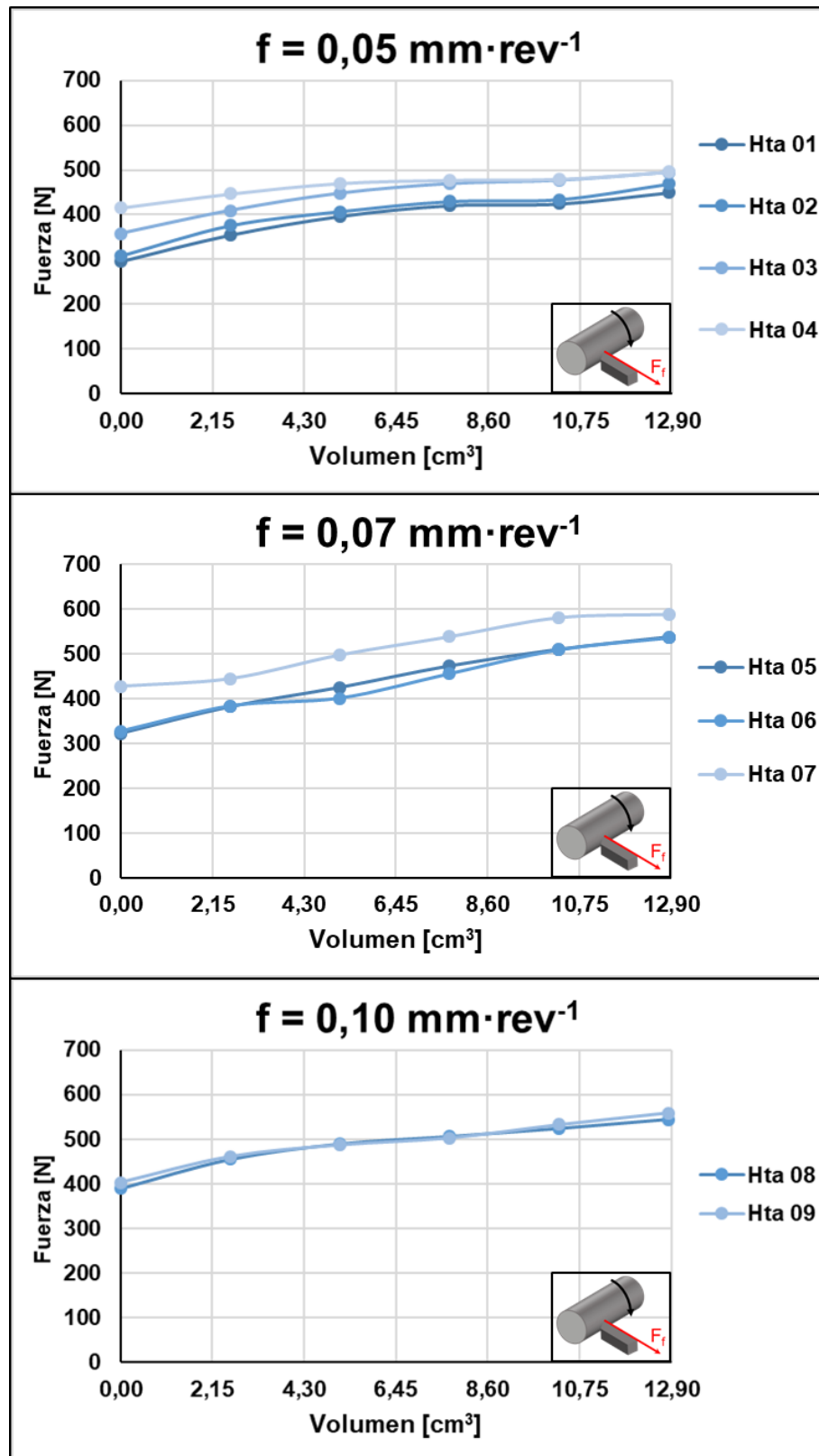


Figura V-24. Fuerzas de avance (F_t) de todas las herramientas ensayadas.

Para finalizar el análisis de las fuerzas con las nueve herramientas ensayadas, resaltar que el desgaste tiene un mayor efecto sobre la componente del avance. Esto puede verse de forma clara en la Figura V-22, donde la pendiente de la fuerza de avance es superior a la de la componente tangencial. En unas cuantas ranuras mecanizadas más por cada herramienta y el desgaste sea mayor, las componentes del avance serán superiores a las de la tangencial.

V. 6. 2. Importancia de una buena preparación del filo

Las fuerzas de corte son un sistema intachable para detectar problemas en el proceso de corte ya provengan estos de la herramienta, de la máquina o del propio proceso en sí. Y en el caso de un proceso tan crítico como es el ranurado no es para menos. En la Figura V-5 se mostraba el escaneado de dos de las herramientas ensayadas en este estudio. La primera de ellas se corresponde con la herramienta 09, un inserto con una buena preparación del filo. La segunda, en cambio, presenta grandes muescas a lo largo del filo y se corresponden con la herramienta 11. En la Figura V-25 se muestran las fuerzas tangenciales y de avance de las dos herramientas.

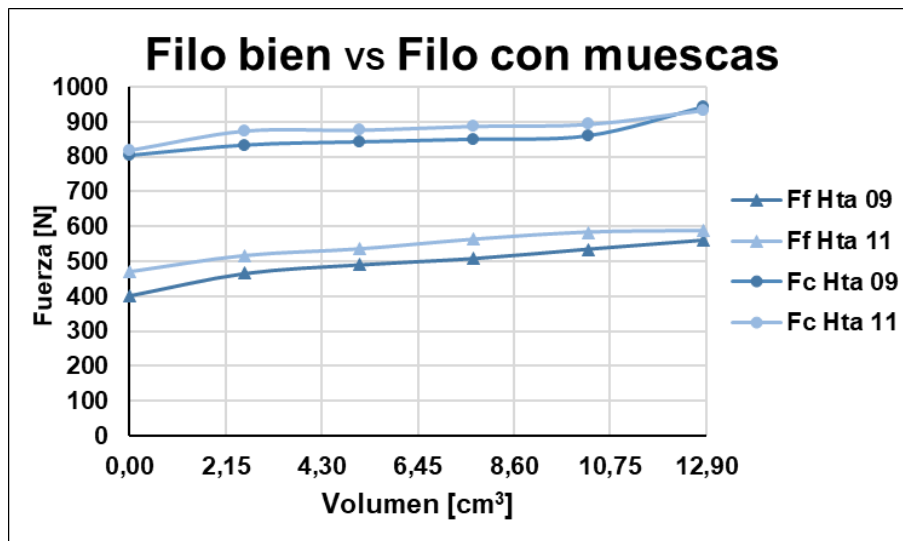


Figura V-25. Comparación de las fuerzas de avance y tangencial de una herramienta con un buen acabado del filo (Hta 09) frente a otra con muescas en el filo (Hta 11).

A priori puede parecer que unas pequeñas muescas no impliquen nada durante el proceso de corte. No obstante, se ha visto que el acabado del filo es fundamental para un correcto proceso de corte. Tal y como se aprecia en la figura, para ambas componentes y a lo largo de las cinco ranuras que han mecanizado cada una de las herramientas, la herramienta 11 ha generado fuerzas mayores. De hecho, esa diferencia de las fuerzas es bastante mayor en la componente del avance (más de un 17%) que en la tangencial (un 2% aproximadamente).

Cabe resaltar que el radio de filo del inserto 09 es de 20 μm , mientras que el del inserto 11 es de 18 μm y, aun así, ha generado mayores fuerzas de corte teniendo un radio de filo menor. Por consiguiente, en operaciones tan críticas como el ranurado, es muy importante tener buenas preparaciones de filo para evitar roturas en las herramientas durante el proceso de corte que puedan dañar piezas de alto valor añadido como, por ejemplo, las carcasas de motores aeronáuticos.

V. 6. 3. Influencia de S_α y S_γ

Para finalizar el apartado del análisis de las fuerzas de corte, se hará un breve apunte sobre la importancia de la forma del filo de corte, es decir, cómo influye que el filo sea en forma de cascada o de trompeta (ver Figura V-26). Para ello se van a realizar una serie de ranuras con la herramienta 10 siguiendo el mismo criterio que en los anteriores ensayos y se comparará su rendimiento con la herramienta 02. La única diferencia entre ambos ensayos es que con el inserto 02 únicamente se han podido realizar tres ranuras debido a una falta de material.

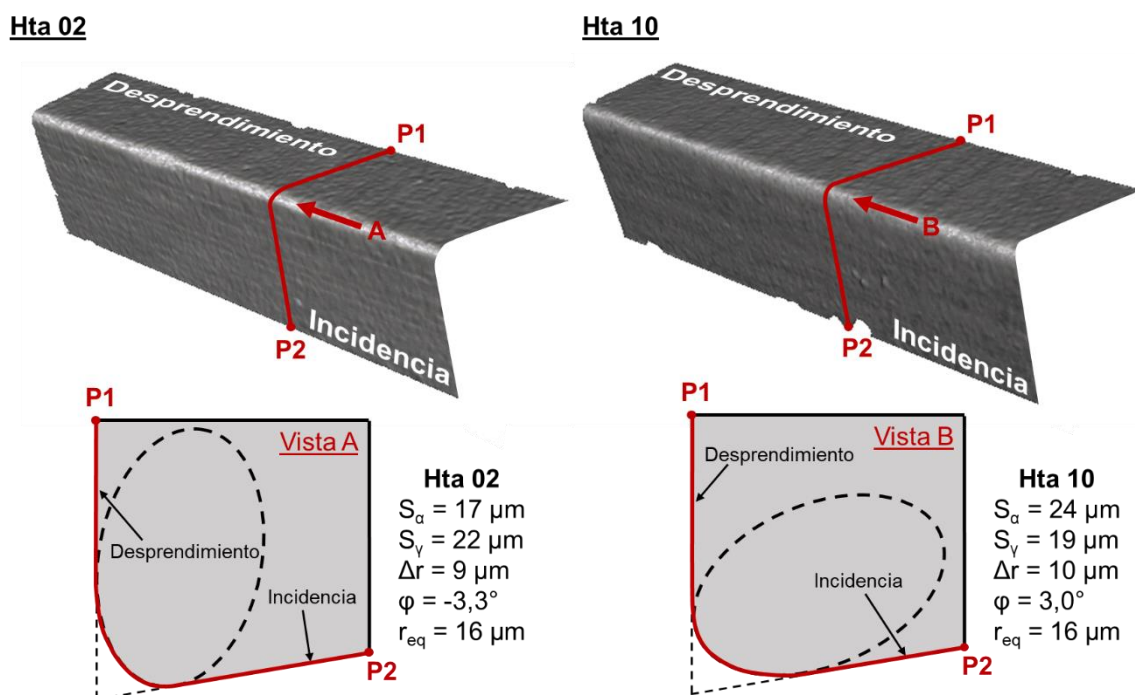


Figura V-26. Diferencia de perfiles de una herramienta en forma de trompeta (Hta 02) frente a otra en forma de cascada (Hta 10) para un radio de filo similar.

En ambas herramientas el software del microscopio *Alicona® Infinite Focus G5* ha aproximado el perfil con un radio de 16 μm . Sin embargo, como se puede ver en la figura, los perfiles difieren mucho entre sí en su forma. Esa diferencia se traslada a las fuerzas de corte tal y como se puede ver en la Figura V-27.

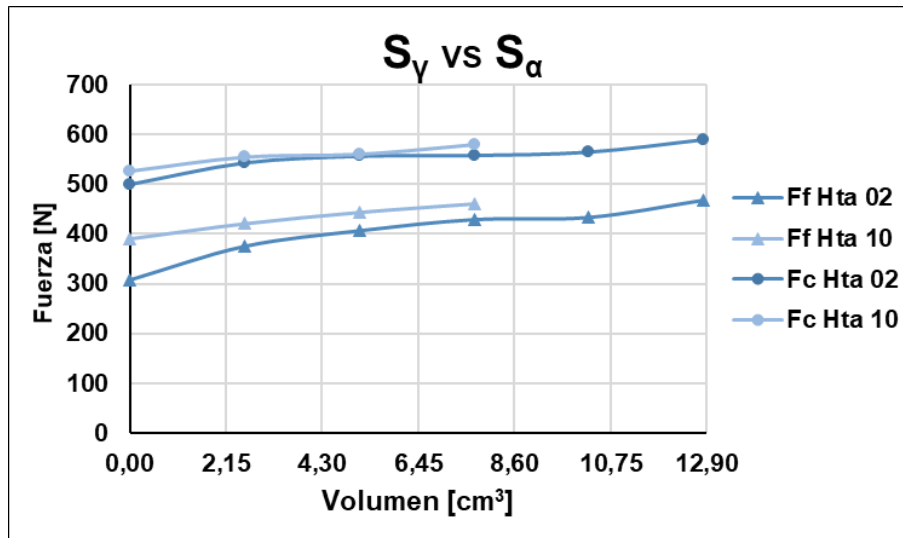


Figura V-27. Comparación de las fuerzas de avance y tangencial de una herramienta en forma de trompeta (Hta 02) frente a otra en forma de cascada (Hta 10).

En la primera ranura esa diferencia es de más del 26% para la fuerza de avance. Esto es algo esperable al tener una mayor superficie de la herramienta en contacto con el material en la zona de *ploughing*. En la fuerza tangencial la diferencia es del 5% aproximadamente. El desgaste en esas primeras tres ranuras es prácticamente igual para las dos herramientas. Por ello, según va desapareciendo la zona curva del filo y empieza a predominar el desgaste, ambas fuerzas de avance van disminuyendo sus diferencias y, en futuras ranuras mecanizadas, quedarán igualadas por tener desgastes sobre la cara de incidencia iguales.

En vista de estos resultados de las componentes de las fuerzas de corte, es importante seleccionar herramientas con forma de filo de trompeta para evitar problemas durante el mecanizado de componentes de alto valor añadido. Esto se debe a que, para herramientas con radios de filo mayores y en caso de utilizar una forma de filo de cascada, puede aparecer el fenómeno de embotamiento por los altos esfuerzos de corte generados a la hora de cortar que acabe en vibraciones de la herramienta y/o que esta se rompa.

V. 7. Modelización de las fuerzas generadas en función del radio y los parámetros de corte utilizados

En vista de que se ha encontrado una relación directa entre los radios de filo y los parámetros de mecanizado con las fuerzas generadas durante el corte de Inconel® 718 con herramientas cerámicas $Al_2O_3 + wSiC$ en operaciones ranurado, se ha decidido realizar un modelo de las fuerzas de corte tangencial y de avance a partir de los datos

tanto geométricos de los insertos como de los parámetros de mecanizado a utilizar. En este apartado se comentarán las propuestas de modelo realizadas y se calcularán los errores relativos a la hora de modelizar las fuerzas. Previamente a ello, se realizará una breve introducción al mundo de la modelización de fuerzas de corte en el mecanizado.

V. 7. 1. Introducción a los modelos de corte

El realizar modelos predictivos es algo inherente al ser humano, ya que modelizar procesos físicos es algo que ha hecho la humanidad a lo largo de toda la historia con el fin de comprender mejor lo que le rodea. Las fuerzas generadas durante el proceso de corte no iban a ser menos y, por ende, desde el siglo XX se ha procurado predecirlas. El conseguir buenas predicciones de cómo va a ser el comportamiento de una herramienta cortando un material concreto puede ayudar al fabricante a elegir los parámetros óptimos para su proceso para que, por ejemplo, minimicen la flexión de la herramienta y se mejoren las tolerancias de la pieza o maximice las tensiones residuales compresivas que aumenten la vida a fatiga del componente. En la literatura, tradicionalmente, se han usado tres métodos de modelización de las fuerzas de corte a las que hay que añadir un cuarto tipo que es más reciente y que en los últimos años ha cobrado mayor fuerza.

Los primeros que aparecieron en la literatura fueron los métodos analíticos. Estos métodos se basan en la geometría del proceso de corte. El primero de los modelos analíticos fue el propuesto por Ernst y Merchant (1941) en el que se consideraba una simplificación del corte ortogonal para obtener las fuerzas a partir del ángulo de cizalladura, un coeficiente de rozamiento coloumbiano y la tensión de cizalladura. Décadas después, Armarego y Whitfield (1985) introdujeron la modelización del corte oblicuo a partir del ortogonal a través de la relación geométrica con un ángulo de inclinación.

Sin embargo, este modo de modelizar las fuerzas de corte trae consigo una serie de inconvenientes. En primer lugar, el ángulo de cizalladura se puede medir una vez realizados los ensayos. Por ello, muchos autores han propuesto formas de calcular dicho ángulo a partir de constantes obtenidas experimentalmente y la geometría de la herramienta, pero ninguno de ellos es capaz de obtener los mismos resultados que el resto de modelos. En segundo lugar, se asume que el rozamiento es del tipo Coulomb cuando, como se ha comentado anteriormente, las presiones en el contacto herramienta-viruta siguen la hipótesis de Zorev, algo que aún no está demostrado pero que está aceptado por la comunidad científica. Y, en tercer lugar, debido a que las altas

tasas de deformación son superiores a las utilizadas en los ensayos tradicionales de tracción donde la deformación se produce a bajas velocidades, la tensión de cizalladura en la zona de corte es muy superior a la obtenida en un ensayo de tracción universal y, por ende, es muy complicado tenerla tabulada.

En vista de todo ello, estos modelos analíticos no son útiles para predecir los esfuerzos que va a sufrir la herramienta al cortar un material. No obstante, son de gran utilidad para hacerse una idea del proceso de corte y entender los fenómenos asociados al corte o con fines meramente académicos. En la práctica se han sustituido por los modelos semiempíricos o mecanísticos, mucho más utilizados y prácticos. Estos modelos se basan en una serie de coeficientes que dependen del binomio herramienta-material y se basan en las ecuaciones fundamentales del mecanizado. En este caso, se combinan técnicas experimentales y analíticas para obtener los coeficientes que permitan predecir las fuerzas de corte.

En los primeros modelos mecanísticos que se encuentran en la literatura, se utilizaba un coeficiente para cada una de las componentes de las fuerzas tal y como se puede ver en la Ecuación V-13 propuesta por Sabberwal y Koenigsberger (1961). A ese coeficiente se le llama energía específica de corte y en catálogos de los fabricantes de herramientas suele estar tabulado.

$$F_i = K_{ic} \cdot S_c = K_{ic} \cdot a_p \cdot f \text{ (donde } i = c, f, b) \quad \text{Ecuación V-13}$$

Es un buen modelo para hacerse una primera idea de qué fuerzas de corte se esperan encontrar al mecanizar. Sin embargo, se ha visto que para casos de espesores de viruta pequeños lo predicho y lo real difieren mucho. Por ello, en trabajos posteriores se decidió separar el origen de las fuerzas de corte en una componente de cizalladura y en otra de rozamiento. Esto se puede ver en la Ecuación V-14 del método propuesto por Budak et al. (1996) para el cálculo de las fuerzas de corte en fresado. En torneado sería igual sustituyendo el dz por la profundidad de pasada.

$$dF_i = K_{ic} \cdot h \cdot dz + K_{ir} \cdot dz \text{ (donde } i = c, f, b) \quad \text{Ecuación V-14}$$

Para resolver el problema de los espesores de viruta se han propuesto modelos corrigiéndolo mediante un exponente (ver Ecuación V-15) como el propuesto por Lee y Altintas (1996). De estos últimos se derivan aquellos que tienen en cuenta también la velocidad de corte debido al efecto de ablandamiento del material por el correspondiente aumento de temperatura, como el de Taraman (1974) mostrado en la Ecuación V-16, o aquellos que proponen interacciones entre los parámetros de corte, como el de Lin et

al. (2001) expuesto en la Ecuación V-17. A esta clase particular de modelos mecanísticos se les llama también modelos de regresión.

$$dF_i = K_{ic} \cdot h^{m_r} \cdot dz + K_{ir} \cdot dz \text{ (donde } i = c, f, b) \quad \text{Ecuación V-15}$$

$$F = K \cdot v_c^\alpha \cdot f^\beta \cdot a_p^\gamma \quad \text{Ecuación V-16}$$

$$F = K_1 + K_2 \cdot v_c + K_3 \cdot f + K_4 \cdot a_p + K_5 \cdot v_c^2 + K_6 \cdot a_p^2 + K_7 \cdot f \cdot a_p \quad \text{Ecuación V-17}$$

El tercero de los métodos es el computacional que, por medio de las simulaciones por elementos finitos, es capaz de calcular mapas de tensiones y deformaciones, tasas de deformación unitaria, desgastes de la herramienta y temperaturas sobre la pieza y la herramienta. La principal desventaja de este método respecto a los anteriores es la gran inversión en tiempo que hay que dedicarle para optimizar el proceso de simulación y para realizar la propia simulación en sí. Asimismo, establecer unas leyes de comportamiento del material fiables a elevadas temperaturas es todo un reto. A cambio se reducen los costes en la realización de ensayos, además de una gran cantidad de información que en unos ensayos convencionales no es posible obtener. Por ello, hay autores que han tomado esta vía a la hora de realizar modelos de corte (Zhang et al., 2017 b).

Por último, en los últimos años se están impulsando los modelos basados en inteligencia artificial. Con este tipo de modelos se busca predecir magnitudes de mecanizado fundamentales a través de la entrada y salida de datos que son tratados según diversos métodos probabilísticos. Ejemplos de ellos son los propuestos por Peng et al. (2019) y por Zhang y Xu (2021). En el primero de ellos realizan un modelo de *Machine Learning* para predecir las fuerzas de corte considerando el desgaste de la herramienta obteniendo valores más precisos que con modelos de regresión tradicionales. En el segundo ejemplo desarrollan un modelo de regresión Gaussiano para predecir las fuerzas de corte en torneado de alta velocidad a partir de la velocidad de corte, el avance y la profundidad de pasada.

En lo relativo a modelos que incluyan la preparación del filo de corte, en la literatura hay muchos investigadores que lo han tenido en cuenta en sus estudios desde que Albrecht demostró la existencia del efecto del *ploughing* (Sela et al., 2019; Sujuan et al., 2022). Uno de estos estudios es el realizado por Uysal y Altan (2014) en el que analizaron la influencia de los radios de filo en el mecanizado de cobre al modelizar las fuerzas de corte y el efecto del radio sobre la fuerza de *ploughing* mediante un modelo del campo de líneas de deslizamiento. Con dicho modelo los autores llegaron a la conclusión de

que, al aumentar el radio del filo de corte, el efecto del *ploughing* y el empuje que genera se incrementan.

Sela et al. (2019) en su estudio sobre una aleación de aluminio utilizada en el sector aeronáutico desarrollaron un modelo de regresión que incluye el efecto del radio de filo y del avance utilizado para calcular la fuerza de corte en una operación de brochado. Dicho modelo es el indicado en la Ecuación V-18. Tras la obtención de los coeficientes, realizaron otra serie de ensayos para validar el modelo propuesto, obteniendo errores inferiores al 3%.

$$F_c = k_{c1} \cdot f + k_{c2} \cdot r + k_{c3} \quad \text{Ecuación V-18}$$

En otro estudio realizado por Jagadesh y Samuel (2015) se comparan las fuerzas generadas durante el corte con las predichas por un modelo de elementos finitos y por un modelo mecanístico en el micro-torneado de la aleación Ti6Al4V. Tras realizar las comparaciones, concluyeron que el modelo mecanístico era más preciso que el de elementos finitos, con un error del 9,7% frente al 11,4%, respectivamente.

En vista de todo lo dicho, se ha comprobado que en la literatura no hay modelos de corte que predigan las fuerzas con herramienta cerámica para mecanizar Inconel® 718, es decir, modelos que predigan los esfuerzos de corte esperados para el mecanizado de superaleaciones base níquel a altas velocidades de corte. Por ello, en este estudio se proponen una serie de modelos a partir de los ensayos realizados para poner las bases en la modelización con herramienta cerámica que incluya la preparación del filo de la herramienta.

V. 7. 2. Asunciones realizadas para la modelización de las fuerzas de corte

De cara a realizar la modelización de las fuerzas de corte, se han realizado una serie de asunciones para clarificar y simplificar el propio proceso de corte y que, de esta manera, sea más sencillo implementar las propuestas de modelo. La primera de ellas es asumir que el perfil del inserto es circular y se aproximará por un radio. Para el modelo no se usarán ni los parámetros propuestos por Denkena ni las dimensiones de una elipse.

Para ver los efectos de hacer esta asunción se han realizado tres simulaciones por MEF en 2D variando únicamente el perfil de los insertos (ver Figura V-28) con una v_c de $300 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ y un f de $0,05 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$. Con ello se busca ver cómo de correcto es realizar esta asunción. Se resalta que el radio y los parámetros de la elipse utilizados son los proporcionados por el software del microscopio *Alicona® Infinite Focus G5*.

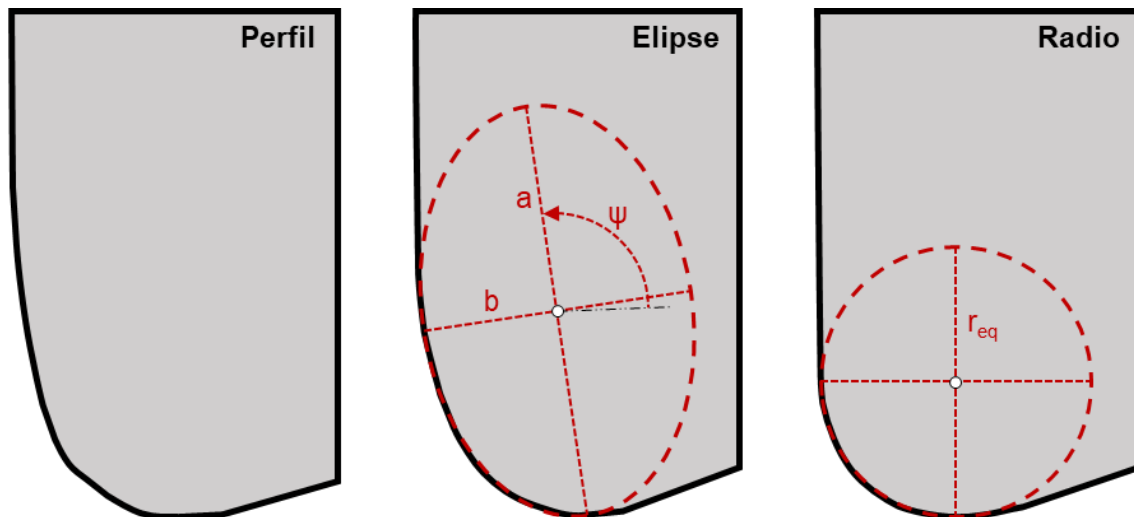


Figura V-28. Perfiles de las herramientas simuladas en corte ortogonal.

A modo recordatorio, se resalta que, en las simulaciones por MEF en procesos tan complejos como pueden serlo las operaciones de arranque de viruta, los resultados han de tomarse de modo cualitativo y no cuantitativo. Dicho lo cual, en la Figura V-29 se presentan las fuerzas resultantes de las simulaciones realizadas en 2D. Puede observarse como para la fuerza de corte no parece que haya diferencias entre usar un perfil u otro. No obstante, en la fuerza correspondiente a la componente del avance sí se ven diferencias apreciables. Entre usar el perfil real y el aproximado por una elipse las diferencias son prácticamente nulas (1,4% de diferencia), mientras que al usar el perfil aproximado por una circunferencia la fuerza resultante es menor a las otras dos (5,6% de diferencia). Es cierto que la formación de los dientes de sierra (momento en el que ambas componentes sufren un incremento notable en su módulo) se produce en el mismo instante para los tres perfiles, pero, al tener una menor longitud de contacto con el material en la zona de *ploughing*, la fuerza de avance es menor para el perfil con forma de radio. Por consiguiente, asumir que el perfil de la herramienta se define con un radio trae consigo un error asociado, aunque este sea pequeño.

La segunda de las asunciones que se han realizado para poder llevar a cabo las propuestas de modelos de fuerza con herramienta cerámica en el corte ortogonal de Inconel® 718 ha sido asumir que la viruta ha deslizado por la cara de desprendimiento de la herramienta. Es decir, que la viruta no ha sufrido el efecto de *stick and slip* y, por ende, no se ha embotado la viruta en la zona de *ploughing*. Para poder realizar esta asunción, se ha basado en el análisis realizado sobre la viruta en la que se ha visto que no hay marcas ni de material arrastrado ni de material aplastado sobre la superficie de contacto de la viruta con la cara de desprendimiento en casi ninguno de los ensayos realizados. Esto sugiere que la viruta ha deslizado sin problema alguno por la superficie de desprendimiento de la herramienta.

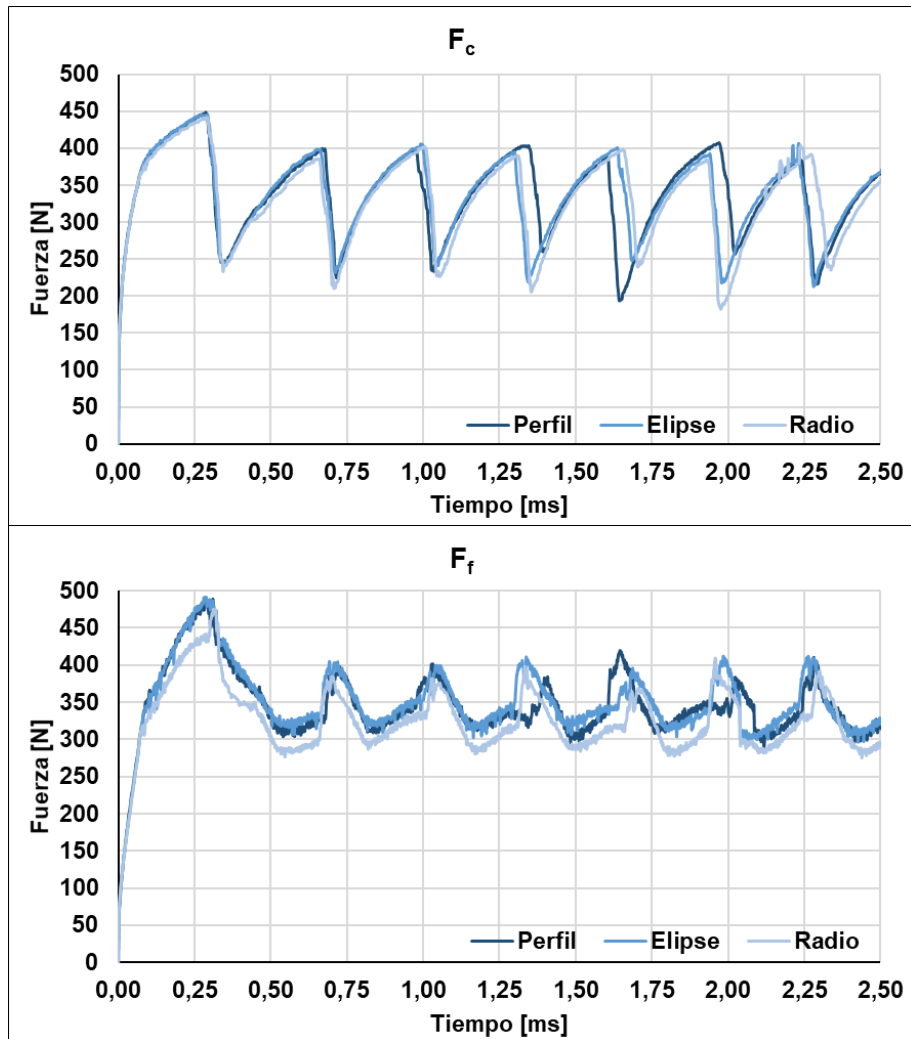


Figura V-29. Fuerzas generadas por MEF con un perfil real de herramienta, otro aproximado por una elipse y un tercero aproximado por un radio.

V. 7. 3. Modelización de las fuerzas de corte

Tras resumir las asunciones realizadas para poder llevar a cabo la modelización de las fuerzas de corte, se han propuesto dos modelos diferentes de las fuerzas de corte y se han comparado con el tradicional propuesto por Budak et al. (1996). De esta forma se podrán comparar las mejoras de los modelos propuestos. Además, en cada uno de los modelos se ha incluido la influencia del desgaste de flanco (VB). Finalmente, resaltar que, para la obtención de los coeficientes de cada uno de los modelos, se han usado tres instantes de tres herramientas diferentes (insertos 01, 04 y 09), con tres radios diferentes (14, 27 y 20 μm) y usando dos avances (0,05 y 0,10 $\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$).

En la Tabla V-6 se muestran las fuerzas y desgastes medidos y los insertos utilizadas para la obtención de los coeficientes de cada uno de los modelos. A continuación, se procede a la explicación y a comentar los resultados obtenidos de cada uno de ellos.

Tabla V-6. Datos medidos en los ensayos utilizados para la modelización.

Modelización						
Hta	f [mm·rev ⁻¹]	r _{eq} [μm]	a _p [mm]	VB [mm]	F _{cr} [N]	F _{fr} [N]
01	0,05	14	3,18	0,000	502,9	295,6
				0,040	556,8	396,7
				0,049	565,2	424,6
04	0,05	27	3,18	0,000	526,8	415,2
				0,042	566,9	470,1
				0,047	571,1	479,6
09	0,10	20	3,18	0,000	802,9	402,5
				0,046	872,3	486,8
				0,056	892,0	532,3

Modelo mecánico tradicional

Este primer modelo, considerado como el tradicional, se basa en el propuesto por Budak et al. (1996) en el que dividen la generación de las fuerzas de corte en una componente de cizalladura y otra de rozamiento. En este caso se ha incluido, a su vez, una componente para representar el desgaste de las herramientas. En la Ecuación V-19 y en la Ecuación V-20 se muestra esa propuesta de modelo.

$$F_{ct} = F_{cc} + F_{cr} + F_{cvB} = k_{cct} \cdot f + k_{crt} + k_{cwt} \cdot VB \quad \text{Ecuación V-19}$$

$$F_{ft} = F_{fc} + F_{fr} + F_{fvB} = k_{fct} \cdot f + k_{frt} + k_{fwt} \cdot VB \quad \text{Ecuación V-20}$$

Tras la modelización con los datos de la Tabla V-6, los coeficientes de la Ecuación V-19 y de la Ecuación V-20 se muestran en la Tabla V-7.

Tabla V-7. Coeficientes del modelo mecánico tradicional de fuerzas.

F _{ct}		
k _{cct} [N·mm ⁻¹]	k _{crt} [N]	k _{cwt} [N·mm ⁻¹]
6028,3	208,3	1303,4
F _{ft}		
k _{fct} [N·mm ⁻¹]	k _{frt} [N]	k _{fwt} [N·mm ⁻¹]
1014,4	302,1	2060,9

Viendo los valores reflejados en la tabla, se puede destacar que, como era de esperar, el peso del desgaste de flanco en la generación de las fuerzas de corte es mayor en la componente del avance que en la tangencial ($k_{fwt} > k_{cwt}$). Otra cosa a resaltar es que la fricción tiene también mayor influencia sobre la componente del avance.

Modelo de rozamiento y cizalladura modificado con ablandamiento por el avance

Al igual que en el modelo propuesto por Budak, Altintas y Armarego, la generación de las fuerzas de corte en este modelo también está dividida en dos componentes además

del desgaste: cizalladura y rozamiento. La novedad reside en dos factores. Por un lado, en incluir un factor corrector sobre la componente de rozamiento en función del radio equivalente del filo y del avance utilizado. Esto se ha realizado de este modo debido a que se ha supuesto que, al aumentar la relación entre r_{eq} y f , la componente más afectada debiera ser la de rozamiento al incrementarse el *ploughing* y, por ello, el rozamiento de la viruta con la herramienta al deslizar por la superficie de desprendimiento.

Por otro lado, de cara a incluir el efecto del avance sobre la temperatura de corte que reblandece el material, se ha propuesto corregir los coeficientes k_{cct} y k_{fct} anteriormente descritos mediante otro coeficiente dependiente de la diferencia de avances entre uno de referencia y el utilizado. En este caso, el avance de referencia se ha considerado que sea el menor de los ensayados: $0,05 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$. Esto se ha realizado de esta forma ya que, como se ha comentado anteriormente, las virutas generadas a avances mayores estaban mucho más calientes que a menores avances. Por consiguiente, el segundo modelo propuesto se puede ver en la Ecuación V-21 y en la Ecuación V-22.

$$F_{cm} = \left(k_{ccm1} - k_{ccm2} \cdot \frac{f - f_{ref}}{f_{ref}} \right) \cdot f + k_{crm} \cdot \frac{r_{eq}}{f} + k_{cwm} \cdot VB \quad \text{Ecuación V-21}$$

$$F_{fm} = \left(k_{fcm1} - k_{fcm2} \cdot \frac{f - f_{ref}}{f_{ref}} \right) \cdot f + k_{frm} \cdot \frac{r_{eq}}{f} + k_{fwm} \cdot VB \quad \text{Ecuación V-22}$$

Tras la modelización con los datos de la Tabla V-6, los coeficientes de la Ecuación V-21 y de la Ecuación V-22 se muestran en la Tabla V-8.

Tabla V-8. Coeficientes del modelo de rozamiento y cizalladura modificado con ablandamiento por el avance.

F_{cm}			
k_{ccm1} [N·mm ⁻¹]	k_{ccm2} [N·mm ⁻¹]	k_{crm} [N]	k_{cwm} [N·mm ⁻¹]
9782,3	1770,9	50,6	1302,9
F_{fm}			
k_{fcm1} [N·mm ⁻¹]	k_{fcm2} [N·mm ⁻¹]	k_{frm} [N]	k_{fwm} [N·mm ⁻¹]
4458,0	1055,4	317,0	2057,8

Observando estos valores de los coeficientes, al igual que en el modelo tradicional, la componente del avance está más afectada por el desgaste flanco de la herramienta. Un comportamiento similar ocurre con la fuerza debida a la fricción en la que la componente del avance es más susceptible al efecto del radio de filo. Además, en comparación al modelo tradicional, el peso del desgaste de flanco sobre las fuerzas es prácticamente el mismo, mientras que el de la fricción ha disminuido de forma considerable en la componente tangencial de la fuerza.

Modelo dividido por zonas: ploughing, corte, deslizamiento y desgaste

En el segundo modelo propuesto se propone dividir la procedencia de cada una de las fuerzas que interviene en el proceso de corte de tres fuentes, cuatro si se incluye el desgaste. Dichas fuentes se pueden ver en la Figura V-30.

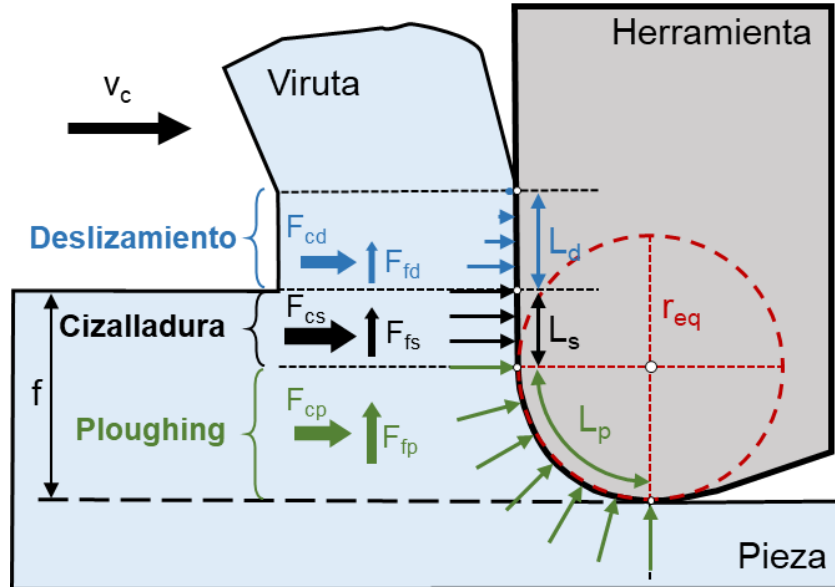


Figura V-30. Esquema de las fuentes de origen de las componentes de la fuerza generada en el proceso de corte propuesta para el segundo modelo.

En primer lugar, la zona afectada por el *ploughing* (en verde en la figura), que empieza en el contacto con la superficie mecanizada y acaba en el final del redondeo, en el punto del perfil de la herramienta desde el cual se mide el parámetro S_v . En segundo lugar, la fuerza de cizalladura (en negro en la figura) que va desde ese final del redondeo hasta la parte del perfil que está a la altura del espesor de viruta sin cortar, es decir, la parte de la herramienta que aporta la parte del corte que tradicionalmente se ha tenido en cuenta en los modelos que no tienen en cuenta la preparación del filo. Y, en tercer lugar, a la zona de la cara de desprendimiento del inserto (en azul en la figura) por la cual desliza la viruta generando una fuerza de fricción. A esas tres zonas se añade la componente del desgaste. Las fuerzas de este tercer modelo quedarían de acuerdo a la Ecuación V-23 y la Ecuación V-24.

$$F_c = F_{cp} + F_{cs} + F_{cd} + F_{cVB} \quad \text{Ecuación V-23}$$

$$F_f = F_{fp} + F_{fs} + F_{fd} + F_{fVB} \quad \text{Ecuación V-24}$$

Que haya mayores fuerzas de corte al aumentar el radio de filo, pero manteniendo el avance utilizado, implica que la longitud de filo en contacto con el material a cortar tenga influencia en las fuerzas generadas. Por ello, se ha decidido tener en cuenta esa longitud

del perfil aproximado por un radio en la zona de *ploughing*. Esto se muestra en la figura anterior, marcando en verde la dirección de las fuerzas, cómo se intuye que afecta el material a cortar a la herramienta.

La longitud de la curvatura del filo de corte (L_p), al ser circular la aproximación y el avance utilizado superior al radio equivalente (r_{eq}), viene dada por la Ecuación V-25. Esa fuerza distribuida a lo largo de la curvatura del filo se ha simplificado en una fuerza en la dirección de la velocidad de corte (F_{cp}) y en otra en la dirección del avance (F_{fp}). Ambas componentes de las fuerzas se han calculado según la Ecuación V-26 y la Ecuación V-27, respectivamente.

$$L_p = \left(\frac{\pi}{2} + \gamma \right) \cdot r_{eq} \quad \text{Ecuación V-25}$$

$$F_{cp} = k_{ci} \cdot L_p \quad \text{Ecuación V-26}$$

$$F_{fp} = k_{fi} \cdot L_p \quad \text{Ecuación V-27}$$

La segunda zona de la figura anterior, considerada de cizalladura, se ha decidido que siga un patrón parecido al de *ploughing* y que tenga en cuenta, a su vez, la modelización tradicional propuesta por Budak, Altintas y Armarego. Sin embargo, para este caso, en vez de utilizar el espesor de viruta sin cortar como variable independiente del modelo, se va a usar la longitud del filo que este dentro del espesor de viruta sin cortar y que no pertenezca a la zona curva del mismo. Dicha longitud (L_s) está definida por la Ecuación V-28.

$$L_s = \frac{f \cdot \sin \kappa_r - r_{eq} \cdot \left(1 - \cos \left(\frac{\pi}{2} + \gamma \right) \right)}{\sin \left(\frac{\pi}{2} + \gamma \right)} \quad \text{Ecuación V-28}$$

En lo relativo a la modelización de la fuerza de esta zona, se han realizado dos consideraciones. La primera ha sido prorratear dicha fuerza a lo largo de toda la longitud de filo dentro del espesor de viruta sin cortar (L_t y definida en la Ecuación V-29) y darle un valor en función de la distancia L_s . La segunda es incluir, como en el anterior modelo comentado, un factor corrector, dependiente del avance, por el ablandamiento de material al incrementar dicho parámetro de corte. Esto se ha realizado de esta forma debido a que es la zona donde mayor influencia tiene el avance. Por consiguiente, la modelización de esta segunda zona viene expresada por la Ecuación V-30 y por la Ecuación V-31. De esta forma, si el radio es nulo y se tiene un filo perfectamente afilado, la componente de *ploughing* sería nula (L_s y L_t serían iguales) y toda la fuerza principal de cizalladura sería generada en esta segunda zona.

$$L_t = L_p + L_s = \left(\frac{\pi}{2} + \gamma\right) \cdot r_{eq} + \frac{f \cdot \sin \kappa_r - r_{eq} \cdot \left(1 - \cos\left(\frac{\pi}{2} + \gamma\right)\right)}{\sin\left(\frac{\pi}{2} + \gamma\right)} \quad \text{Ecuación V-29}$$

$$F_{cs} = \left(k_{ci} - k_{ci} \cdot \frac{f - f_{ref}}{f_{ref}}\right) \cdot \frac{L_s^2}{L_t} \quad \text{Ecuación V-30}$$

$$F_{fs} = \left(k_{fi} - k_{fi} \cdot \frac{f - f_{ref}}{f_{ref}}\right) \cdot \frac{L_s^2}{L_t} \quad \text{Ecuación V-31}$$

La tercera de las zonas se corresponde con el deslizamiento de la viruta por la cara de desprendimiento de la herramienta. Esta zona del corte se ha supuesto que sigue la hipótesis propuesta por Zorev, pero de forma lineal, y se le atribuye la parte de *sliding* en la que puede considerarse un rozamiento coulombiano. Para esta zona se ha supuesto una carga distribuida que va en decrecimiento al alejarse del material de corte. Para ilustrar esto mejor, en la Figura V-31 se muestra el esquema de la fuerza distribuida esperada en dicha zona.

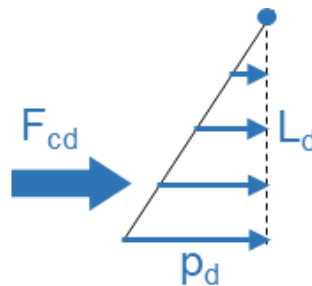


Figura V-31. Esquema de la fuerza distribuida en la zona de deslizamiento.

De cara a mantener la continuidad en la magnitud de las fuerzas, el valor de p_d , base del triángulo que forma la fuerza distribuida de esta zona o también llamada carga distribuida, ha de ser igual al de la anterior zona de cizalladura. Por consiguiente, e igualando con la Ecuación V-30 y la Ecuación V-31, el valor de la carga distribuida (p_d) viene dado por la Ecuación V-32. Resaltar que para obtener la longitud que desliza la viruta por la cara de desprendimiento del inserto solo es necesario conocer el avance utilizado, tal y como se ha visto en la Figura V-10, siguiendo la Ecuación V-33 donde, a la longitud de contacto de herramienta-viruta, se le resta la parte correspondiente al espesor de viruta sin cortar.

$$p_d = \frac{F_{ks}}{L_s} = \left(k_{ci} - k_{ci} \cdot \frac{f - f_{ref}}{f_{ref}}\right) \cdot \frac{L_s}{L_t} \quad \text{Ecuación V-32}$$

$$L_d = 0,0476 \cdot \ln f + 0,3246 - f \cdot \sin \kappa_r \quad \text{Ecuación V-33}$$

Haciendo los cálculos oportunos y teniendo en cuenta la distribución triangular de la zona, la modelización de la tercera zona viene expresada por la Ecuación V-34 y por la Ecuación V-35.

$$F_{cd} = \frac{p_d \cdot L_d}{2} = \left(k_{ci} - k_{ci} \cdot \frac{f - f_{ref}}{f_{ref}} \right) \cdot \frac{L_s \cdot L_d}{2 \cdot L_t} \quad \text{Ecuación V-34}$$

$$F_{fd} = \frac{p_d \cdot L_d}{2} = \left(k_{fi} - k_{fi} \cdot \frac{f - f_{ref}}{f_{ref}} \right) \cdot \frac{L_s \cdot L_d}{2 \cdot L_t} \quad \text{Ecuación V-35}$$

Juntando las tres zonas según la Ecuación V-23 y la Ecuación V-24, incluyendo el efecto del desgaste de las herramientas que se considerará igual a las otras dos propuestas de modelo anteriormente expuestas, y reordenando todos los valores que intervienen, se obtienen la Ecuación V-36 y la Ecuación V-37 que definen la modelización de esta segunda propuesta de modelo de las fuerzas generadas en el corte.

$$F_{cm} = \left(k_{c1} - k_{c2} \cdot \frac{f - f_{ref}}{f_{ref}} \right) \cdot \frac{L_s^2}{L_t} \cdot \left(1 + \frac{L_d}{2 \cdot L_s} \right) + k_{c3} \cdot L_p + k_{c4} \cdot VB \quad \text{Ecuación V-36}$$

$$F_{fm} = \left(k_{f1} - k_{f2} \cdot \frac{f - f_{ref}}{f_{ref}} \right) \cdot \frac{L_s^2}{L_t} \cdot \left(1 + \frac{L_d}{2 \cdot L_s} \right) + k_{f3} \cdot L_p + k_{f4} \cdot VB \quad \text{Ecuación V-37}$$

Tras la modelización con los datos de la Tabla V-6, los coeficientes de la Ecuación V-36 y de la Ecuación V-37 se muestran en la Tabla V-9.

Tabla V-9. Coeficientes del modelo dividido por zonas.

F_{cm}			
k _{c1}	k _{c2}	k _{c3}	k _{c4}
[N·mm ⁻¹]	[N·mm ⁻¹]	[N·mm ⁻¹]	[N·mm ⁻¹]
1572,5	-162,3	2668,6	1302,9
F_{fm}			
k _{f1}	k _{f2}	k _{f3}	k _{f4}
[N·mm ⁻¹]	[N·mm ⁻¹]	[N·mm ⁻¹]	[N·mm ⁻¹]
716,6	192,6	2393,7	2057,8

Observando estos valores, se puede obtener una primera conclusión similar a la llegada con los coeficientes de los modelos anteriores: la componente del avance es más sensible al aumento del desgaste que la de corte, algo que se ha visto al realizar el análisis de las fuerzas de corte. Asimismo, en la componente de la fuerza de avance es mayor el peso relativo de la parte aportada por el *ploughing* que en la de la fuerza de corte y, por consiguiente, la fuerza de avance es más sensible al efecto del radio de filo.

V. 7. 4. Validación de los modelos propuestos

Tras obtener los coeficientes para los tres modelos mecanísticos, en este apartado se ha realizado la validación de los mismos con las fuerzas y desgastes del resto de insertos. En la Figura V-32, en la Figura V-33 y en la Figura V-34 se muestran las fuerzas reales frente a las predichas por cada modelo mecanístico y los errores relativos de cada una de las componentes. En cada gráfico se separan las fuerzas por herramienta.

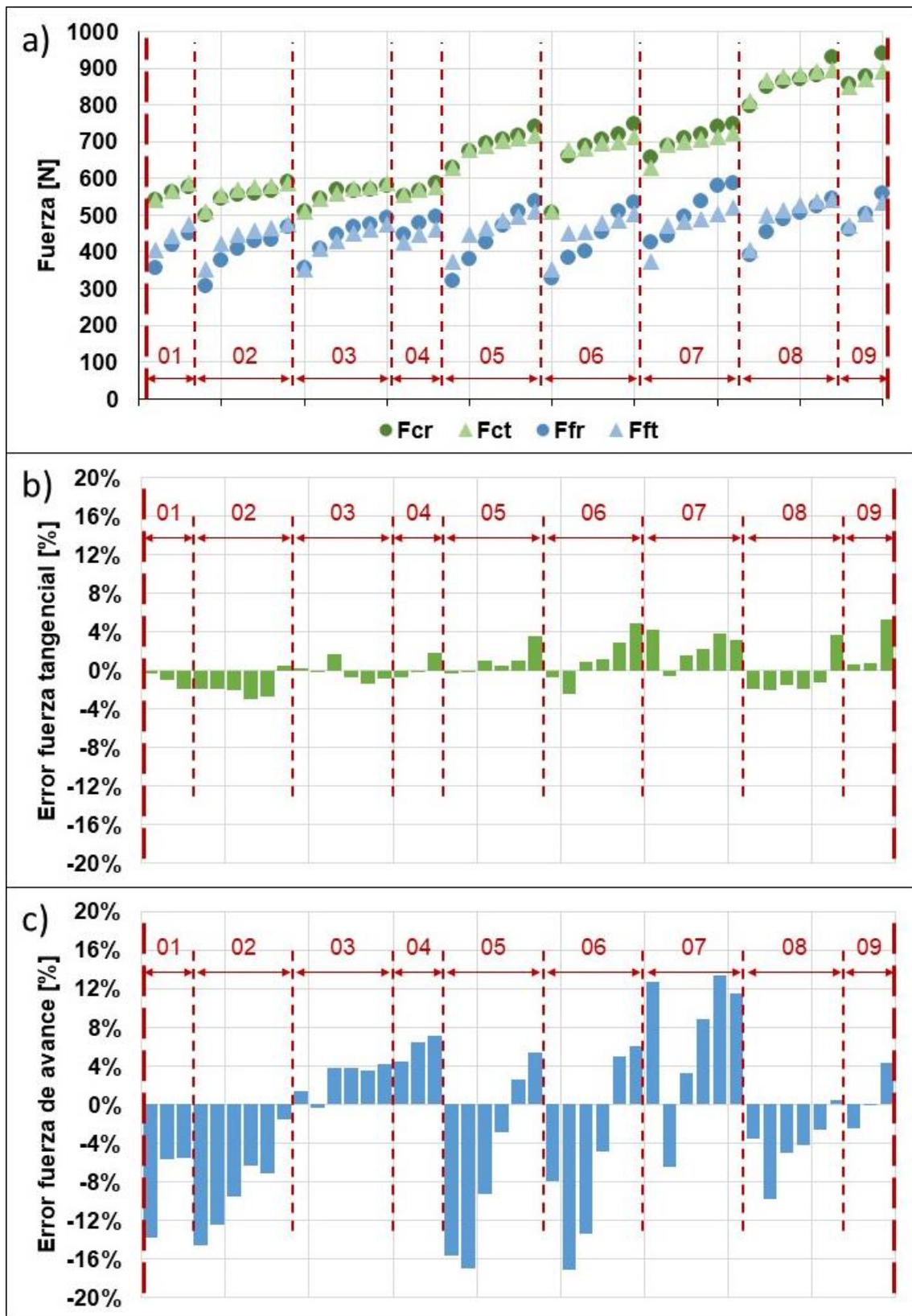


Figura V-32. Comparación de la fuerza real y la predicha (a), error relativo de la componente tangencial (b) y error relativo de la componente del avance (c) para el modelo tradicional.

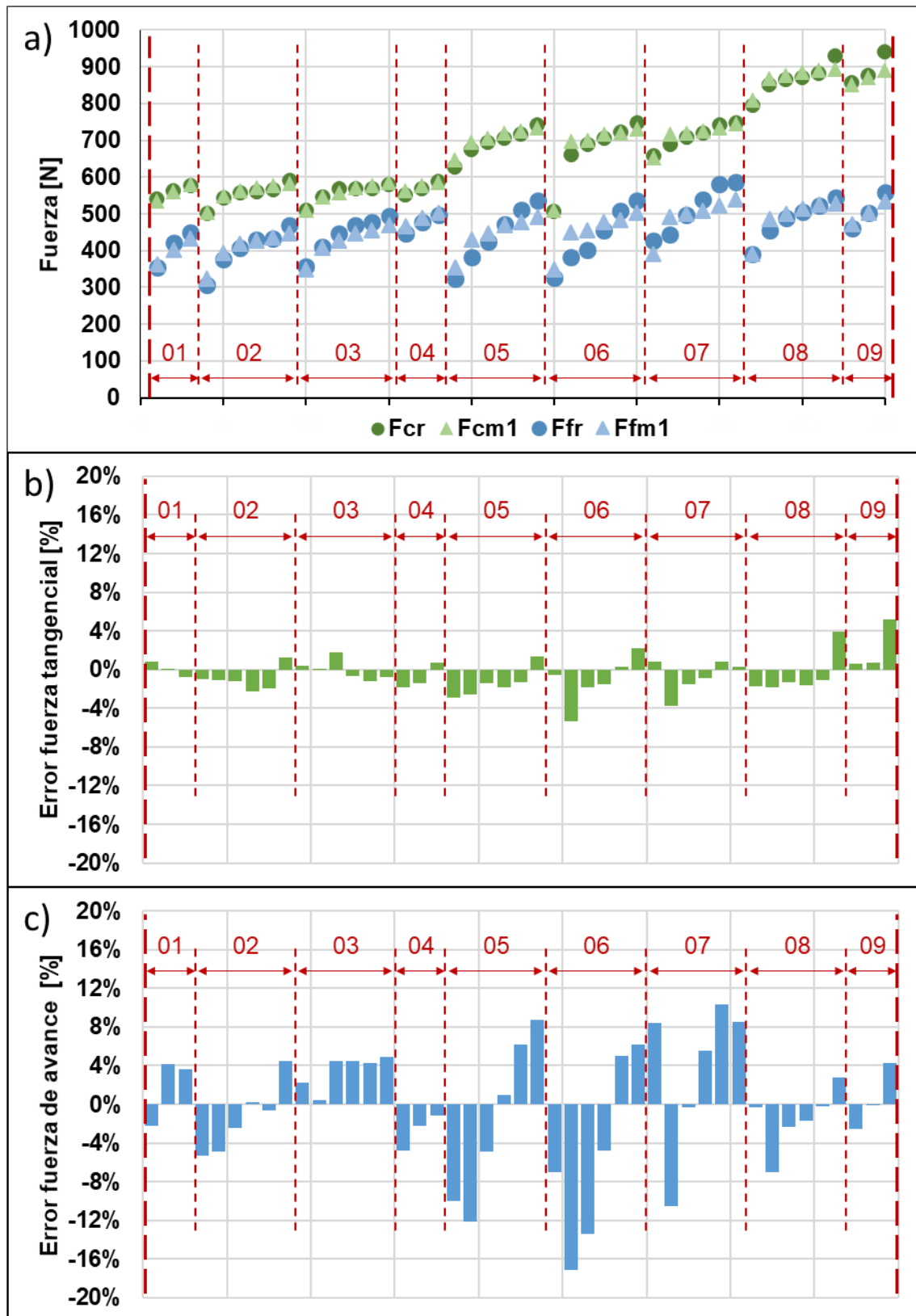


Figura V-33. Comparación de la fuerza real y la predicha (a), error relativo de la componente tangencial (b) y error relativo de la componente del avance (c) para el modelo de rozamiento y cizalladura modificado con ablandamiento por el avance.

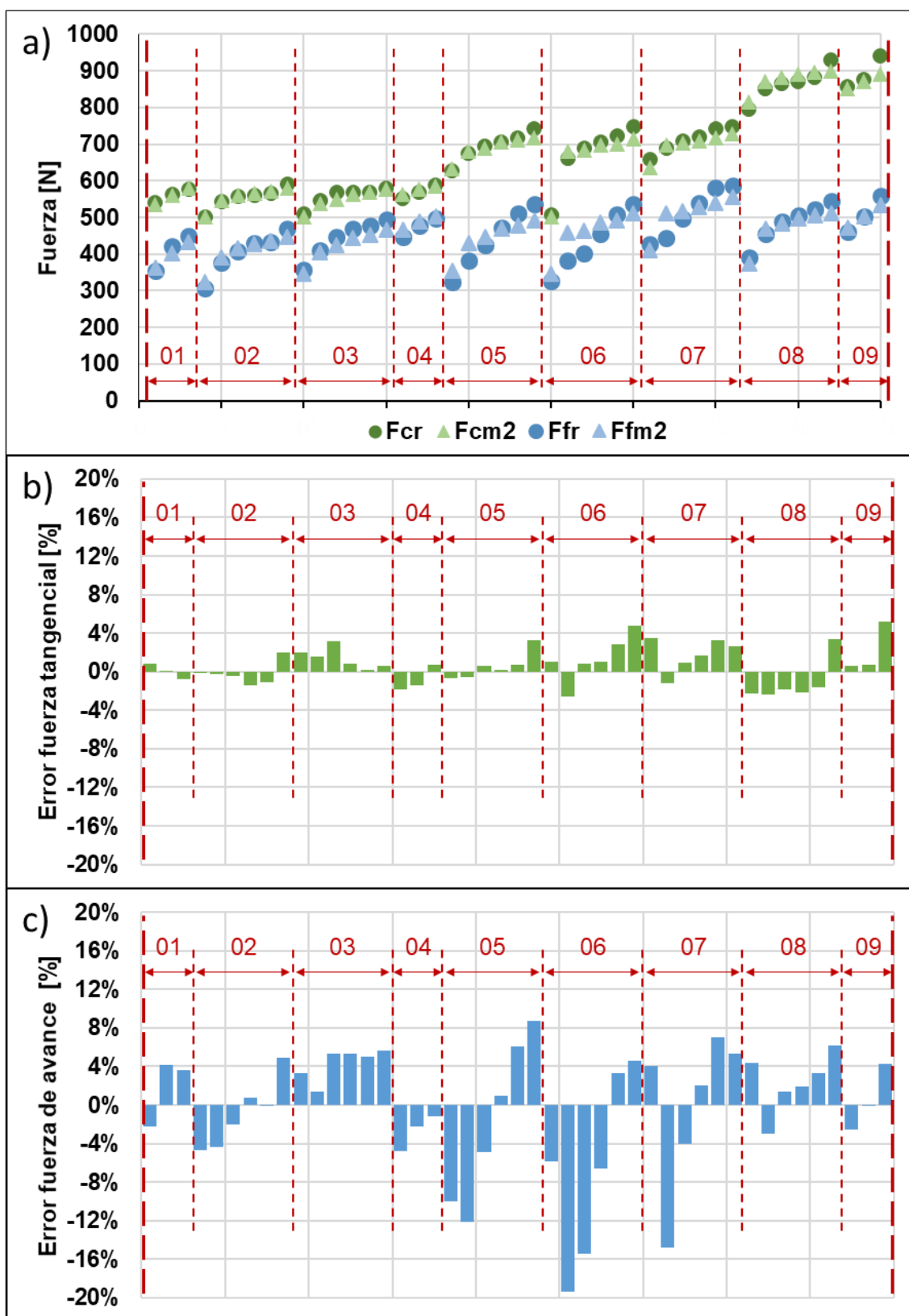


Figura V-34. Comparación de la fuerza real y la predicha (a), error relativo de la componente tangencial (b) y error relativo de la componente del avance (c) para el modelo dividido por zonas.

Cabe resaltar que en estas figuras no se muestran los datos utilizados para la obtención de los coeficientes de los modelos. F_{cr} y F_{fr} se corresponden con las fuerzas medidas

con el dinamómetro Kistler® de la componente de corte y de avance respectivamente. F_{ct} y F_{ft} son las correspondiente al modelo mecanístico tradicional, mientras que F_{cm1} , F_{cm2} , F_{fm1} y F_{fm2} son las fuerzas predichas con las dos propuestas de modelo.

Se puede observar que los errores relativos se redujeron al aplicar los modelos propuestos en comparación con el modelo mecanístico tradicional para ambas componentes de la fuerza de corte. En la componente tangencial, el primer modelo propuesto ha ofrecido un error relativo medio para todas las herramientas del 1,52% y la segunda propuesta del 1,59% frente al 1,71% para el modelo tradicional. Además, para la fuerza de avance, los propuestos ofrecen un error del 4,85% y del 4,96% respectivamente, mientras que el tradicional asciende al 6,83%. No obstante, hay que señalar que en algunos casos (un caso para los modelos propuestos y cuatro para el tradicional) en los modelos para la fuerza de avance, el error relativo fue superior al 15%. Por lo tanto, el modelo propuesto ofrece mejores predicciones tanto para la componente tangencial como para la componente de avance de la fuerza de corte que el mecanístico tradicional.

En relación a las dos propuestas de modelo, los errores relativos son muy parecidos. No obstante, la segunda propuesta de modelo consigue reducir alguno de los mayores errores de la primera propuesta, aunque, en general, el segundo tenga errores relativos ligeramente mayores para las dos componentes de la fuerza de corte. A pesar de ello, esta segunda propuesta de modelo se considera que es la que mayor rigor físico tiene de las dos.

V. 8. Conclusiones

En este capítulo V del trabajo se ha analizado la influencia de la preparación del filo de corte en el mecanizado ortogonal de ranuras en la superaleación Inconel® 718 a alta velocidad con herramientas cerámicas de $Al_2O_3 + wSiC$. Para ello, se han medido los perfiles de nueve insertos para conocer las dimensiones del acabado de los filos para, posteriormente, realizar los ensayos en los que se han realizado cinco ranuras con cada una de las herramientas. Durante los ensayos se han medido los desgastes tras cada ranura, las fuerzas de corte generadas y se ha recolectado viruta para analizarla. Además, se han usado otras dos herramientas para ver la importancia que tiene un buen acabado del filo de corte y para demostrar la importancia que tiene que el filo tenga una forma de trompeta en vez de forma de cascada. Finalmente, se han propuesto tres formas de modelizar las fuerzas de corte a partir de los datos obtenidos aproximando el

perfil de las herramientas por un radio equivalente. Tras los análisis realizados, se han llegado a las siguientes conclusiones:

- En primer lugar, se ha observado que un buen acabado del filo de corte sin muescas es fundamental para no tener sobreesfuerzos (más del 17% en la dirección del avance en la primera ranura) a la hora de cortar que puedan ser origen de vibraciones que puedan romper la herramienta.
- En lo relativo a la forma del filo de corte, se ha visto que los perfiles en trompeta generan esfuerzos de corte en la dirección del avance inferiores a los filos en cascada. De hecho, para dos perfiles con un radio equivalente igual, pero con forma diferente, la diferencia en dicha componente de la fuerza fue de más de un 26% en la primera ranura.
- Se ha visto que la longitud de contacto entre herramienta y viruta no depende del radio de filo utilizado. Únicamente depende del espesor de viruta sin cortar que, al ser un corte ortogonal, coincide con el avance programado. Además, se ha obtenido una relación logarítmica entre la longitud de contacto y el avance utilizado.
- Tras realizar las cinco ranuras con cada una de las nueve herramientas, ninguna de ellas ha alcanzado el desgaste de flanco límite de 0,12 mm impuesto como fin de vida útil de la herramienta. El desgaste de cráter medido tras el fin de los ensayos en cada una de las herramientas no ha sido severo. Asimismo, se ha visto que hay una ligera correlación entre el desgaste de flanco y el avance y su interacción con el radio de filo de la herramienta. A mayores avances y menores radios se aumenta el desgaste. Sin embargo, el factor con mayor peso en la generación del desgaste ha sido el volumen de viruta arrancado.
- Todas las virutas analizadas tras la primera pasada han presentado una morfología tubular larga salvo una cuya forma era tubular y enredada. Lo más característico de la viruta ha sido la ausencia de material aplastado o arrastrado. Además, las marcas de material arrastrado que se han visto en alguna de las virutas eran muy leves. Todo ello ha llevado a concluir que las virutas no se han embotado y, por ende, han deslizado por la cara de desprendimiento de los insertos sin darse el fenómeno de *sticking*.
- Analizando la forma de dientes de sierra de la viruta se ha visto que, a pesar de generarse mayores temperaturas con avances elevados, si el radio de filo es pequeño en comparación al avance, la propia viruta se llevará el calor generado haciendo que el proceso de corte sea más adiabático. Además, incrementar el

avance genera que las virutas sean menos continuas acelerando el proceso de extracción de calor de la zona de corte.

- Al ver el comportamiento de la componente de la fuerza de corte, se ha observado que los radios equivalentes del filo apenas tienen influencia sobre ella. Ha sido el espesor de viruta sin cortar la variable principal que aporta cambios a dicha componente al no haber variación en la anchura de las ranuras y, por tanto, no variar la profundidad de pasada. El desgaste de flanco también ha influido en el comportamiento de esta componente, pero su efecto no ha tenido un efecto crítico.
- A diferencia de la componente de corte, la de avance sí se ha visto muy influenciada tanto por el desgaste de flanco como por el radio de filo equivalente del perfil, sobre todo con avances bajos. De hecho, se han observado variaciones de más de un 30% al variar el radio equivalente de 14 a 27 μm con un avance de 0,05 $\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$. Con avances altos, el efecto del radio de filo equivalente se va diluyendo. Además, el aumento del desgaste ha hecho que las diferencias en la primera ranura al usar diferentes radios equivalentes se vayan estrechando y que esta componente vaya cogiendo mayor peso, pudiendo alcanzar y superar a la componente de corte en unas pocas ranuras mecanizadas más.
- Por último, se han propuesto dos modelos mecánicos de las fuerzas de corte en los que se ha tenido en cuenta el radio de filo equivalente y se han comparado con el modelo mecánico tradicional de Budak, Altintas y Armarego. En el primero de ellos se ha modificado el modelo tradicional incluyendo el efecto del radio de filo equivalente y se ha tenido en cuenta el efecto de ablandamiento por calentamiento del material al incrementar el avance. En el segundo se ha dividido la zona de corte en tres zonas las cuales se han considerado las fuentes de generación de las fuerzas de corte y avance. El error relativo medio obtenido con el primer modelo propuesto ha sido del 1,52% para la componente de corte y del 4,85% para la de avance y del 1,59% y del 4,96%, respectivamente, para la segunda propuesta, mientras que para el modelo tradicional los errores medios han sido del 1,71% y del 6,83%, respectivamente.

Tras la realización de este estudio de la influencia de la preparación del filo de corte en el mecanizado de alta velocidad de Inconel® 718 con herramientas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$ se resalta la importancia a la hora de mecanizar de utilizar la correcta preparación para un buen comportamiento del corte y lo crítico que puede llegar a ser elegir mal a la hora de fabricar componentes de alto valor añadido. Se han de seguir investigando otros

parámetros de la geometría de la herramienta, como la anchura del inserto, para conocer los efectos que puede tener sobre el corte. Además, con ranuras de mayor anchura será posible realizar análisis de integridad superficial como tensiones residuales, cambios metalográficos debida a los esfuerzos de corte y la rugosidad final en la ranura. Finalmente, se ha de encontrar el modo de incluir en un modelo la forma que tiene el filo, trompeta o cascada, ya que, con los modelos propuestos, no se distingue entre uno y otro al usar el radio equivalente y se ha visto que existen diferencias notables a la hora de mecanizar. Lo mejor sería usar la aproximación del perfil por una elipse obtenida a partir de los parámetros de Denkena.

Capítulo VI. Contribuciones y líneas futuras

Capítulo VI. Contribuciones y líneas futuras.

En este capítulo se presentan las principales aportaciones realizadas en esta tesis doctoral, así como una serie de propuestas de futuras líneas de investigación derivadas de la misma.

VI. 1. Contribuciones de la tesis

En esta tesis doctoral se han presentado tres formas de abordar la mejora de la productividad de las herramientas cerámicas. En la primera de ellas se ha estudiado el uso de un recubrimiento tradicional, TiSiN, y otro auto-lubricado, TiSiVN, en herramientas cerámicas de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$ para el mecanizado de Ti6Al4V bajo diferentes velocidades de corte. En la segunda se ha analizado el comportamiento de la inclinación de las ranuras texturizadas en tres materiales de herramienta diferentes (PCD, $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$ y $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$) para el mecanizado de aleaciones de baja maquinabilidad (Ti6Al4V, acero endurecido X100CrMoV8 e Inconel® 718, respectivamente). La tercera se ha basado en el estudio de la preparación del filo de una serie de herramientas de ranurado de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$ para el mecanizado de Inconel® 718 y su influencia y rendimiento durante el proceso de corte.

Los resultados más relevantes de esta tesis doctoral se pueden resumir en las siguientes aportaciones:

- 1. Análisis del rendimiento del uso de recubrimientos tradicionales frente a recubrimientos auto-lubricados en herramientas cerámicas para el mecanizado de Ti6Al4V.** Se ha realizado una comparación entre usar una herramienta cerámica ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{wSiC}$) sin recubrir con otras dos recubiertas, una con un recubrimiento tradicional, TiSiN, y la otra con uno auto-lubricado, TiSiVN, a diferentes velocidades de corte. Tras los ensayos se ha visto que, para mecanizar la aleación Ti6Al4V con herramienta cerámica, es necesario utilizar refrigeración. Aun así, se ha demostrado que el uso de esta clase de recubrimientos con alto contenido de vanadio mejora algunos aspectos del corte en comparación a no usar ninguna clase de recubrimientos. En concreto se ha conseguido reducir la rugosidad R_a un 29,2% y la componente de corte radial un 16,4% al usar las condiciones de corte más agresivas (v_c de $150 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$).
- 2. Metodología para la caracterización de materiales de herramienta para la elección de los parámetros del Laser Engraving.** Se ha desarrollado una

metodología a seguir para obtener los parámetros del láser que optimicen la fabricación de las ranuras a texturizar en la cara de desprendimiento de los insertos a ensayar. Dicha metodología distingue entre los casos de ranuras que sean superpuestas y los que sean únicas. La metodología se basa en realizar diferentes mediciones de parámetros que pueden influir en el rendimiento de las ranuras durante el mecanizado y descartar combinaciones de parámetros del haz láser en función de esas mediciones.

- 3. Análisis del rendimiento del uso de texturizados en herramientas cerámicas y de PCD para el mecanizado de aleaciones de baja maquinabilidad.** Tras realizar ensayos en los tres tipos de sustrato, se ha concluido que, gracias al texturizado de las herramientas mediante el grabado láser de ranuras en la cara de desprendimiento del inserto, se puede lograr romper viruta a costa de aumentar fuerzas de corte o llevar lubricación y refrigeración a la zona de corte secundaria. Asimismo, las diferentes inclinaciones de las ranuras texturizadas pueden mejorar diferentes aspectos del corte: un doble ranurado en la dirección perpendicular al flujo de viruta es la mejor opción para romper la viruta de pequeño espesor en aleaciones de titanio, mientras que usar herramientas con un correcto texturizado para mecanizar aleaciones de baja maquinabilidad retrasa la aparición del desgaste y disminuye las fuerzas de corte
- 4. Análisis del rendimiento de la preparación del filo para el corte ortogonal de Inconel® 718 con herramientas cerámicas.** Se ha analizado la influencia del radio de filo de nueve insertos con el fin de destacar la importancia de la correcta selección de este parámetro a la hora de cortar una aleación de baja maquinabilidad. Además, se ha demostrado la importancia de tener un filo de corte sin muescas y las diferencias en el mecanizado de tener un filo con forma de trompeta y otro con forma de cascada. Este estudio se ha fundamentado en el análisis de las fuerzas de corte generadas, en el desgaste de la herramienta y en análisis de la viruta generada. Se ha visto que el escoger un radio de filo mayor tiene una influencia directa con las fuerzas de corte, pero pierde peso al incrementarse el avance utilizado. En lo relativo al desgaste cuando mayor sea el radio de filo menor será este. Sin embargo, en vista de los problemas que puede acarrear el usar un filo muy romo a la hora de mecanizar y lo frágil que puede ser usar uno muy afilado, lo recomendable es usar un filo de corte con un redondeo intermedio alrededor de los 15 μm de radio equivalente para el ranurado de Inconel® 718.

- 5. Modelos predictivos de los esfuerzos de corte con herramienta cerámica en corte ortogonal teniendo en cuenta la preparación del filo para el mecanizado de Inconel® 718.** Se han propuesto dos modelos de corte que tienen en cuenta el perfil de la herramienta de corte al aproximarlos a un radio equivalente. Al considerarse el perfil del filo de corte, se ha conseguido reducir el error de predicción en comparación con otros modelos existentes en la literatura que no lo tienen en cuenta, obteniendo errores máximos cercanos al 15% y errores medios inferiores al 5%. Con estos modelos se pretende abrir una nueva línea de modelos de corte que tengan en cuenta el perfil real de la herramienta o una aproximación más acertada que utilizar un radio equivalente.

VI. 2. Líneas futuras de investigación

La tesis doctoral presentada abre nuevas líneas de interés para futuros trabajos que no se han podido abordar durante esta investigación entre las que cabe destacar las siguientes:

- Realizar una investigación de mayor profundidad utilizando refrigeración y mejorando el sistema de adquisición de temperaturas (usando termopares dentro de la propia herramienta, por ejemplo), además de usar condiciones de corte industriales para entender mejor el funcionamiento en herramientas cerámicas de los recubrimientos auto-lubricados en procesos de corte de aleaciones de baja maquinabilidad, como el Ti6Al4V, y ver cuáles son sus ventajas frente al uso de alúminas con refuerzos de *whiskers* sin recubrir.
- Analizar la influencia de los parámetros del haz láser en el proceso de *laser engraving* no solo en la forma geométrica (profundidad, anchura y forma) sino también de cómo afecta al material al que se le hace el proceso de ablación. De esta forma se podrán escoger de forma optimizada los parámetros del haz láser para que no fragilice ni debilite la herramienta. Con un proceso de *laser engraving* controlado que no afecte al material será posible fabricar rompevirutas funcionales en la cara de desprendimiento de los insertos cerámicos mediante esta técnica.
- Profundizar en el efecto sobre el corte de otros parámetros de texturizado aparte de la inclinación de las ranuras. Dichos parámetros son la profundidad de las ranuras, la anchura de las mismas, la separación entre ellas, la separación con el filo de corte y explorar otras opciones de texturizado además de las ranuras rectas como pueden ser micro-agujeros o ranuras en forma de olas.

- Simplificar el proceso de corte para poder analizar con mayor claridad el efecto de los texturizados durante el corte. Por ello, se propone utilizar el corte ortogonal de operaciones como el ranurado para facilitar la comprensión y el entendimiento de los texturizados.
- Analizar el efecto que puede tener la anchura del inserto a la hora de combinarlo con la preparación del filo. De esta forma, podrán realizarse otros análisis de cara a ver la influencia de la preparación del filo sobre el componente fabricado para otra tipología de inserto.
- Realizar un modelo predictivo de las fuerzas de corte que tenga en cuenta la forma que tiene el filo, trompeta o cascada. De esta forma, se podrá predecir las fuerzas sin tener que aproximar el filo a un radio equivalente. Posteriormente habría que trasladar el modelo a un corte oblicuo que es donde se encuentran la mayor parte de las operaciones de mecanizado en la industria.
- Analizar la influencia de la preparación del filo de corte en los componentes fabricados, haciendo especial hincapié en cómo afecta el radio de filo al material en la zona de ploughing. Se propone utilizar las ranuras fabricadas en este mismo proyecto y estudiar el estado metalográfico de dicha zona en las propias piezas y en la viruta obtenida mediante el uso de microscopía de EBSD (*Electron Backscatter Diffraction*) para ver los cambios cristalográficos que se dan en ambas zonas, así como usar el revelado químico de los límites de grano.

Bibliografía.

(Abdelmoneim y Scrutton, 1974) Abdelmoneim, M. E. y Scrutton, R. F., 'Tool Edge Roundness and Stable Build-Up Formation in Finish Machining'. *Journal of Engineering for Industry*, 1974, 96, 1258-1267.

(Abdoos et al., 2019) Abdoos, M.; Yamamoto, K.; Bose, B.; Fox-Rabinovich, G. y Veldhuis, S., 'Effect of coating thickness on the tool wear performance of low stress TiAlN PVD coating during turning of compacted graphite iron (CGI)'. *Wear*, 2019, 422-423, 128-136.

(Abouridouane et al., 2021) Abouridouane, M.; Bergs, T.; Schraknepper, D. y Wirtz, G., 'Friction behavior in metal cutting: Modeling and simulation'. *Procedia CIRP*, 2021, 102, 405-410.

(Abukhshim et al., 2005) Abukhshim, N. A.; Mativenga, P. T. y Sheikh, M. A., 'Investigation of heat partition in high speed turning of high strength alloy steel'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2005, 45, 1687-1695.

(Abukhshim et al., 2006) Abukhshim, N. A.; Mativenga, P. T. y Sheikh, M. A., 'Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2006, 46, 782-800.

(Agmell et al., 2016) Agmell, M.; Ahadi, A.; Gutnichenko, O.; Ståhl, J. E. y Gutnichenko, O., 'The influence of tool micro-geometry on stress distribution in turning operations of AISI 4140 by FE analysis'. *Int. J. Adv. Manufacturing Technology*, 2016, 89, 3109-3122.

(Albrecht, 1960) Albrecht, P., 'New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process: Part I. The Ploughing Process in Metal Cutting'. *Journal of Engineering for Industry*, 1960, 82, 348-357.

(Al-Rjoub et al., 2022) Al-Rjoub, A.; Yaqub, T. Bin; Cavaleiro, A. y Fernandes, F., 'The influence of V addition on the structure, mechanical properties, and oxidation behaviour of TiAlSiN coatings deposited by DC magnetron sputtering'. *Journal of Materials Research and Technology*, 2022, 20, 2444-2453.

(Amigo et al., 2020) Amigo, F. J.; Urbikain, G.; Pereira, O.; Fernández-Lucio, P.; Fernández-Valdivielso, A. y de Lacalle, L. N. L., 'Combination of high feed turning with

cryogenic cooling on Haynes 263 and Inconel 718 superalloys'. *Journal of Manufacturing Processes*, 2020, 58, 208-222.

(Amigo et al., 2023 a) Amigo, F. J.; Urbikain, G.; López de Lacalle, L. N.; Pereira, O.; Fernández-Lucio, P. y Fernández-Valdivielso, A., 'Prediction of cutting forces including tool wear in high-feed turning of Nimonic® C-263 superalloy: A geometric distortion-based model'. *Measurement*, 2023a, 211, 112580.

(Amigo et al., 2023 b) Amigo, F. J.; Urbikain, G.; López de Lacalle, L. N.; Fernández-Lucio, P.; Pereira, O. y Fernández-Valdivielso, A., 'On the effects of cutting-edge angle on high-feed turning of Inconel 718© superalloy'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2023b, 125, 4237-4252.

(Armarego y Whitfield, 1985) Armarego, E. J. A. y Whitfield, R. C., 'Computer Based Modelling of Popular Machining Operations for Force and Power Prediction'. *CIRP Annals*, 1985, 34, 65-69.

(Artetxe et al., 2016) Artetxe, E.; Gonzalez, H.; Calleja, A.; Fernández Valdivielso, A.; Polvorosa, R.; Lamikiz, A. y Lacalle, L., 'Optimised methodology for aircraft engine IBRs five-axis machining process'. *International Journal of Mechatronics and Manufacturing Systems*, 2016, 9, 385.

(Artozoul et al., 2015) Artozoul, J.; Lescalier, C. y Dudzinski, D., 'Experimental and analytical combined thermal approach for local tribological understanding in metal cutting'. *Applied Thermal Engineering*, 2015, 89, 394-404.

(Arulkirubakaran et al., 2016) Arulkirubakaran, D.; Senthilkumar, V. y Kumawat, V., 'Effect of micro-textured tools on machining of Ti-6Al-4V alloy: An experimental and numerical approach'. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2016, 54, 165-177.

(Arulkirubakaran et al., 2018) Arulkirubakaran, D.; Senthilkumar, V.; Dinesh, S.; Velmurugan, C.; Manikandan, N. y Raju, R., 'Effect of Textured Tools on Machining of Ti-6Al-4V Alloy under Lubricant Condition'. *Materials Today: Proceedings*, 2018, 5, 14230-14236.

(Arulkirubakaran et al., 2019) Arulkirubakaran, D.; Senthilkumar, V.; Lomesh Chilamwar, V. y Senthil, P., 'Performance of surface textured tools during machining of Al-Cu/TiB 2 composite'. *Measurement*, 2019, 137, 636-646.

(Astakhov, 1998) Astakhov, V. P., '*Metal cutting mechanics*', 1998, 1st Edition., CRC Press, Boca Raton, USA. ISBN 9780849318955.

(Astakhov, 1999) Astakhov, V. P., 'A treatise on material characterization in the metal cutting process. Part 1: A novel approach and experimental verification'. *Journal of Materials Processing Technology*, 1999, 96, 22-33.

(Astakhov y Shvets, 2001) Astakhov, V. P. y Shvets, S. V., 'A novel approach to operating force evaluation in high strain rate metal-deforming technological processes'. *Journal of Materials Processing Technology*, 2001, 117, 226-237.

(Astakhov y Shvets, 2004) Astakhov, V. P. y Shvets, S., 'The assessment of plastic deformation in metal cutting'. *Journal of Materials Processing Technology*, 2004, 146, 193-202.

(Avilés et al., 2013) Avilés, R.; Albizuri, J.; Rodríguez, A. y López De Lacalle, L. N., 'Influence of low-plasticity ball burnishing on the high-cycle fatigue strength of medium carbon AISI 1045 steel'. *International Journal of Fatigue*, 2013, 55, 230-244.

(Bajard et al., 2011) Bajard, A.; Aubreton, O.; Eren, G.; Sallamand, P. y Truchetet, F., '3D digitization of metallic specular surfaces using scanning from heating approach'. *Three-Dimensional Imaging, Interaction, and Measurement*, 2011, 7864, 786413.

(Bartarya y Choudhury, 2011) Bartarya, G. y Choudhury, S. K., 'State of the art in hard turning'. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2011, 53, 1-14.

(Basuray et al., 1977) Basuray, P. K.; Misra, B. K. y Lal, G. K., 'Transition from ploughing to cutting during machining with blunt tools'. *Wear*, 1977, 43, 341-349.

(Bitterlich et al., 2008) Bitterlich, B.; Bitsch, S. y Friederich, K., 'SiAlON based ceramic cutting tools'. *Journal of the European Ceramic Society*, 2008, 28, 989-994.

(Bobzin, 2017) Bobzin, K., 'High-performance coatings for cutting tools'. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2017, 18, 1-9.

(Bocanegra-Bernal y Matovic, 2010) Bocanegra-Bernal, M. H. y Matovic, B., 'Mechanical properties of silicon nitride-based ceramics and its use in structural applications at high temperatures'. *Materials Science and Engineering A*, 2010, 527, 1314-1338.

(Bonvalet et al., 2019) Bonvalet, M.; Odqvist, J.; Ågren, J. y Borgenstam, A., 'Modelling of prismatic grain growth in cemented carbides'. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2019, 78, 310-319.

(Bouzakis et al., 2001) Bouzakis, K. D.; Michailidis, N.; Hadjiyiannis, S.; Efstathiou, K.; Pavlidou, E.; Erkens, G.; Rambadt, S. y Wirth, I., 'Improvement of PVD coated inserts cutting performance, through appropriate mechanical treatments of substrate and coating surface'. *Surface and Coatings Technology*, 2001, 146-147, 443-450.

(Bouzakis et al., 2003) Bouzakis, K. D.; Michailidis, N.; Skordaris, G.; Kombogiannis, S.; Hadjiyiannis, S.; Efstathiou, K.; Pavlidou, E.; Erkens, G.; Rambadt, S. y Wirth, I., 'Optimisation of the cutting edge roundness and its manufacturing procedures of cemented carbide inserts, to improve their milling performance after a PVD coating deposition'. *Surface and Coatings Technology*, 2003, 163-164, 625-630.

(Bouzakis et al., 2012) Bouzakis, K. D.; Michailidis, N.; Skordaris, G.; Bouzakis, E.; Biermann, D. y M'Saoubi, R., 'Cutting with coated tools: Coating technologies, characterization methods and performance optimization'. *CIRP Annals*, 2012, 61, 703-723.

(Bouzakis et al., 2014) Bouzakis, K. D.; Bouzakis, E.; Kombogiannis, S.; Makrimallakis, S.; Skordaris, G.; Michailidis, N.; Charalampous, P.; Paraskevopoulou, R.; M'Saoubi, R.; Aurich, J. C.; Barthelmä, F.; Biermann, D.; Denkena, B.; Dimitrov, D.; Engin, S.; Karpuschewski, B.; Klocke, F.; Özel, T.; Poulachon, G.; Rech, J.; Schulze, V.; Settineri, L.; Srivastava, A.; Wegener, K.; Uhlmann, E. y Zeman, P., 'Effect of cutting edge preparation of coated tools on their performance in milling various materials'. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2014, 7, 264-273.

(Budak et al., 1996) Budak, E.; Altıntaş, Y. y Armarego, E. J. A., 'Prediction of Milling Force Coefficients From Orthogonal Cutting Data'. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 1996, 118, 216-224.

(Burke y Miller, 1991) Burke, M. G. y Miller, M. K., 'Precipitation in Alloy 718: A combined AEM and APFIM investigation'. *Superalloys*, 1991, 337-350.

(Caliskan et al., 2017) Caliskan, H.; Panjan, P. y Kurbanoglu, C., '*Hard Coatings on Cutting Tools and Surface Finish*'. *Comprehensive Materials Finishing*, 2017, Elsevier Ltd., Vol. 3-3. ISBN 9780128032503.

(Carvalho et al., 2019) Carvalho, D. O. A.; da Silva, L. R. R.; Sopchenski, L.; Jackson, M. J. y Machado, Á. R., 'Performance evaluation of vegetable-based cutting fluids in turning of AISI 1050 steel'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2019, 103, 1603-1619.

(Carvalho et al., 2023) Carvalho, S.; Horovistiz, A. y Davim, J. P., 'Morphological characterization of chip segmentation in Ti-6Al-7Nb machining: A novel method based on digital image processing'. *Measurement*, 2023, 206, 112330.

(Cavaleiro et al., 2021) Cavaleiro, D.; Figueiredo, D.; Moura, C. W.; Cavaleiro, A.; Carvalho, S. y Fernandes, F., 'Machining performance of TiSiN(Ag) coated tools during dry turning of TiAl6V4 aerospace alloy'. *Ceramics International*, 2021, 47, 11799-11806.

(Choudhury et al., 2005) Choudhury, I. A.; See, N. L. y Zukhairi, M., 'Machining with chamfered tools'. *Journal of Materials Processing Technology*, 2005, 170, 115-120.

(Colding, 1981) Colding, B. N., '*The Machining Productivity Mountain and Its Wall of Optimum Productivity*'. (Engineers, S. of M., Ed.) *9th NAMRAC*, 1981.

(Colding, 1991) Colding, B. N., 'A Tool-Temperature/Tool-Life Relationship Covering a Wide Range of Cutting Data'. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 1991, 40, 35-40.

(Comisión Europea, 2020) Comisión Europea, '*Resiliencia de las materias primas fundamentales: trazando el camino hacia un mayor grado de seguridad y sostenibilidad*', 2020, Bruselas.

(Coromant (Firm), 1994) Coromant (Firm), S., '*Modern metal cutting: a practical handbook*'. (Sandvik Coromant, Ed.), 1994, .. Sandvik Coromant. ISBN 978-91-972299-0-6.

(Cortés Rodríguez, 2009) Cortés Rodríguez, C. J., '*Cutting edge preparation of precision cutting tools by applying micro-abrasive jet machining and brushing*', 2009, Universität Kassel.

(Dagiloke et al., 1995) Dagiloke, I. F.; Kaldos, A.; Douglas, S. y Mills, B., 'High-speed machining: An approach to process analysis'. *Journal of Materials Processing Technology*, 1995, 54, 82-87.

(Da Silva et al., 2019) Da Silva, L. R. R.; Ruzzi, R. S.; Teles, V. C.; Sales, W. F.; Guessier, W. L. y Machado, A. R., 'Analysis of the coefficient of friction at the workpiece-tool interface in milling of high strength compacted graphite cast irons'. *Wear*, 2019, 426-427, 1646-1657.

(Davim et al., 2007) Davim, J. P.; Sreejith, P. S. y Silva, J., 'Turning of brasses using minimum quantity of lubricant (MQL) and flooded lubricant conditions'. *Materials and Manufacturing Processes*, 2007, 22, 45-50.

(del Olmo et al., 2022) del Olmo, A.; López de Lacalle, L. N.; Martínez de Pissón, G.; Pérez-Salinas, C.; Ealo, J. A.; Sastoque, L. y Fernandes, M. H., 'Tool wear monitoring of high-speed broaching process with carbide tools to reduce production errors'. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2022, 172, 109003.

(Denkena et al., 2003) Denkena, B.; Ben Armo, R. y Kuhlmann, A., 'Thermomechanical aspects of high-speed machining'. *Fourth International Conference on Metal Cutting and High Speed Machining*, 2003, Darmstadt.

(Denkena et al., 2005) Denkena, B.; Becker, J. C. y de León-García, L., 'Study of the influence of the cutting edge microgeometry on the cutting forces and wear behavior in turning operations'. *8th CIRP Int. Workshop on Modeling of Machining Operations*, 2005, Chemnitz., pp. 503-507.

(Denkena y Breidenstein, 2011) Denkena, B. y Breidenstein, B., 'Cohesive Damage of PVD-Coated Cutting Tools -A Result of the Residual Stress Distribution'. *9th International Conference «THE "A" Coatings»*, 2011, Thessaloniki, Greece., pp. 89-97.

(Denkena y Biermann, 2014) Denkena, B. y Biermann, D., 'Cutting edge geometries'. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 2014, 63, 631-653.

(Denkena et al., 2014) Denkena, B.; Köhler, J.; Breidenstein, B.; Abrão, A. M. y Ventura, C. E. H., 'Influence of the cutting edge preparation method on characteristics and performance of PVD coated carbide inserts in hard turning'. *Surface and Coatings Technology*, 2014, 254, 447-454.

(Denkena et al., 2015) Denkena, B.; Grove, T. y Maiss, O., 'Influence of the cutting edge radius on surface integrity in hard turning of roller bearing inner rings'. *Production Engineering*, 2015, 9, 299-305.

(Di et al., 2017) Di, C.; Dinghua, Z.; Baohai, W. y Ming, L., 'An Investigation of Temperature and Heat Partition on Tool-chip Interface in Milling of Difficult-to-Machine Materials'. *Procedia CIRP*, 2017, 58, 49-54.

(«Diccionario RAING», s. f.) (s. f.), Disponible en <https://diccionario.raing.es/es/lema/productividad>, (Acceso: 2 de mayo de 2023).

(Ding et al., 2021) Ding, J.; Xue, S.; Shang, Z.; Li, J.; Zhang, Y.; Su, R.; Niu, T.; Wang, H. y Zhang, X., 'Characterization of precipitation in gradient Inconel 718 superalloy'. *Materials Science and Engineering: A*, 2021, 804, 140718.

(Duan et al., 2017) Duan, R.; Deng, J.; Ai, X.; Liu, Y. y Chen, H., 'Experimental assessment of derivative cutting of micro-textured tools in dry cutting of medium carbon steels'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, 92, 3531-3540.

(Duan et al., 2019) Duan, R.; Deng, J.; Lei, S.; Ge, D.; Liu, Y. y Li, X., 'Effect of derivative cutting on machining performance of micro textured tools'. *Journal of Manufacturing Processes*, 2019, 45, 544-556.

(Dubey y Yadava, 2008) Dubey, A. K. y Yadava, V., 'Laser beam machining—A review'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2008, 48, 609-628.

(Dubey et al., 2020) Dubey, V.; Kumar Sharma, A. y Kumar Singh, R., 'Study of various cooling methodology used in machining processes'. *Materials Today: Proceedings*, 2020, 21, 1572-1576.

(Dudzinski et al., 2004) Dudzinski, D.; Devillez, A.; Moufki, A.; Larrouquère, D.; Zerrouki, V. y Vigneau, J., 'A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2004, 44, 439-456.

(Elahi et al., 2015) Elahi, F.; Ara Nisha, Z. y Ferdous, I. U., 'Intelligent Cooling System for Machining'. *3rd International Conference on Mechanical Engineering & Renewable Energy*, 2015, Chittagong., pp. 26-29.

(El-Zahry, 1987) El-Zahry, R. M., 'On the hydrodynamic characteristics of the secondary shear zone in metal machining with sticking-sliding friction using the boundary layer theory'. *Wear*, 1987, 115, 349-359.

(Ernst y Merchant, 1941) Ernst, H. y Merchant, M. E., 'Chip formation, friction and high quality machined surfaces'. *ASM Surface Treatment of Metals*, 1941, 29, 299-378.

(Ezilarasan et al., 2013) Ezilarasan, C.; Senthil Kumar, V. S. y Velayudham, A., 'An experimental analysis and measurement of process performances in machining of nimonic C-263 super alloy'. *Measurement*, 2013, 46, 185-199.

(Ezugwu, 1994) Ezugwu, E. O., 'Manufacturing methods of ceramic cutting tools'. *Mechanical and corrosion properties. Series A, Key engineering materials*, 1994, 96, 19-32.

(Ezugwu, 2005) Ezugwu, E. O., 'Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2005, 45, 1353-1367.

(FBI, 2022) FBI, 'Infographics - Metal Cutting Tools Market', 2022, mayo, Disponible en <https://www.fortunebusinessinsights.com/industry-reports/infographics/metal-cutting-tools-market-101751>, (Acceso: 6 de febrero de 2024).

(Feng et al., 2019) Feng, Y.; Zhang, J.; Wang, L.; Zhang, W. y Yuanpei, D., 'Study on secondary cutting phenomenon of micro-textured self-lubricating ceramic cutting tools with different morphology parameters formed via in situ forming of Al₂O₃-TiC'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2019, 104, 3821-3833.

(Fernandes et al., 2015) Fernandes, F.; Morgiel, J.; Polcar, T. y Cavaleiro, A., 'Oxidation and diffusion processes during annealing of TiSi(V)N films'. *Surface and Coatings Technology*, 2015, 275, 120-126.

(Fernández et al., 2021) Fernández, A.; González, H.; Fernández, P.; Calleja, A.; Urbikain, G. y Lacalle, L. N. L. De, 'Turning process with ceramic inserts of ADI cast material, surface analysis'. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2021, 1193, 012002.

(Fernández De Larrinoa, 2015) Fernández De Larrinoa, J., '*Optimización de procesos de recubrimiento para herramientas de corte. Tecnologías de recubrimiento, métodos de caracterización y optimización de las propiedades*', 2015, Universidad del País Vasco/Euskal Herriko Unibertsitatea, Bilbao.

(Fernández-Lucio et al., 2021 a) Fernández-Lucio, P.; Pereira Neto, O.; Gómez-Escudero, G.; Amigo Fuertes, F. J.; Fernández Valdivielso, A. y López de Lacalle Marcaide, L. N., 'Roughing Milling with Ceramic Tools in Comparison with Sintered Carbide on Nickel-Based Alloys'. *Coatings*, 2021a, 11, 734.

(Fernández-Lucio et al., 2021 b) Fernández-Lucio, P.; Villarón, I.; Pereira, O.; Amigo, F. J.; Ukar, E. y Lacalle, L. N. L. De, 'Design, manufacturing and validation of chip breakers in ceramic inserts for the machining of aeronautic nickel-based superalloys Inconel® 718'. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2021b, 1193, 012008.

(Fernández-Valdivielso et al., 2021) Fernández-Valdivielso, A.; López de Lacalle, L. N.; Fernández-Lucio, P. y González, H., 'Turning of Austempered Ductile Iron with ceramic tools'. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 2021, 235, 484-493.

(Field et al., 1972) Field, M.; Kahles, J. F. y Cammett, J. T., 'A Review of Measuring Methods for Surface Integrity'. *CIRP Annals Manufacturing Technology*, 1972, 21, 21-238.

(Filice et al., 2007) Filice, L.; Micari, F.; Rizzuti, S. y Umbrello, D., 'A critical analysis on the friction modelling in orthogonal machining'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2007, 47, 709-714.

(Franz y Mitterer, 2013) Franz, R. y Mitterer, C., 'Vanadium containing self-adaptive low-friction hard coatings for high-temperature applications: A review'. *Surface and Coatings Technology*, 2013, 228, 1-13.

(Gaitonde et al., 2009 a) Gaitonde, V. N.; Karnik, S. R.; Figueira, L. y Davim, J. P., 'Analysis of Machinability During Hard Turning of Cold Work Tool Steel (Type: AISI D2)'. *Materials and Manufacturing Processes*, 2009a, 24, 1373-1382.

(Gaitonde et al., 2009 b) Gaitonde, V. N.; Karnik, S. R.; Figueira, L. y Davim, J. P., 'Machinability investigations in hard turning of AISI D2 cold work tool steel with conventional and wiper ceramic inserts'. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2009b, 27, 754-763.

(Gajrani et al., 2018) Gajrani, K. K.; Suresh, S. y Sankar, M. R., 'Environmental friendly hard machining performance of uncoated and MoS₂ coated mechanical micro-textured tungsten carbide cutting tools'. *Tribology International*, 2018, 125, 141-155.

(Gallmeyer et al., 2020) Gallmeyer, T. G.; Moorthy, S.; Kappes, B. B.; Mills, M. J.; Amin-Ahmadi, B. y Stebner, A. P., 'Knowledge of process-structure-property relationships to engineer better heat treatments for laser powder bed fusion additive manufactured Inconel 718'. *Additive Manufacturing*, 2020, 31, 100977.

(Gao et al., 2016) Gao, Y.; Wang, G. y Liu, B., 'Chip formation characteristics in the machining of titanium alloys: A review'. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 2016, 18, 155-184.

(García et al., 2019) García, J.; Collado Ciprés, V.; Blomqvist, A. y Kaplan, B., 'Cemented carbide microstructures: a review'. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2019, 80, 40-68.

(Ghosh y Pacella, 2020) Ghosh, P. y Pacella, M., 'Effect of laser texturing on the performance of ultra-hard single-point cutting tools'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2020, 106, 2635-2648.

(GMI, 2023) GMI, 'Metal Cutting Tools Market Size, Share | Growth Report, 2032', 2023, mayo, Disponible en <https://www.gminsights.com/industry-analysis/metal-cutting-tools-market>, (Acceso: 6 de febrero de 2024).

(Grguraš y Pušavec, 2019) Grguraš, D. y Pušavec, F., 'Influence of rake face texturing on machining performance of carbide tools'. *Procedia CIRP*, 2019, 81, 904-907.

(Grzesik y Kwiatkowska, 1997) Grzesik, W. y Kwiatkowska, E., 'An energy approach to chip-breaking when machining with grooved tool inserts'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1997, 37, 569-577.

(Gupta, 2020) Gupta, S., 'Cutting Tools Market Size, Share, Growth Report, 2032', 2020, agosto, Disponible en <https://www.marketresearchfuture.com/reports/cutting-tools-market-4027>, (Acceso: 6 de febrero de 2024).

(Han et al., 2020) Han, J.; Cao, K.; Xiao, L.; Tan, X.; Li, T.; Xu, L.; Tang, Z.; Liao, G. y Shi, T., 'In situ measurement of cutting edge temperature in turning using a near-infrared fiber-optic two-color pyrometer'. *Measurement*, 2020, 156, 107595.

(Hariprasad et al., 2022) Hariprasad, B.; Selvakumar, S. J. y Samuel Raj, D., 'Effect of cutting edge radius on end milling Ti-6Al-4V under minimum quantity cooling lubrication – Chip morphology and surface integrity study'. *Wear*, 2022, 498-499, 204307.

(Hrechuk et al., 2018) Hrechuk, A.; Johansson, D.; Bushlya, V.; Devin, L. y Ståhl, J. E., 'Application of Colding tool life equation on the drilling fiber reinforcement polymers'. *Procedia Manufacturing*, 2018, 25, 302-308.

(Hu et al., 2021) Hu, C.; Zhang, W.; Zhuang, K.; Zhou, J. y Ding, H., 'On the steady-state workpiece flow mechanism and force prediction considering piled-up effect and dead metal zone formation'. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, 2021, 143.

(Hu et al., 2022) Hu, C.; Wang, J.; Lin, L.; Lin, F.; Fu, C.; Outeiro, J. y Zhuang, K., 'Effects of asymmetric passivation of tool cutting edge on microstructure evolution when cutting Inconel 718 alloy'. *Procedia CIRP*, 2022, 108, 141-146.

(Iqbal et al., 2009) Iqbal, S. A.; Mativenga, P. T. y Sheikh, M. A., 'A comparative study of the tool-chip contact length in turning of two engineering alloys for a wide range of cutting speeds'. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2009, 42, 30-40.

(ISO Standard 513:2012, 2012) ISO Standard 513:2012, 'ISO 513: 2012 - Classification and application of hard cutting materials for metal removal with defined cutting edges. Designation of the main groups and groups of application', 2012.

(ISO Standard 3685:1993, 1993) ISO Standard 3685:1993, 'ISO 3685: 1993 - Tool-life testing with single-point turning tools'. *International Standard*, 1993.

(ISO Standard 4288:1996, 1998) ISO Standard 4288:1996, 'ISO - ISO 4288:1996/Cor 1:1998 - Geometrical Product Specifications (GPS) — Surface texture: Profile method — Rules and procedures for the assessment of surface texture — Technical Corrigendum 1'. *International Standard*, 1998.

(ISO Standard 6507:2018, 2018) ISO Standard 6507:2018, 'ISO 6507: 2018 - Metallic materials - Vickers hardness test - Part 1: Test method', 2018.

(ISO Standard 18265:2013, 2013) ISO Standard 18265:2013, 'ISO 18265: 2013 - Conversion of hardness values', 2013.

(Jagadesh y Samuel, 2015) Jagadesh, T. y Samuel, G. L., 'Mechanistic and Finite Element Model for Prediction of Cutting Forces During Micro-Turning of Titanium Alloy'. *Machining Science and Technology*, 2015, 19, 593-629.

(Jamil et al., 2023) Jamil, M.; He, N.; Zhao, W.; Kumar Gupta, M. y Mashood Khan, A., 'Novel approach of cutting temperature measurement in sustainable milling of Ti-6Al-4V alloy'. *Measurement*, 2023, 214, 112837.

(Jiang et al., 2013) Jiang, F.; Liu, Z.; Wan, Y. y Shi, Z., 'Analytical modeling and experimental investigation of tool and workpiece temperatures for interrupted cutting 1045 steel by inverse heat conduction method'. *Journal of Materials Processing Technology*, 2013, 213, 887-894.

(Jianxin et al., 2008) Jianxin, D.; Wenlong, S. y Hui, Z., 'Design, fabrication and properties of a self-lubricated tool in dry cutting'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture Supports*, 2008, 49, 66-72.

(Jianxin et al., 2012) Jianxin, D.; Ze, W.; Yunsong, L.; Ting, Q. y Jie, C., 'Performance of carbide tools with textured rake-face filled with solid lubricants in dry cutting processes'. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2012, 30, 164-172.

(Johansson et al., 2014) Johansson, D.; Schultheiss, F.; Bushlya, V.; Zhou, J. y Ståhl, J. E., 'Tool Life and Wear Modelling in Metal Cutting, Part 1— Influence of Varying Flank Wear Criterion on Colding's Tool Life Equation'. *The 6th Swedish Production Symposium, Proceedings*, 2014.

(Johansson et al., 2017) Johansson, D.; Hägglund, S.; Bushlya, V. y Ståhl, J. E., 'Assessment of Commonly used Tool Life Models in Metal Cutting'. *Procedia Manufacturing*, 2017, 11, 602-609.

(Johansson et al., 2018) Johansson, D.; Lindvall, R.; Fröström, M.; Bushlya, V. y Ståhl, J. E., 'Equivalent Chip Thickness and its Influence on Tool Life'. *Procedia Manufacturing*, 2018, 25, 344-350.

(Johansson et al., 2019) Johansson, D.; Lindvall, R.; Windmark, C.; M'Saoubi, R.; Can, A.; Bushlya, V. y Ståhl, J. E., 'Assessment of Metal Cutting Tools using Cost Performance Ratio and Tool Life Analyses'. *Procedia Manufacturing*, 2019, 38, 816-823.

(Joshi et al., 2015) Joshi, S.; Tewari, A. y Joshi, S. S., 'Microstructural characterization of chip segmentation under different machining environments in orthogonal machining of Ti6Al4V'. *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME*, 2015, 137.

(Jozef et al., 2020) Jozef, P.; Marek, V.; Tomáš, V.; Peter, P. y Boris, P., 'Using multi-criteria analysis to evaluate the impact of drag-finishing technological parameters on the carbide tool radius'. *Materials Today: Proceedings*, 2020, 22, 205-211.

(Kalss et al., 2006) Kalss, W.; Reiter, A.; Derflinger, V.; Gey, C. y Endrino, J. L., 'Modern coatings in high performance cutting applications'. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2006, 24, 399-404.

(Kang et al., 2018) Kang, Z.; Jun, M. B. G. y Fu, Y., 'Performance of cemented carbide cutting tools with volcanolike texture on rake face'. *ASME 2018 13th International Manufacturing Science and Engineering Conference, MSEC 2018*, 2018, 4.

(Keiser y Brown, 1976) Keiser, K. K. y Brown, H. L., 'A review of the physical metallurgy of alloy 718 (Materials no. TID-4500, R63)', 1976.

(Kirchoff y Nava, 2016) Kirchoff, G. y Nava, J., 'A tale of two cutting tools: solid and indexable-insert drills | Cutting Tool Engineering'. *Cutting Tool Engineering*, 2016, Disponible en <https://www.ctemag.com/news/articles/tale-two-cutting-tools-solid-and-indexable-insert-drills>, (Acceso: 30 de agosto de 2023).

(Kishawy et al., 2022) Kishawy, H. A.; Salem, A.; Hegab, H.; Hosseini, A. y Elbestawi, M., 'An analytical model for the optimized design of micro-textured cutting tools'. *CIRP Annals*, 2022, 71, 49-52.

(Klocke et al., 1998) Klocke, F.; Krieg, T.; Gerschwiler, K.; Fritsch, R.; Zinkann, V.; Pöhls, M. y Eisenblätter, G., 'Improved Cutting Processes with Adapted Coating Systems'. *CIRP Annals*, 1998, 47, 65-68.

(Koseki et al., 2016) Koseki, S.; Inoue, K. y Usuki, H., 'Damage of physical vapor deposition coatings of cutting tools during alloy 718 turning'. *Precision Engineering*, 2016, 44, 41-54.

(Koshy y Tovey, 2011) Koshy, P. y Tovey, J., 'Performance of electrical discharge textured cutting tools'. *CIRP Annals*, 2011, 60, 153-156.

(Kumar y Patel, 2018) Kumar, C. S. y Patel, S. K., 'Effect of WEDM surface texturing on Al₂O₃/TiCN composite ceramic tools in dry cutting of hardened steel'. *Ceramics International*, 2018, 44, 2510-2523.

(Kumar et al., 2015) Kumar, P.; Pradeepkumar, M.; Amarnath, K. y Sunilkumar, M., 'A Review on Heat Generation in Metal Cutting'. *International Journal of Engineering and Management Research*, 2015, 193-197.

(Lawal et al., 2012) Lawal, S. A.; Choudhury, I. A. y Nukman, Y., 'Application of vegetable oil-based metalworking fluids in machining ferrous metals-A review'. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2012, 52, 1-12.

(Lee y Altıntaş, 1996) Lee, P. y Altıntaş, Y., 'Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1996, 36, 1059-1072.

(Liang et al., 2018) Liang, X.; Liu, Z.; Wang, B. y Hou, X., 'Modeling of plastic deformation induced by thermo-mechanical stresses considering tool flank wear in high-speed machining Ti-6Al-4V'. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2018, 140, 1-12.

(Liang et al., 2023) Liang, X.; Liu, Z.; Wang, B.; Wang, C. y Cheung, C. F., 'Friction behaviors in the metal cutting process: state of the art and future perspectives'. *International Journal of Extreme Manufacturing*, 2023, 5, 37.

(Lian et al., 2013) Lian, Y.; Deng, J.; Yan, G.; Cheng, H. y Zhao, J., 'Preparation of tungsten disulfide (WS₂) soft-coated nano-textured self-lubricating tool and its cutting performance'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2013, 68, 2033-2042.

(Lian et al., 2018) Lian, Y.; Chen, H.; Mu, C.; Deng, J. y Lei, S., 'Experimental Investigation and Mechanism Analysis of Tungsten Disulfide Soft Coated Micro-Nano Textured Self-Lubricating Dry Cutting Tools'. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing - Green Technology*, 2018, 5, 219-230.

(Lin et al., 2001) Lin, W. S.; Lee, B. Y. y Wu, C. L., 'Modeling the surface roughness and cutting force for turning'. *Journal of Materials Processing Technology*, 2001, 108, 286-293.

(Li y Chang, 2022 a) Li, P. y Chang, Z., 'A hybrid model for turning force based on shear and extrusion deformation considering cutting-edge radius'. *Journal of Manufacturing Processes*, 2022a, 84, 134-148.

(Li y Chang, 2022 b) Li, P. y Chang, Z., 'Numerical Modeling of the Effect of Cutting-Edge Radius on Cutting Force and Stress Concentration during Machining'. *Micromachines*, 2022b, 13, 211.

(List et al., 2012) List, G.; Sutter, G. y Bouthiche, A., 'Cutting temperature prediction in high speed machining by numerical modelling of chip formation and its dependence with crater wear'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2012, 54-55, 1-9.

(Liu et al., 2020) Liu, F.; Lyu, F.; Liu, F.; Lin, X. y Huang, C., 'Laves phase control of inconel 718 superalloy fabricated by laser direct energy deposition via δ aging and solution treatment'. *Journal of Materials Research and Technology*, 2020, 9, 9753-9765.

(Liu et al., 2019) Liu, G.; Huang, C.; Su, R.; Özel, T.; Liu, Y. y Xu, L., '3D FEM simulation of the turning process of stainless steel 17-4PH with differently texturized cutting tools'. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2019, 155, 417-429.

(Liu et al., 2021) Liu, Y.; Hrechuk, A.; Agmell, M.; Ahadi, A.; Stahl, J. E. y Zhou, J., 'FE analysis on the association between tool edge radius and thermal-mechanical load in machining Inconel 718'. *Procedia CIRP*, 2021, 102, 91-96.

(Longbottom y Lanham, 2006) Longbottom, J. M. y Lanham, J. D., 'A review of research related to Salomon's hypothesis on cutting speeds and temperatures'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2006, 46, 1740-1747.

(López de Lacalle Marcaide et al., 2004) López de Lacalle Marcaide, L. N.; Sánchez Galíndez, J. A. y Lamikiz Mentxaka, A., '*Mecanizado de alto rendimiento. Procesos de Arranque*', 2004, 1.^a ed., Ediciones Técnicas Izaro, S.A., Bilbao. ISBN 84 609 1380 5.

(Lv et al., 2020) Lv, D.; Wang, Y. y Yu, X., 'Effects of cutting edge radius on cutting force, tool wear, and life in milling of SUS-316L steel'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2020, 111, 2833-2844.

(Machado et al., 2021) Machado, A. R.; da Silva, L. R. R.; de Souza, F. C. R.; Davis, R.; Pereira, L. C.; Sales, W. F.; De Rossi, W. y Ezugwu, E. O., 'State of the Art of Tool Texturing in Machining'. *Journal of Materials Processing Technology*, 2021, 293, 117096.

(Mali y Unune, 2017) Mali, H. S. y Unune, D. R., 'Machinability of Nickel-Based Superalloys: An Overview'. *Reference Module in Materials Science and Materials Engineering*, 2017, 1-5.

(Martinez et al., 2003) Martinez, E.; Romero, J.; Lousa, A. y Esteve, J., 'Wear behavior of nanometric CrN/Cr multilayers'. *Surface and Coatings Technology*, 2003, 163-164, 571-577.

(«MatWeb», s. f.) (s. f.), Disponible en <https://www.matweb.com/index.aspx>, (Acceso: 12 de septiembre de 2023).

(McGee, 1979) McGee, F. J., 'High speed machining: study methods for aluminium workpiece'. *American Machinist*, 1979, 123, 121-126.

(Melkote y Subbiah, 2013) Melkote, S. N. y Subbiah, S., 'Size Effect in Machining Tribology'. En: Wang, Q. J. & Y. W. Chung (eds.), *Encyclopedia of Tribology*, 2013, 1.^a ed., Springer New York LLC, Evanston., pp. 3108-3114. ISBN 978-0-387-92896-8.

(Merchant, 1945) Merchant, M. E., 'Mechanics of the metal cutting process. II. Plasticity conditions in orthogonal cutting'. *Journal of Applied Physics*, 1945, 16, 318-324.

(Mishra et al., 2018 a) Mishra, S. K.; Ghosh, S. y Aravindan, S., '3D finite element investigations on textured tools with different geometrical shapes for dry machining of titanium alloys'. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2018a, 141, 424-449.

(Mishra et al., 2018 b) Mishra, S. K.; Ghosh, S. y Aravindan, S., 'Characterization and machining performance of laser-textured chevron shaped tools coated with AlTiN and AlCrN coatings'. *Surface and Coatings Technology*, 2018b, 334, 344-356.

(Mishra et al., 2019) Mishra, S. K.; Ghosh, S. y Aravindan, S., 'Performance of laser processed carbide tools for machining of Ti6Al4V alloys: A combined study on experimental and finite element analysis'. *Precision Engineering*, 2019, 56, 370-385.

(Mishra et al., 2020) Mishra, S. K.; Ghosh, S. y Aravindan, S., 'Machining performance evaluation of Ti6Al4V alloy with laser textured tools under MQL and nano-MQL environments'. *Journal of Manufacturing Processes*, 2020, 53, 174-189.

(Molaiekiya et al., 2019) Molaiekiya, F.; Stolf, P.; Paiva, J. M.; Bose, B.; Goldsmith, J.; Gey, C.; Engin, S.; Fox-Rabinovich, G. y Veldhuis, S. C., 'Influence of process parameters on the cutting performance of SiAlON ceramic tools during high-speed dry face milling of hardened Inconel 718'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2019, 105, 1083-1098.

(M'Saoubi et al., 2015) M'Saoubi, R.; Axinte, D.; Soo, S. L.; Nobel, C.; Attia, H.; Kappmeyer, G.; Engin, S. y Sim, W. M., 'High performance cutting of advanced aerospace alloys and composite materials'. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 2015, 64, 557-580.

(Nagpal et al., 2022) Nagpal, J.; Rana, R.; Lal, R.; Muttanna Singari, R. y Kumar, H., 'A brief review on various effects of surface texturing using lasers on the tool inserts'. *Materials Today: Proceedings*, 2022, 56, 3803-3812.

(NTK Cutting Tools, s. f.-a) NTK Cutting Tools, 'SX6 - Exceptional wear resistance for rough machining of gray cast iron | NTK CUTTING TOOLS Co., Ltd.', (s. f.-a), Disponible en <https://www.ntkcuttingtools.com/uk/products/castiron/sx6/index.html>, (Acceso: 7 de septiembre de 2023).

(NTK Cutting Tools, s. f.-b) NTK Cutting Tools, 'HC1/HW2 - Continuous machining of gray cast iron | NTK CUTTING TOOLS Co., Ltd.', (s. f.-b), Disponible en <https://www.ntkcuttingtools.com/us/products/castiron/hc1hw2/index.html>, (Acceso: 6 de septiembre de 2023).

(NTK Cutting Tools, s. f.-c) NTK Cutting Tools, 'WA1 - Roughing with no scale to semi-finishing heat resistant alloys | NTK CUTTING TOOLS Co., Ltd.', (s. f.-c), Disponible en <https://www.ntkcuttingtools.com/us/products/hrsa/wa1/index.html>, (Acceso: 7 de septiembre de 2023).

(Nurul Amin y Ginta, 2014) Nurul Amin, A. K. M. y Ginta, T. L., 'Heat-Assisted Machining'. *Comprehensive Materials Processing*, 2014, 11, 297-331.

(Obikawa et al., 2011) Obikawa, T.; Kamio, A.; Takaoka, H. y Osada, A., 'Micro-texture at the coated tool face for high performance cutting'. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2011, 51, 966-972.

(Oduola et al., 2016) Oduola, O.; Awopetu, O.; Ikutegbe, C.; Akinluwade, K. y Adetunji, A., 'An Outlook on Tool Wear Mechanisms of Selected Cutting Tool Materials'. *British Journal of Applied Science & Technology*, 2016, 14, 1-9.

(Ohring, 2001) Ohring, M., '*Materials Science of Thin Films: Deposition and Structure*', 2001, 2.^a ed., Elsevier., Vol. 1.

(Oliaei et al., 2018) Oliaei, S. N. B.; Karpat, Y.; Davim, J. P. y Perveen, A., 'Micro tool design and fabrication: A review'. *Journal of Manufacturing Processes*, 2018, 36, 496-519.

(Orra y Choudhury, 2018) Orra, K. y Choudhury, S. K., 'Tribological aspects of various geometrically shaped micro-textures on cutting insert to improve tool life in hard turning process'. *Journal of Manufacturing Processes*, 2018, 31, 502-513.

(Ortner et al., 2015) Ortner, H. M.; Ettmayer, P.; Kolaska, H. y Smid, I., 'The history of the technological progress of hardmetals'. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, Special {Issue}: {International} {Conference} on the {Science} of {Hard} {Materials} – 10, 2015, 49, 3-8.

(O'Sullivan y Cotterell, 2001) O'Sullivan, D. y Cotterell, M., 'Temperature measurement in single point turning'. *Journal of Materials Processing Technology*, 2001, 118, 301-308.

(O'Sullivan y Cotterell, 2002) O'Sullivan, D. y Cotterell, M., 'Workpiece temperature measurement in machining'. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 2002, 216, 135-139.

(Özel y Ulutan, 2014) Özel, T. y Ulutan, D., 'Effects of machining parameters and tool geometry on serrated chip formation, specific forces and energies in orthogonal cutting

of nickel-based super alloy Inconel 100'. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 2014, 228, 673-686.

(Palanisamy et al., 2019) Palanisamy, D.; Balasubramanian, K.; Manikandan, N.; Arulkirubakaran, D. y Ramesh, R., 'Machinability analysis of high strength materials with Cryo-Treated textured tungsten carbide inserts'. *Materials and Manufacturing Processes*, 2019, 34, 502-510.

(Pan et al., 2017) Pan, Z.; Feng, Y. y Liang, S. Y., 'Material microstructure affected machining: A review'. *Manufacturing Review*, 2017, 4, 1-12.

(Patel et al., 2020) Patel, K.; Liu, G.; Shah, S. R. y Özel, T., 'Effect of Micro-Textured Tool Parameters on Forces, Stresses, Wear Rate, and Variable Friction in Titanium Alloy Machining'. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, 2020, 142.

(Patel et al., 2019) Patel, K. V.; Shah, S. R. y Özel, T., 'Orthogonal cutting of alloy steel 4340 with micro-grooved cutting tools'. *Procedia CIRP*, 2019, 82, 178-183.

(Pawade et al., 2008) Pawade, R. S.; Joshi, S. S. y Brahmanekar, P. K., 'Effect of machining parameters and cutting edge geometry on surface integrity of high-speed turned Inconel 718'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2008, 48, 15-28.

(Peng et al., 2019) Peng, B.; Bergs, T.; Schraknepper, D.; Klocke, F. y Döbbeler, B., 'A hybrid approach using machine learning to predict the cutting forces under consideration of the tool wear'. *Procedia CIRP*, 2019, 82, 302-307.

(Peng et al., 2020) Peng, B.; Bergs, T.; Schraknepper, D.; Smigielski, T. y Klocke, F., 'Development and validation of a new friction model for cutting processes'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2020, 107, 4357-4369.

(Pereira et al., 2016) Pereira, O.; Rodríguez, A.; Fernández-Abia, A. I.; Barreiro, J. y López de Lacalle, L. N., 'Cryogenic and minimum quantity lubrication for an eco-efficiency turning of AISI 304'. *Journal of Cleaner Production*, 2016, 139, 440-449.

(Pereira et al., 2017) Pereira, O.; Urbikain, G.; Rodríguez, A.; Fernández-Valdivielso, A.; Calleja, A.; Ayesta, I. y de Lacalle, L. N. L., 'Internal cryolubrication approach for Inconel 718 milling'. *Procedia Manufacturing*, 2017, 13, 89-93.

(Pérez-Salinas et al., 2023) Pérez-Salinas, C.; de Lacalle, L. N. L.; Fernández-Lucio, P. y Pereira-Neto, O., 'Planetary Dragging Cutting Edge Treatment and Edge Rounding Prediction on Carbide Tools'. *Proceedings of the XV Ibero-American Congress of Mechanical Engineering*, 2023, 293-299.

(Peter et al., 2020) Peter, P.; Boris, P.; Tomáš, V.; Jozef, P.; Marek, V. y Vladimír, Š., 'Cutting edge radius preparation'. *Materials Today: Proceedings*, 2020, 22, 212-218.

(Pierson, 1999) Pierson, H. O., '*Handbook of chemical vapor deposition: principles, technology and applications*', 1999, 2.^a ed., William Andrew., Vol. 1.

(Platit AG, s. f.) Platit AG, 'From monoblock to nanocomposite – PVD coating structures', (s. f.), Disponible en <https://www.platit.com/en/coating-know-how/coating-structures/>, (Acceso: 14 de septiembre de 2023).

(Poulachon et al., 2001) Poulachon, G.; Moisan, A. y Jawahir, I. S., 'Tool-wear mechanisms in hard turning with polycrystalline cubic boron nitride tools'. *Wear*, 2001, 250, 576-586.

(Pusavec et al., 2010) Pusavec, F.; Kramar, D.; Krajnik, P. y Kopac, J., 'Transitioning to sustainable production - Part II: Evaluation of sustainable machining technologies'. *Journal of Cleaner Production*, 2010, 18, 1211-1221.

(Rajbongshi et al., 2018) Rajbongshi, S. K.; Annebushan Singh, M. y Kumar Sarma, D., 'A comparative study in machining of AISI D2 steel using textured and non-textured coated carbide tool at the flank face'. *Journal of Manufacturing Processes*, 2018, 36, 360-372.

(Ranjan y Hiremath, 2019) Ranjan, P. y Hiremath, S. S., 'Role of textured tool in improving machining performance: A review'. *Journal of Manufacturing Processes*, 2019, 43, 47-73.

(Richards y Aspinwall, 1989) Richards, N. y Aspinwall, D., 'Use of ceramic tools for machining nickel based alloys'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1989, 29, 575-588.

(Rizzo et al., 2020) Rizzo, A.; Goel, S.; Grilli, M. L.; Iglesias, R.; Jaworska, L.; Lapkovskis, V.; Novak, P.; Postolnyi, B. O. y Valerini, D., 'The Critical Raw Materials in Cutting Tools for Machining Applications: A Review'. *Materials*, 2020, 13, 1-48.

(Sabberwal y Koenigsberger, 1961) Sabberwal, A. J. P. y Koenigsberger, F., 'Chip section and cutting force during the milling operation'. *CIRP Annals*, 1961, 10, 197-203.

(Salomon, 1931) Salomon, C. J., 'Process for machining metals of similar acting materials when being worked by cutting tools', 1931, Germany.

(Samant y Dahotre, 2009) Samant, A. N. y Dahotre, N. B., 'Laser machining of structural ceramics—A review'. *Journal of the European Ceramic Society*, 2009, 29, 969-993.

(Sampath Kumar et al., 2018) Sampath Kumar, T.; Ramanujam, R.; Vignesh, M.; Tamiloli, N.; Sharma, N.; Srivastava, S. y Patel, A., 'Comparative evaluation of performances of TiAlN, AlCrN, TiAlN/AlCrN coated carbide cutting tools and uncoated carbide cutting tools on turning Inconel 825 alloy using Grey Relational Analysis'. *Sensors and Actuators A: Physical*, 2018, 279, 331-342.

(Sandvik Coromant, s. f.) Sandvik Coromant, 'Fórmulas y definiciones de mecanizado', (s. f.), Disponible en <https://www.sandvik.coromant.com/es-es/knowledge/machining-formulas-definitions>, (Acceso: 9 de mayo de 2023).

(Sartori et al., 2017) Sartori, S.; Ghiotti, A. y Bruschi, S., 'Hybrid lubricating/cooling strategies to reduce the tool wear in finishing turning of difficult-to-cut alloys'. *Wear*, 2017, 376-377, 107-114.

(Sateesh Kumar y Patel, 2017) Sateesh Kumar, C. y Patel, S. K., 'Experimental and numerical investigations on the effect of varying AlTiN coating thickness on hard machining performance of Al₂O₃-TiCN mixed ceramic inserts'. *Surface and Coatings Technology*, 2017, 309, 266-281.

(Sateesh Kumar et al., 2020) Sateesh Kumar, C.; Majumder, H.; Khan, A. y Patel, S. K., 'Applicability of DLC and WC/C low friction coatings on Al₂O₃/TiCN mixed ceramic cutting tools for dry machining of hardened 52100 steel'. *Ceramics International*, 2020, 46, 11889-11897.

(Schubert et al., 2015) Schubert, A.; Zeidler, H.; Kühn, R. y Hackert-Oschätzchen, M., 'Microelectrical Discharge Machining: A Suitable Process for Machining Ceramics'. *Journal of Ceramics*, 2015, 2015, 1-9.

(Sela et al., 2019) Sela, A.; Ortizde-Zarate, G.; Arrieta, I.; Soriano, D.; Aristimuño, P.; Medina-Clavijo, B. y Arrazola, P. J., 'A mechanistic model to predict cutting force on orthogonal machining of Aluminum 7475-T7351 considering the edge radius'. *Procedia CIRP*, 2019, 82, 32-36.

(«Shaping Aerospace and Automotive Machining with Synthetic Diamond Solutions», 2019) 2019, Disponible en <https://www.azom.com/article.aspx?ArticleID=18663>, (Acceso: 28 de agosto de 2023).

(Sharma y Pandey, 2016) Sharma, V. y Pandey, P. M., 'Recent advances in turning with textured cutting tools: A review'. *Journal of Cleaner Production*, 2016, 137, 701-715.

(Shaw, 1996) Shaw, M. C., 'Energy Conversion in Cutting and Grinding'. *CIRP Annals*, 1996, 45, 101-104.

(Siju y Waigaonkar, 2021) Siju, A. S. y Waigaonkar, S. D., 'Effects of rake surface texture geometries on the performance of single-point cutting tools in hard turning of titanium alloy'. *Journal of Manufacturing Processes*, 2021, 69, 235-252.

(Sims et al., 1987) Sims, C. T.; Stoloff, N. S. y Hagel, W. C., '*Superalloys II: High-Temperature Materials for Aerospace and Industrial Power*', 1987, 1.^a ed., Wiley., Vol. 2.

(Lubis et al., 2019) Lubis, S. Y.; Darmawan, S. y Ericson, 'Effect of cutting speed on temperature cutting tools and surface roughness of AISI 4340 steel'. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2019, 508, 012053.

(Singh et al., 2020) Singh, R.; Dureja, J. S.; Dogra, M.; Gupta, M. K.; Mia, M. y Song, Q., 'Wear behavior of textured tools under graphene-assisted minimum quantity lubrication system in machining Ti-6Al-4V alloy'. *Tribology International*, 2020, 145, 106183.

(Sivaiah y Bodicherla, 2020) Sivaiah, P. y Bodicherla, U., 'Effect of Surface Texture Tools and Minimum Quantity Lubrication (MQL) on tool Wear and Surface Roughness in CNC Turning of AISI 52100 Steel'. *Journal of The Institution of Engineers (India): Series C*, 2020, 101, 85-95.

(Sørby y Vagnorius, 2018) Sørby, K. y Vagnorius, Z., 'High-Pressure Cooling in Turning of Inconel 625 with Ceramic Cutting Tools'. *Procedia CIRP*, 2018, 77, 74-77.

(Ståhl et al., 2007) Ståhl, J. E.; Andersson, C. y Jönsson, M., 'A Basic Economic Model for Judging Production Development'. *Proceedings of the 1st International Swedish Production Symposium*, 2007, Gothenburg, Sweden.

(Ståhl et al., 2014) Ståhl, J. E.; Johansson, D.; Schultheiss, F.; Zhou, J. y Bushlya, V., 'Tool Life and Wear Modelling in Metal Cutting, Part 2— Based on Combining the Archard and the Colding Equations'. *Swedish Production Symposium, 2014*, 2014, APA.

(Ståhl, 2012) Ståhl, J. E. and F. S., 'Analytical Calculation of the True Equivalent Chip Thickness for Cutting Tools and its Influence on the Calculated Tool Life'. *Advanced Materials Research*, 2012, 576, 80-86.

(Straka y Vopat, 2022) Straka, R. y Vopat, T., 'Cutting edge preparation methods comparison in terms of tool life'. *33rd DAAAM International Symposium on Intelligence Manufacturing and Automation*, 2022, 188-0192.

(Strano et al., 2015) Strano, M.; Albertelli, P.; Chiappini, E. y Tirelli, S., 'Wear behaviour of PVD coated and cryogenically treated tools for Ti-6Al-4V turning'. *International Journal of Material Forming*, 2015, 8, 601-611.

(Suárez et al., 2016) Suárez, A.; López de Lacalle, L. N.; Polvorosa, R.; Veiga, F. y Wretland, A., 'Effects of High-Pressure Cooling on the Wear Patterns on Turning Inserts Used on Alloy IN718'. *Materials and Manufacturing Processes*, 2016, 32, 678-686.

(Su et al., 2015) Su, G.; Liu, Z.; Li, L. y Wang, B., 'Influences of chip serration on micro-topography of machined surface in high-speed cutting'. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2015, 89, 202-207.

(Sui et al., 2016) Sui, X.; Li, G.; Qin, X.; Yu, H.; Zhou, X.; Wang, K. y Wang, Q., 'Relationship of microstructure, mechanical properties and titanium cutting performance of TiAlN/TiAlSiN composite coated tool'. *Ceramics International*, 2016, 42, 7524-7532.

(Sujuan et al., 2022) Sujuan, W.; Tao, Z.; Wenping, D.; Zhanwen, S. y To, S., 'Analytical modeling and prediction of cutting forces in orthogonal turning: a review'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2022, 119, 1407-1434.

(Sun et al., 2016) Sun, J.; Zhou, Y.; Deng, J. y Zhao, J., 'Effect of hybrid texture combining micro-pits and micro-grooves on cutting performance of WC/Co-based tools'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2016, 86, 3383-3394.

(Tamil Alagan et al., 2021) Tamil Alagan, N.; Zeman, P.; Mara, V.; Beno, T. y Wretland, A., 'High-pressure flank cooling and chip morphology in turning Alloy 718'. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2021, 35, 659-674.

(Tan et al., 2020) Tan, D. W.; Zhu, L. L.; Wei, W. X.; Yu, J. J.; Zhou, Y. Z.; Guo, W. M. y Lin, H. T., 'Performance improvement of Si₃N₄ ceramic cutting tools by tailoring of phase composition and microstructure'. *Ceramics International*, 2020, 46, 26182-26189.

(Taraman, 1974) Taraman, K., 'Multi machining output—multi independent variable turning research by response surface methodology'. *International Journal of Production Research*, 1974, 12, 233-245.

(Taylor, 1906) Taylor, F. W., 'On the art of cutting metals', 1906, The American Society of Mechanical Engineers, New York.

(Thakur et al., 2014) Thakur, A.; Gangopadhyay, S. y Maity, K. P., 'Effect of Cutting Speed and Tool Coating on Machined Surface Integrity of Ni-based Super Alloy'. *Procedia CIRP*, 2014, 14, 541-545.

(Thakur y Gangopadhyay, 2016) Thakur, A. y Gangopadhyay, S., 'State-of-the-art in surface integrity in machining of nickel-based super alloys'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2016, 100, 25-54.

(Tiegs, 2005) Tiegs, T., 'SiC Whisker Reinforced Alumina'. *Handbook of Ceramic Composites*, 2005, Springer, Boston, MA., pp. 307-323. ISBN 978-0-387-23986-6.

(Tikal y Holsten, 2008) Tikal, F. y Holsten, S., 'Bedeutung der Kantenverrundung bei Zerspanungswerkzeugen', 2008, In-house trade fair 2008 of OTEC Präzisionsfinish GmbH.

(Tönshoff y Mohlfeld, 1998) Tönshoff, H. K. y Mohlfeld, A., 'Surface treatment of cutting tool substrates'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1998, 38, 469-476.

(Tönshoff et al., 1998) Tönshoff, H. K.; Mohlfeld, A.; Gey, C. y Winkler, J., 'Surface modification of cemented carbide cutting tools for improved adhesion of diamond coatings'. *Surface and Coatings Technology*, 1998, 108-109, 543-550.

(Tonshoff et al., 2000) Tonshoff, H. K.; Arendt, C. y Amor, R. Ben, 'Cutting of Hardened Steel'. *Annual CIRP*, 2000, 40, 547-466.

(Trent y Wright, 2000) Trent, E. M. y Wright, P. K., 'Metal cutting'. *Butterworth-Heinemann, Boston*, 2000, 4.^a ed., Butterworth-Heinemann, Woburn. ISBN 9780080511450.

(Tucho y Hansen, 2019) Tucho, W. M. y Hansen, V., 'Characterization of SLM-fabricated Inconel 718 after solid solution and precipitation hardening heat treatments'. *Journal of Materials Science*, 2019, 54, 823-839.

(Ulutan y Ozel, 2011) Ulutan, D. y Ozel, T., 'Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2011, 51, 250-280.

(Uysal y Altan, 2014) Uysal, A. y Altan, E., 'A New Slip-Line Field Modeling of Orthogonal Machining with a Rounded-Edge Worn Cutting Tool'. *Machining Science and Technology*, 2014, 18, 386-423.

(Uysal y Altan, 2015) Uysal, A. y Altan, E., 'Effect of Ploughing Force on Cutting Forces in Micro-cutting with a Rounded-edge Cutting Tool'. *Materials Today: Proceedings*, 2015, Elsevier Ltd., Vol. 2pp. 224-229.

(Vander Voort et al., 2004) Vander Voort, G. F.; Lucas, G. M. y Manilova, E. P., 'Metallography and Microstructures of Heat-Resistant Alloys'. En: Vander Voort, G. F. (ed.), *ASM Handbook Volume 9: Metallography and Microstructures*, 2004, ASM International, Ohio., pp. 820-859. ISBN 0-87170-706-3.

(Vasumathy y Meena, 2017) Vasumathy, D. y Meena, A., 'Influence of micro scale textured tools on tribological properties at tool-chip interface in turning AISI 316 austenitic stainless steel'. *Wear*, 2017, 376-377, 1747-1758.

(Vetter et al., 2018) Vetter, J.; Berger, M.; Derflinger, V. y Krassnitzer, S., '*Plasma-Assisted Coating Processes*', 2018, SZ Scala GmbH, Munich. ISBN 978-3-86236-117-5.

(Volpato et al., 2022) Volpato, G. M.; Tetzlaff, U. y Fredel, M. C., 'A comprehensive literature review on laser powder bed fusion of Inconel superalloys'. *Additive Manufacturing*, 2022, 55, 102871.

(Vopát et al., 2018) Vopát, T.; Kuruc, M.; Šimna, V.; Necpal, M.; Buranský, I.; Zaujec, R. y Peterka, J., 'The influence of cutting edge radius size on the tool life of cemented carbide drills'. *Annals of DAAAM and Proceedings of the International DAAAM Symposium*, 2018, 29, 0421-0425.

(Vopat et al., 2022) Vopat, T.; Straka, R.; Kuruc, M. y Peterka, J., 'The effect of cutting edge radius sizes on tool life in machining nickel alloy Inconel 718'. *33rd DAAAM International Symposium on Intelligence Manufacturing and Automation*, 2022, 180-0187.

(Vozar et al., 2019) Vozar, M.; Patoprsty, B.; Vopat, T. y Peterka, J., 'Overview of Methods of Cutting Edge Preparation'. En: Katalinic, B. (ed.), *DAAM International*

Scientific Book, 2019, DAAAM International, Vienna., pp. 251-264. ISBN 978-3-902734-24-2.

(Vozár et al., 2020) Vozár, M.; Pätoprstý, B.; Peterka, J.; Pokorný, P.; Vopát, T. y Šimna, V., 'Influence of drag finishing parameters on the cutting edge radius of solid carbide mills'. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2020, 749, 012027.

(Wang et al., 2021) Wang, B.; Liu, Z.; Cai, Y.; Luo, X.; Ma, H.; Song, Q. y Xiong, Z., 'Advancements in material removal mechanism and surface integrity of high speed metal cutting: A review'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2021, 166, 103744.

(Wang et al., 2020) Wang, W.; Saifullah, M. K.; Aßmuth, R.; Biermann, D.; Arif, A. F. M. y Veldhuis, S. C., 'Effect of edge preparation technologies on cutting edge properties and tool performance'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2020, 106, 1823-1838.

(Wan et al., 2012) Wan, Z. P.; Zhu, Y. E.; Liu, H. W. y Tang, Y., 'Microstructure evolution of adiabatic shear bands and mechanisms of saw-tooth chip formation in machining Ti6Al4V'. *Materials Science and Engineering: A*, 2012, 531, 155-163.

(Woxén, 1932) Woxén, R., 'A Theory and an Equation for the Life of Lathe Tools'. *Ingenjörsvetenskapsakademin*, 1932, 10.

(Wu et al., 2020) Wu, M.; Yu, A.; Chen, Q.; Wang, Y.; Yuan, J.; Sun, L. y Chi, J., 'Design of adjustable chip breaker for PCD turning tools'. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2020, 172, 105411.

(Wu et al., 2016) Wu, X.; Li, L.; He, N.; Hao, X.; Yao, C. y Zhong, L., 'Investigation on the ploughing force in microcutting considering the cutting edge radius'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2016, 86, 2441-2447.

(Wyen y Wegener, 2010) Wyen, C. F. y Wegener, K., 'Influence of cutting edge radius on cutting forces in machining titanium'. *CIRP Annals*, 2010, 59, 93-96.

(Wyen et al., 2012) Wyen, C. F.; Knapp, W. y Wegener, K., 'A new method for the characterisation of rounded cutting edges'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2012, 59, 899-914.

(Xie et al., 2013) Xie, J.; Luo, M. J.; Wu, K. K.; Yang, L. F. y Li, D. H., 'Experimental study on cutting temperature and cutting force in dry turning of titanium alloy using a non-

coated micro-grooved tool'. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2013, 73, 25-36.

(Xing et al., 2014 a) Xing, Y.; Deng, J.; Zhao, J.; Zhang, G. y Zhang, K., 'Cutting performance and wear mechanism of nanoscale and microscale textured Al₂O₃/TiC ceramic tools in dry cutting of hardened steel'. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2014a, 43, 46-58.

(Xing et al., 2014 b) Xing, Y.; Deng, J.; Zhao, J.; Zhang, G. y Zhang, K., 'Cutting performance and wear mechanism of nanoscale and microscale textured Al₂O₃/TiC ceramic tools in dry cutting of hardened steel'. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2014b, 43, 46-58.

(Xing et al., 2016) Xing, Y.; Deng, J.; Wang, X.; Ehmann, K. y Cao, J., 'Experimental assessment of laser textured cutting tools in dry cutting of aluminum alloys'. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, 2016, 138.

(Yadav y Saxena, 2020) Yadav, P. y Saxena, K. K., 'Effect of heat-treatment on microstructure and mechanical properties of Ti alloys: An overview'. *Materials Today: Proceedings*, 2020, 26, 2546-2557.

(Yallese et al., 2009) Yallese, M. A.; Chaoui, K.; Zeghib, N.; Boulanouar, L. y Rigal, J. F., 'Hard machining of hardened bearing steel using cubic boron nitride tool'. *Journal of Materials Processing Technology*, 2009, 209, 1092-1104.

(Yang et al., 2020) Yang, S.; Wang, T.; Ren, W. y Su, S., 'Micro-texture design criteria for cemented carbide ball-end milling cutters'. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2020, 34, 127-136.

(Yevtushenko et al., 1996) Yevtushenko, A. A.; Panasyuk, I. V. y Ukhanskaya, O. M., 'The thermally stressed state of an elastic half-plane heated by a uniformly moving heat source'. *Journal of Applied Mathematics and Mechanics*, 1996, 60, 159-165.

(Yılmaz et al., 2020) Yılmaz, B.; Karabulut, Ş. y Güllü, A., 'A review of the chip breaking methods for continuous chips in turning'. *Journal of Manufacturing Processes*, 2020, 49, 50-69.

(Ze et al., 2012) Ze, W.; Jianxin, D.; Yang, C.; Youqiang, X. y Jun, Z., 'Performance of the self-lubricating textured tools in dry cutting of Ti-6Al-4V'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2012, 62, 943-951.

(Zhang et al., 2017 a) Zhang, K.; Deng, J.; Ding, Z.; Guo, X. y Sun, L., 'Improving dry machining performance of TiAlN hard-coated tools through combined technology of femtosecond laser-textures and WS₂ soft-coatings'. *Journal of Manufacturing Processes*, 2017a, 30, 492-501.

(Zhang et al., 2023) Zhang, K.; Li, Z.; Wang, S.; Wang, P.; Zhang, Y. y Guo, X., 'Study on the cooling and lubrication mechanism of magnetic field-assisted Fe₃O₄@CNTs nanofluid in micro-textured tool cutting'. *Journal of Manufacturing Processes*, 2023, 85, 556-568.

(Zhang et al., 2017 b) Zhang, Q.; Zhang, S. y Li, J., 'Three Dimensional Finite Element Simulation of Cutting Forces and Cutting Temperature in Hard Milling of AISI H13 Steel'. *Procedia Manufacturing*, 2017b, 10, 37-47.

(Zhang et al., 2017 c) Zhang, T.; Liu, Z.; Shi, Z. y Xu, C., 'Investigation on size effect of specific cutting energy in mechanical micro-cutting'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017c, 91, 2621-2633.

(Zhang y Xu, 2021) Zhang, Y. y Xu, X., 'Machine learning cutting force, surface roughness, and tool life in high speed turning processes'. *Manufacturing Letters*, 2021, 29, 84-89.

(Zhao et al., 2018) Zhao, J.; Liu, Z.; Wang, B.; Hua, Y. y Wang, Q., 'Cutting temperature measurement using an improved two-color infrared thermometer in turning Inconel 718 with whisker-reinforced ceramic tools'. *Ceramics International*, 2018, 44, 19002-19007.

(Zhao et al., 2017) Zhao, T.; Zhou, J. M.; Bushlya, V. y Ståhl, J. E., 'Effect of cutting edge radius on surface roughness and tool wear in hard turning of AISI 52100 steel'. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, 91, 3611-3618.

(Zhou, 2001) Zhou, L., '*Machining Chip-Breaking Prediction with Grooved Inserts in Steel Turning*', 2001, Worcester Polytechnic Institute.

(Zhuang et al., 2021) Zhuang, K.; Fu, C.; Weng, J. y Hu, C., 'Cutting edge microgeometries in metal cutting: a review'. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2021 116:7, 2021, 116, 2045-2092.

(Zhuang et al., 2022) Zhuang, K.; Gao, J.; Ye, T. y Dai, X., 'Effect of cutting edge radius on cutting force and surface roughness in machining of Ti-6Al-4V'. *Procedia CIRP*, 2022, 108, 571-576.